

KfK 5326

Mai 1994

Sammlung der Vorträge zum

Statusbericht

des Projektes Nukleare
Sicherheitsforschung (PSF)

vom 23. März 1994

im Kernforschungszentrum Karlsruhe

zusammengestellt von R. Hüper

Projekt Nukleare Sicherheitsforschung

Kernforschungszentrum Karlsruhe

Kernforschungszentrum Karlsruhe
Projekt Nukleare Sicherheitsforschung

KfK 5326

Sammlung der Vorträge zum

Statusbericht

des Projektes Nukleare
Sicherheitsforschung (PSF)

vom 23. März 1994

im Kernforschungszentrum
Karlsruhe

Zusammengestellt von R. Hüper

Kernforschungszentrum Karlsruhe GmbH, Karlsruhe

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

Kernforschungszentrum Karlsruhe GmbH
Postfach 3640, 76021 Karlsruhe

ISSN 0303-4003

Zusammenfassung

Der vorliegende Band umfaßt die Endfassung der Vorträge, die am 23.3.1994 im Kernforschungszentrum Karlsruhe im Rahmen des Statusberichts des Projekts Nukleare Sicherheitsforschung gehalten worden sind.

Der Bericht wurde zusammengestellt von R. Hüper.

Summary

Status Report of the Nuclear Safety Research Project

This volume contains the final version of papers presented as part of the Status Report of the Nuclear Safety Research Project of the Karlsruhe Nuclear Research Center on 23 March 1994.

The report was compiled by R. Hüper.

Inhalt

	Seite
I. G. Keßler: Sicherheitsanforderungen an zukünftige LWR-Anlagen	1
II. G. Heusener: Das F + E-Programm des Projektes Nukleare Sicherheitsforschung	15
III. H. Hoffmann, D. Wilhelm, D. Weinberg: Untersuchungen zur passiven Nachwärmeabfuhr für schnelle Reaktoren	33
IV. D. Struwe, W. Maschek: Analyse kernzerstörender Unfälle in schnellen Reaktoren	74
V. G. Heusener, G. Mühling: Aktinidenverbrennung in schnellen Reaktoren, KfK-Beiträge zum CAPRA-Programm	115
VI. P. Hofmann, G. Schanz, S. Hagen, V. Nowack, L. Sepold, G. Schumacher: CORA-Ergebnisse zum LWR-Brennelementverhalten bei schweren Reaktor- störfällen	132
VII. W. Breitung, R. Redlinger, P. Roysl: Untersuchungen zur Verteilung und Verbrennung von Wasserstoff in DWR-Anlagen	167
VIII. H. Jacobs, L. Meyer, W. Schütz: Untersuchungen zur Dampfexplosion	214
IX. R. Krieg, K. Schleisiek: Beanspruchung des Reaktordruckbehälters bei einer Dampfexplosion	233
X. H. Alsmeyer, H. Werle: Kernschmelzkühleinrichtungen für zukünftige DWR-Anlagen	249

I. Sicherheitsanforderungen an zukünftige LWR-Anlagen

G. Keßler

PSF-Statusbericht, 23. März 1994

Sicherheitsanforderungen an zukünftige LWR-Anlagen

Prof. G. Keßler, KfK-INR

1. Vorwort

Diesen Vortrag könnte man mit zwei verschiedenen Grundtendenzen halten:

- man könnte begründen, warum man zukünftige Reaktoren mit neuen Sicherheitsanforderungen bauen soll und auch bauen kann, so wie wir es von Karlsruhe seit 4 Jahren veröffentlichen und vertreten [1,2,3,4,5].
- man kann den gegenwärtig erreichten Stand der internationalen Sicherheitsdiskussion beschreiben, wie er durch diese Karlsruher Vorschläge mit beeinflusst wurde.

Ich wähle heute den zweiten Weg.

2. Einleitung

Sowohl in USA und Japan als auch in Europa einschließlich Rußland werden seit einigen Jahren verbesserte Sicherheitskonzepte für zukünftige Leichtwasserreaktoren und für gasgekühlte Reaktoren diskutiert [6,7]. Die Verbesserungen beziehen sich

- auf eine weitere Verringerung der Eintrittshäufigkeit für Kernschmelzen
- auf eine Verringerung der Freisetzung von Radioaktivität im Falle eines Kernschmelzunfalles durch Containment-Maßnahmen.

Die verschiedenen Konzepte sind in Abb. 1 aufgelistet. Einheitliche Sicherheitsanforderungen an zukünftige Druckwasserreaktoren wurden bisher in USA vom ACRS (NRC) [8] und in Europa von Deutschland/Frankreich erarbeitet. Dazu wurde Ende 1993 eine gemeinsame Empfehlung der RSK/GPR veröffentlicht [9]. Sie war von den entsprechenden verantwortlichen Ministerien in Deutschland und Frankreich vorher akzeptiert worden.

	USA	Japan	Europa	Rußland
evolutionär	APWR 1000 APWR 1300 System 80+ ABWR-1300	----- ----- ABWR (in Bau) -----	KONVOI-B Typ N4 EPR BQR-90	WWER-92
evolutionär- passiv	AP-600 SBWR	MS-300/600	SWR-600	WWER-500
innovativ (inherent safety features)	PIUS		PIUS SIR HTR-Modul	B500 SKDI

Abb. 1: Neue Reaktorkonzepte

Die GPR/RSK-Empfehlung geht weiter als die ACRS Empfehlung (Abb. 2), welche zwar die Berücksichtigung schwerer Kernschmelz-Unfälle fordert, aber letztlich nur verlangt, daß das Containment in 90% aller Kernschmelz-Unfälle, deren Folgephänomene widerstehen soll. In 10% aller Fälle werden Freisetzungen von Radioaktivität nach einem Kernschmelzunfall zugelassen. Diese Forderung ist außerdem unspezifiziert im Hinblick z.B. auf die Frage, welchen Phänomenen das Containment widerstehen soll. Letztlich wird damit die Eintrittshäufigkeit für Versagen des Containments und nachfolgende Evakuierungsmaßnahmen nur um 1 Größenordnung gegenüber heutigen Reaktoren gesenkt, wie wir im folgenden sehen werden. Die GPR/RSK-Empfehlung ist weitergehend.

Warum dies so ist, möchte ich an Hand einiger Abbildungen zum Stand der Sicherheitstechnik existierender Reaktoren erklären. Für diese gilt das probabilistische Risiko-Konzept, d.h.

Unfälle mit großer Radioaktivitäts-Freisetzung (Kernschmelzen) sollen äußerst geringe Eintrittshäufigkeit ($10^{-5}/a$) haben.

Risikostudien wie z.B. die der GRS [10] für deutsche DWR's haben gezeigt, daß im Falle von Kernschmelzen und dessen Folgephänomenen

bis zu 100% der Edelgase
bis zu 50 oder 90% des J, Cs, Te

freiwerden können (Abb. 3).

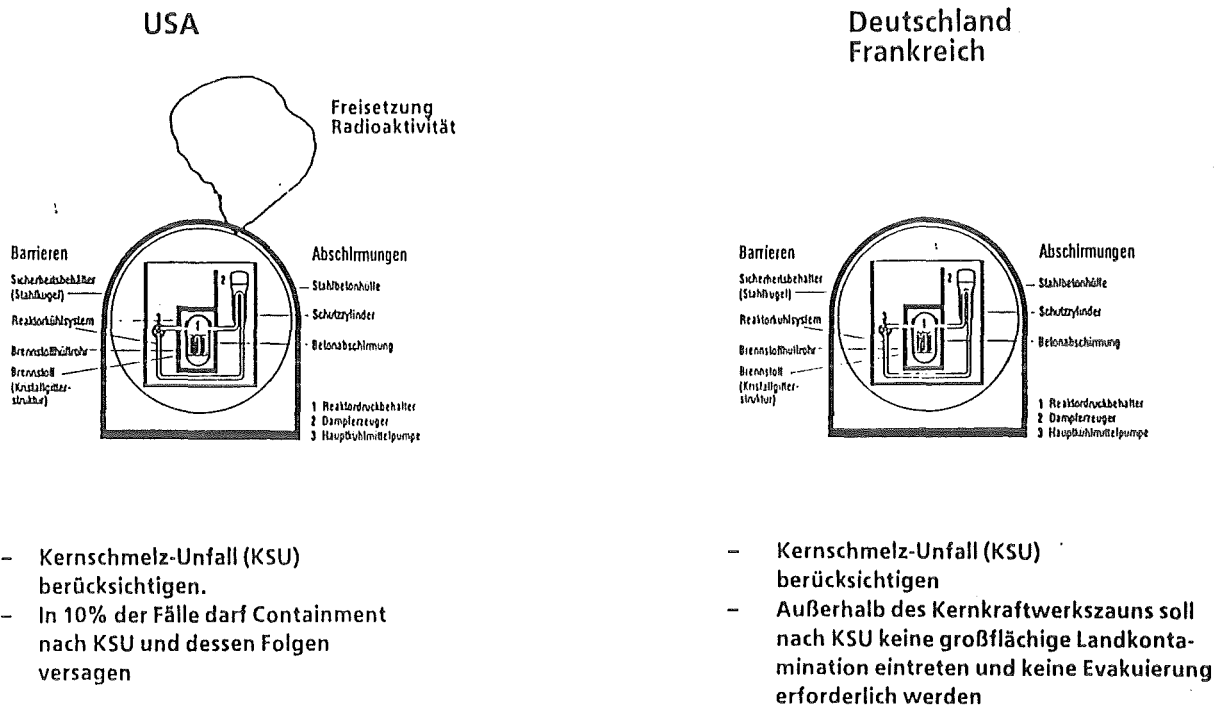


Abb. 2: Vergleich ACRS und RSK/GPR Sicherheitskonzept

	Kr,Xe	J	Cs	Te	Sr	Ce	Ba
Großflächiges Versagen des Sicherheitsbehälters (Wasserstoff-Verbrennung, Dampfexplosion, Hochdruck-Pfad)	100	50 bis 90			42	4	24
Primärkreisleck im Ringraum ("Bypass"-Unfall)	100	37	37	23	17	1	11
Heizrohrleck im Dampferzeuger	17	15	15	5	$7 \cdot 10^{-3}$	---	0,1
Kleines Leck im Sicherheitsbehälter (Niederdruck-Pfad)	100	0,8	$4 \cdot 10^{-2}$	0,2	$2 \cdot 10^{-2}$	$1 \cdot 10^{-3}$	$1 \cdot 10^{-2}$
Gefilterte Druckentlastung	90	0,2	$3 \cdot 10^{-5}$	$4 \cdot 10^{-4}$	$2 \cdot 10^{-5}$	$2 \cdot 10^{-6}$	$2 \cdot 10^{-5}$

Abb. 3: Radionuklidfreisetzung bei verschiedenen Unfallabläufen, normiert auf das Kerninventar (in %) (GRS 72, 1989)

Die radiologischen Folgen jedes dieser Unfälle auf die Umgebung können mit heute vorhandenen Programmsystemen [11] ermittelt werden. Dabei spielen die Wetterbedingungen natürlich eine wichtige Rolle (Abb. 4). Da man Wetterbedingungen nicht im voraus weiß, kann man die vorhandene Wetterstatistik einsetzen. Das Auftreten einer gewissen Wettersituation ist dann selbst mit einer Eintrittshäufigkeit verknüpft. Ermittelt man nun für jeden Aufpunkt außerhalb der Anlage die radiologische Dosis, so findet man in gewissen Gebieten eine Überschreitung der Dosis-Richtwerte für

z.B. Evakuierung
Nahrungsmittelverbote usw.

(siehe Abb. 5).

Man kann die Flächen dieser Gebiete mit Überschreitung der unteren Eingreifrichtwerte für z.B. Evakuierung zusammenzählen und erhält die zu evakuierenden Flächen als Funktion der Radioaktivitätsfreisetzung während des Unfalls und der Wettersituation. Dies ist in Abb. 6 verwirklicht, wo über der Freisetzung an Edelgasen (parametrisch) und den Spaltprodukten I, Cs, Te (Abszisse) die zu evakuierenden Flächen angegeben werden. Die einzelnen Unfälle sind dabei auf einer zusätzlichen Skala als Bereiche mit geschätzten Eintrittshäufigkeiten angegeben. Die verschiedenen Wetterbedingungen finden sich in den Perzentilwerten wieder (90 Fraktil bedeutet, daß 90 % aller Wetterbedingungen berücksichtigt sind).

Als Ergebnis findet man, daß große Freisetzungen zu großen evakuierenden Flächen führen. Allerdings sind diese großen Flächen bei heutigen Reaktoren Eintrittshäufigkeiten von etwa $10^{-8}/a$ (bei 90% Fraktil) zugeordnet [5].

Durch die Forderung des ACRS wird die Eintrittshäufigkeit (untere Skala) um eine Größenordnung verringert.

Will man jedoch die Forderung

keine Evakuierung außerhalb eines gewissen Radius,
z.B. außerhalb der Reaktor-Anlage

verwirklichen, so muß man die großen Unfälle mit deren Folgephänomenen eliminieren, oder das Containment darf kaum bzw. nur minimalste Radioaktivität im Falle von Kernschmelzen und dessen Folgephänomenen nach außen lassen. Dies gilt nicht nur für die Spaltprodukte, sondern auch für die Edelgase.

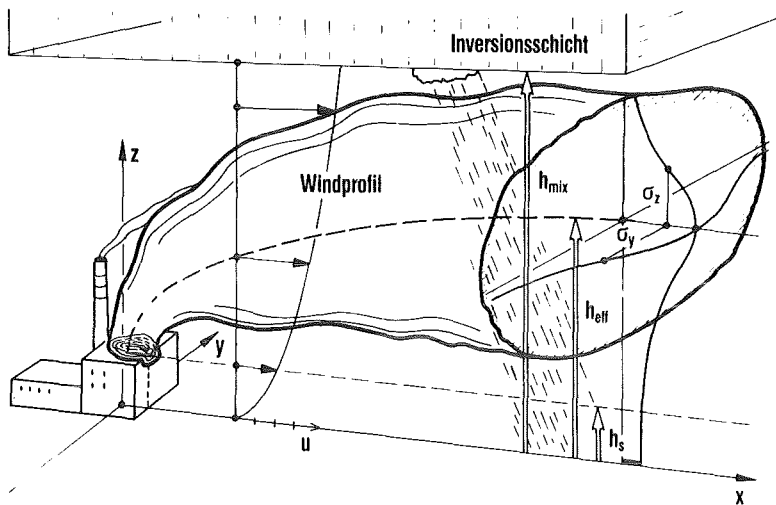


Abb. 4: Ausbreitung von freigesetzter Radioaktivität

Maßnahme	Bezugsdosis	Unterer Richtwert [mSv]	Oberer Richtwert [mSv]
Verbleiben im Haus (sheltering)	Effektivdosis durch Inhalation und akute externe Bestrahlung	5	50
	Lunge und jedes bevorzugt bestrahlte Einzelorgan (Inhalation, akute externe Bestrahlung)	50	250
Evakuierung	Effektivdosis durch Inhalation und akute externe Bestrahlung (8 Tage)	100	500
	Lunge und jedes bevorzugt bestrahlte Einzelorgan (Inhalation, akute externe Bestrahlung)	300	1500
Umsiedlung	Effektivdosis durch externe Bestrahlung und Inhalation infolge Resuspension im 1. Jahr nach der Freisetzung	50	250
Nahrungsmittelverbote	effektive Folgeäquivalentdosis durch Ingestion über 1 Jahr	5	50

Abb. 5: Dosis-Richtwerte für das Einleiten von Schutz- und Gegenmaßnahmen

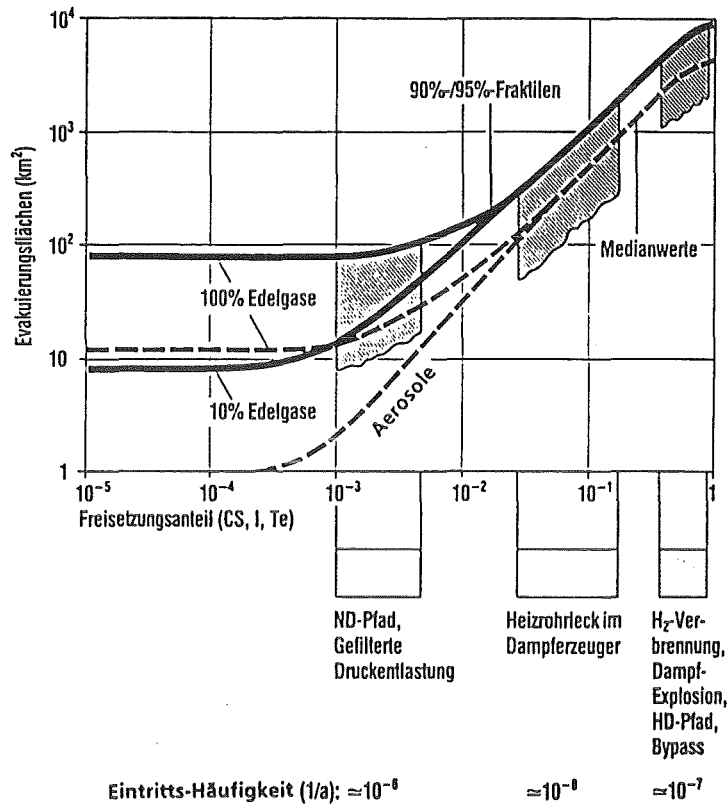


Abb. 6: Evakuierungsflächen in Abhängigkeit von der Freisetzung an Edelgasen und Aerosolen (Cs, J, Te) bei schweren Unfällen mit Versagen des äußeren Sicherheitsbehälters

Entwurf Dezember 1993

Artikel 4: Änderung AtGs §7, Abs. 2a

Bei Anlagen zur Spaltung von Kernbrennstoffen.....
die Genehmigung nur erteilt werden darf, wenn auf
grund der Beschaffenheit und des Betriebs der Anlage
auch Ereignisse, deren Eintritt durch die zu treffende
Vorsorge gegen Schaden praktisch ausgeschlossen ist,
einschneidende Maßnahmen zum Schutz vor der
schädlichen Wirkung ionisierender Strahlung außerhalb
des abgeschlossenen Geländes der Anlage nicht
erforderlich machen würde.

Abb. 7: Auszug aus dem geplanten Artikelgesetz

Auf der Ebene des Gesetzgebers haben parallele Überlegungen zu Vorschlägen für die Änderung des AtGs §7, Absatz 2a, geführt, der Teil des sogen. Artikelgesetzes werden soll (Abb. 7). Durch diese Änderung des AtGS §7, Abs. 2a ist im Sinne von Abb. 6 die Zielsetzung festgelegt.

3. Stand Deutschland/Frankreich (RSK-GPR Empfehlung)

In Deutschland/Frankreich wird davon ausgegangen, daß man auf der Erfahrung mit dem Betrieb der jetzigen DWR's aufbauen sollte, d.h. in Deutschland auf den Konvoi-Reaktoren und in Frankreich auf der N4-Reihe, die beide 4 Loop-Anlagen mit einem Leistungsniveau von 1350/1400 MWe sind.

Das gestaffelte Sicherheitskonzept mit mehreren Schutzebenen einschließlich der Barrieren (Brennstoff, Hülle, RDB, SB) gegen die Freisetzung von radioaktiven Stoffen in die Umwelt ist Ausgangsbasis und bleibt wie bei heutigen DWR's erhalten. Es ist der Nachweis zu erbringen, daß die Schutzziele

- Kontrolle der Reaktivität
- Kühlung des Brennstoffes
- Einschluß der Radioaktivität

gewährleistet sind.

Der Sicherheitsnachweis für Kernkraftwerke der nächsten Generation soll deterministisch geführt werden, ergänzt durch probabilistische Methoden. Letztere dienen zum Nachweis der Ausgewogenheit des gesamten Sicherheitskonzeptes.

Insgesamt soll eine Reduzierung der Eintrittshäufigkeit von Störfällen und schweren Unfällen mit Kernschmelzen erreicht werden. Die globale (integrale) Kernschmelzhäufigkeit soll signifikant gegenüber dem heutigen Stand verringert werden ($< 10^{-5}/a$ INSAG-3) [12].

Da solchen Bemühungen über die Prinzipien redundante und diversitäre Auslegung jedoch grundsätzlich Grenzen gesetzt sind [13], muß man zum Erreichen des Ziels zusätzlich mehr Gewicht auf die Behandlung der Folgephänomene von Kernschmelzen legen. Die Forderung für zukünftige DWR ist:

- die Konsequenzen schwerer Unfälle sollen bereits in der Planungsphase berücksichtigt werden

- Wenn selbst im Falle eines Kernschmelz-Unfalles außerhalb der Anlage eine Evakuierung der Bevölkerung nicht erforderlich werden soll und eine großflächige Landkontamination nicht möglich werden soll,

so ergibt sich (Abb. 6), daß keine größeren Radioaktivitäts-Freisetzungen durch

- einen Reaktivitäts- oder Entborierungsstörfall
- eine sog. Dampfexplosion
- eine H₂-Verbrennung jeglicher Art im Sicherheitsbehälter
- ein Durchschmelzen des RDB unter hohem Dampfdruck
- ein Durchschmelzen der Kernschmelze durch die Grundplatte des Sicherheits-Behälters (Si-Be)
- eine Bypass-Freisetzung von Radioaktivität im Ringraum (V-Sequenzen)

auftreten dürfen.

Folgende Grundsätze sind dann anzuwenden. Man muß entweder

- a) den Nachweis führen, daß die Folgephänomene nach physikalischen Gesetzen nicht auftreten können (Beispiel: Dampfexplosion, globale H₂-Detonation),
- b) oder man muß Auslegungsmaßnahmen treffen, die einen sicheren Einschluß der Radioaktivität gewährleisten, um die Phänomene so zu eliminieren (V-Sequenzen, HD-Pfad)
- c) oder man muß die Strukturen (z.B. innere Gebäudestrukturen oder/und den äußeren Sicherheits-Behälter) so auslegen, daß er den thermischen und mechanischen Belastungen, die durch Folgephänomene des Kernschmelzens auftreten, standhalten kann und so der Einschluß der Radioaktivität gewährleistet ist.

RSK/GPR haben in ihrer gemeinsamen Empfehlung [9] die Hoffnung ausgedrückt, daß die einzelnen zu betrachtenden Phänomene durch Anwendung von 1 oder 2 der obigen Prinzipien (a, b oder c) technisch lösbar sind.

Mögliche Freisetzung der Radioaktivität über die Sekundärseite (Dampferzeuger) oder über an den Primärkreis angeschlossene Systeme, die aus dem Si-Be herausführen (V-Sequenz) müssen durch Auslegungsmaßnahmen die den Einschluß gewährleisten, eliminiert werden. (b)

Die Möglichkeit der schnellen Einspeisung von kalten oder entboriertem Wasser muß durch die Auslegung ausgeschlossen werden (Reaktivitätsstörfälle). (b)

Kernschmelzen unter hohem Systemdruck (HD-Pfad) muß durch die Auslegung ausgeschlossen werden. (b)
(c)

Eine die Integrität des Si-Be gefährdende globale Wasserstoff-Detonation muß ausgeschlossen werden können. (a)

Dampfexplosionen innerhalb und außerhalb des RDB müssen eliminiert werden. (a)
(b)

Der Sicherheitsbehälter muß der Belastung aus:
einer globalen trockenen H₂-Deflagration der maximalen H₂-Menge, die beim KSU entstehen kann,

und c

einer repräsentativen lokalen schnellen Deflagration (DDT)

standhalten.

(Die Inertisierung des Si-Be kann als Alternative in Betracht gezogen werden.)

– Das Durchdringen von Kernschmelzen oder radioaktiv kontaminiertem Wasser durch das Fundament des Si-Be muß verhindert werden. c

– Die Nachzerfallsleistung soll vorzugsweise passiv und ohne Venting des Si-Be abgeführt werden. b
(c)

4. Lösungsbeispiele

Es soll nun zuerst an Hand von 2 Beispielen auf sicherheitstechnische Lösungen der oben genannten Forderungen eingegangen werden. Die restlichen Problem-bereiche werden größtenteils in Vorträgen des Nachmittags angesprochen.

1.) Mögliche Freisetzungen von Radioaktivität über z.B. die Notkühlsysteme oder Nachkühlsysteme, die bei heutigen deutschen DWR's im Ringraum außerhalb des Si-Be angeordnet sind, können dadurch verhindert werden:

- daß man sie in den Sicherheitsbehälter integriert oder in Sicherheitsbehälter-ähnliche Strukturen setzt

- oder nur die Nachkühlsysteme im Sicherheitsbehälter integriert, die man im Falle eines LOCA anfordert; sie werden mit 2 Rückschlagklappen und einem Ventil ausgerüstet. Das Ventil wird nur bei Anforderung geöffnet. Zusätzlich können die Notkühlsysteme auf den Druck des Primärsystems ausgelegt werden.

2.) Der HD-Pfad

In Abb. 8 ist eine Lösungsmöglichkeit angegeben, wie sie am AP 600 von Westinghouse verfolgt wird. Drei redundante Si-Ventile öffnen sich automatisch, wenn die Nachwärme nicht mehr über die Sekundärseite abgegeben werden kann. Sie geben einen entsprechenden Strömungsquerschnitt frei, der eine Druckabsenkung innerhalb von 20 Minuten erlaubt. Der Dampf wird im Wasserpool (IWRST) kondensiert. Nach Druckausgleich kann das Wasser über die geodätische Höhen-Differenz in den RDB zurückströmen.

Sollte diese Lösung mit 3 Ventilen nicht ausreichen, so kann man im Prinzip zusätzlich den Auflageträger des RDB so gestalten, daß er die Rückstoßkräfte des unter Druck nach unten versagenden RDB aufnehmen kann.

Für die Forderungen, die nur durch Zusatzmaßnahmen am Containment erfüllt werden können, ergeben sich folgende Lösungsmöglichkeiten:

Der äußere Sicherheitsbehälter darf in keinem Falle von entstehenden Trümmern durchschlagen werden, d.h. er muß eine Trümmerschutzwand besitzen, die gegen Trümmer aus lokalen Detonationen, Dampfexplosion usw. ausgelegt ist (Abb. 9). Der äußere Sicherheitsbehälter muß außerdem den Druck- und Temperaturbelastungen standhalten, die aus der möglichen Verbrennung des Wasserstoffs und eventuell aus der Verdampfung von Wasser entstehen (einmalige trockene Verbrennung des gesamten Wasserstoffes).

Als letztes ist zu prüfen, ob die Forderung nach Nicht-Erreichen des unteren Eingreifwertes für die Evakuierung machbar ist.

Vorläufige Untersuchungen auf KfK-Seite haben ergeben, daß diese Forderungen eingehalten werden können, wenn das Containment doppelschalig mit Liner und einer Leckrate $< 1 \text{ Vol.-%/d}$ - für die Innendrucke, die in der Nachunfallphase herrschen - ausgeführt wird. Zusätzlich muß die aus der inneren Schale mit Liner austretende Radioaktivität (Aerosole) durch ein Filter weitgehend zurückgehalten werden.

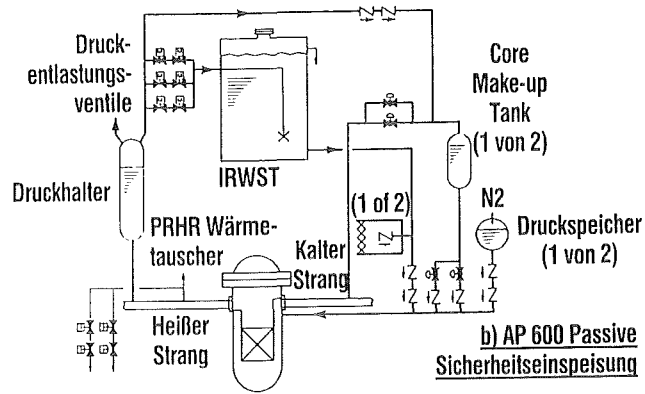


Abb. 8: AP 600: Sicherheitssysteme

Wandaufbau

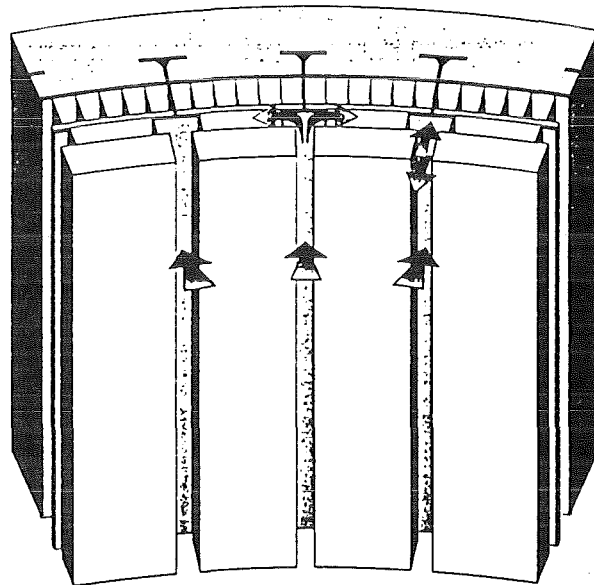


Abb. 9: Prinzip des Wandaufbaus für den Sicherheitsbehälter

Mit diesen Design-Spezifikationen für das äußere Containment können selbst ungünstigste Bedingungen für die Jodchemie im unteren Teil des Containments (Umwandlung von Jod in elementares Jod I₂) und mehrfaches Aufwirbeln der Aerosole im Containment (Störung des Sedimentationsprozesses) abgedeckt werden.

Die Zwischenabsaugung muß über entsprechende Aerosolfilter geführt werden. Die Nachwärme kann entweder über den Liner oder über einen großen Wasserpool abgeführt werden.

5. Zusammenfassende Bemerkungen

Wenn die aufgelisteten Sicherheitsanforderungen von zukünftigen DWR's erfüllt werden, wird man eine wesentliche Erhöhung des Sicherheitsstandards erreichen, d.h. selbst bei Kernschmelzen oder -zerstörung innerhalb des Containments wird man keine einschneidende Maßnahmen, wie z.B. Evakuierung ergreifen müssen. Die Auswirkungen auf die Umwelt werden gering sein. Wahrscheinlichkeits-Argumente mit geringen Eintrittshäufigkeiten von $< 10^{-7}/a$ für schwerwiegende Auswirkungen auf die Umwelt sind nicht mehr erforderlich. Sie gelten nur noch für den inneren Bereich des Containments (Reaktoranlage).

Es wird in der technischen Diskussion oft entgegnet, daß die erforderlichen Spezifikationen nur mit enormen Zusatzkosten erreichbar sind. Dem halten wir entgegen - und dies wird Ergebnis der Nachmittagsvorträge sein, - daß z.B.

- der maximale Druck für das äußere Containment - bestimmt durch eine globale trockene Deflagration des maximal entstehenden Wasserstoffs - bei 13 bar liegt. Ein solcher Sicherheitsbehälter würde auch relativ großen lokalen Detonationen bzw. DDT's widerstehen.

Dieser maximale Druck von etwa 13 bar ist nicht zu verwechseln mit dem Design Basis Druck oder Prüfdruck heutiger Druckwasserreaktoren von 6,5 bar. Wegen der geringen Eintrittshäufigkeit eines solchen Ereignisses (z.B. lokale Wasserstoff-Detonation) sollen nicht die gleichen Prüfkriterien angelegt werden wie beim Design Basis Druck. Schließlich braucht der Reaktor nach einem solchen Ereignis nicht mehr in Betrieb zu gehen.

Diese Gesichtspunkte müssen bei der Interpretation der Gesetzes-Änderung rechtzeitig festgelegt werden.

- Konzepte für die Kühlung des geschmolzenen Kerns und die Verhinderung des Durchschmelzens sind vorhanden.
- Konzepte für die langfristige Nachwärmeabfuhr und - wie beim AP-600 gezeigt - technisch machbar.

Allerdings sind zur Verwirklichung dieser neuen Sicherheitskonzepte noch Forschungsarbeiten erforderlich, und zwar muß zweifelsfrei, auch - wenn erforderlich - in Großversuchen nachgewiesen werden, daß die angestrebten Lösungen machbar sind.

Literatur

- [1] H.H. Hennies, G. Kessler, J. Eibl. Proc. 5th Int. Conference on Emerging Nuclear Energy Systems (ICENES '89), Karlsruhe, July 3-6, 1989, p. 19-24
- [2] H.H. Hennies, G. Keßler, J. Eibl. Atomwirtschaft Vol. 37 (1992) No. 5, p. 238-247
- [3] G. Kessler, H.H. Hennies, J. Eibl. 12th Int. Conf. on Structural Mechanics in Reactor Technology (SMIRT 12), Stuttgart, August 15-20, 1993.
- [4] J. Eibl, G. Kessler. 12th Int. Conf. on Structural Mechanics in Reactor Technology (SMIRT-12), Stuttgart, August 1993
- [5] G. Keßler, D. Faude,, J. Ehrhardt. KfK-Nachrichten, Jahrgang 25, 1/93, p. 20-28
- [6] B. Kuczera. KfK-Nachrichten. Jg. 25, 4/1993, p. 219
- [7] W. Seifritz. Kernreaktoren von morgen. Verlag TÜV Rheinland, 1992
- [8] ACRS Letter, May 17, 1991, to NRC Chairman Carr
- [9] RSK/GPR-Empfehlung, Bundesanzeiger 218, 20.11.1993, p. 10183 ff
- [10] Gesellschaft für Reaktorsicherheit: Deutsche Risikostudie Kernkraftwerke, Phase B, Verlag TÜV Rheinland, Köln 1990
- [11] COSYMA - Joint Report by Kernforschungszentrum Karlsruhe and National Radiological Protection Board. Commission of the European Communities, Luxembourg. Report EUR 13028 (1991)
- [12] Basic Principles for Nuclear Power Plants. Safety Series No. 77 - INSAG-3, 1988
- [13] A. Birkhofer, In: Neuntes Deutsches Atomrechts-Symposium, Juni 1991, Carl Heymanns Verlag, p. 353-364
- [14] J. Ehrhardt, G. Henneges, G. Keßler, B. Kuczera, W. Scholtyssek, H. Wiese. Kernforschungszentrum Karlsruhe, KfK 5199 (1993)

II. Das F + E-Programm des Projektes Nukleare Sicherheitsforschung

G. Heusener

PSF-Statusbericht, 23. März 1994

Das F + E-Programm des Projektes Nukleare Sicherheitsforschung

G. Heusener

Kernkraftwerke tragen heute zu mehr als einem Drittel auf Basis der ausgereiften Technologie der LWR zur Stromerzeugung in Deutschland bei. Die Weiterentwicklung dieser Technologie im Hinblick auf Wirtschaftlichkeit und Verfügbarkeit sowie die Entwicklung von Technologien zur Ver- und Entsorgung der bestehenden Kraftwerke ist in die Hände der Industrie übergegangen.

Fragen der Reaktorsicherheit sind jedoch nach wie vor im öffentlichen Interesse. Forschung und Entwicklung auf diesem Gebiet ist als ein Element der staatlichen Vorsorge anzusehen. Das Kernforschungszentrum Karlsruhe konzentriert sich aus diesen Gründen auf Fragen der Reaktorsicherheit, um im Einklang mit den forschungspolitischen Vorgaben des BMFT die wissenschaftlich-technischen Möglichkeiten der weiteren Verbesserung auszuschöpfen. Damit ist das Ziel der Arbeiten im Projekt Nukleare Sicherheitsforschung (PSF) definiert.

Aufgabenstellung des PSF

Aufgabe der Arbeiten des PSF ist die Untersuchung von Schlüsselproblemen der Sicherheit zukünftiger Reaktoren.

Die Einschränkung auf Schlüsselprobleme macht deutlich, daß die kerntechnischen Aktivitäten der KfK nicht mehr flächendeckend angelegt sind - auch nicht im Bereich der Sicherheit. Die auch auf diesem Gebiet immer geringer werdenden Ressourcen machten es erforderlich, sich auf wichtige Probleme - eben Schlüsselprobleme - zu konzentrieren, die u.E. gelöst werden müssen, damit in Deutschland in Zukunft Kernkraftwerke akzeptiert und gebaut werden können.

Schnelle Reaktoren

Es erhebt sich die Frage: was verstehen wir unter einem zukünftigen Kernkraftwerk? Welcher Reaktortyp ist gemeint, wie groß ist die Leistung, welche Konstruktionsprinzipien werden angewandt? Die Antwort auf diese Frage ist nicht einheitlich. Sie hängt natürlich von dem Befragten ab, der sehr oft das von ihm propagierte Konzept als das non plus ultra und damit als den aussichtsreichsten Kandidaten für die Zukunft ansieht. Wir bei der KfK haben noch vor eineinhalb Jahren im Herbst 1992 zwei Reaktorkonzepte als aussichtsreiche Kandidaten an-

gesehen. Zum einen einen schnellen Brutreaktor großer Leistung, den European Fast Reactor (EFR) und zum anderen einen Druckwasserreaktor großer Leistung, den European Pressurized Water Reactor (EPR).

Diese Ansicht mag, was den EFR angeht, aus heutiger Sicht realitätsfern erscheinen. Es darf aber nicht übersehen werden, daß der EFR ein großes europäisches Projekt war und ist. Stromversorger, Hersteller-Industrie und Forschungsorganisationen aus England, Frankreich und Deutschland hatten unter dem Schirm von Regierungsvereinbarungen eine gut funktionierende Zusammenarbeit etabliert, und es war zum damaligen Zeitpunkt das erklärte Ziel der europäischen EVU, in den späten 90er Jahren einen Bauentscheid zu treffen. Die KfK hat sich in den letzten Jahren im Rahmen der europäischen Zusammenarbeit mit ihrer Forschung an den EFR-Entwicklungsarbeiten beteiligt. Entsprechend unserem Projektziel haben wir die Bearbeitung wichtiger Sicherheitsprobleme übernommen.

Stellvertretend für die große Palette unserer Aktivitäten stellen wir Ihnen heute zwei Bereiche vor, die besonders typisch sind für schnelle Reaktoren.

Ein Beitrag befaßt sich mit der Problematik kernzerstörender Unfälle. Die Beherrschung derartiger Unfälle hat seit jeher eine große Rolle bei der Sicherheitsdiskussion schneller Reaktoren gespielt. Schon bei den Prototypen dieser Baulinie wurde die Forderung gestellt, daß die Folgen einer Kernzerstörung auf die Anlage beschränkt bleiben sollen. Der schnelle Reaktor hat sich damit schon vor Jahren einer Problematik gestellt, die beim LWR erst jetzt diskutiert wird.

Ein weiterer Beitrag geht auf die exzellenten Wärmeübertragungseigenschaften des Kühlmittels Natrium ein, die ein hohes Maß an passiver Sicherheit gewährleisten. Das Flüssigmetall Natrium hat extrem gute Wärmeübertragungseigenschaften. Ein Entwicklungsziel für den EFR war, die Nachwärme rein passiv, d.h. nur mittels Naturkonvektion abzuführen, ohne daß im System an irgendeiner Stelle überhöhte Temperaturen auftreten. Der folgende Beitrag wird zeigen, daß dieses Entwicklungsziel erreicht wurde.

Wir wissen heute, daß unsere damalige Einschätzung der energiepolitischen Situation irrig war. Die europäischen EVU konnten sich nicht entschließen, in die nächste Planungsphase einzusteigen. Politiker, insbesondere in Deutschland, entschieden, daß eine weitere Unterstützung des EFR durch F + E nicht angebracht sei.

Die PSF-Arbeiten zum EFR-Projekt wurden daher Ende 1993 auf Anordnung des BMFT eingestellt.

In Westeuropa, d.h. in Frankreich, Großbritannien und in Deutschland zielen die noch verbliebenen Arbeiten zu schnellen Reaktoren auf deren ausgezeichnete Fähigkeit, Aktiniden zu verbrennen. Insbesondere Frankreich sieht hier eine Chance, das Endlager von extrem langlebigen Isotopen freizuhalten. DasCEA hat daher das Projekt CAPRA gestartet, das die Durchführbarkeit der Verbrennung von Pu und minoren Aktiniden in schnellen Reaktoren untersuchen soll. KfK-PSF beteiligt sich an diesem Projekt mit begrenzten Beiträgen, die im abschließenden Vortrag des Vormittags dargelegt werden. Realistischerweise kann man aber heute nicht mehr davon ausgehen, daß in absehbarer Zeit in Westeuropa ein großer flüssigmetallgekühlter Reaktor - sei es ein Brutreaktor oder ein Aktinidenbrenner - gebaut werden wird. Der Vollständigkeit halber sei erwähnt, daß diese westeuropäische Zurückhaltung in Rußland, Japan und anderen Ländern auf völliges Unverständnis stößt.

Druckwasserreaktoren

Der heute ohne Zweifel aussichtsreichste Kandidat für ein zukünftiges Kernkraftwerk ist der European Pressurized Reactor (EPR). Dieser Reaktor wird von der deutsch-französischen Herstellerfirma SIEMENS/FRAMATOME (NPI) im Auftrag von deutschen und französischen EVU entwickelt. KfK-PSF befaßt sich seit Jahren und zunächst völlig unabhängig von dem EPR-Projekt mit der Frage, wie die Sicherheit großer Druckwasserreaktoren über das bisherige exzellente Maß hinaus signifikant verbessert werden kann.

In verschiedenen Veröffentlichungen, die z.T. in Zusammenarbeit mit der Universität Karlsruhe erstellt wurden, wurden Möglichkeiten aufgezeigt, Kernkraftwerke zu konstruieren, die selbst die denkbar schwersten, wenn auch extrem unwahrscheinlichen Unfallabläufe in ihren Auswirkungen im wesentlichen auf die Anlage beschränken.

Die Sicherheitsanforderungen, die von Herrn Prof. Keßler in diesem Bericht dargelegt wurden, sind sicherlich durch Beiträge der KfK maßgeblich beeinflußt worden. Für KfK-PSF lag es daher nahe, die Zusammenarbeit mit der EPR-Gruppe zu suchen, um sich an der Ausarbeitung des Sicherheitskonzeptes des EPR zu beteiligen.

Diese Zusammenarbeit wurde inzwischen Wirklichkeit. Die KfK hat mit den deutschen EPR-Partnern vereinbart, "im Rahmen der Konzeptfindung bei der Klärung von Unfallphänomenen zusammenzuarbeiten". Dabei bewahrt KfK-PSF seine Unabhängigkeit. Nicht alle ursprünglichen Vorstellungen der KfK werden sich im EPR wiederfinden, und nicht alle von der Industrie getroffenen Entscheidungen haben die ungeteilte Zustimmung bei der KfK.

Wichtige Schlüsselprobleme der Sicherheit großer Druckwasserreaktoren

Wesentliches Ziel der erhöhten Sicherheitsanforderung - wie sie im Einleitungsreferat dargelegt wurde - ist es, Unfälle so zu beherrschen, daß langfristige, anlagenexterne Katastrophenschutzmaßnahmen nicht benötigt werden, d.h. eine Evakuierung der Bevölkerung in der Kraftwerksumgebung soll nicht erforderlich sein, und eine großflächige Landkontamination darf nicht auftreten. Diese Zielsetzung ist heute von allen beteiligten Partnern akzeptiert, wenn auch z.T. noch unterschiedliche Meinungen darüber existieren, wie dieses Ziel erreicht werden soll.

Für das Erreichen dieses Ziels spielt die Beherrschung des Kernschmelzunfalls die entscheidende Rolle. Die Arbeiten der KfK setzen genau an dieser Stelle ein. Für identifizierte Phänomene, die als Folge von Kernschmelzunfällen auftreten können, sollen die Obergrenzen der Containmentbelastungen bestimmt werden. Es ist dann zu prüfen, ob ein Containment so konstruiert werden kann, daß es diesen Lasten standhalten kann.

Die Arbeiten der KfK in den letzten Jahren haben auf diese Frage eine positive Antwort gegeben. In Zusammenarbeit mit der Universität Karlsruhe wurden Vorschläge erarbeitet, wie alle zu erwartenden Konsequenzen von Kernschmelzunfällen durch Containmentmaßnahmen beherrscht werden können.

Es sei darauf hingewiesen, daß auch andere Wege möglich sind, das oben genannte Ziel zu erreichen: wenn der Nachweis geführt wird, daß Folgephänomene nach physikalischen Gesetzen nicht auftreten können, brauchen logischerweise keine Containmentmaßnahmen vorgesehen werden.

Wir bei der KfK konzentrieren uns auf die Bestimmung der Lastenobergrenzen. Die Entscheidung, ob diese Lasten durch Containmentmaßnahmen beherrscht oder durch Auslegungsmaßnahmen physikalisch unmöglich gemacht werden sol-

len, muß dann durch Herstellerindustrie und Behörden getroffen werden.

Die wichtigsten Probleme wurden schon von Herrn Prof. Keßler genannt. Es sind die Phänomene, die in Risikostudien für gegenwärtige Anlagen als extrem unwahrscheinlich ausgewiesen wurden, die aber möglicherweise das Containment zerstören und damit Freisetzung von Radioaktivität bewirken können. Insbesondere sind dies:

- Eine überaus energetische Dampfexplosion im Reaktordruckbehälter

Eine unerwartet energetische Dampfexplosion könnte den Deckel des Druckbehälters absprengen, der dann als Geschloß das Containment durchschlagen könnte. Aufgabe unserer Arbeiten ist es, eine Obergrenze für die mechanische Energie aus einer Dampfexplosion zu bestimmen und zu prüfen, ob der Druckbehälter dieser Belastung standhält.

- Wasserstoffverbrennung

Die Verbrennung großer Wasserstoffmengen kann das Containment statisch und dynamisch belasten. Ziel unserer Arbeiten ist die Bestimmung der Freisetzungsraten sowie der Verteilung der Wasserstoffmengen im Containment. Die Bestimmung der Deflagrationslasten und lokaler/globaler Detonationslasten erfordert Entwicklung und Validierung mehrdimensionaler Computercodes.

- Rückhaltung des geschmolzenen Kerns und Abfuhr der Nachwärme aus dem Containment

Für die Rückhaltung des geschmolzenen Kerns wurden drei verschiedene Konzepte untersucht: zwei Konzepte wurden von KfK vorgeschlagen, das dritte ist das gegenwärtige Referenzkonzept für den EFR.

Für die Abfuhr der Nachwärme aus dem Containment wird für den EPR ein aktives System vorgeschlagen, das keine zusätzlichen Entwicklungsanstrengungen erfordert. Wir untersuchen aber zusätzlich Alternativen, die eine passive Kühlung ermöglichen.

- Hochdruckversagen des Druckbehälters

Ein Versagen des Druckbehälters könnte - wie die Dampfexplosion - durch Geschloßbildung eine unmittelbare Zerstörung des Containments bewirken. Die bisherigen konservativen Analysen haben gezeigt, daß beträchtliche Kräfte

auftreten, die zusätzliche Rückhaltemaßnahmen für den Druckbehälter erfordern würden. Zusätzliche Analysen sind notwendig, um zu prüfen, ob eine realistische und damit weniger konservative Beschreibung eine wesentliche Verbesserung bringt.

Für die Analyse dieser Folgephänomene ist das Verständnis der Vorgänge während der Niederschmelzphase von besonderer Bedeutung. Großexperiment und Einzelstudien wurden und werden hierzu durchgeführt.

Die hier nur angerissenen Forschungsbereiche werden in der Nachmittagsitzung im Detail erläutert.

Nationale und internationale Zusammenarbeit

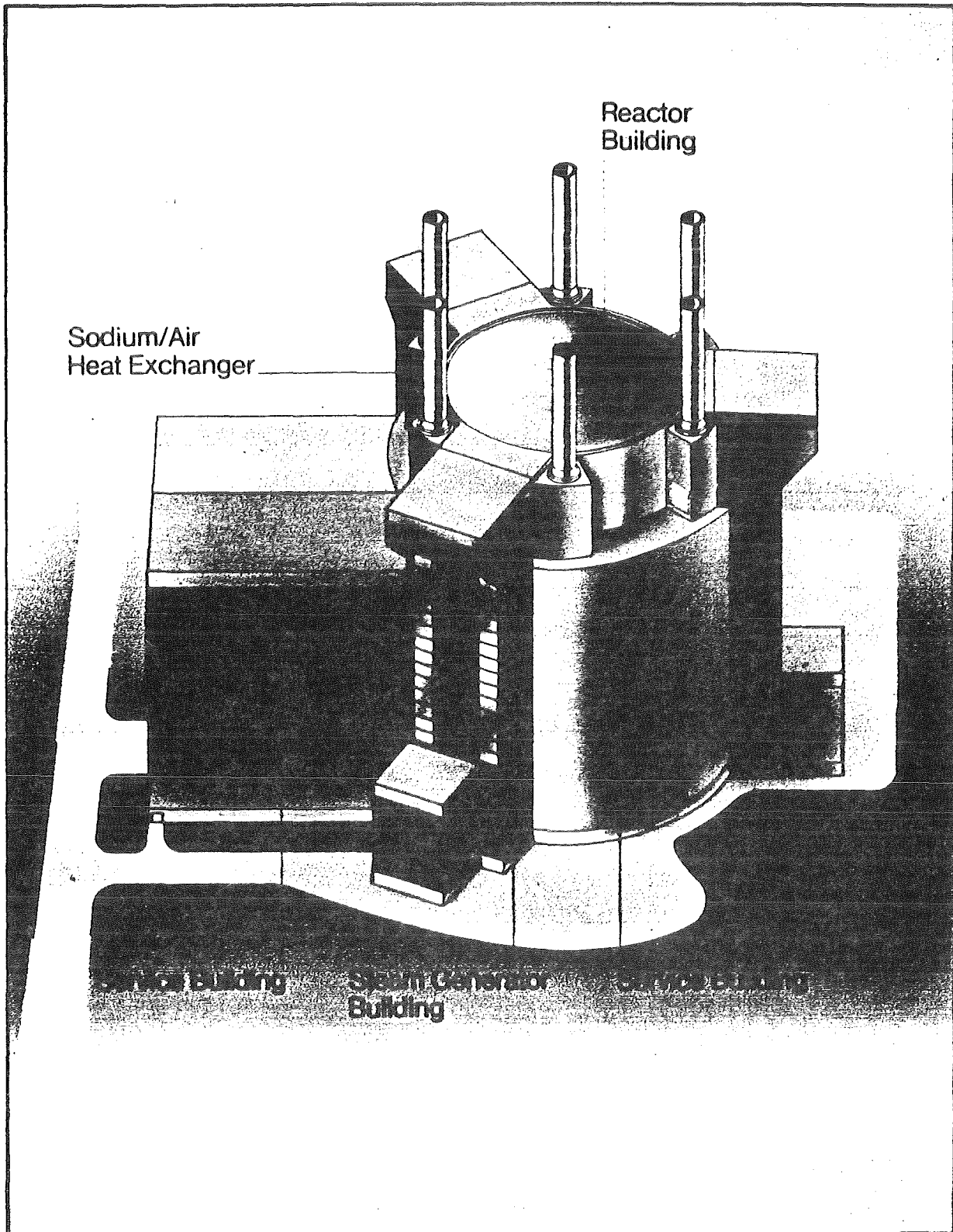
Die nationalen Kooperationspartner wurden bereits erwähnt. Sowohl auf dem jetzt beendeten Gebiet der EFR-Entwicklung als auch bei unseren Studien zum EPR bestand und besteht eine enge und fruchtbare Zusammenarbeit mit der Herstellerindustrie und mit den EVU. Die Bedeutung dieser Zusammenarbeit kann nicht hoch genug eingeschätzt werden. Einerseits erreichen unsere Ergebnisse direkt den möglichen Anwender, andererseits wird vermieden, daß die Forschung an den Erfordernissen der Realität "vorbeiforscht".

Die Zahl der internationalen Kooperationspartner ist groß und kann hier nicht im einzelnen diskutiert werden. Besonders wichtig ist unsere Zusammenarbeit mit dem französischen CEA. Die langfristig vereinbarte Zusammenarbeit gestattet eine komplementäre Ausgestaltung der F + E-Programme in Deutschland und in Frankreich. Auf dem EPR-Gebiet kann es damit zu einer ähnlich engen Kooperation zwischen europäischen Industriegruppen, Elektroversorgungsunternehmen und F-E-Organisationen kommen, wie es beim EFR der Fall war; hoffentlich mit einem besseren Ausgang.

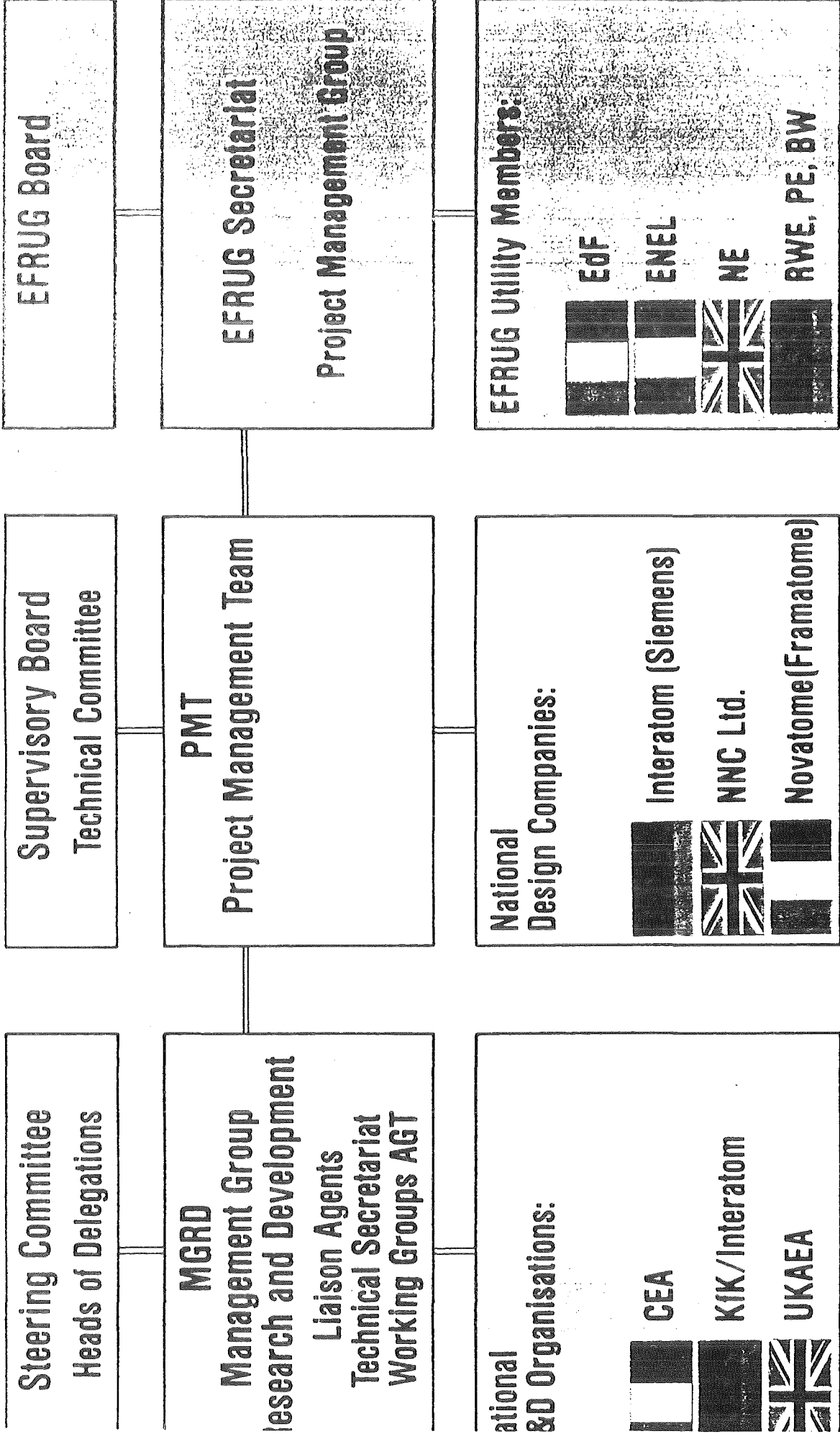
- **Untersuchung wichtiger Schlüsselprobleme der Sicherheit zukünftiger Kernkraftwerke**
- **Zukünftige Kernkraftwerke: (Stand Herbst 1992)**
 - **Schneller Brutreaktor großer Leistung (EFR)**
 - **Druckwasserreaktor großer Leistung (EPR)**



EFR ASSOCIATES



Nuclear Island



Organisational Structures of the European Breeder Cooperation

- **Neutronenphysik**
- **Kern-Instrumentierung**
- **Strahleneinfluß auf Materialverhalten**
- **Transientes Brennstoff- und Brennstabverhalten**
- **Passive Sicherheitseigenschaften
(Abschaltung/Nachwärmeabfuhr)**
- **Kernzerstörende Unfälle**

- **Brüten zurzeit nicht notwendig
(Anteil Kernenergie kleiner als erwartet)**
- **Schnelle Reaktoren könnten wichtige Rolle bei der
Schließung des Brennstoffkreislaufs übernehmen**
- **Ein schneller Reaktor kann Aktiniden von ca. 6 Leicht-
wasserreaktoren gleicher Leistung entsorgen**



Heutige Ziele der Entwicklung schneller Reaktoren

- **Untersuchung wichtiger Schlüsselphänomene der Sicherheit zukünftiger Kernkraftwerke**

- **Zukünftige Kernkraftwerke:**

- **Druckwasserreaktor großer Leistung (EPR)**

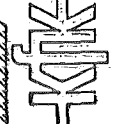
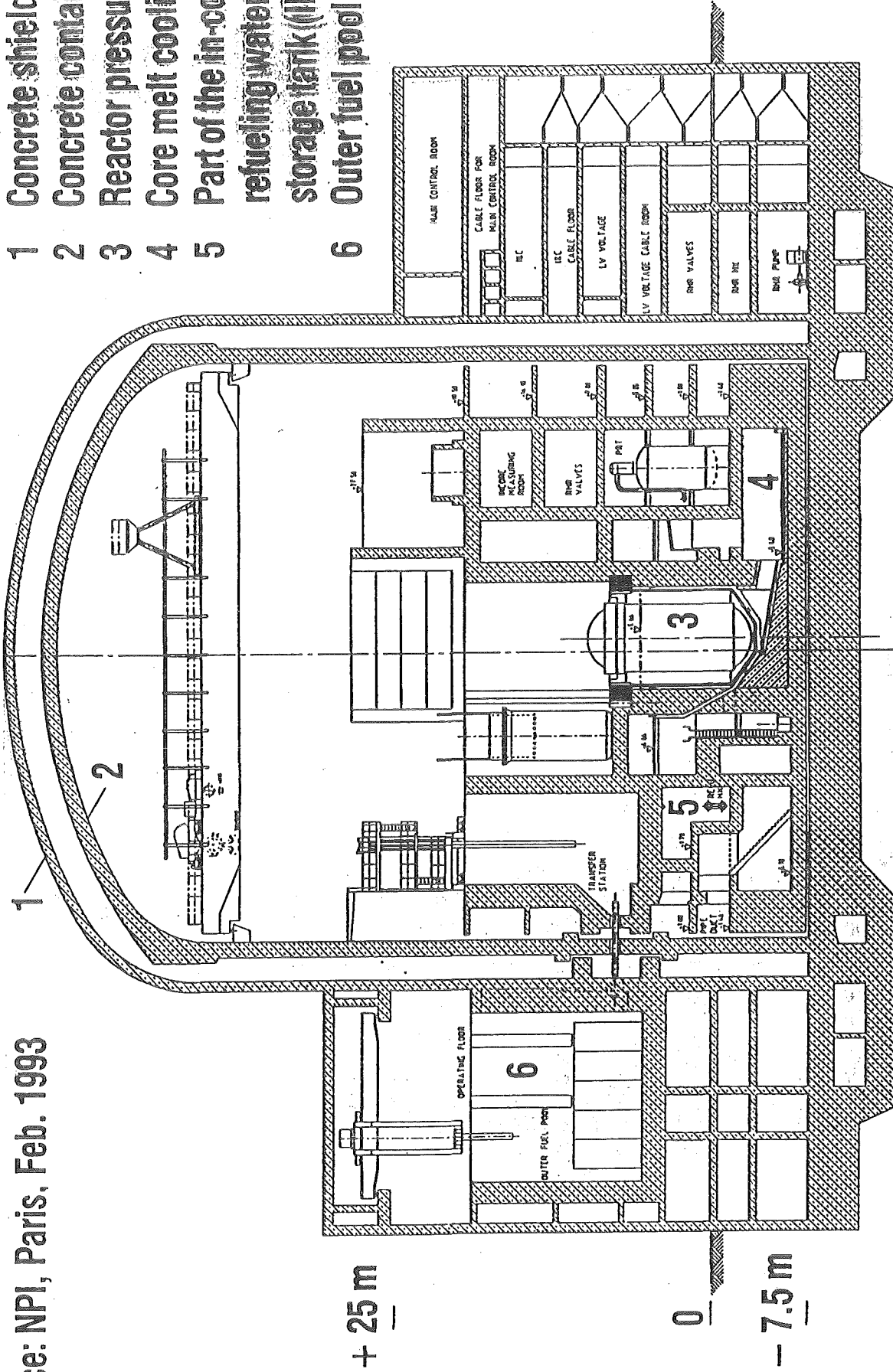
Gemeinsame deutsch-französische Entwicklung

SIEMENS-FRAMATOME (NPI)

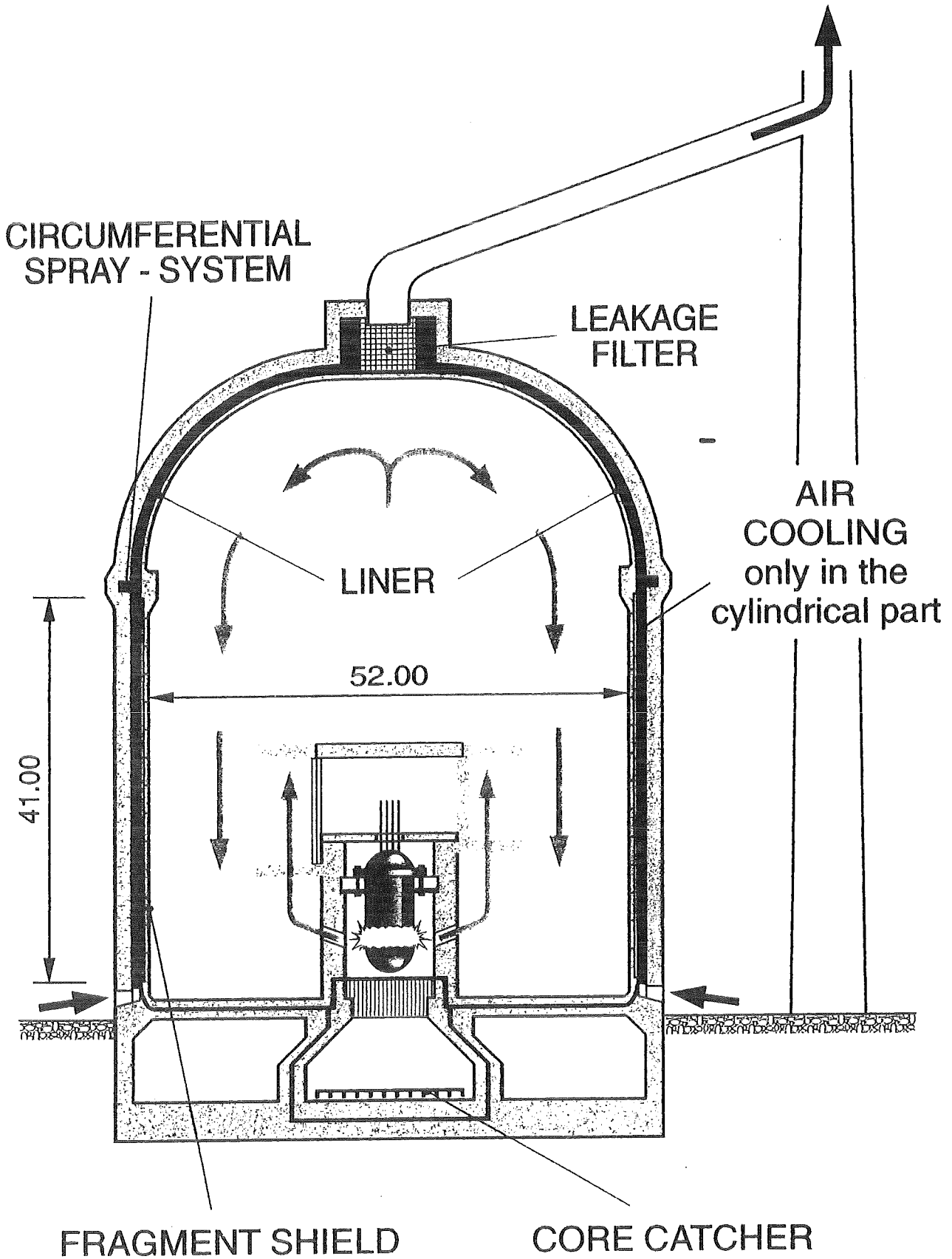
Deutsche EVU - EdF

weitere europäische EVU interessiert

- 1 Concrete shield building
- 2 Concrete containment
- 3 Reactor pressure vessel
- 4 Core melt cooling device
- 5 Part of the in-containment refueling water storage tank (IRWST)
- 6 Outer fuel pool



Conceptual Design of the EPR Building



Alternatives Verbund-Containment für EPR

- **Auslegung des Containmentsystems so, daß Lasten der Nachfolgephänomene beherrscht werden**
- **Änderung der Reaktorkonstruktion so, daß Nachfolgephänomene "nach physikalischen Gesetzen nicht auftreten können**
- **Beide Wege im Grundsatz von RSK/GPR akzeptiert**
- **KfK-PSF: Bestimmung der Lastobergrenzen**

- **Dampfexplosion im Druckbehälter, seine Zerstörung und Geschoßbildung**
- **Statisch/dynamischer Druckaufbau durch H₂-Deflagration/Detonation**
- **Längerfristiges Durchschmelzen des Fundaments**
- **Versagen des Druckbehälters unter hohem Druck**



Unfallphänomene mit Potential zu Containmentzerstörung

- Nationale Partner

Gruppe deutscher EVU; Siemens
"Zusammenarbeit im Rahmen der Konzeptfindung bei
der Klärung von Unfallphänomenen"

- Internationale Partner

CEA
Europäische Kommission
UKAEA
USNRC und US National Laboratories
JAERI
ENEA

III. Untersuchungen zur passiven Nachwärmeabfuhr für schnelle Reaktoren

**H. Hoffmann
D. Wilhelm
D. Weinberg**

PSF-Statusbericht, 23. März 1994

UNTERSUCHUNGEN ZUR PASSIVEN NACHWÄRMEABFUHR FÜR SCHNELLE REAKTOREN

H. Hoffmann, D. Wilhelm, D. Weinberg

1. Einleitung
2. Aufgabe
3. Modellauslegung und Rechenprogramm
4. Modellgeometrien
5. Parameter
6. Ergebnisse
 - 6.1 Stationäre Untersuchungen mit RAMONA und NEPTUN
 - 6.2 Transiente Untersuchungen mit RAMONA
 - 6.3 Stationäre Untersuchungen mit KIWA
7. Zusammenfassung
8. Schlußfolgerung

Statusbericht des
Projektes Nukleare Sicherheitsforschung (PSF)
23. März 1994

KERNFORSCHUNGSZENTRUM KARLSRUHE

UNTERSUCHUNGEN ZUR PASSIVEN NACHWÄRMEABFUHR FÜR SCHNELLE REAKTOREN

H. Hoffmann, D. Wilhelm*), D. Weinberg
Kernforschungszentrum Karlsruhe GmbH
Institut für Angewandte Thermo- und Fluidodynamik (IATF)
*) Institut für Neutronenphysik und Reaktortechnik (INR)
76021 Karlsruhe, Postfach 3640

1. EINLEITUNG

Zur Nachwärmeabfuhr (NWA) nach Reaktorabschaltung stehen im EFR (European Fast Reactor) zwei Systeme zur Verfügung /1/, nämlich das betriebliche und sicherheitstechnische NWA-System (Abb. 1).

Beim Betriebssystem wird die Nachwärme über die Zwischenkreisläufe an die Wasser-Dampfkreisläufe und über den Kondensator an die Umgebung abgeführt. Die Fluidumwälzung in diesem System wird durch Pumpen, d.h. durch Zwangskonvektion erreicht. Das gesamte Wärmetransportsystem ist verfügbar. Nach Scram werden die Pumpen gesteuert abgefahren. Die Auslaufcharakteristik der Pumpen bestimmt den zeitlichen Verlauf des Kühlmitteldurchsatzes und damit die Temperaturen im Kern. Die Kernaustrittstemperatur kann auf einen gewünschten Wert eingeregelt werden.

Das sicherheitstechnische NWA-System muß verfügbar sein, wenn das betriebliche System ausfällt oder wegen totalen Stromausfalls die Pumpen nicht betrieben werden können. Es besteht aus 6 unabhängig voneinander arbeitenden Kreisläufen mit jeweils einem Tauchkühler, einem Zwischenkreislauf und einem in den Kamin installierten Luftkühler. Innerhalb des Reaktortanks, im Zwischenkreis und im Kamin wird die Kühlmittelumwälzung durch Naturkonvektion bewirkt, d.h. es werden sich einstellende Auftriebs- und Abtriebskräfte genutzt. Nach Scram laufen die Pumpen aus, und der Kernmassendurchsatz reduziert sich. Die Temperaturdifferenzen im Kern steigen soweit an, bis genügend hohe Auftriebskräfte vorhanden sind, um die Fluidumwälzung durch Naturkonvektion zu ermöglichen. Nach Inbetriebnahme der Tauchkühler-Kreisläufe ist die Nachwärmeabfuhr dann sichergestellt. Um das Anlaufen der Tauchkühlerkreis-

läufe zu erzwingen, werden die Luftklappen am Kamin mechanisch geöffnet. Bis auf diesen Vorgang ist das gesamte sicherheitstechnische NWA-System passiv.

2. AUFGABE

Das Ziel der Untersuchungen ist der Nachweis, daß die Nachwärme durch Naturkonvektion ohne unzulässige Beanspruchung der Strukturen abgeführt werden kann. Zur Beschreibung des thermohydraulischen Systemverhaltens dienen ein- und mehrdimensionale Rechencodes. Diese Rechencodes sind durch Experimente abzustützen. Die Experimente sollen die wichtigsten physikalischen Effekte abdecken. Sie werden i.a. als Modellexperimente durchgeführt und durch Reaktorexperimente ergänzt.

Um das thermohydraulische Geschehen im Detail zu erfassen, werden zahlreiche Versuche an vereinfachten Modellgeometrien durchgeführt, wobei Wasser anstelle von Natrium als Fluid dient. Derartige Versuche erlauben den Einsatz verfügbarer Meßtechniken sowie die Visualisierung von Strömungs- und Temperaturfeldern. Damit ist es mit erträglichem Aufwand möglich,

- die Physik der NWA zu studieren und
- die Rechencodes zu validieren.

Die Untersuchungen konzentrieren sich auf den Übergangsbereich von Zwangs- zu Naturkonvektion nach Reaktorabschaltung bei gleichzeitigem Ausfall der Eigenbedarfsversorgung. Darüber hinaus ist das thermohydraulische Geschehen bei voll ausgebildetem Naturumlauf (Langzeiteffekt) von besonderem Interesse. Dabei wird sowohl die Thermohydraulik des Primärsystems als auch der Wärmetransport über die Tauchkühlerkreisläufe an Luft studiert.

Die Untersuchungen sind Teil eines in enger Zusammenarbeit mit den französischen und englischen Partnern durchgeführten Programmes, das in seinen Aufgaben aufeinander abgestimmt ist. Im folgenden wird über die bei KfK durchgeführten Modelluntersuchungen zum Naturumlauf im Primärsystem des EFR berichtet.

3. MODELLAUSLEGUNG UND RECHENPROGRAMM

Die Modelle sollen die Messung der Temperaturfelder und die Visualisierung der Strömungsvorgänge ermöglichen. Als Strömungsmedium wird Wasser bevorzugt. Die Modelle werden nach den Ähnlichkeitsgesetzen der Thermohydraulik ausgelegt. Neben der geometrischen Ähnlichkeit von Modell und Reaktor sind dabei folgende Kenngrößen von Bedeutung (Abb. 2):

$$\text{– Reynolds-Zahl: } Re = \frac{\text{Trägheitskraft}}{\text{Reibungskraft}} = \frac{U_o \cdot L_{UCS}}{\nu}$$

$$\text{– Richardson-Zahl: } Ri = \frac{\text{Auftriebskraft}}{\text{Trägheitskraft}} = \frac{g \cdot \beta \cdot \Delta T_{UP} \cdot L_{UP}}{U_o^2}$$

$$\text{– Peclet-Zahl: } Pe = \frac{\text{Wärmetransport durch Konvektion}}{\text{Wärmetransport durch Leitung}} = \frac{U_o \cdot L_{UCS} \cdot \rho \cdot c_p}{\lambda}$$

$$\text{– Euler-Zahl: } Eu^+ = \left(\frac{\text{Druckkraft}}{\text{Trägheitskraft}} \right)_{IC} / \left(\frac{\text{Druckkraft}}{\text{Trägheitskraft}} \right)_C = \frac{\Delta p_{IC}}{\Delta p_C} \cdot \frac{U_C^2}{U_{IC}^2}$$

Für die Ähnlichkeit gilt dann, daß die jeweiligen Kenngrößen von Reaktor (R) und Modell (M) gleich sein müssen; d.h.

$$\frac{Re_M}{Re_R} = Re^* = 1; \quad \frac{Ri_M}{Ri_R} = Ri^* = 1; \quad \frac{Pe_M}{Pe_R} = Pe^* = 1; \quad \frac{Eu_M^+}{Eu_R^+} = Eu^* = 1.$$

Aus diesen Kennzahlen ist ersichtlich, daß vollständige Ähnlichkeit nicht erreicht werden kann. Die Reynolds- und Peclet-Zahlen sind proportional zu U_o , die Richardson- und Euler-Zahlen umgekehrt proportional zu U_o^2 . Die Euler-Zahl (Eu^+) wird hier als bezogene Größe verwendet. Sie stellt das Verhältnis der Druckabfälle zwischen Tauchkühler und Kern für das Modell bzw. für den Reaktor dar und bestimmt damit die Hauptströmungspfade im Oberplenum.

Für Untersuchungen zur reinen Naturkonvektion beschränkt man sich auf die Einhaltung der Ri^* -, Pe^* - und Eu^* -Zahlen und akzeptiert eine Abweichung der Re-Zahl. Für ein dem Reaktor ähnliches dreidimensionales Modell mit Wasser als Strömungsmedium ergibt sich hiermit ein Modellmaßstab von 1:20 (Abb. 3). Für Untersuchungen im Übergangsbereich von Zwangs- auf Naturkonvektion sollten

die Reynoldszahlen von Modell und Reaktor übereinstimmen. Für das 1:20-Modell betragen diese Abweichungen aber 10^{-3} . Um sie zu reduzieren, wurde ein 1:5-Modell errichtet /2, 3/.

Folgende Modelle sind und waren bei KfK im Versuchsbetrieb:

- AQUARIEN: Maßstab 1:20; 2D (Tank-Scheibe ; Abb. 4)
- RAMONA: Maßstab 1:20; 3D (Tank, 360° ; Abb. 4)
- NEPTUN: Maßstab 1:5; 3D (Tank, 360° ; Abb. 4)
- KIWA: Maßstab 1:10; 2D (Tank-Scheibe mit Zwischenkreis; Abb. 5).

Alle 2D und 3D Experimente dienen zur Validierung von thermohydraulischen Rechencodes, die für ein- und mehrdimensionale Strömungsvorgänge verfügbar sind. Bei KfK wird hauptsächlich der FLUTAN-Code /4/ verwendet. Dies ist ein 3D Code zur Analyse stationärer und transienter, einphasiger, inkompressibler Strömungen mit Wärmetransport in komplexen Geometrien. Derartige validierte Rechenprogramme werden dann für eine Übertragung der Ergebnisse aus Modellversuchen auf die Reaktorgeometrie benutzt.

Im folgenden Bericht werden einige wesentliche Ergebnisse aus Untersuchungen zur NWA durch Naturkonvektion zusammengefaßt, die sich auf bestimmungsgemäße und nicht bestimmungsgemäße geometrische und betriebliche Bedingungen beziehen.

4. MODELLGEOMETRIEN

Hier werden nur die wichtigsten Modellgeometrien kurz beschrieben. Der Grundgedanke der Modellgestaltung war zunächst, mit einfachen, überschaubaren Modellen zu starten und mit größer werdendem Maßstab zu komplexeren Systemen überzugehen.

RAMONA (Reaktor Modell für Naturkonvektions-Untersuchungen) ist ein dreidimensionales 4-Loop-Modell zur Simulation des Primärsystems /5/. Es ähnelt dem Superphenix und basiert auf dem SNR 2 Entwurf. Es ist aus Plexiglas aufgebaut, schnell zugänglich, und seine Komponenten sind leicht ausbaubar. Es besteht aus

- einem Kern, mit 9 individuell regelbaren ringförmigen Heizkörpern (max. Leistung: 75 kW),

- 4 drehzahlgeregelten Primärpumpen,
- 8 Zwischenwärmetauschern (ZWT),
- 4 Tauchkühlern (TK) mit je einem Sekundärkreislauf. Diese Sekundärkreisläufe simulieren die NWA-Kette über entsprechende Regelungen von Massendurchsatz und Eintrittstemperaturen.
- ca. 250 fest installierten Thermoelementen in allen interessierenden Komponenten und auf den wichtigsten Meßtraversen.

NEPTUN (Nachwärmeabfuhr-Experiment am Naturkonvektionsmodell) ist die vergrößerte Nachbildung von RAMONA /6/. Es ist ebenfalls ein 4-Loop-Modell, jedoch aus Stahl aufgebaut. NEPTUN besitzt

- einen Kern, der aus 337 beheizbaren 19-Stabßündeln sowie 312 Reflektor- und Abschirmelementen besteht (max. Leistung: 1600 kW). Sämtliche Kernelemente (incl. Reflektor und Abschirmelementen) sind mit runden Mantelrohren umgeben, welche die hexagonalen Kästen des Reaktors simulieren. Im Raum zwischen den Mantelrohren befindet sich Fluid, das zirkuliert. Hierin unterscheidet sich NEPTUN wesentlich vom RAMONA-Modell.
- 4 Tauchkühler mit entsprechenden Sekundärkreisläufen,
- einen vereinfachten Sekundärkreislauf mit Simulatoren für Primärpumpen und Zwischenwärmetauschern,
- ca. 1300 fest installierte Thermoelemente in allen informierenden Komponenten sind auf den wichtigsten Meßtraversen.

KIWA (NWA-Kette in Wasser) ist ein aus Plexiglas gebautes zweidimensionales Scheibenmodell zur vereinfachten Simulation des Primärsystems /7/. Es ist aber im Gegensatz zu RAMONA und NEPTUN mit einem vollständigen Tauchkühler-Kreislauf ausgestattet, d.h. die in den TK anfallende Nachwärme wird sekundärseitig in einem Modellkamin mit Luftkühler an die Umgebung abgeführt. Damit erlaubt KIWA das Studium der Wechselwirkung zwischen dem Primärsystem und der äußeren Atmosphäre. Es besteht aus

- einem Kern aus individuell regelbaren Heizgruppen (max. Leistung: 250 kW),
- einem ZWT-Kreislauf mit Pumpe und Wärmetauschern,
- einem TK-Kreislauf, der sekundärseitig mit Luftkühlern und Modellkamin ausgestattet ist,
- ca. 250 fest installierten Thermoelementen.

Für Untersuchungen zur reinen Naturkonvektion wird der jeweilige Modellkern beheizt und die entstehende Wärme nur über die Tauchkühler abgeführt. Für Untersuchungen zum Übergang von Zwangs- auf Naturkonvektion sind alle aktiven Komponenten im Einsatz, d.h. die Wärme wird über die Zwischenwärmetauscher oder sie simulierende Komponenten abgeführt, das Fluid durch die Pumpen umgewälzt und die Tauchkühler erst nach Scram mit simuliertem Ausfall von Pumpen und ZWT in Betrieb genommen. In diesem Falle werden die Anlagen mit vorgegebenen transienten Funktionen über Prozeßsteuerungen gefahren.

5. PARAMETER

Die Auswahl der Versuchsparameter ist eine Funktion der Komplexität von Modell und Versuchsführung. So wurden mit dem kleinsten Modell RAMONA die breiteste Variation von Einflußgrößen untersucht und für das größte Modell NEPTUN nur die aus den Erkenntnissen der vorlaufenden RAMONA-Tests resultierenden wichtigsten Parameter, welche die Thermohydraulik des Primärsystems wesentlich bestimmen.

Die Hauptparameter der stationären Untersuchungen mit RAMONA wurden wie folgt festgelegt:

- Die NWA-Kernleistung im Bereich $1 \leq P[\text{kW}] \leq 8$; dies entspricht auf der Basis der Ähnlichkeitsbetrachtung Reaktorleistungen von $25 \leq P[\text{MW}] \leq 100$.
- Die radiale Leistungsverteilung über den Kernquerschnitt. Der Kern besteht in diesem Falle aus 9 individuell beheizbaren Ringen, die 8 Strömungskanäle von je 2 mm Spalt bilden. Die radiale Leistungsverteilung kann so eingestellt werden, daß bei gleicher Gesamtleistung sich normierte Leistungsverteilungen $X = X_{\text{mittel}}/X_{\text{max}}$ von 1,0; 0,87 und 0,66 ergeben.
- Die Geometrie und Lage des Instrumentierungsstopfens. Es werden nicht durchströmte und durchströmte Instrumentierungsstopfen verwendet. Die Permeabilität (ϵ) des durchströmten Stopfens wird variiert. Durch Veränderungen der axialen Positionen werden unterschiedliche Abstände zwischen Kernaustrittsebene und Unterkante des Instrumentierungsstopfens erreicht ($20 \leq \Delta z[\text{mm}] \leq 60$). Damit soll die Wechselwirkung des heißen aus dem Kern strömenden Fluids mit dem kalten, vom Tauchkühler kommenden Fluid untersucht werden.

- Die Anzahl der betriebenen Tauchkühler. Bei den meisten Versuchen waren alle 4 Tauchkühler in Betrieb. Diese Versuchsführung wird als symmetrische Wärmeabfuhr bezeichnet. Unsymmetrische Wärmeabfuhr wird bei gleich gehaltenem Leistungsniveau durch Abschalten von zwei nebeneinander liegenden Tauchkühlern erreicht.
- Die Typen der Tauchkühler. Zunächst werden Tauchkühler in Bündelform bei reinem Gegenstrombetrieb untersucht (Geradrohr-TK). Danach werden Bündel aus U-Rohren eingesetzt, die nach dem Gleich-/Gegenstromprinzip arbeiten (U-Rohr-TK). Sodann werden Hybridformen untersucht. Sie bestehen aus einzelnen, am Umfang der Eintrittsfenster der Zwischenwärmetauscher angebrachten U-Rohren, die aus gemeinsamen Verteilern und Sammlern gespeist werden (Hybrid-TK).
- Das Kühlmittelniveau im Primärtank. Jeder flüssigmodellgekühlte Rechner besitzt um den Primärtank einen Sicherheitsbehälter. Er dient dazu, bei Leckage des Primärtanks in jedem Falle den Kühlmittelstand so hoch zu halten, daß eine ausreichende Kühlung des Primärsystems gewährleistet ist. Derartige Untersuchungen werden durchgeführt für extreme Zustände. Dabei wird das nominelle Flüssigkeitsniveau so weit abgesenkt, daß weder die ZWT- noch die TK-Eintrittsfenster mit Flüssigkeit bedeckt sind.

Die Hauptparameter der stationären NEPTUN-Versuche sind:

- Die NWA-Kernleistung im Bereich $133 \leq P \text{ [kW]} \leq 264$; entsprechend einer ähnlichen Reaktorleistung von $25 \leq P \text{ [MW]} \leq 100$.
- Die radiale Leistungsverteilung über den Kernquerschnitt. Die 337 beheizbaren Kernelementpositionen sind in 7 Heizgruppen unterteilt. Damit lassen sich unterschiedliche radiale Leistungsverteilungen realisieren.
- Die Geometrie des Instrumentierungsstopfens. Sie kann in Anlehnung an RAMONA-Untersuchungen nicht durchströmt und durchströmt gewählt werden. Durch Anbau von Schürzen läßt sich der Außenmantel so verlängern, daß unterschiedliche Abstände zwischen Kernaustrittsebene und Unterseite des Instrumentierungsstopfens erreicht werden.
- Die Anzahl der betriebenen Tauchkühler kann in Anlehnung an RAMONA-Versuche simuliert werden.

- Das Kühlmittelniveau im Primärtank. Hiermit soll der Nachweis geführt werden, ob die Nachwärme allein durch die Zwischenkastenströmung abgeführt werden kann.

Die Hauptparameter der stationären KIWA-Versuche sind:

- Die NWA-Kernleistung im Bereich bis zu 12 kW; entsprechend einer ähnlichen Reaktorleistung von ca. 30 MW.
- Das Kühlmittelniveau im Primärtank.
- Die Stellung der Ein- und Auslaß-Luftklappen im Kamin. Diese Versuche wurden bis zu Extremsituationen mit völlig geschlossenen Luftklappen durchgeführt.

Für alle diese Fälle werden Temperaturverteilungen auf horizontalen und vertikalen Traversen im Oberplenum gemessen. Daraus können Isothermenfelder ermittelt werden. In einzelnen Fällen werden auch Geschwindigkeitsverteilungen in der Kern-Oberplenumsebene gemessen und mit Ergebnissen aus 2D-Untersuchungen verglichen. Die Strömungspfade werden i.a. visuell beobachtet und photo-optisch festgehalten (Farbe). Nach Einstellung der Versuchsbedingungen werden stationäre Verhältnisse nach etwa 10 Stunden Einlaufzeit erreicht. Aus Vergleichsgründen werden sämtliche Untersuchungen bei gleichen Randbedingungen gefahren. Um Wärmebilanzen durchzuführen und zur Beobachtung möglicher Rückströmungen im Kern, sind viele Strömungskanäle einlaß- und auslaßseitig mit Thermoelementen bestückt.

In den bisherigen transienten Untersuchungen mit RAMONA wurde das thermohydraulische Geschehen nach Reaktorabschaltung aus 40% und 100 % Nennleistung bei gleichzeitigem Ausfall der betrieblichen Wärmeabfuhr studiert. Hierbei wird die zugeführte Leistung bei Zwangskonvektion zunächst über die ZWT und nach Scram und Pumpenauslauf die Nachwärme allein durch die Tauchkühler abgeführt. Vom Zeitpunkt des Scrams ausgehend werden folgende transiente Funktionen festgelegt (Basisfall):

- die Leistungsreduktion des Kerns von 30 → 1 kW (40 % Lastfall) oder 75 → 2 kW (100 %-Lastfall) innerhalb von 1,5 s;

- die Reduktion des Kerndurchsatzes von 840 g/s oder 2100 g/s entsprechend einer Halbwertzeit der Primärpumpen-Auslaufkennlinie von 10 s;
- die Durchsatzverminderung je ZWT-Sekundärkreis von 90 → 0 g/s und 225 g/s → 0 innerhalb von 15 s. Die Temperatur wird mit 23°C konstant gehalten.
- die um 240 s verzögerte Inbetriebnahme der TK-Sekundärkreise innerhalb von 160 s durch Erhöhung des Massendurchsatzes von 0,5 → 6,4 g/s. Die Fluidtemperatur beträgt hierbei im Mittel 24°C.

Bei sonst gleich gehaltenen Bedingungen werden variiert:

- die Ausfallzeiten des sekundären Zwischenwärmetauscher-Kühlsystems,
- der Leistungshub von 30 kW oder 75 kW auf unterschiedliche NWA-Leistungen,
- die verzögerte Inbetriebnahme der TK nach Leistungsabschaltung,
- die Halbwertzeit der Primärpumpen-Auslaufkennlinie,
- die Tauchkühlertypen (Geradrohr-, U-Rohr-, Hybrid-TK).

Für all diese Fälle werden die zeitlichen Änderungen der thermohydraulischen Zustände im Modell erfaßt durch Messung von Leistung, Temperatur und Massendurchsatz. Nach Einstellen der nominellen Versuchsbedingungen werden stationäre thermohydraulische Verhältnisse nach ca. 3 Stunden erreicht. Nach Scram werden die Versuche im allgemeinen über eine Zeitdauer von 20 Stunden gefahren.

6. ERGEBNISSE

6.1 Stationäre Untersuchungen mit RAMONA und NEPTUN

Zum Verständnis der Thermohydraulik im Oberplenum (OP) bei stationärem Betrieb und reiner Naturkonvektion sollen zunächst die sich einstellenden 2 Hauptströmungspfade kurz beschrieben werden. Sie sind in Abb. 6a schematisch dargestellt. Strömungspfad I stellt sich bei Zwangs- und Naturkonvektion ein. Dabei gelangt heißes Fluid aus dem OP in die ZWT und wird hier nur bei Zwangskonvektion abgekühlt. Es strömt sodann ins Unterplenum. Von hier wird es durch die Pumpen über den Kern wieder dem OP zugeführt. Bei Pumpenausfall und sicherheitstechnischem NWA-Betrieb wird die Fluidumwälzung durch die Auftriebskräfte des Kerns (Naturkonvektion) bewirkt, und es existiert der gleiche Strömungspfad I wie bei Zwangskonvektion. Durch den Betrieb der TK stellt sich zusätzlich Strömungspfad II ein. Er verläuft ausschließlich im Oberplenum. In

diesem Falle strömt das heiße OP-Fluid zur Wärmeabfuhr in die Tauchkühler. Die durch die Abkühlung erzeugte Dichtezunahme bewirkt eine Abtriebsströmung. Das kalte Fluid verläßt den TK und gelangt in den tiefsten Bereich des Oberplenums, die Kavität. Durch ständig nachgeführtes kaltes Fluid wird das in der Kavität befindliche Medium über den Rand des Kerns gedrängt, wo es sich mit dem heißen aus dem Kern kommenden Fluid vermischt. Dabei dringt kaltes Fluid teilweise radial bis zur Symmetrieachse des Kerns vor, d.h. es gelangt über die gesamte Kernoberfläche.

Entsprechend stellen sich nun die Temperaturen im Oberplenum ein. Bewegt man ein Thermoelement, z.B. auf einer vertikalen Traverse (Abb. 6b), vom höchsten zum tiefsten Punkt des Oberplenums, so registriert es zunächst eine konstant heiße Fluidschicht, bis es in den Bereich kommt, wo die kalte Strömung des TK spürbar wird. Dies ist etwa ab der Höhenlage der TK-Austrittsfenster der Fall. Hier nehmen die Temperaturen stark ab und zeigen ab der Oberkante des Kerns bis zur tiefsten Stelle der Kavität etwa gleichmäßig kaltes Fluid an. Rechenergebnisse des FLUTAN Computer-Programms sind zum Vergleich in das Diagramm eingetragen. Man sieht, daß die Übereinstimmung von experimentellen und analytischen Daten zufriedenstellend ist. Entsprechend verlaufen die Temperaturen auf horizontalen Traversen. Mißt man auf einer Horizontalen über dem Kern, so ergeben sich heiße Fluidströmungen nur im Bereich des Kernaustritts. Außerhalb desselben werden fast konstante, aber geringere Temperaturen registriert.

Dieses thermische Geschehen wird in allen Modellgeometrien festgestellt. Im Gegensatz zu RAMONA und KIWA liegt bei NEPTUN aber eine andere Kerngeometrie vor, welche eine Zwischenkastenströmung hervorruft. Das im Raum außerhalb der Kernelementumhüllungen befindliche Fluid zirkuliert. Als Antriebskräfte hierfür wirken die im zentralen Kernbereich erfolgende Aufheizung des Fluids sowie das im peripheralen Bereich des Kerns über die Oberkante des Kernmantels in den Zwischenkastenraum eindringende kalte Fluid des Tauchkühlers. Dadurch ergeben sich komplexere thermohydraulische Wechselwirkungen im Kernbereich, als dies bei RAMONA und KIWA der Fall ist. Ein Bild dieses thermohydraulischen Geschehens ist der Abb. 8 zu entnehmen, welche rechnerische Ergebnisse der lokalen Geschwindigkeitsverteilungen für NEPTUN und RAMONA wiedergibt. Die geschilderte Zwischenkastenströmung ist dieser Abbildung klar zu entnehmen. Sie beeinflusst die Temperaturverteilungen im Kern.

Damit ist das thermohydraulische Geschehen im Oberplenum von RAMONA, KIWA und NEPTUN charakterisiert, das aber von den untersuchten Parametern beeinflusst wird. Im folgenden werden einige wesentliche Ergebnisse mitgeteilt:

- Kernleistung /8, 9/

Der Einfluß der Kernleistung auf die Temperaturen im Oberplenum ist für RAMONA und NEPTUN in Abb. 8 dargestellt. Verglichen werden zwei charakteristische Messungen von Temperaturen entlang vertikaler Meßtraversen im Oberplenum, die für verschiedene Kernleistungen aufgenommen wurden. Die Werte sind für RAMONA im Leistungsbereich von 1 bis 3,6 kW aufgetragen und für NEPTUN im Bereich von 133 bis 221 kW, wobei die TK-Eintrittsbedingungen jeweils konstant gehalten werden. Die Temperaturprofile im Oberplenum von RAMONA und NEPTUN zeigen ähnliche physikalische Charakteristika. Abb. 8b zeigt die Ergebnisse der FLUTAN-Rechnungen. Auch sie zeigen den in den Messungen festgestellten typischen Temperaturgradient und stimmen gut mit den Messungen überein.

Detaillierte Temperaturfeldmessungen werden für die Darstellung von Isothermenfeldern im Oberplenum benutzt. Abb. 9 zeigt die Meßdaten für NEPTUN und RAMONA zusammen mit Rechenergebnissen. Es ist klar die Ausbildung der Temperaturstratifizierung zu sehen. Die enge Lage der horizontalen Isothermen gibt den Temperaturgradient wieder. Die Ergebnisse der NEPTUN-Messungen unterscheiden sich in zwei Punkten von den RAMONA-Messungen:

- Im Bereich der TK-Ausströmungen zeigt RAMONA ein sehr inhomogenes Temperaturfeld, das zu großen Temperaturgradienten auf dem Zwischenboden führt. In den NEPTUN-Versuchen ergeben sich einheitlich kalte Temperaturen für den Zwischenboden.
- In NEPTUN ist die Zwischenkastenströmung möglich. Das kalte über die Kante des Kernmantels einfließende Fluid ergibt eine Temperaturverteilung mit vertikaler Ausrichtung der Isothermen im nichtbeheizten äußeren Kernbereich. Die Zwischenkastenströmung selbst trägt wesentlich zur Nachwärmeabfuhr bei.

Der Vergleich zwischen Rechnung und Experiment führt zu einem sehr befriedigenden Ergebnis, wenn man bedenkt, welche komplizierte Strömungsgeometrie hier vorliegt.

- Geometrie und Position des Instrumentierungsstopfens /10, 11/

Die Geometrie des Instrumentierungsstopfens (IST) beeinflusst die Strömungspfade und Mischungsgebiete des heißen vom Kern austretenden und des kalten vom Tauchkühler kommenden Fluids. Dies kann besonders deutlich durch Isothermenfelder dargestellt werden, die aus Messungen der Temperaturverteilung ermittelt werden. Abbildung 10 zeigt einen Vergleich von Isothermen bei durchströmtem und nicht durchströmtem Instrumentierungsstopfen für RAMONA und NEPTUN. Der durchströmte Instrumentierungsstopfen wird von heißem Fluid durchströmt, das durch die Bohrungen im zylindrischen Mantel wieder ins Oberplenum zurückgelangt. Die Isothermen erstrecken sich daher über einen größeren axialen Bereich des Oberplenums, verglichen mit jenen des nicht durchströmten IST. Die höchsten Temperaturen werden auf der Modellachse gemessen. Nachrechnungen mit Hilfe des FLUTAN-Codes zeigen für den durchströmten wie auch den nicht durchströmten IST eine gute Übereinstimmung.

- Symmetrische und nichtsymmetrische Wärmeabfuhr /11, 12/

Sofern bei Bedarf nur ein Teil der vorhandenen vier TK in Betrieb geht, führt dies zu stark nichtsymmetrischer Wärmeabfuhr. Dies wurde für den Fall, daß nur 2 von 4 Tauchkühlern in Betrieb sind, für RAMONA und NEPTUN untersucht. Bei gleicher Kernleistung steigt hierbei die Systemtemperatur merklich an, während sich die Temperaturverteilungen im Oberplenum nicht ändern. Allein die Temperaturfluktuationen im Austrittsbereich der in Betrieb befindlichen Tauchkühler werden größer. Abb. 11 zeigt die Isothermenfelder für symmetrische (4 Tauchkühler in Betrieb) und nichtsymmetrische (2 Tauchkühler in Betrieb) Wärmeabfuhr aus dem Oberplenum für RAMONA und NEPTUN zusammen mit den Nachrechnungen.

- Unterschiedliche Typen von Tauchkühlern /13, 14/

Die Gestaltung der untersuchten Tauchkühlertypen (Geradrohr-, U-Rohr-, Hybrid-Typ) ist in Abb. 12 dargestellt. Die primärseitigen und sekundärseitigen Strömungsführungen sind angedeutet. In den Versuchen werden für alle TK-Typen gleiche wärmeübertragende Flächen und gleiche Randbedingungen eingestellt. Die im Versuch benutzten Geradrohr- und U-Rohr-Tauchkühler zeigen in etwa gleiches thermohydraulisches Verhalten. Der Hybrid-Tauchkühler bewirkt dagegen ein anderes Verhalten, wie dies aus dem Vergleich der gemessenen Isothermenfelder (Abb. 13) zu entnehmen ist. Die Abbildung zeigt für gleiche Kern-

leistungen die gemessenen Temperaturverteilungen im Oberplenum. Man erkennt, daß sich für den Geradrohr-Tauchkühler die höchsten Oberplenumtemperaturen von 31°C ergeben. Die Temperaturdifferenzen im Oberplenum sind für Geradrohr- und U-Rohr-Tauchkühler etwa gleich groß und betragen etwa 7 K. Der Hybrid-TK führt demgegenüber zu geringeren Oberplenumtemperaturen von nur etwa 26°C und Temperaturdifferenzen im Oberplenum von nur etwa 2 K. Dieses Verhalten des Hybrid-TK liegt daran, daß die wärmeabgebende Fläche über einen größeren Bereich des Oberplenums angeordnet ist. Damit wird der Hybridtauchkühler in seinem thermohydraulischen Verhalten viel effektiver als die Vergleichstypen.

Vergleicht man die lokalen Temperaturen und deren Schwankungen an den Wandungen, so ergeben sich für alle TK-Typen ähnlich große Temperaturschwankungen, die sich aber auf verschiedene Orte im Oberplenum beziehen. Sie sind durch konstruktive Maßnahmen beeinflussbar und i.a. zu reduzieren.

- Abgesenktes Fluidniveau im Primärtank /15, 16/

Zur Simulation des teilweisen Kühlmittelverlustes infolge Leckage im Primärtank wird das Fluidniveau in RAMONA und NEPTUN bis unter die TK- und ZWT-Einlaßschlitze abgesenkt. Damit wird die Kernkühlung durch Fluidumwälzung über die ZWT und Pumpen unterbrochen. Der Kern muß daher Kühlmittel aus dem Oberplenum ansaugen. Es dringt bei RAMONA und NEPTUN von oben in die Kühlkanäle ein. Bei NEPTUN trägt zusätzlich die Zwischenkastenströmung zur Kernkühlung bei. In diesen Versuchen wird die Wirksamkeit der TK gleichzeitig stark eingeschränkt, weil das Fluid des Oberplenums nur über die Auslaßschlitze in und aus dem TK strömen kann.

Die Ergebnisse der Messungen sind in Abb. 15 für beide Testeinrichtungen dargestellt. Die Isothermenfelder zeigen in beiden Fällen stark erhöhte Temperaturen. Für RAMONA ergeben sich hierbei geringere Zunahmen des Temperaturniveaus von nur ca. 6 K im Vergleich zu NEPTUN, dessen Temperaturniveau um 20 K ansteigt. Dies liegt an der im Vergleich zu RAMONA relativ geringeren wärmeabführenden TK-Oberfläche bei NEPTUN.

6.2 Transiente Untersuchungen mit RAMONA /15,17, 18, 19, 20, 21/

Die Ergebnisse der transienten Untersuchungen werden hier nur für den Fall des Reaktorscram mit totalem Ausfall der Eigenbedarfsversorgung dargestellt. Diese

Ergebnisse wurden mit RAMONA erzielt. Dabei sollen die Tauchkühler einmal bestimmungsgemäß, ein anderes Mal stark verzögert erst zum Einsatz kommen. Darüber hinaus wird der Fall einer verlängerten ZWT-Kühlzeit von bis zu 240 s erläutert. Unter Betrachtung der Ri-Zahl-Ähnlichkeit werden die Zeitfunktionen der RAMONA-Anlage berechnet, und zwar für die Coreleistung, den Primärpumpen-Durchsatz sowie für die sekundären Massendurchsätze und Temperaturbedingungen für die durchzuführenden ähnlichen Versuche. Die so festgelegte Versuchsserie stellt einen totalen Stromausfall aus 40 % bzw. 100 % Last dar. Diese Fälle wurden als Basisfall definiert. Parameterversuche wurden nun durchgeführt, wobei unter Beibehaltung aller sonstigen stets nur ein Parameter variiert wurde (Abb. 15). Die Versuchsführung basiert auf 1D-Rechnungen mit dem System-Code DYANA für die Nachscramphase /22/. Für bestimmte sicherheitstechnische Reaktorfälle des SNR wurden diese Rechenergebnisse auf die RAMONA-Anlage übertragen /2/.

In den RAMONA-Experimenten wurden in transienten Versuchen das thermohydraulische Verhalten unterschiedlicher Tauchkühler-Typen (Gerad-Rohr, U-Rohr und Hybrid-Kühler), die Geometrie des Instrumentierungs-Stopfens, offene und geschlossene Kavität, symmetrischer und unsymmetrischer Tauchkühlerbetrieb sowie eine Vielzahl von Betriebsgrößen auf die Thermohydraulik im Reaktortank ermittelt.

Ergebnisse des Basis-Falles sind für den 40 % und 100 % Lastfall in Abb. 16 wiedergegeben. Der gemessene Kerndurchsatz, die Kerntemperaturen und die Oberplenumtemperaturen auf einer typischen Traverse sind bis zu 4 h nach Scram aufgetragen. Die Meßpositionen für diese Ergebnisse sind angegeben. Man erkennt, daß der Kerndurchsatz linear reduziert wird (Halbwertszeit der Pumpenauslaufkennlinie 10 s) und gleich nach Pumpenstillstand (130 s) einen minimalen Wert durchläuft. Danach steigt im Core der Massendurchsatz auf Grund von Naturkonvektion wieder an (bis ca. 300 s), um dann erneut leicht abzufallen. Dieser Abfall ist darauf zurückzuführen, daß der kalte Abtrieb der ZWT aufgebraucht wird und mit Betrieb der Tauchkühler - beginnend mit 240 s - sich eine kalte Fluidschicht in der Kavität und oberhalb des Kerns ausbildet. Diese kalte Fluidschicht bewirkt eine Abtriebkraft in den Kanälen des Kerns. Um diese Kräfte zu kompensieren, muß der Kern Auftriebskräfte durch Aufbau einer größeren Aufheizspanne entwickeln.

Erst wenn die Mischtemperatur aus Core- und Tauchkühler-Austritt im Oberplenum die ZWT-Fenster erreicht (Zeitpunkt ca. 2500 s), stabilisiert sich der Kern-

Durchsatz (Zeitpunkt ca. 3600 s). Das thermische Verhalten des Oberplenums ist durch den angegebenen Temperaturverlauf wiedergegeben. Man erkennt, wie sofort nach Scram - durch die Leistungsreduktion bewirkt - kaltes Fluid in den untersten Bereich des Oberplenums gelangt. Nach Einsetzen des Tauchkühlerbetriebes nimmt die Abkühlung hier besonders stark zu und führt ab etwa 6000 s im Oberplenum zu einer konstant bleibenden Temperaturdifferenz, die erst nach ca. 20 h einen stationären Wert erreicht.

Ergebnisse aus Untersuchungen zum 100%-Lastfall (75→2 kW) zeigen einen ähnlichen Verlauf der Primärsystem-Thermohydraulik. Kernmassendurchsatz, Aufheizspanne und Temperaturniveau im System liegen jedoch höher als im 40 % Lastfall.

Erhöht man die ZWT-Kühlzeit von 15 s auf 240 s, so wird der Abtrieb des ZWT nur langsam vermindert. Daher ergibt sich für diesen Fall eine kontinuierliche Abnahme des Massendurchsatzes bis auf einen minimalen Wert, der bei etwa 1000 s erreicht wird. Zu diesem Zeitpunkt sind die Oberplenumstemperaturdifferenzen am höchsten. Die verlängerte Kühlzeit des ZWT fördert viel kaltes Fluid ins Oberplenum. Daher sinken die Temperaturen im unteren Teil des Plenums in den ersten 500 s stark ab. Die über dem Kern lagernde kalte Fluidschicht beeinflusst dessen Auftrieb. Der Kernmassendurchsatz ist daher zu diesem Zeitpunkt geringer als im Falle mit kürzerer ZWT-Kühlzeit.

Die Ergebnisse für den Fall der um 3000 s verzögerten Inbetriebnahme der TK sind in Abb. 17 für die kurze und lange ZWT-Kühlzeiten mit dargestellt. Für den Verlauf des Kernmassendurchsatzes, der Kerntemperaturen und der Oberplenumtemperaturen in den ersten 500 s gibt es praktisch keinen Unterschied gegenüber den Ergebnissen bei nominellem TK-Betrieb. Erst danach wird ersichtlich, daß der Kernmassendurchsatz durch den verzögerten TK-Betrieb leicht beeinflusst wird. Die max. Kerntemperatur steigt bei diesem Vorgang nicht wesentlich an, erreicht das Maximum gegenüber den Vergleichsfällen aber zeitlich später. Der zeitliche Verlauf der Oberplenumtemperaturen zeigt zunächst die Temperaturdifferenzen, die nach Leistungsreduktion auftreten. Sie stabilisieren sich, bis nach Inbetriebnahme der TK die Abkühlung des Oberplenums beginnt. Nach 20 h werden stationäre thermohydraulische Verhältnisse erreicht.

Aus der Vielzahl der durchgeführten RAMONA-Versuche wurde ein wirklichkeitsnaher für eine Nachrechnung ausgesucht. Dieser Versuch bildet das transiente thermohydraulische Verhalten in der Nachscramphase aus einer 40%igen

Teillast nach. Die Randbedingungen wurden reaktorspezifisch gewählt. Der IST wird durchströmt, die Primärpumpen kommen nach 130 s, die IHX Sekundärpumpen nach 240 s zum Stillstand.

Für die Berechnung dieses Experiments wurde ein symmetrischer 90°-Ausschnitt von RAMONA mit 15000 Zellen nachgebildet. Mit dem FLUTAN-Rechenprogramm konnten sämtliche Komponenten nachgebildet und die zeitabhängigen Randbedingungen beschrieben werden. Die Rechnung wurde mit dem stationären Zustand der 40%igen Teillast begonnen und anschließend die Transienten bis zu einem Zeitpunkt von 3600 s gerechnet. Der stationäre Zustand, der sich nach längerer Zeit (ca. 20 h) zwischen konstanter Nachwärme des Kerns und Wärmeabfuhr der Tauchkühler einstellt, wurde in einer gesonderten Rechnung bestimmt.

Einen Vergleich von gerechneten Daten mit den experimentellen Ergebnissen zeigt die Abb. 18. Die berechneten Kern-Eintritts- und Austritts-Temperaturen in der Abbildung haben das gleiche charakteristische Verhalten und stimmen auch quantitativ gut mit den Experimenten überein. Die axialen Temperaturverteilungen im Oberplenum von der Kavität bis zum obersten Punkt im Plenum zeigen deutlich die Auswirkung des kalten Massenstroms vom Tauchkühler in die Kavität und das langsame Auffüllen des Oberplenums mit kaltem/vermischem Fluid. Bis zu ca. 2000 s bleibt im Oberplenum im Bereich der Zwischenwärmetauscher-Fenster die Temperatur konstant. Danach erreicht auch das kühlere Fluid die ZWT-Eintrittsfenster. Nach ca. 20 h zeigt die axiale Temperaturverteilung im Bereich der Unterkante des Instrumentierungsstopfens eine Stratifizierung von ca. 3 K. Diese Merkmale sind auch in den Rechenergebnissen gut zu erkennen. In der Abbildung wird ebenfalls das lokale Rechenergebnis der Eintritts- und Austrittstemperatur am Tauchkühler mit den Messungen verglichen. Bis zum Zeitpunkt von 240 s bleibt die Austrittstemperatur im Mittel konstant, danach sinkt sie mit Zunahme des sekundären Massenstroms; es stellt sich eine konstante Temperaturdifferenz zwischen Eintritt und Austritt ein. Die gemessene Austrittstemperatur zeigt Schwankungen, die durch Mischungsvorgänge von kaltem mit warmem Fluid herrühren. Die Rechenergebnisse glätten diesen Vorgang aufgrund der Zellgröße. Die Übereinstimmung der Ergebnisse mit dem Experiment ist gut.

Diese Ergebnisse mit dem Rechenprogramm FLUTAN konnten aufgrund sorgfältiger Modellierung des RAMONA-Versuchs und der durchgeführten Erweiterungen des Programms erzielt werden. Die benötigte Rechenzeit liegt im Vergleich

zur Realzeit bei ca. 400. Eine Beschleunigung des Lösungsvorganges wird angestrebt.

6.3 Stationäre Untersuchungen mit KIWA

Die stationären Experimente mit KIWA sind abgeschlossen. Das System mit den 3 gekoppelten Naturkonvektionskreisläufen hat sich als sehr stabil erwiesen. Insbesondere sind im Zwischenkreislauf (Tauchkühler-Luftwärmetauscher) keine Richtungsänderungen des Wasserdurchsatzes festgestellt worden. Das liegt zum einen an der Konstruktion des Luftwärmetauschers (Wasser läuft abwärts durch die Rohre, die Oberfläche ist sehr groß) und zum anderen in den Wärmeverlusten des Kamins. Damit ist gewährleistet, daß die Durchströmung des Zwischenkreislaufes der Auslegung entspricht. Die in Abb. 19 dargestellten Ergebnisse von zwei Experimenten bei 4 kW Coreleistung (9 kW entspricht der Nachwärme nach 1000 s) zeigen die Verfügbarkeit der Systeme bei extremen Bedingungen. In beiden Experimenten war das Wasser im Oberplenum bis ca. 5 mm unterhalb Eintrittskante des ZWT abgesenkt. Damit wird die Wärmeabfuhr im Zwischenwärmetauscher unterdrückt. Gleichzeitig liegt der Wasserspiegel auch unterhalb des Eintrittsfensters zum Tauchkühler. Trotzdem können die 4 kW gut abgeführt werden, wenn alle Luftklappen offen sind. Die Isothermen im Luftwärmetauscher sind vertikal, d.h. das Rohrbündel wird gleichmäßig beaufschlagt. Die Temperaturdifferenz zwischen Lufteintritt und höchster Plenumtemperatur sind nur 48 Grad, d.h. es gibt noch genügend zusätzliches Potential.

Im Experiment mit sämtlichen Luftklappen in geschlossenem Zustand verlaufen die Isothermen im Luftwärmetauscher nicht mehr vertikal. Es gibt eine interne Luftzirkulation. Sie und die Abstrahlung sorgen für die Abfuhr von etwas weniger als 4 kW. Die Temperaturen im Oberplenum sind jetzt aber so hoch (Abb. 19, rechte Seite), daß vermutlich Sieden im oberen Teil der Core-Kühlkanäle vorherrscht. Selbst unter diesen extremen Bedingungen bleibt die gewünschte Strömungsrichtung im Zwischenkreislauf erhalten.

7. ZUSAMMENFASSUNG

Die Untersuchungen zur Naturkonvektion im Primärsystem wurden mit den RAMONA-, NEPTUN- und KIWA-Modellen durchgeführt. Es konnten Parameter studiert werden, welche die Thermohydraulik des Systems beeinflussen. Der Rechencode FLUTAN wurde für laminare, auftriebsbehaftete Strömungen validiert.

Die stationären Ergebnisse zeigen, daß das 1:20 RAMONA-Modell und das 1:10 KIWA-Modell die Reaktorbedingungen im interessierenden Ri -, Pe -, und Eu -Zahlenbereich simuliert. Das 1:5 NEPTUN-Modell stellt das Bindeglied zum Reaktor dar. Die Naturkonvektion des Primärsystems wird von der Kernleistung, der Verfügbarkeit der Tauchkühler, dem Tauchkühler-Typ und der Gestaltung des Instrumentierungsstopfens wesentlich beeinflusst. Versuche mit abgesenktem Fluidniveau im Primärsystem zeigen, daß die Kern-Kühlbarkeit auch dann noch sichergestellt ist, wenn der Flüssigkeitsstand im Tank soweit absinkt, daß kein Kühlmittel mehr in die Eintrittsöffnungen von Zwischenwärmetauscher und Tauchkühler gelangen kann. Die Versuchsergebnisse lassen sich durch den 3D-Code FLUTAN gut nachrechnen, wenn die charakteristischen Eingabedaten bekannt sind. Sie wurden für die Modell-Komponenten in separaten Untersuchungen ermittelt.

Die stationären Untersuchungen am KIWA-Modell zeigen darüber hinaus, daß in allen untersuchten Fällen eine Durchströmung der NWA-Kette in der Richtung erfolgt, die den Auslegungsbedingungen entspricht. Damit ist nachgewiesen, daß sich eine solche Anlage aus jedem Zustand heraus anfahren lassen kann. Selbst ein teilweises Schließen der Luftklappen am Kamin beeinflusst die sichere Abfuhr der Nachwärmeleistung nicht.

Die transienten Ergebnisse mit RAMONA zeigen, daß das Anlaufen der Naturkonvektion im wesentlichen durch zwei Effekte bestimmt wird, nämlich dem Temperaturanstieg auf der Primärseite des ZWT, welcher seine Abtriebskräfte reduziert, und dem Anlaufen der Tauchkühler, welches die Auftriebskräfte im Kern reduziert. Lange Kühlzeiten des ZWT fördern viel kaltes Fluid ins Oberplenium, der Anlauf der Naturkonvektion wird damit aber kaum beeinflusst. Starke zeitliche Verzögerungen des Tauchkühlerbetriebes führen nur zu leicht erhöhten Kern-Austrittstemperaturen. Erste Nachrechnung von Ergebnissen aus transienten Untersuchungen mit 3D-Codes zeigten befriedigende Ergebnisse.

8. SCHLUSSFOLGERUNGEN

Aufgrund der Ergebnisse aus Modelluntersuchungen zur passiven Nachwärmeabfuhr lassen sich folgende Schlußfolgerungen ziehen:

- Der EFR ist im NWA-Falle durch Naturkonvektion kühlbar. Es gibt bisher keine experimentellen Hinweise zur Einschränkung dieser Aussage.
- Die Nachwärmeabfuhr funktioniert selbst unter Extrembedingungen, z.B.
 - bei Verzögerungen im Start der Tauchkühler,
 - bei Ausfall mehrerer NWA-Ketten,
 - bei Absenkung des Flüssigkeitsspiegels unter die Einlaßöffnung von Zwischenwärmetauscher und Tauchkühler.
- Das FLUTAN-Programm rechnet global die Experimente in der sehr komplexen Strömungsgeometrie gut nach, für lokale und transiente Rechnungen sind weitere Verbesserungen nötig. Dies gilt auch für die weitere Erächtigung des Programmes für die Berechnung turbulenter Strömungen.

ANMERKUNG

An diesen Arbeiten waren folgende Mitarbeiter aus verschiedenen Instituten und Abteilungen des KfK sowie der Power Reactor and Nuclear Fuel Development Corporation, Tokio, Japan beteiligt.

IATF: Dres, Frey, Marten, Pawlak, Rust, Schnetgöke, Tschöke, Thomauske.

INR: Baumann, Borgwaldt, Kirstahler, Roth, Willerding.

HIT: Hain, Harbauer, Hinz, Leiling.

PNC: Hayafune, Ieda, Kamide, Ohira, Ohshima.

NOMENKLATUR

a	thermische Diffusivität ($a = \lambda/c_p s$)
c_p	spez. Wärme
Δp	Druckabfall
ΔT	Temperaturdifferenz
u	Geschwindigkeit
λ	Wärmeleitfähigkeit
ν	kin. Zähigkeit
ρ	Dichte
ϕ	Winkel
L	Zeit

ABKÜRZUNGEN

ACS	Instrumentierungsstopfen (IST, PLUG)
C	Kern
DHR	Nachwärmeabfuhr (NWA)
DHX	Tauchkühler (TK, IC)
IHX	Zwischenwärmetauscher (ZWT)
T	Temperatur (Meßstelle)
UP	Oberes Plenum
2D	zweidimensional
3D	dreidimensional

REFERENZEN

- /1/ Düweke, M., Friedrich, H.J. , Hofmann, Valentin, F., B., and Webster,R. : The Direct Reactor Cooling System of EFR, Overview and R&D Activities, 1990. Internat. Fast Reactor Safety Meeting, Snowbird, UT, U.S.A., Vol. II, pp. 309-319, August 1990.
- /2/ Weinberg, D., Suckow, D., Müller, U., Hoffmann, H., "The Transferability to Reactor Conditions of Thermal-Hydraulic Model Investigations of Decay Heat Removal", ANS Int. Fast Reactor Safety Meeting, Snowbird, UT, USA, Vol. II(1990), pp. 341-350.
- /3/ Hoffmann, H., Sardin, P. and Webster, R.: "The European R&D Program on Natural Convection Decay Heat Removal of the EFR, Internat. Conference on Fast Reactors and Related Fuel Cycles, Kyoto, Japan, Vol. II, pp. 13.5/1-5/9, November 1991
- /4/ Borgwaldt, H., Baumann, W., Willerding, G.: "FLUTAN, Input Specifications", KfK 5010, Karlsruhe, Germany (1992)
- /5/ Weinberg, D., Kamide, H., Marten, K., Hoffmann, H.; unveröffentlicher Bericht.
- /6/ Hain, K.; unveröffentlicher Bericht.
- /7/ Wilhelm, D., Hansen, G., Strothmann, H.: "The 1:10 Scale Chain of Natural Convection "KIWA" for Studying the LMR Passive Decay Heat Removal. Internat. Conference on Design and Safety of Advanced Nucl. Power Plants. Tokyo, J., Vol. III, pp. 26. 4/1 - 4/7, Oct. 1992.
- /8/ Hoffmann, H., Weinberg, D., Ieda, Y., Marten, K., Frey, H.H., Tschöke, H., Dres, K.: "Investigations on DHR by Natural Circulation for LMFBRs", NURETH-4, Karlsruhe, FRG, Oct. 1989, Vol. 1, p. 384-391.
- /9/ Hoffmann, H., Weinberg, D., Baumann, W., Hain, K., "Scaled Model Studies of Decay Heat Removal by Natural Convection for the European Fast Reactor". 6th Int. Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermal-hydraulics, (NURETH-6), Grenoble, France, Vol. I, (1993), pp. 59-62.

- /9/ Hoffmann, H., Weinberg, D., Baumann, W., Hain, K., "Scaled Model Studies of Decay Heat Removal by Natural Convection for the European Fast Reactor". 6th Int. Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermal-hydraulics, (NURETH-6), Grenoble, France, Vol. I, (1993), pp. 59-62.
- /10/ Hoffmann, H., Marten, K., Weinberg, D., Ieda, Y., Frey, H.H.: "Investigations of Inherent Decay Heat Removal Performance in LMFBRs", Proc. of the ANS Int. Top. Meet. Safety of Next Generation Power Reactors, May 1-5, 1988, Seattle, WA; USA, p. 830-837.
- /11/ Hoffmann, H., Hain, K., Marten, K., Ohira, H., Rust, K.: "The Status of Thermal-Hydraulic Studies on the Heat Removal by Natural Convection Using RAMONA and NEPTUN Models". Fourth Int. Top. Meeting on Nuclear Thermal Hydraulics, Operation and Safety, Taipei, TW, April 1994
- /12/ Weinberg, D., Marten, K., Ieda, H., Hoffmann, H., Frey, H.H.: "Investigations into LMFBR Decay Heat Removal by Natural Convection under Nominal and Non-Nominal Conditions", Collected Papers in Heat Transfer 1988, HTD-Vol. 104, ASME Annual Winter Meeting, Chicago, IL, USA, Nov. 27-Dec. 2, 1988, p. 193-200.
- /13/ Hoffmann, H., Marten, K., Weinberg, D., Ieda, Y.: "Investigations on Natural Circulation in Reactor Models and Shut Down Heat Removal Systems for LMFBRs", 5th Proc. of Nucl. Thermal Hydraulics, 1989 Winter Meeting of the ANS, San Francisco, CA, USA, Nov. 26-30, 1989, p. 446-454.
- /14/ Hoffmann, H., Marten, K., Ohshima, H., Weinberg, D.: "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, U.S.A. November 10-14, 1991, pp. 212-229.
- /15/ Hoffmann, H., Hain, H., Hayafune, H., Marten, K., Rust, K. and Weinberg, D.: "Experimental Studies on Passive Decay Heat Removal by Natural Convection Under Nominal and Non-nominal Operation Conditions. ASME Winter Annual Meeting, Chicago, November 1994 (submitted).

- /16/ Weinberg, D., Rust, K., Hoffmann, H., Hayafune, H. and Frey, H.H.: "Comparison of Code Predictions Against Natural Convection Experiments. ASME Winter Annual Meeting, Chicago, Nov. 1994 (submitted).
- /17/ Hoffmann, H., Marten, K., Kamide, H., Weinberg, D.: "Thermohydraulic Model Studies on the Transition from Forced to Natural Convection in the Post-Scram-Phase of a Fast Reactor", ANS Int. Fast Reactor Safety Meeting, Snowbird, UT, USA, August 12-16, 1990, Vol. 3, p. 523-532.
- /18/ Hoffmann, H., Marten, K., Weinberg, D., Kamide, H.: "Thermohydraulic Model Experiments and Calculations of the Transition from Forced to Natural Circulation for Pool Type Fast Reactors", 6th Proc. of Nucl. Thermal Hydraulics, 1990, Winter Meeting of the ANS, Washington, DC, Nov. 11-16, 1990, p. 143-151.
- /19/ Hoffmann, H., Marten, K., Weinberg, D. and Kamide, H.: "Thermohydraulic Model Experiments on the Transition from Forced to Natural Circulation for Pool-type Fast Reactors". Nuclear Technology, Vol. 99, pp. 374-385, September 1992
- /20/ Hoffmann, H., Kamide, H., Marten, K., Ohshima, H., Weinberg, D.: "Investigations on the Transition from Forced to Natural Convection for the Pool-type European Fast Reactor in the 3D RAMONA Model, Proc. of Internat. Conference on Fast Reactors and Related Fuel (FR`91), Kyoto, Japan, Vol. III, pp. 3.14/1-3.14/10, November 1991.
- /21/ 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 . 10th Internat. Heat Transfer Con., Brighton, GB, August 14-18, 1994, Brighton (paper accepted for presentation).
- /22/ Ertel, V., Reinders, R.: "Development and Application of the Thermohydraulic System Code DYANA/ATICA", Proc. Science and Technology of Fast Reactor Safety, BNES, London, UK, May 1986, Vol. 2, p. 191.

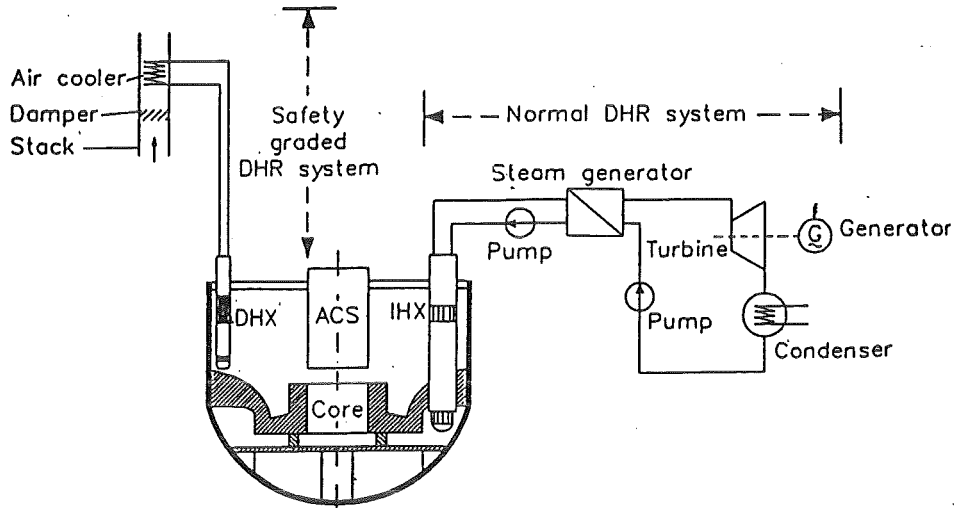
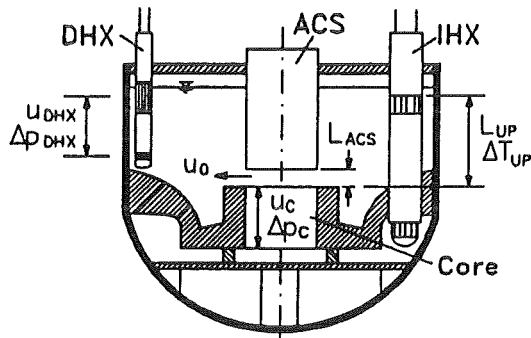


Abb. 1 Nachwärmeabfuhr des EFR



$$\begin{aligned}
 Ri &= g \cdot \beta \Delta T_{UP} \cdot L_{UP} / U_0^2 \\
 Re &= U_0 \cdot L_{ACS} / \nu \\
 Pe &= U_0 L_{ACS} / a \\
 Eu^+ &= \Delta p_{DHX} U_C^2 / \Delta p_C U_{DHX}^2
 \end{aligned}$$

Abb. 2 Charakteristische Kennzahlen der Modellauslegung

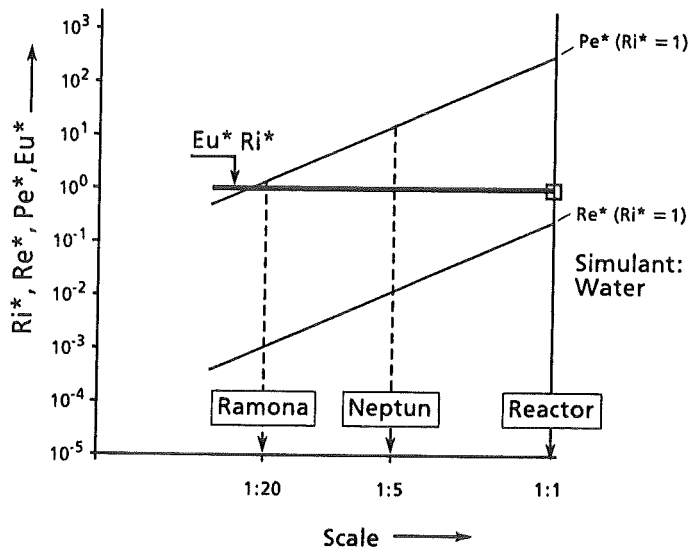
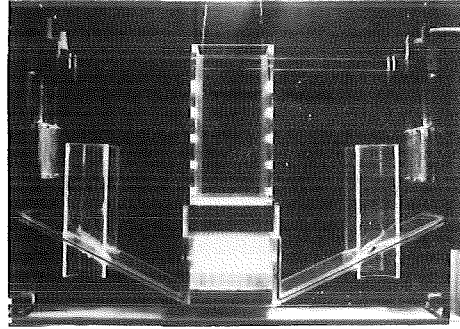
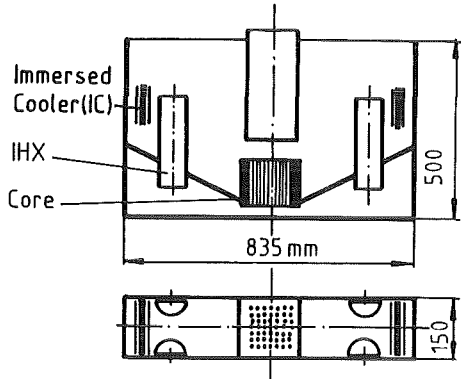
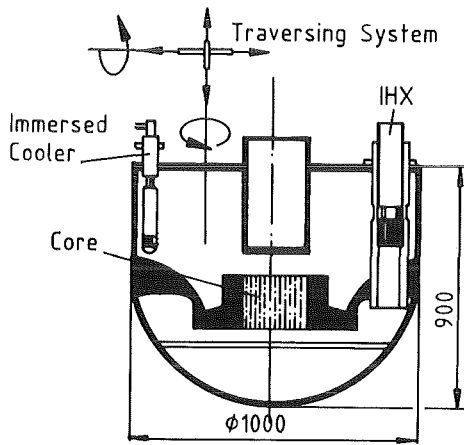


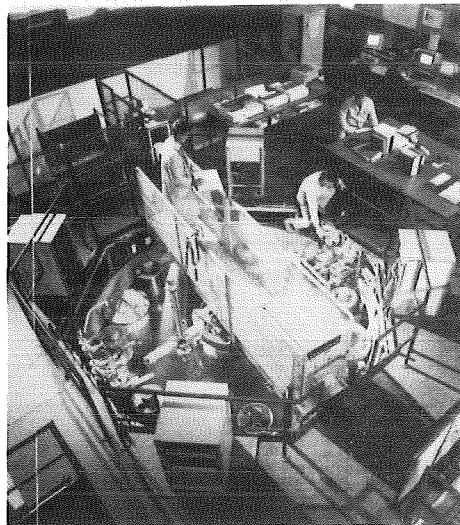
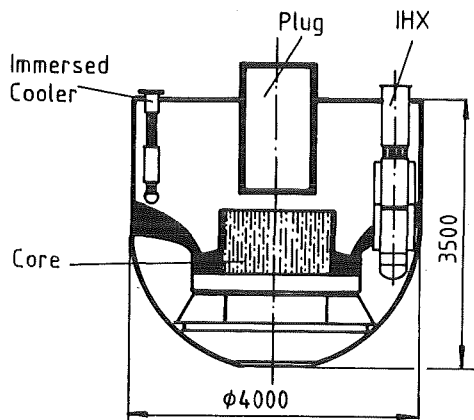
Abb. 3 Charakteristische Kennzahlen als Funktion des Maßstabes



AQUARIUS (2D, 1:20)



RAMONA (3D, 1:20)



NEPTUN (3D, 1:5)

Abb. 4 Versuchsmoedelle: AQUARIUS, RAMONA, NEPTUN

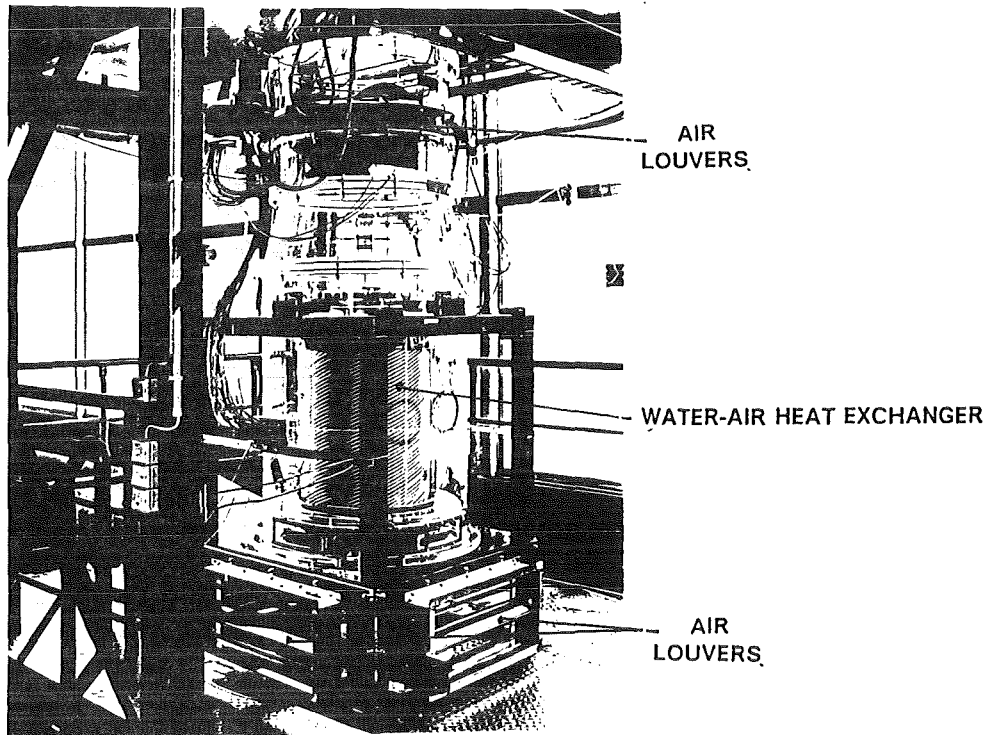
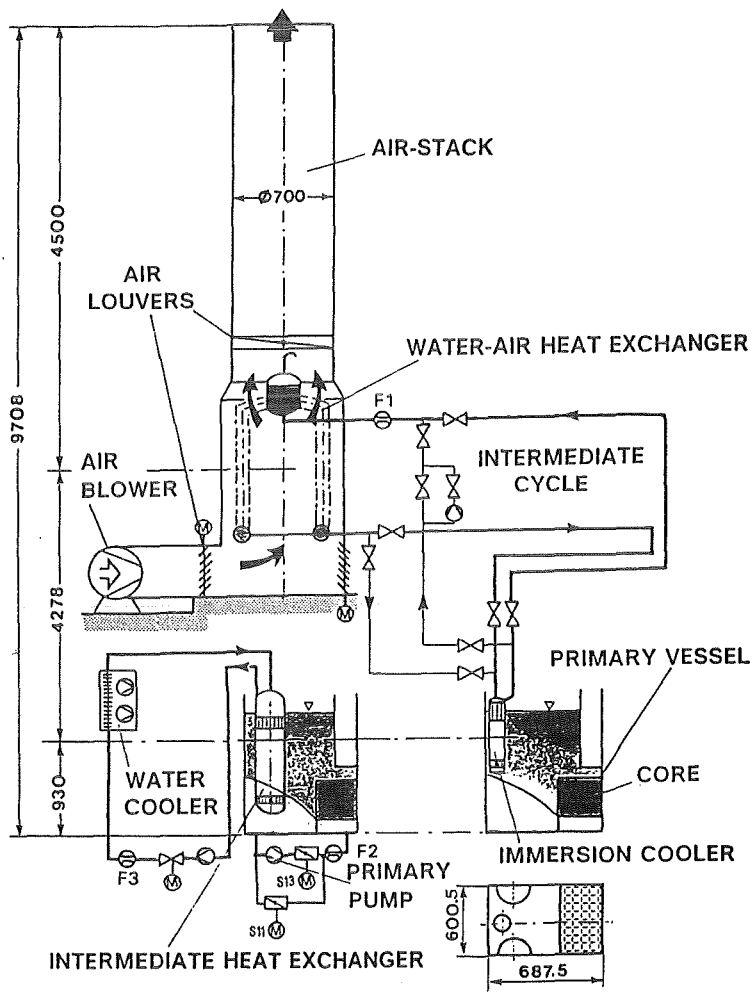
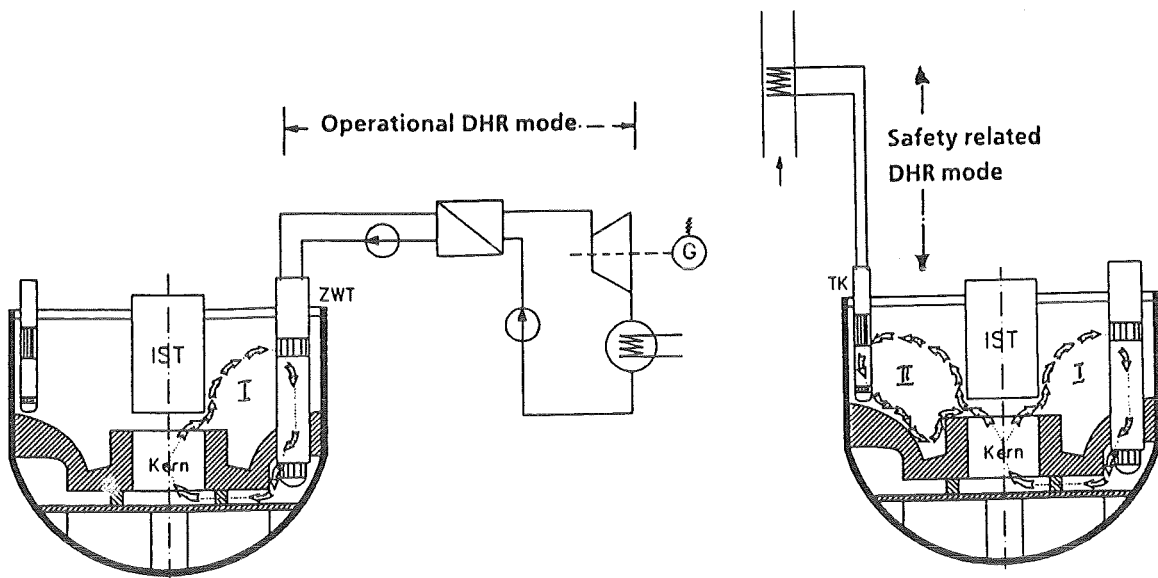
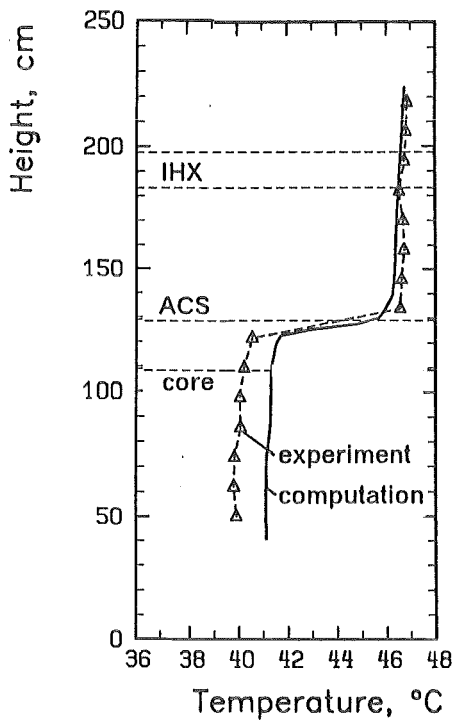


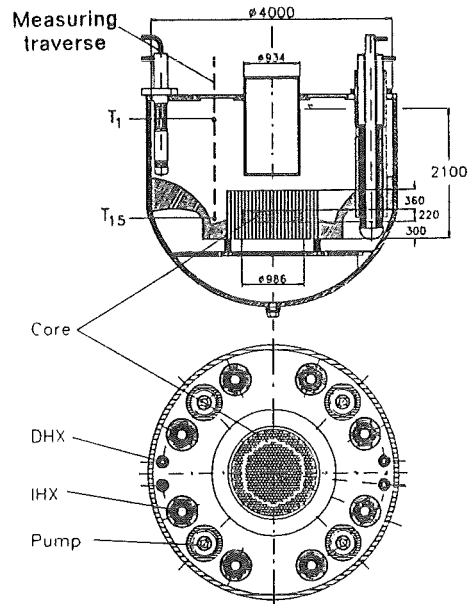
Abb. 5 Versuchsmoell: KIWA



a) Hauptströmungspfade



b) Vertikale Temperaturverteilung



NEPTUN power of 221 kW

Abb. 6 Hauptströmungspfade im Oberplenium und charakteristische Temperaturen

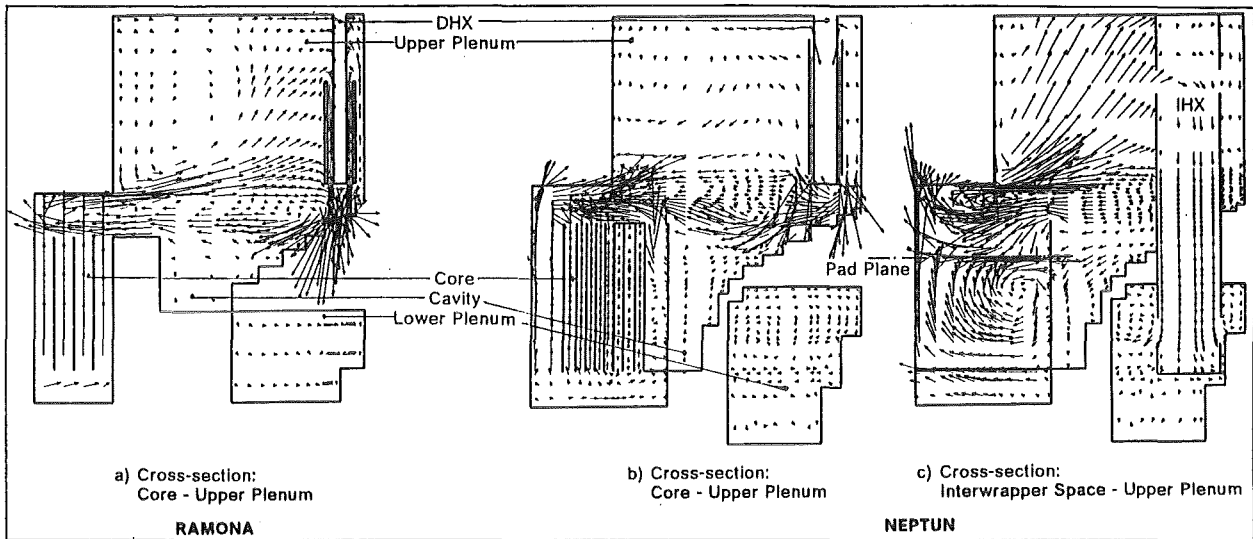


Abb. 7 Berechnete Geschwindigkeitsvektoren bei RAMONA und NEPTUN

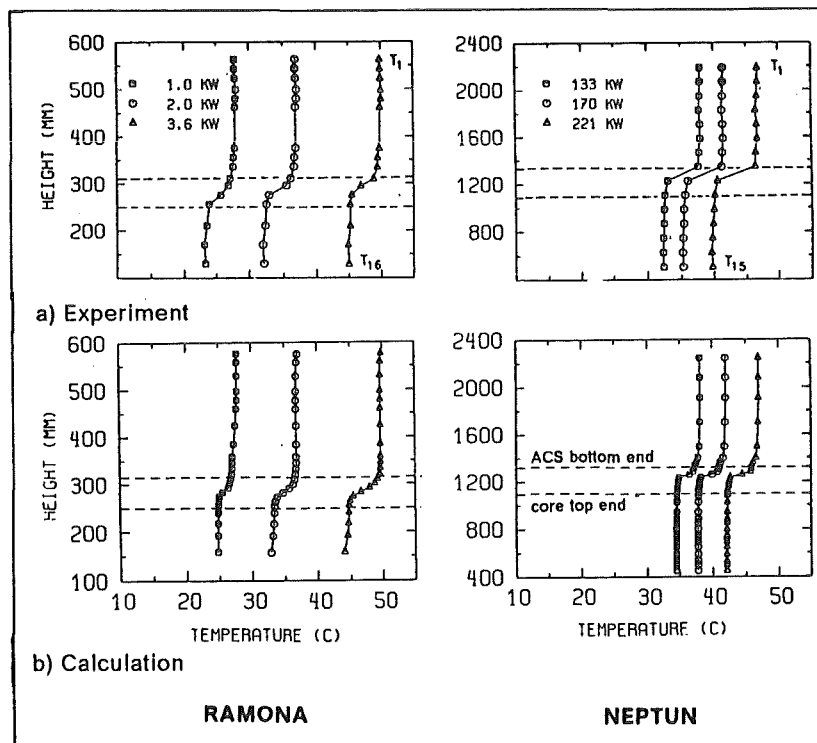
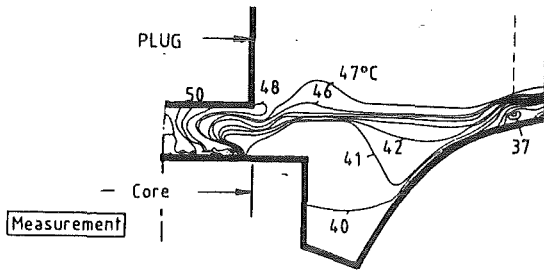


Abb. 8 Einfluß der Kernleistung auf die Temperaturverteilung im Oberplenum von RAMONA und NEPTUN



RAMONA 8 kW

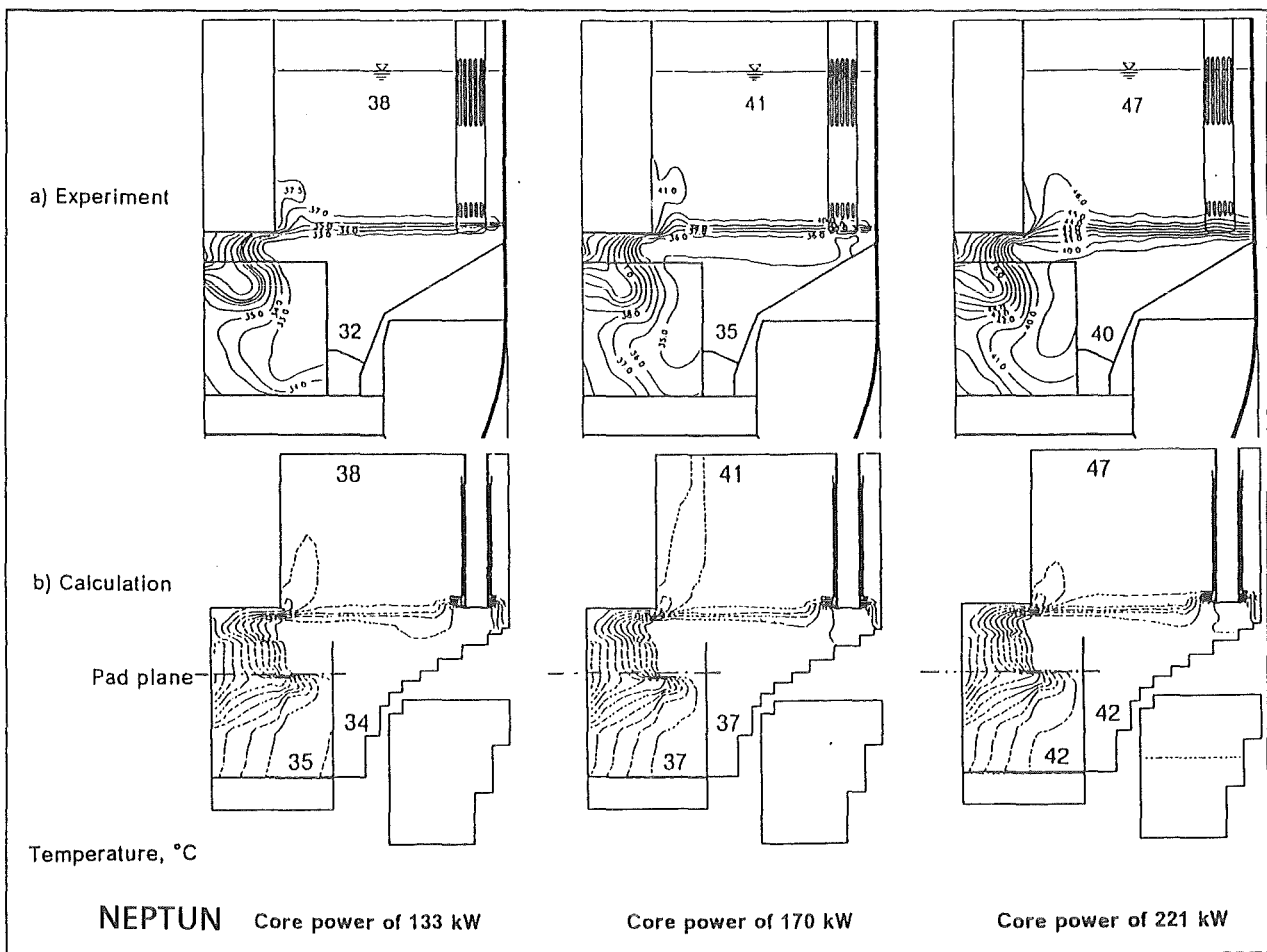
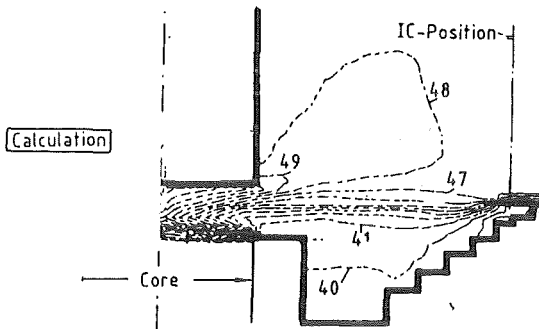


Abb. 9 Einfluß der Kernleistung auf gemessene und berechnete Temperaturfelder im Oberplenium von RAMONA und NEPTUN

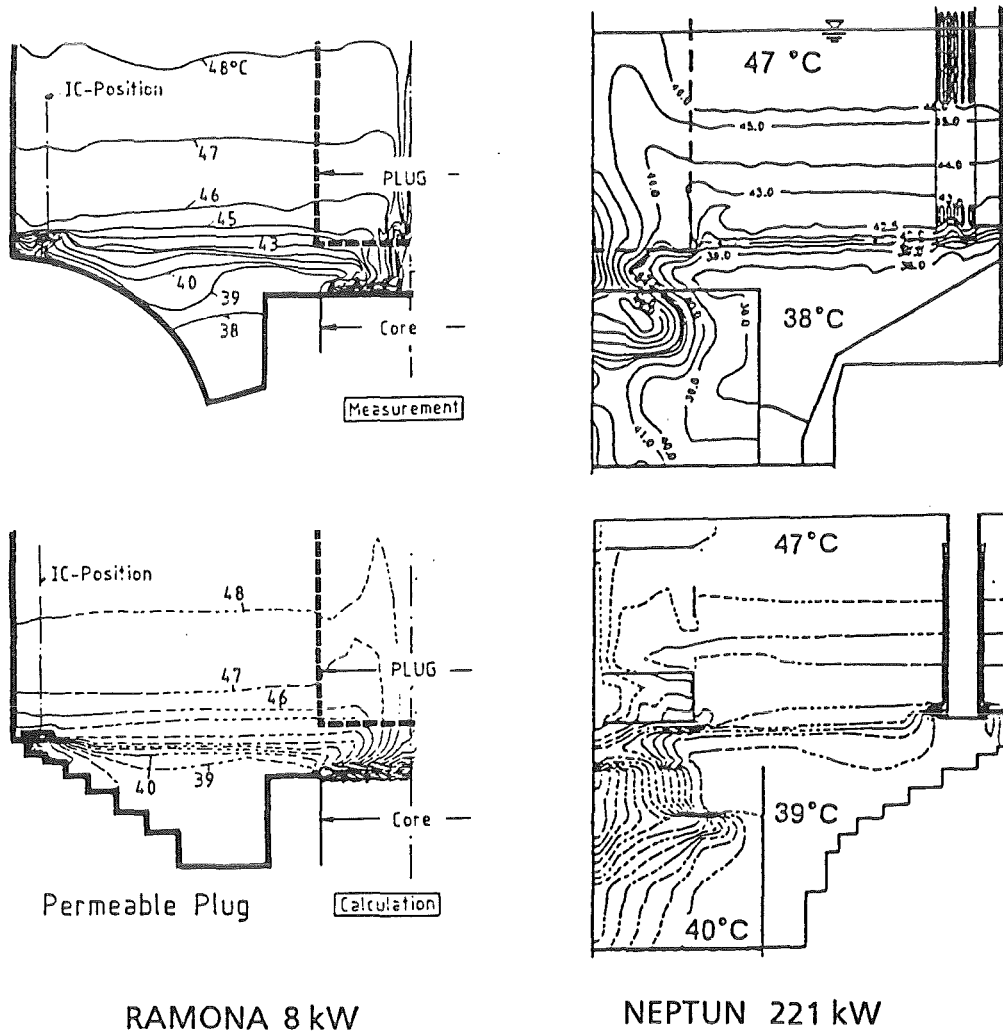
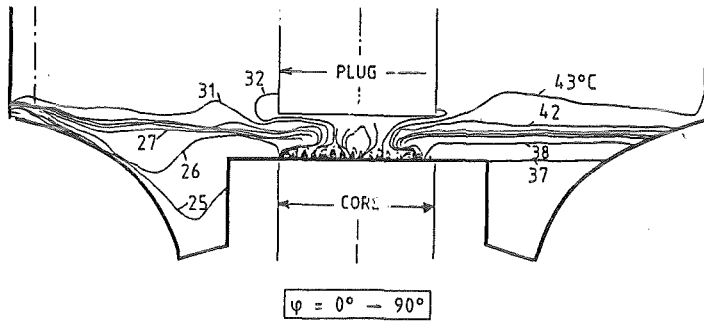
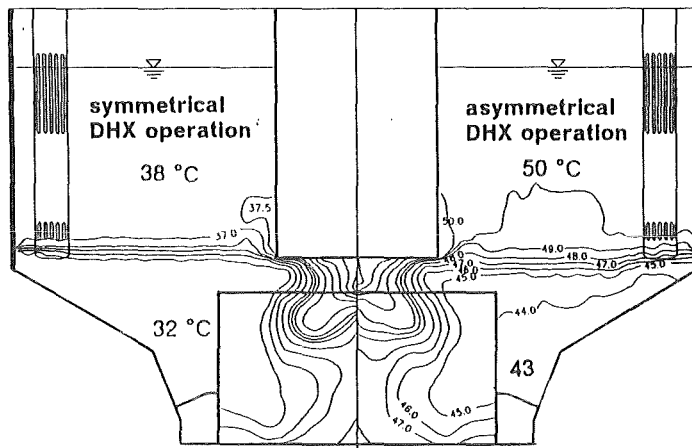


Abb. 10 Einfluß der Geometrie des Instrumentierungsstopfens auf die Temperaturverteilung im Oberplenum von RAMONA und NEPTUN



RAMONA 3,6 kW



NEPTUN 133 kW

Abb. 11 Einfluß der Anzahl von in Betrieb befindlichen Tauchkühlern auf die Temperaturverteilung im Oberplenum von RAMONA und NEPTUN

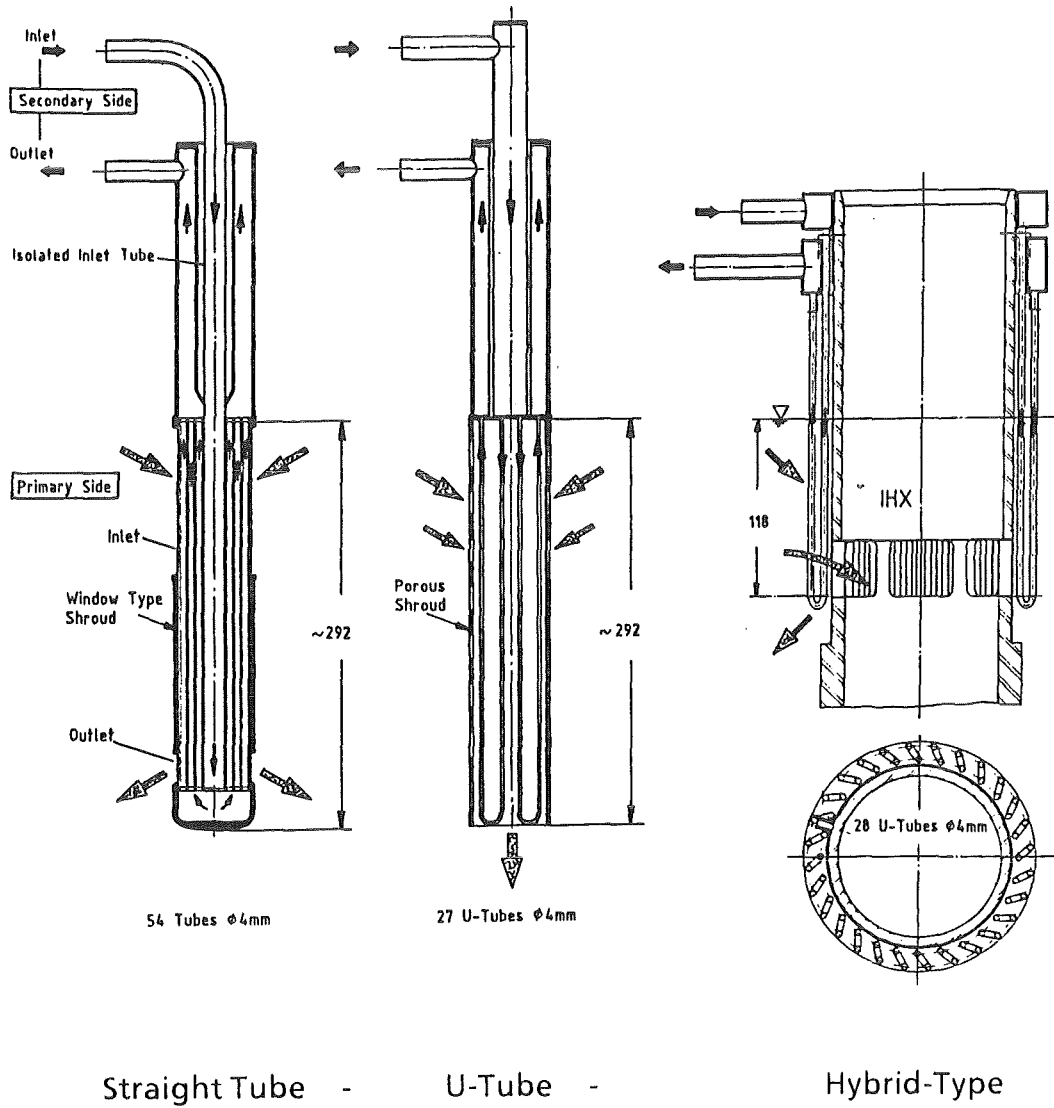


Abb. 12 Tauchkühlertypen

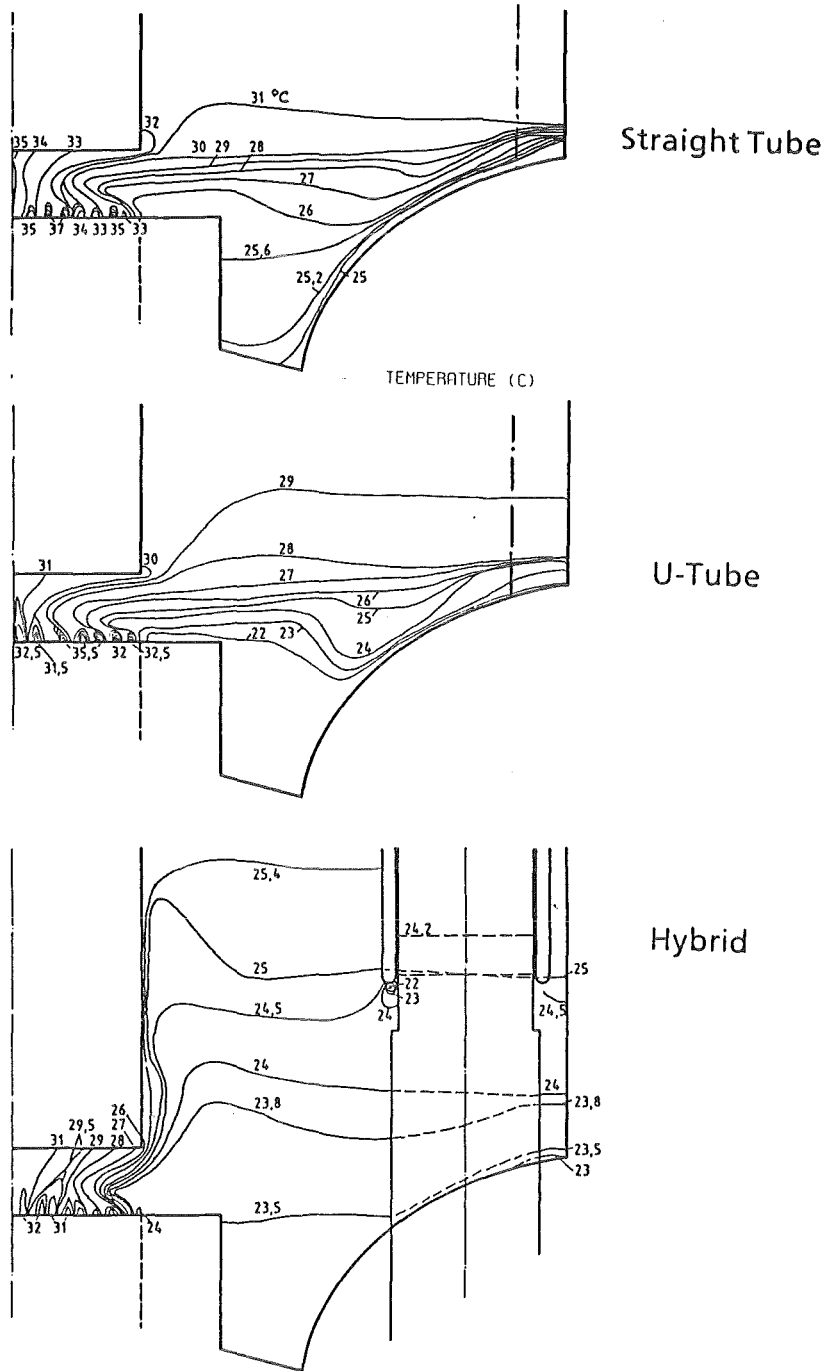
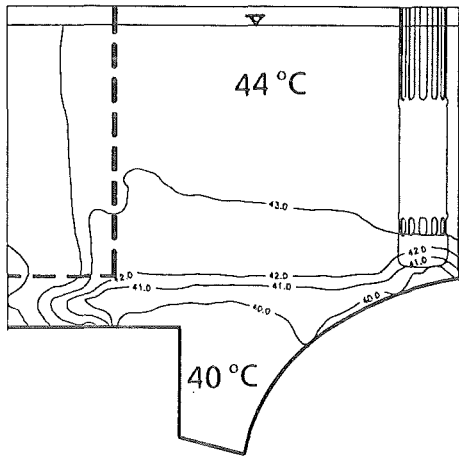
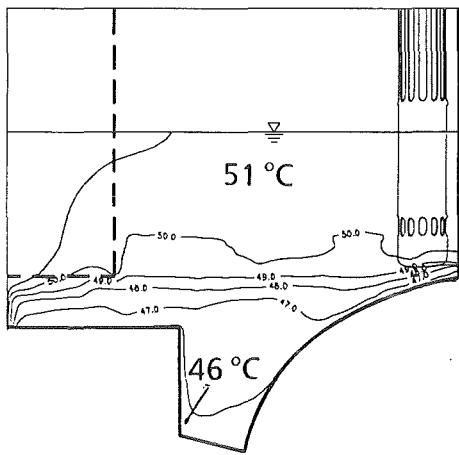


Abb. 13 Einfluß der Tauchkühlertypen auf die Temperaturverteilung im Oberplenum von RAMONA (3.6 kW)

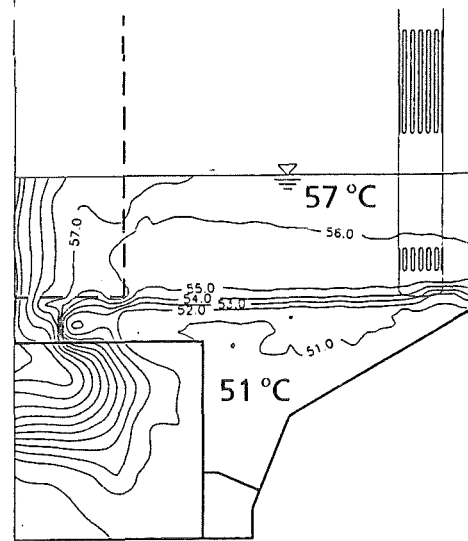
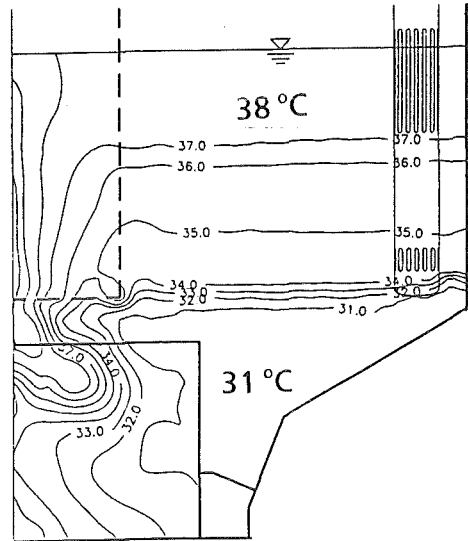


a) nominal fluid level



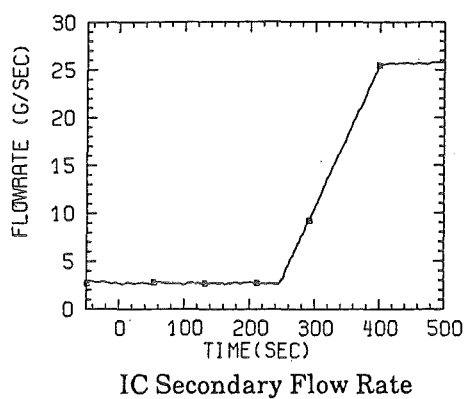
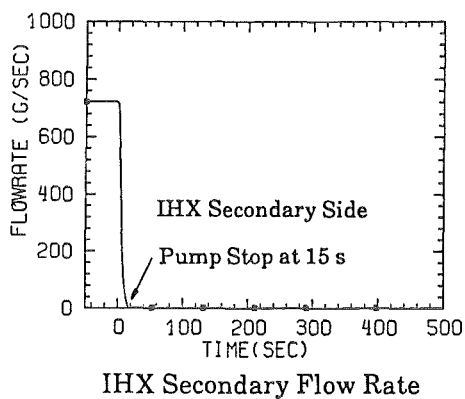
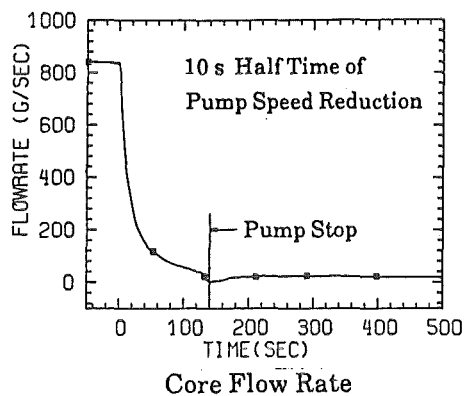
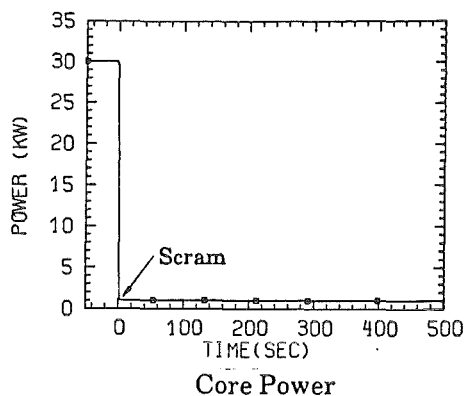
b) non nominal fluid level

RAMONA 2 kW;



NEPTUN 133 kW

Abb. 14 Einfluß des Fluidniveaus im Primärtank auf die Temperaturverteilung im Oberplenium von RAMONA und NEPTUN



Parameter	Variation
Kernleistung, kW	0,6; 10; 2,0; 4,0
Halbwertzeit des Primär-Pumpenauslaufs, s	0; 10; 20
Pumpenstillstand der ZWT-Sekundärseiten nach linearem Verlauf, s	15, 120, 240
Verzögerte Inbetriebnahme der Tauchkühler, s	0, 240, 3000

Abb. 15 RAMONA-Transient, Basisfall und Parametervariationen

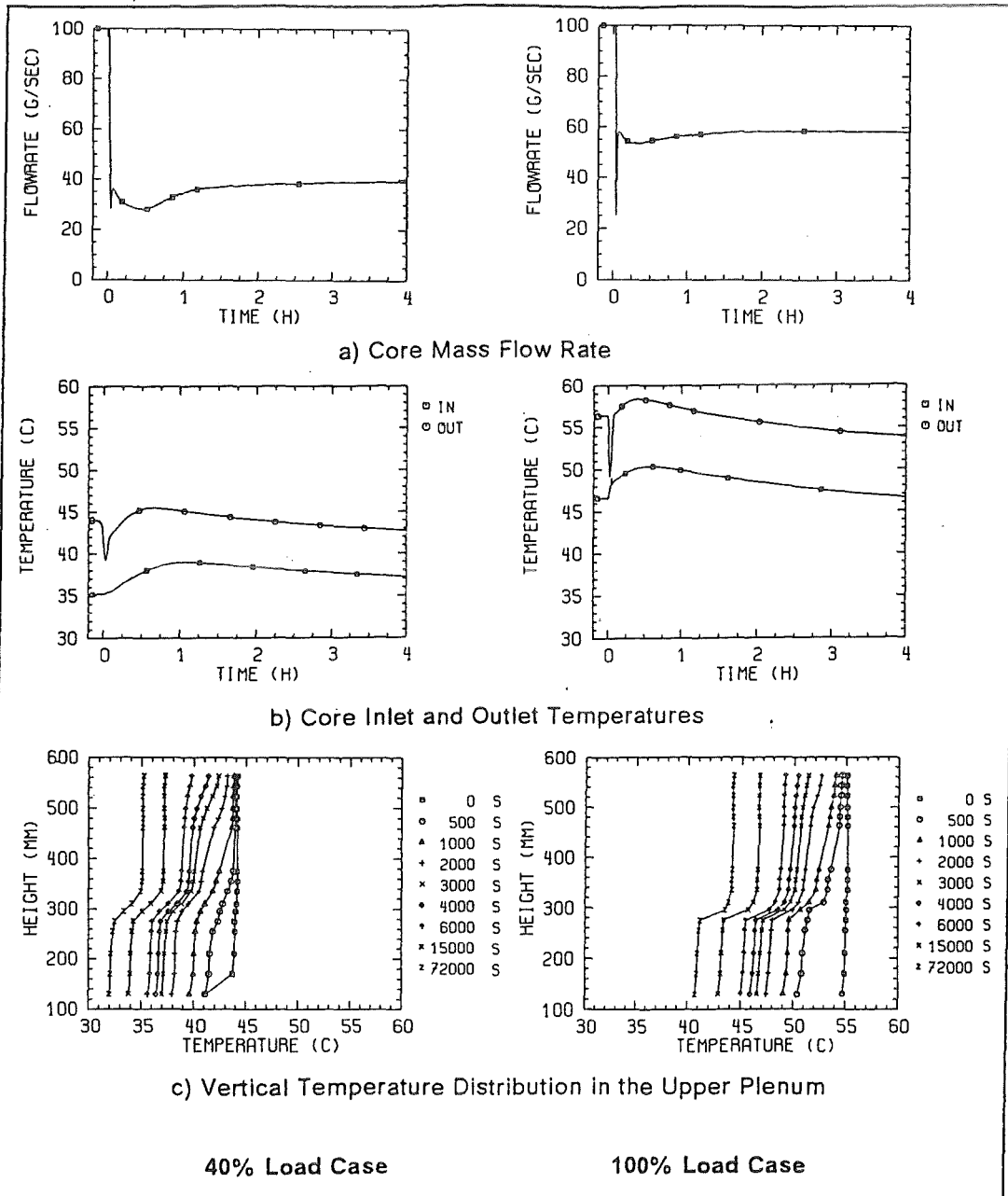
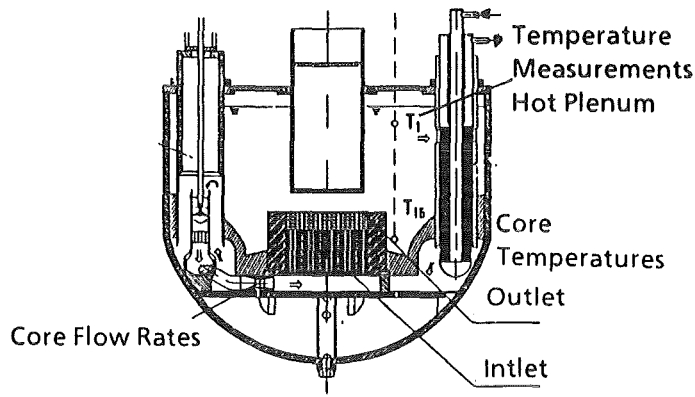


Abb. 16 Experimentelle Ergebnisse aus transienten Untersuchungen im RAMONA-Basisfall

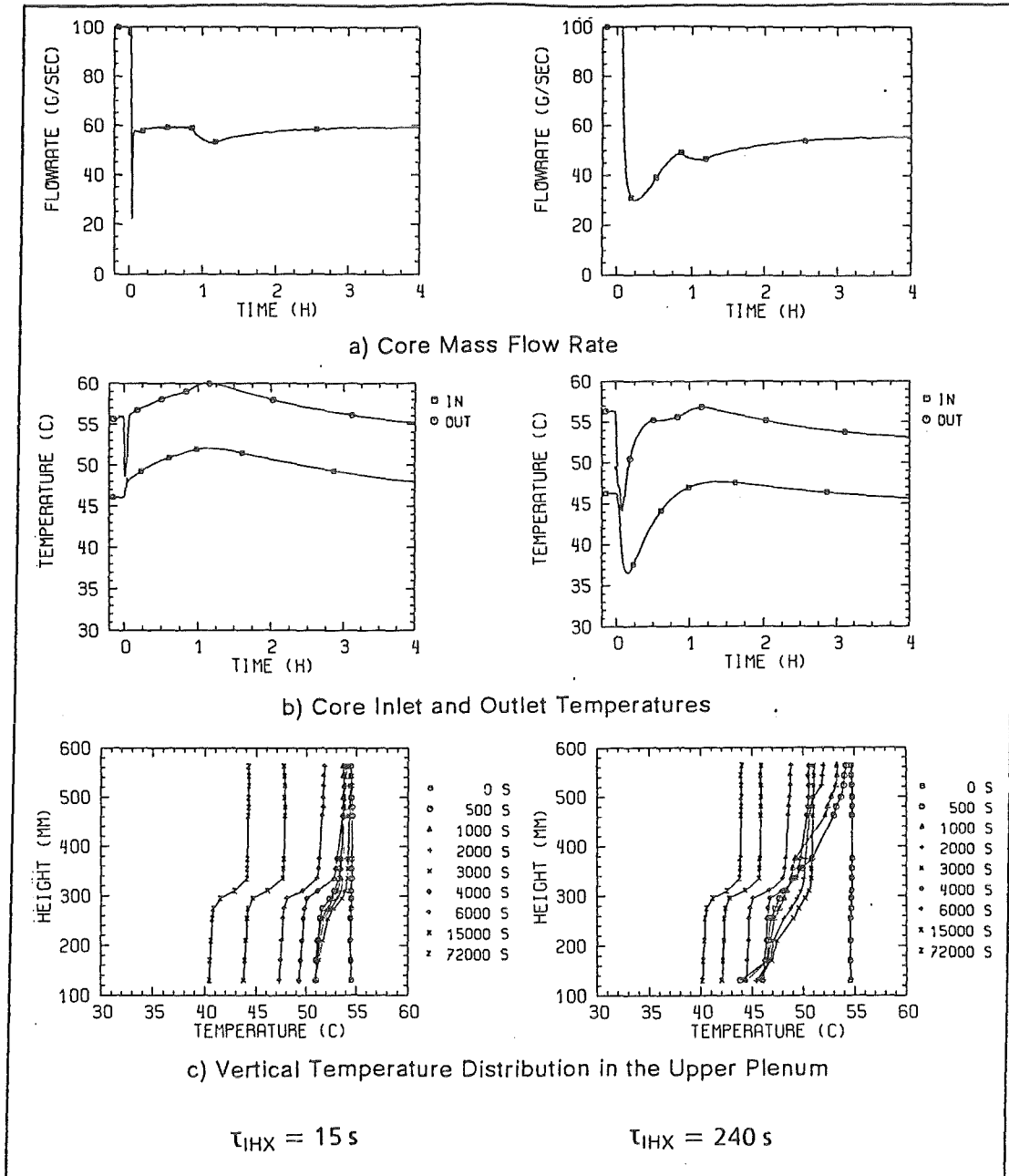


Abb. 17 Einfluß der sekundärseitigen Zwischenwärmetauscher-Pumpenkennlinie auf das thermische Verhalten des Oberplenums bei 3000 s Verzögerung des Tauchkühlerbetriebes

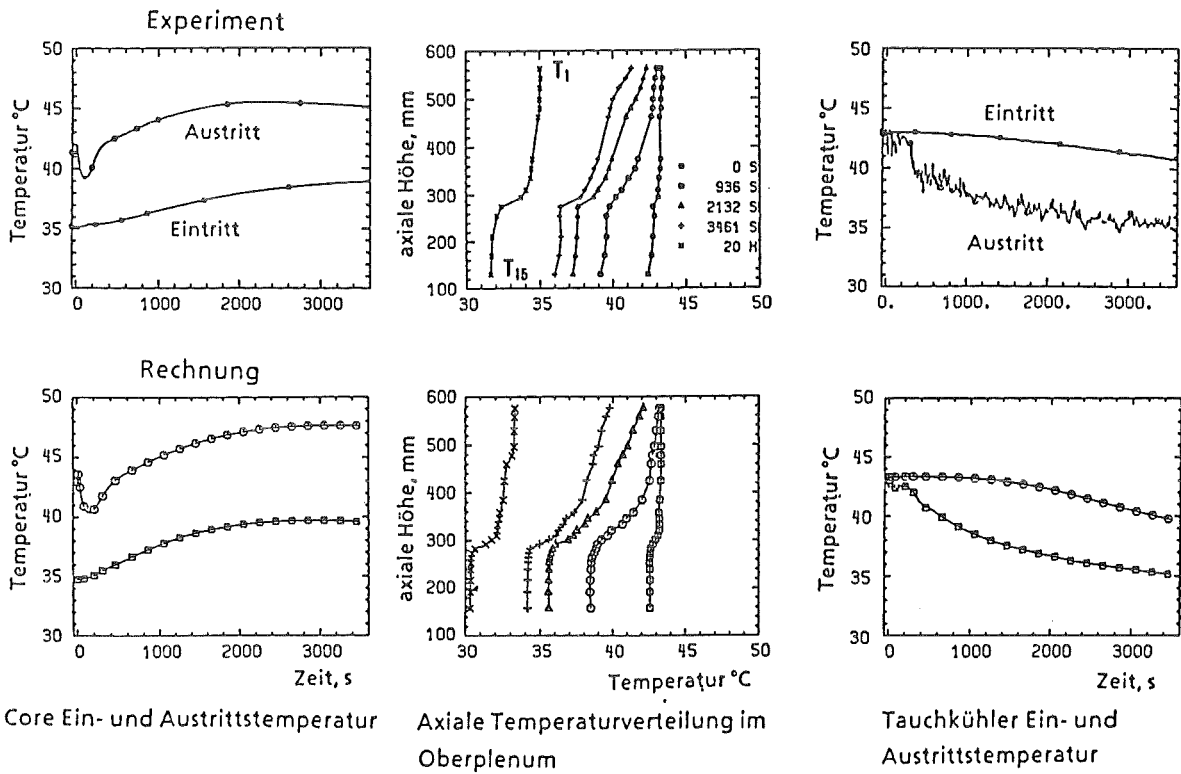
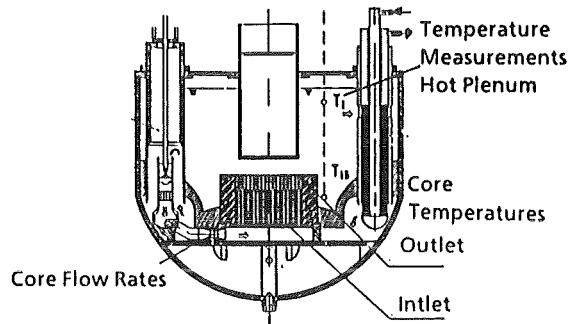


Abb. 18 Vergleich experimenteller und gerechneter transienter thermohydraulischer Zustände

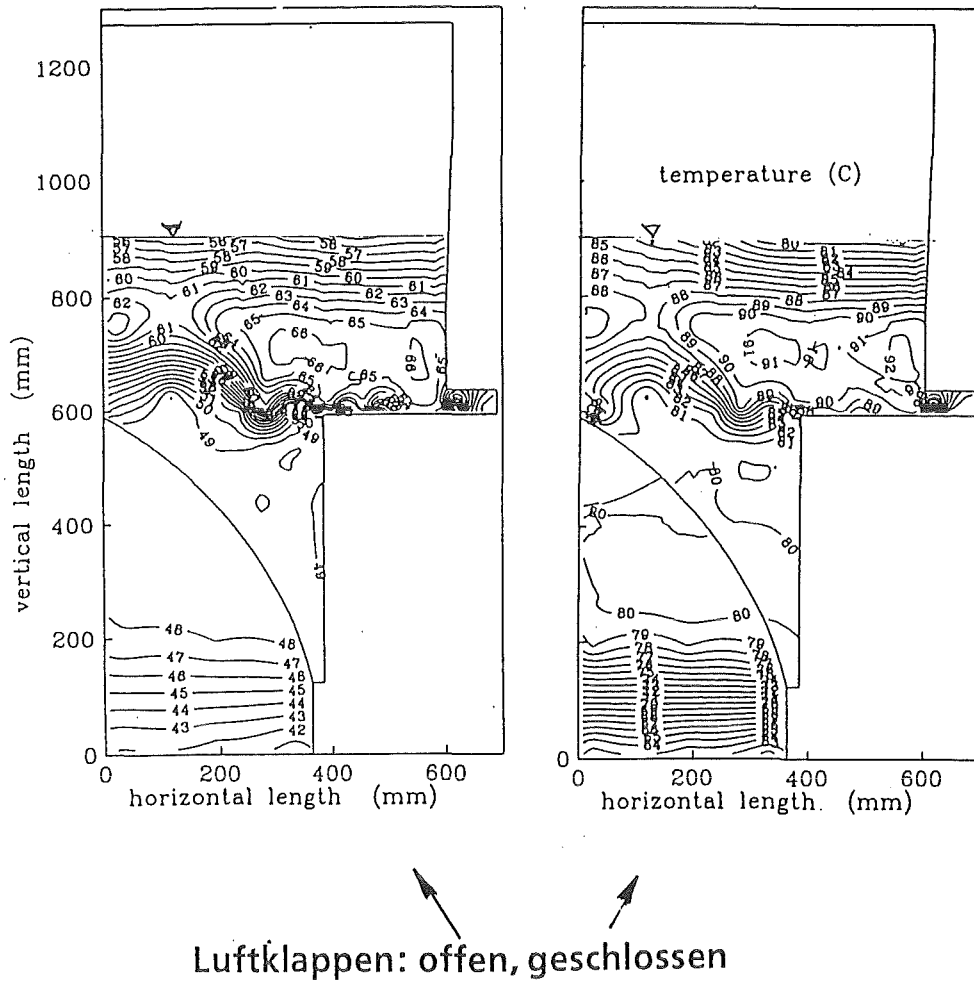


Abb. 19 KIWA-Temperaturfeld im Oberplenium bei abgesenktem Fluidniveau im Primärtank bei offenen und geschlossenen Luftklappen im Kamin

IV. Analyse kernzerstörender Unfälle in schnellen Reaktoren

**D. Struwe
W. Maschek**

PSF-Statusbericht, 23. März 1994

Analyse kernzerstörender Unfälle in schnellen Reaktoren

D. Struwe¹, W. Maschek²

¹Institut für Reaktorsicherheit

²Institut für Neutronenphysik und Reaktortechnik

1. Zielsetzung

Das Sicherheitskonzept metallgekühlter Reaktoren orientiert sich an den bewährten Grundlagen und der Praxis der Genehmigungsverfahren von Leichtwasserreaktoren. Es basiert auf einem in der Tiefe gestaffelten Mehrbarrierenkonzept, das der Verhinderung von Störfällen höchste Priorität zuordnet, ohne daß auf Maßnahmen zur Eingrenzung von Konsequenzen aus Stör- und Unfällen verzichtet wird. Die Maßnahmen zur Eingrenzung von Konsequenzen werden nach dem Grundsatz der Verhältnismäßigkeit der Mittel festgelegt [1].

Denkbare Störfallereignisse beim Reaktorbetrieb werden in unterschiedliche Kategorien eingeteilt, die sich am resultierenden Anlagenzustand orientieren. Die Einteilung erfolgt in vier Kategorien, wobei die Häufigkeit der betrachteten Anlagenzustände als Maßzahl der Zuordnung gewählt wird. Die vier Kategorien sind:

- Kategorie 1:
Anlagenverhalten im Normalbetrieb
- Kategorie 2:
Ereignisse, die mit einer Häufigkeit von $1 - 10^{-2}$ /Jahr erwartet werden. Die Anlage geht nach kurzer Zeit wieder in den Vollastbetrieb
- Kategorie 3:
Ereignisse, die mit einer Häufigkeit von $(10^{-2} - 10^{-4})$ /Jahr erwartet werden. Die Anlage kann nach Behebung der Störfallursache und der Konsequenzen und nach eingehender Inspektion wieder in Betrieb gehen

- Kategorie 4:
Ereignisse, deren Auftreten mit einer Häufigkeit von $(10^{-4} - 10^{-7})/\text{Jahr}$ nach menschlichem Ermessen nicht zuverlässig ausschließbar sind. Die Anlage wird gegebenenfalls nicht wieder in Betrieb genommen.

Die Ereignisse der Kategorien 2 bis 4 definieren die sog. Auslegungstörfälle. Ihre Konsequenzen werden unter pessimistischen Annahmen und unter Zugrundelegung des Einzelfehlerkriteriums analysiert. Die aus diesen Störfällen resultierenden radiologischen Belastungen der Umgebung dürfen Grenzwerte entsprechend dem geltenden Regelwerk nicht überschreiten.

Ereignisse, deren Häufigkeiten zu Werten $< 10^{-7}/\text{Jahr}$ abgeschätzt werden, sind dem Bereich jenseits der Auslegung zuzuordnen. Sie umfassen außerordentlich seltene Ereignisse oder Ereigniskombinationen, deren Eintrittshäufigkeit nahe oder jenseits der Grenzen technischer Vorstellbarkeit bzw. des menschlichen Verständnisses liegt. Konsequenzen derartiger Ereignisse oder Ereigniskombinationen werden unter realistischen Annahmen ermittelt. Bei der Analyse ihres Ablaufs werden Möglichkeiten des Einsatzes von Notfallschutzmaßnahmen zur Eingrenzung von Konsequenzen berücksichtigt. Da eine deterministisch orientierte Betrachtung dieser Einleitungsereignisse bzw. Einleitungsereigniskombinationen schwierig, wenn nicht unmöglich ist, werden stellvertretend Konsequenzen von postulierten Einleitungsereignissen ermittelt, die auf der Grundlage heutiger Erkenntnisse eingrenzenden Charakter haben.

Die Konsequenzen von kernzerstörenden Unfällen in metallgekühlten Reaktoren sind dem Bereich jenseits der Auslegung, d.h. dem Restrisiko zuzuordnen. Trotzdem wird heute mit dem Ziel der Restrisikominimierung untersucht, inwieweit realistisch ermittelte Ereignisabläufe zu Konsequenzen führen, die innerhalb der Anlage selbst beherrscht werden können, und die zu Belastungen der Umgebung führen, die zulässige Grenzwerte der Umgebungsbelastung für seltene Ereignisse nicht überschreiten (siehe Abb. 1). Eine Begrenzung der Konsequenzen kernzerstörender Unfälle auf die Anlage selbst ist dann zu erwarten, wenn das Primärcontainment, d.h. der Reaktortank, seine Einbauten und der Reaktortankdeckelbereich als Folge von kernzerstörenden Unfällen ihre Integrität behalten, und wenn das sekundäre Containment, d.h. das Reaktorgebäude so ausgelegt ist, daß auch im Fall kernzerstörender Unfälle dessen Integrität erhalten bleibt und damit die Freisetzung von Radioaktivität an die Umgebung begrenzt werden kann.

Um dieses Ziel zu erreichen, ist es notwendig, experimentell abgesicherte theoretische Methoden verfügbar zu machen, die es erlauben, den Ereignisablauf kernzerstörender Unfälle realistisch zu beschreiben und die daraus folgenden mechanischen bzw. thermischen Belastungen des Primär- bzw. des Sekundärcontainers zu ermitteln. Unsicherheiten der theoretischen Vorhersage sind dabei mit einer ausreichend konservativ orientierten Vorgehensweise abzudecken. Anlagenspezifische Entwurfsmerkmale sind hierbei in realistischer Weise zu berücksichtigen.

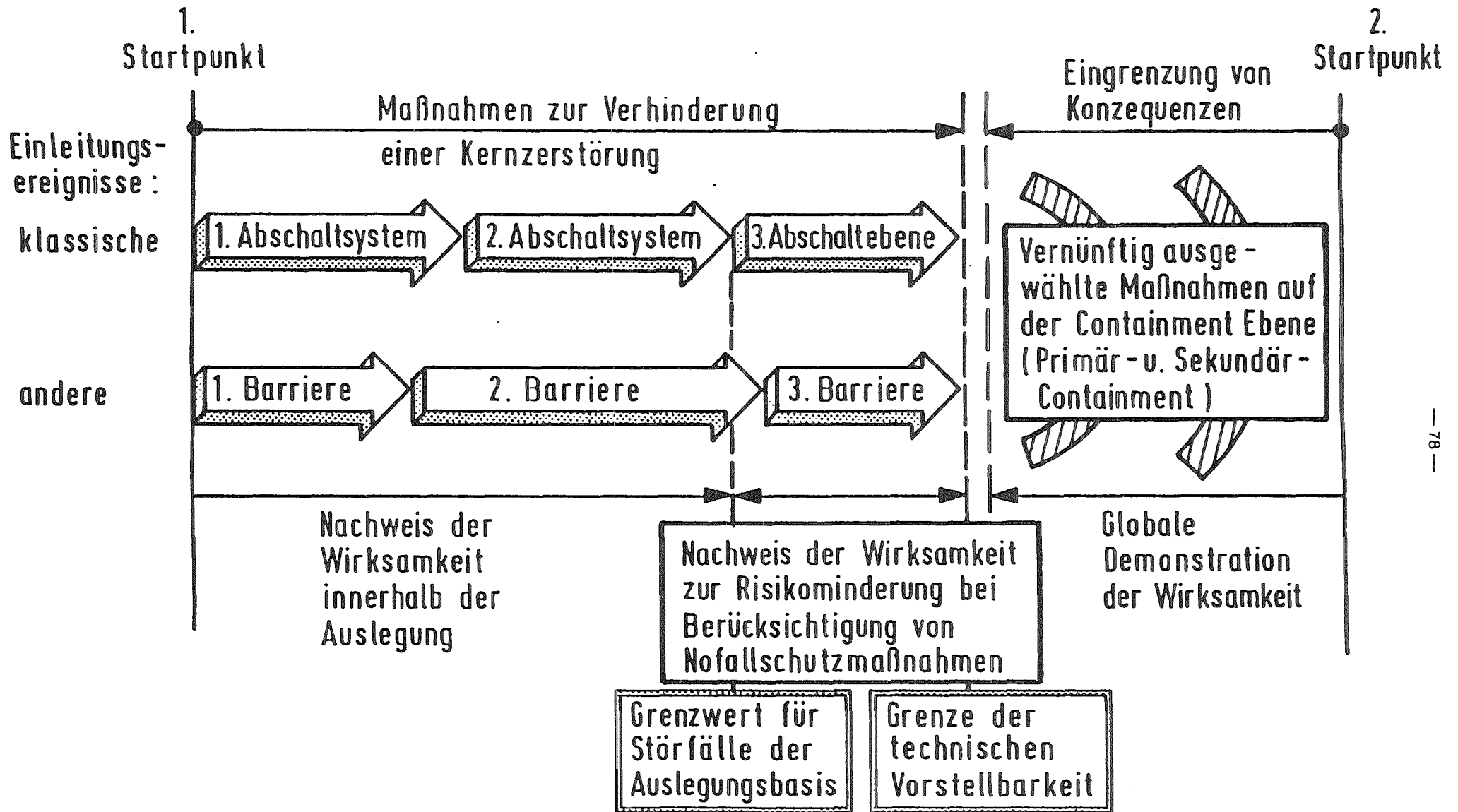


Abb. 1

Konzept zur Risikominderung beim EFR

2. Postulierte Einleitungsereignisse

Aus den Sicherheitsanalysen der Prototypanlagen ist bekannt, daß eine unkontrollierte Leistungsexkursion oder eine schrittweise voranschreitende Kernzerstörung nur dann denkbar ist, wenn

- (A) wichtige sicherheitsrelevante Strukturelemente des Kernaufbaus oder Komponenten der wärmeübertragenden Kreisläufe teilweise oder auch katastrophal versagen,
- (B) die Nachzerfallswärmeabfuhr nach Reaktorabschaltung versagt oder
- (C) die Reaktorabschaltung bei Anforderung versagt.

Gegen alle bekannten Ereigniskombinationen, die zu diesen Anlagenzuständen führen könnten, sind im Rahmen der Auslegung vielfältige Maßnahmen getroffen worden, die sicherstellen, daß ihr Auftreten nahe oder jenseits der Grenzen technischer Vorstellbarkeit einzustufen ist. Um trotzdem realistische Untersuchungen zum Ereignisablauf kernzerstörender Unfälle durchführen zu können, ist es daher notwendig, beispielhaft Einleitungsereignisse zu postulieren, die ausgehend von repräsentativen Kernzuständen zur Kernzerstörung führen. Typische Beispiele hierfür sind

- (i) der unkontrollierte Kühlmitteldurchsatzstörfall (UKDS), d.h. ein Abfahren des Kühlmitteldurchsatzes ohne Auslösung der Reaktorschnellabschaltung
- (ii) ein unkontrollierter Reaktivitätsstörfall (URS) mit kleiner Reaktivitätsrampe, d.h. z.B. Ausfahren eines einzelnen Regelstabes oder der Regelstabbank ohne Auslösung der Reaktorschnellabschaltung
- (iii) ein totaler Ausfall der Hauptwärmesenke ohne Auslösung der Reaktorschnellabschaltung
- (iv) Propagation eines Brennstabschadens im Brennelement und nachfolgend von Brennelement zu Brennelement ohne Auslösung der Reaktorabschaltung
- (v) ein unkontrollierter Reaktivitätsstörfall (URS) mit großer Reaktivitätsrampe z.B. aufgrund eines katastrophalen Versagens der Gitterplatte

(vi) totaler Ausfall der Hauptkühlmittelsenke und der Wärmesenke für die Nachzerfallswärmeabfuhr bei abgeschaltetem Reaktor

Als Folge dieser postulierten, repräsentativen Einleitungsereignisse werden Kernzustände erreicht, bei denen das im Brennstab zurückgehaltene Aktivitätsinventar teilweise oder zu großen Anteilen freigesetzt wird. Diese Freisetzungsvorgänge sind in Abhängigkeit vom betrachteten Einleitungsereignis mit thermischen und/oder mechanischen Belastungen der Reaktortankstrukturen verbunden. Diese gilt es in abdeckender Weise zu ermitteln, ohne auf die Berücksichtigung begrenzender physikalischer Vorgänge zu verzichten.

3. Ereignisablaufanalyse kernzerstörender Unfälle

Um zu einer realistischen Beschreibung des Ablaufs kernzerstörender Unfälle zu kommen, wird der Unfallablauf in unterschiedliche Phasen eingeteilt, die abhängig vom betrachteten Einleitungsereignis sequentiell durchlaufen werden. Nach dem heute erreichten Stand von Wissenschaft und Technik unterteilt man den Unfallablauf in neun Phasen, in denen unterschiedliche Kern- bzw. Anlagenzustände zu betrachten sind, und während derer unterschiedliche physikalische Vorgänge den Unfallablauf beeinflussen (siehe Abb. 2). Für jede dieser Phasen des Unfallablaufs werden theoretische Modelle entwickelt, die es erlauben, die wesentlichen physikalischen Vorgänge zu beschreiben. Ein breit angelegtes experimentelles Programm erlaubt es, die theoretischen Modelle hinsichtlich ihrer Aussagefähigkeiten zu überprüfen, die heute noch herrschende Unsicherheiten in der Vorhersagbarkeit der physikalischen Vorgänge zu ermitteln und zu bewerten und die theoretische Simulation auf Vollständigkeit der Erfassung aller wesentlicher physikalischer Vorgänge zu überprüfen. Die breit angelegte experimentelle Validierung theoretischer Modelle umfaßt integrale Versuche unter Reaktorbedingungen, integrale Simulationsexperimente außerhalb des Reaktors und entsprechende Einzeleffektuntersuchungen. In den nachfolgenden Abschnitten wird ein Überblick über die bis heute durchgeführten F + E-Programme gegeben, und es wird auf einige wesentliche, neuere Ergebnisse eingegangen. Die in den letzten Jahren durchgeführten F + E-Arbeiten der KfK wurden in enger internationaler Zusammenarbeit durchgeführt. Hierbei sind insbesondere die Gruppen des Institut de Protection et de la Sûreté Nucléaire aus dem CEN Cadarache in Frankreich, die Gruppen der Atomic Energy Authority aus Winfrith und

Risley in Großbritannien und die Gruppen der Power Reactor und Nuclear Fuels Corporation aus dem O'Arai Engineering Center in Japan zu nennen.

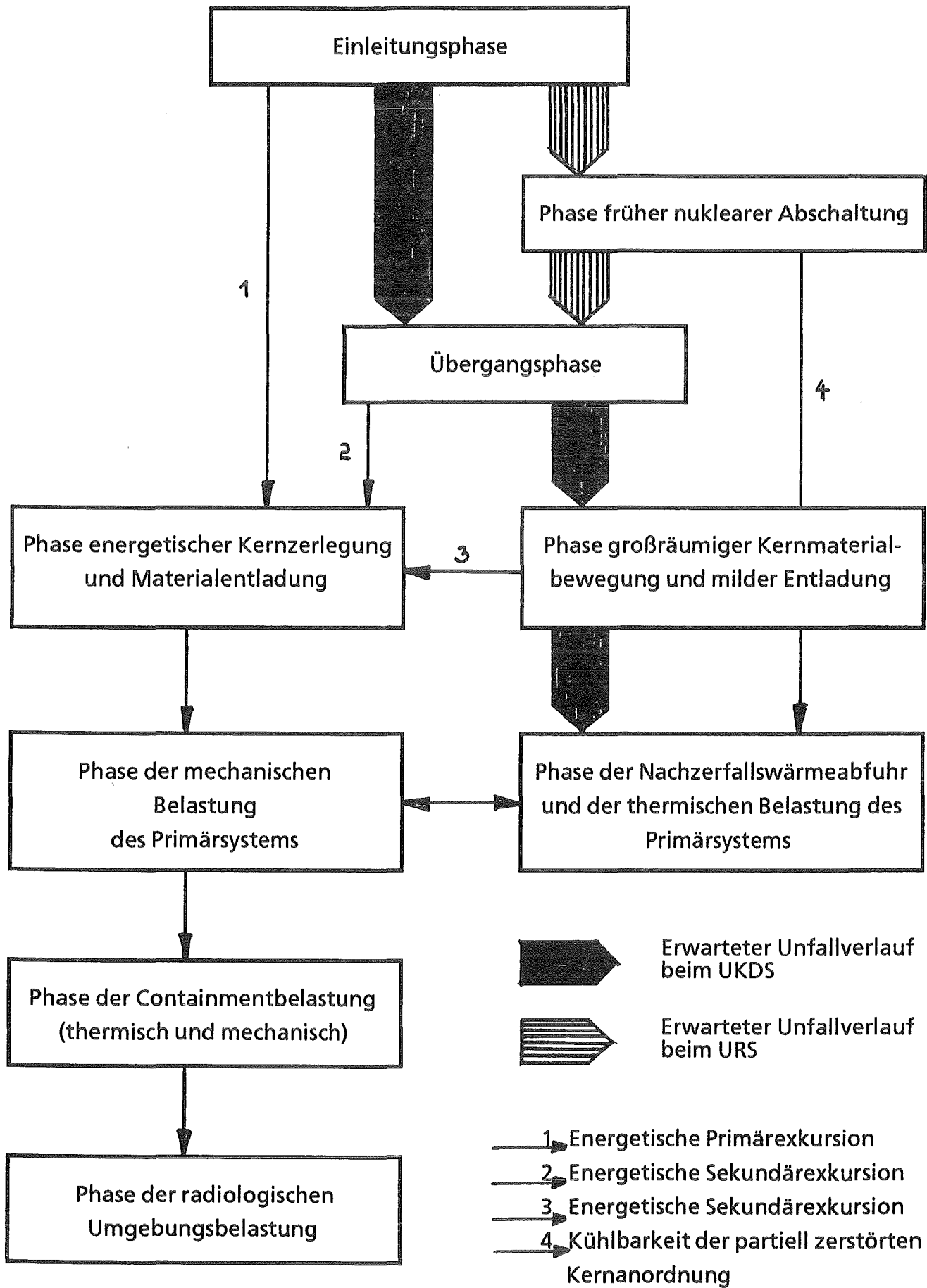


Abb. 2 Phasenablaufdiagramm von kernzerstörenden Unfällen

3.1 Die Einleitungsphase

Die Einleitungsphase umfaßt alle physikalischen Vorgänge, die den Unfallablauf ausgehend vom stationären Ausgangszustand bis zum Versagen der Brennelementkästen beeinflussen.

Abhängig von dem zu betrachtenden Einleitungsereignis wird der Unfallablauf in der Einleitungsphase durch die folgenden physikalischen Vorgänge bestimmt:

- Zeitliches Verhalten des Kühlmitteldrucks und der Kühlmitteltemperatur im Eintritts- und Austrittsplenum des Reaktortanks abhängig von dem zeitlichen Verhalten der Primär- und Sekundärkreisläufe
- Die einphasige Kühlmittelaufheizung und die Aufheizung von Strukturen des Kerns bzw. der Regelstabführungsrohre
- Die radiale Kernexpansion, die Expansion der Regelstabführungsrohre und die Aufheizung der Gitterplatte
- Das thermische und mechanische Verhalten der Brennstäbe bis zum Versagen, die axiale Brennstoffausdehnung, die Änderung des Wärmeübergangs vom Brennstoff an das Hüllrohr und die Umverteilung des schmelzenden Brennstoffs in der Schmelzkavität vor Brennstabversagen
- Das Kühlmittelsieden, die Benetzung und die Austrocknung der Hüllrohroberfläche
- Das Aufschmelzen des Hüllrohrs und die Umverteilung des geschmolzenen Hüllrohrs
- Das Brennstabversagen bzw. Brennstabaufbrechen
- Das Abblasen des in den oberen und unteren Brennstabplena im stationären Betrieb akkumulierten Spaltgases nach Verlust der Brennstabintegrität
- Die Materialumverteilung im Kühlkanal nach Brennstabversagen bei sonst im wesentlichen intakter Brennstab- und Brennelementgeometrie
- Die Materialumverteilung im Kühlkanal nach Aufbrechen der Brennstäbe über axial ausgedehnte Bereiche, d.h. im wesentlichen nach Verlust der Brennstabgeometrie innerhalb des Brennelementkastens

- Umverteilung noch intakter Brennstofftabletten in der teilweise zerstörten Brennelementgeometrie

Der Einfluß dieser physikalischen Vorgänge auf den Unfallablauf, d.h. die Leistungsentwicklung, erfolgt über die Ermittlung der Reaktivitätsrückwirkungen der Zustandsänderungen der involvierten Materialien gegenüber ihrem stationären Zustand. Diese können bei nur kleinen Änderungen gegenüber dem stationären Zustand mit Hilfe von materialabhängigen Reaktivitätswertkurven ermittelt werden; die Auswirkung auf die Leistungsentwicklung erfolgt mit Hilfe der punktkinetischen Näherung. Bei großräumigen Materialumverteilungen muß überprüft werden, ob es notwendig wird, die Reaktivitätsrückwirkungen und ihre Auswirkung auf die Leistungsentwicklung mit Hilfe der ortsabhängigen Dynamik zu berechnen.

Zur Bestimmung von Zustandsänderungen der involvierten Materialien gegenüber ihrem stationären Zustand ist es zunächst notwendig, diesen stationären Zustand ausreichend genau zu bestimmen, d.h. Methoden bereitzustellen, die es erlauben, den stationären Kernzustand als Folge des vorlaufend zugrunde gelegten Leistungsbetriebs zu berechnen. Neben den thermohydraulischen Kenngrößen von repräsentativen Brennelementen innerhalb der Kernanordnung, ist es notwendig die Brennstabcharakterisierung nach der Vorbestrahlung genau zu erfassen.

Die Entwicklung von theoretischen Modellen zur Beschreibung der Vorgänge während der Einleitungsphase eines kernzerstörenden Unfalls läuft international und innerhalb des KfK seit den späten 60iger Jahren, wobei die Anforderungen hinsichtlich der Differenzierung der zu erfassenden physikalischen Vorgänge und hinsichtlich der Genauigkeit im Detail kontinuierlich gewachsen sind. In Tab. 1 sind die wesentlichen Programme zusammengestellt, die den Analysen neuerer Reaktorkernentwürfe zugrunde gelegen haben bzw. heute zugrunde liegen. Darüberhinaus sind die experimentellen Vorhaben aufgeführt, die bei der Entwicklung der Modelle und deren experimenteller Validierung eine entscheidende Rolle gespielt haben.

Im Rahmen der europäischen Zusammenarbeit wurden bis Ende der 80iger Jahre mehrere Programmsysteme unabhängig voneinander entwickelt, um die Konsequenzen kernzerstörender Unfälle zu ermitteln. Diese Programmsysteme waren PHYSURAC [2] in Frankreich, FRAX [3] in England und SAS3D, CASAS-87 [4,5] in Deutschland. Seit Mitte der 80iger Jahre haben die europäischen F + E-Partner des

EFR-Projekts und die japanische PNC vereinbart, die weiteren Entwicklungsarbeiten auf ein Programmsystem zu konzentrieren. Nach umfangreichen Analysen der Fähigkeiten der verschiedenen international verfolgten Entwicklungen wurde beschlossen, die weiteren gemeinsamen Entwicklungsarbeiten auf das Programmsystem SAS4A [6] zu konzentrieren. SAS4A ist ein Programmsystem, das bis Mitte der 80iger Jahre im Argonne National Laboratory entwickelt wurde und dann im Rahmen der internationalen Zusammenarbeit vom amerikanischen Department of Energy, den europäischen und japanischen Partnern zur weiteren gemeinsamen Entwicklung und Validierung zur Verfügung gestellt wurde. Der heute erreichte Stand der Entwicklung ist in der Programmversion SAS4A.REF94 repräsentiert, die hinsichtlich vieler Einzelmodelle eine wesentliche Erweiterung der ursprünglich im ANL erstellten Programmversion darstellt. Die in der Programmversion SAS4A.REF94 enthaltenen Modelle sind durch die Nachrechnung einer Vielzahl von Experimenten weitgehend experimentell überprüft. Diese Überprüfung hat dazu geführt, daß die Stärken und Schwächen der einzelnen Modelle erkannt sind, die Grenzen ihrer Anwendbarkeit abgeschätzt werden können, und daß Aussagen zum Grad der Konservativität der Modellierung gemacht werden können.

Tabelle I: F + E-Programme zur Untersuchung wesentlicher physikalischerer Vorgänge in der Einleitungsphase

Theoretische Modellentwicklung	Experimentelle Validierung	
	Reaktorbedingungen	Simulationsexperimente
Integrale Programmsysteme <ul style="list-style-type: none"> ● SAS3D, CASAS-87 ● FRAX-5D (UKAEA) ● SAS4A.REF94 (KfK-PNC-CEA-UKAEA) <ul style="list-style-type: none"> - Punktkinetik mit Reaktivitätswertkurven - ortsabhängige Neutronenkinetik (HXPART-JRC Ispra) 	SCARABEE- 1 st phase TREAT-Experimente CABRI-1 CABRI-2 CABRI-FAST	NSK (1-7 Stäbe) KNS (37-Stäbe) SIMBATH (1-37 Stäbe)
Einzeleffektuntersuchungen <ul style="list-style-type: none"> ● Brennstoffchrakterisierung (thermisch und mechanisch) ● mechanische Hüllrohreigenschaften (316 CW, 15-15 CW, PE-16) ● stationäres und transientes Spaltgasverhalten (LAKU) ● stationäres und transientes Verhalten flüchtiger Spaltprodukte ● Blockadebildung im Kühlkanal 	Betriebserfahrung Betriebserfahrung ACRR-Exp. REGAL ?	EDGAR-Programm ? THEFIS

Das Verhalten von Brennelementen bei einphasiger Kühlmittelaufheizung und das Kühlmittelverhalten beim Einsetzen von Natriumsieden wurde sowohl unter reaktorähnlichen als auch mit Simulationsexperimenten eingehend untersucht (SCARABEE - 1st phase [7], CABRI-1 [8], NSK [9], KNS [10]). Der Einfluß des Brennelemententwurfs auf das Siedeverhalten kann heute ausreichend genau erfaßt werden [11]. In Abbildung 3 ist ein typisches Ergebnis für die Ausbreitung der Zweiphasenzone nach Siedebeginn dargestellt, wie es sich als Folge einer Kühlmitteldurchsatzreduktion bei konstanter linearer Leistung ergibt. Natriumsieden setzt am oberen Ende der beheizten Zone ein und breitet sich innerhalb von etwa 4 s über die gesamte beheizte Länge aus. Der Vergleich zwischen der Rechnung mit SAS4A.REF94 und den Meßdaten ist zufriedenstellend. Nach 3 s bläst das obere Spaltgasplenum sein Gasinventar in den Kühlkanal ab, was zu einer schnellen Ausbreitung der Zweiphasenzone nach oben führt. Dieses physikalische Phänomen wird in der Rechnung nicht simuliert.

Das transiente thermische und mechanische Brennstabverhalten ist wesentlich beeinflusst durch die Vorbestrahlungsgeschichte der Brennstäbe bis zum Zeitpunkt, zu dem die Konsequenzen eines postulierten Einleitungsereignisses für die Kernzerstörung ermittelt werden. Die Brennstabcharakterisierung zu diesem Zeitpunkt wird beeinflusst durch den Brennstabentwurf, die Schmierdichte des Brennstoffs und das verwendete Hüllrohrmaterial. Die aus Betriebserfahrungen gewonnenen Erkenntnisse und die Ergebnisse der Programme CABRI-1 [7], CABRI-2 [11] und CABRI-FAST stellen hier eine Datenbasis bereit, aufgrund derer die theoretischen Modelle zur Beschreibung der wesentlichen physikalischen Vorgänge wie z.B. Hüllrohrschwollen, Brennstoffschwollen, Spaltgasfreisetzung etc. entwickelt wurden. Bis zu Abbränden von 8-10 at% erlauben die heute verfügbaren Modelle eine ausreichend genaue Vorhersage des stationären Brennstabverhaltens. Oberhalb dieses Abbrandniveaus ist die Belastbarkeit der Vorhersage des stationären Brennstabverhaltens nicht mehr in gleichem Maße gegeben, da das Verhalten der flüchtigen Spaltprodukte wie z.B. Caesium einen größeren Einfluß gewinnt. Die dann zusätzlich zu berücksichtigenden physikalischen Vorgänge [12] sind heute noch nicht ausreichend genau erfaßbar.

Bei der Ermittlung der Konsequenzen kernzerstörender Unfälle in der Einleitungsphase ist die Ermittlung der Bedingungen beim Brennstabversagen von besonderer Bedeutung, da diese die Anfangsbedingungen für die nachfolgend einsetzende Brennstoffumverteilung definieren.

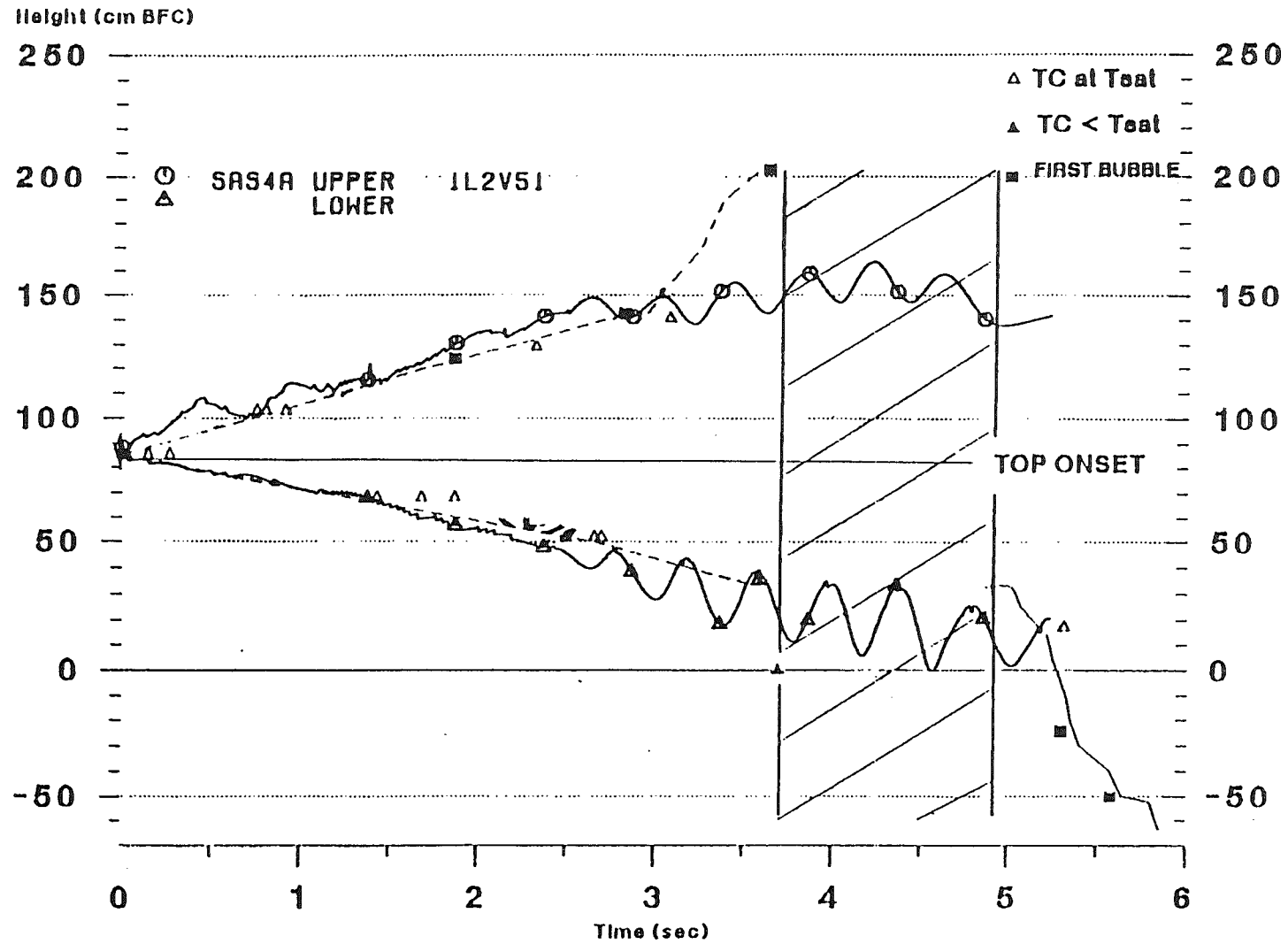


Abb. 3: Siedefrontentwicklung im Kühlkanal beim Experiment E13 des CABRI-FAST Programms

Die transiente Brennstabbelastung ist in komplexer Art und Weise von der Brennstabcharakterisierung nach der Vorbestrahlung, vom Kühlmittelzustand zum Zeitpunkt des Leistungsanstiegs, vom zeitlichen Verlauf des Leistungspulses und von der Anstiegsrate der Leistung nahe dem Brennstabversagen abhängig. Das Brennstabversagen selbst ist von den mechanischen Hüllrohreigenschaften abhängig, die wiederum eine Funktion der Vorbestrahlung, der Temperatur, der Dehnrate und der Temperaturanstiegsrate sind. Aus den Ergebnissen der Experimente des CABRI-Programms läßt sich die allgemeine Tendenz ableiten, daß die maximale mittlere Brennstoffenthalpie beim Brennstabversagen mit steigendem Abbrand signifikant abnimmt. Diese Abhängigkeit ist sehr viel stärker ausgeprägt, wenn die Hüllrohrtemperaturen nur wenig von den nominellen Werten abweichen. Mit steigenden Hüllrohrtemperaturen sinkt die maximale mittlere Brennstoffenthalpie beim Versagen auf Werte in der Nähe der Solidusenthalpie. Die maximale mittlere Brennstoffenthalpie beim Versagen verringert sich auch bei sonst ähnlichen Randbedingungen mit geringer werdender Anstiegsrate der Leistung. Diese komplexen Abhängigkeiten weisen daraufhin, daß bei unterschiedlichen Leistungstransienten unterschiedliche Mechanismen zum Brennstabversagen führen. Es sind dies zum einen Auswirkungen der mechanischen Wechselwirkung zwischen noch festen Brennstofftabletten und dem Hüllrohr und dem überlagert der Druckaufbau in der sich bildenden Brennstoffschmelzkavität. Qualitativ sind diese Mechanismen heute recht gut verstanden, ihre quantitative Vorhersage ist aber insbesondere für Brennstäbe mit hohem Abbrand noch mit Unsicherheiten behaftet.

Überlagert zu den oben diskutierten Abhängigkeiten haben die Ergebnisse der CABRI-Programme erste Hinweise gegeben, daß die Brennstoffschmierdichte von ganz entscheidender Bedeutung für die Bestimmung der Versagensschwelle von Brennstäben ist. So zeigen z.B. Experimente mit Brennstäben bei denen Hohlpellets verwendet wurden, signifikant höhere Werte der maximalen mittleren Brennstoffenthalpie beim Versagen als ähnliche Experimente mit Brennstäben bei denen Vollpellets verwendet wurden. Die Auswertung dieser Experimente weist darauf hin, daß bei Brennstäben mit niedriger Brennstoffschmierdichte die mechanische Wechselwirkung zwischen noch festen Brennstofftabletten und dem Hüllrohr weniger ausgeprägt ist, und daß der Druckaufbau in der sich bildenden Brennstoffschmelzkavität durch Brennstoffumverteilung im Zentralkanal vor Brennstabversagen stark verzögert wird. Die Brennstoffumverteilung im Zentralkanal vor Brennstabversagen kann aber in den heute verfügbaren theoretischen Modellen noch nicht simuliert werden.

Von entscheidender Bedeutung für den Unfallablauf in der Einleitungsphase ist die Materialumverteilung nach Verlust der Brennstabintegrität. Hierbei von besonderem Interesse ist die Brennstoffbewegung, die zu negativen Reaktivitätsrückwirkungen führt, wenn Brennstoff aus zentralen Bereichen des Brennstabs in die oberen und unteren Brutmantelbereiche transportiert wird. Positive Reaktivitätsrückwirkungen entstehen, wenn sich Brennstoff z.B. innerhalb der axial ausgedehnten Brennstoffschmelzkavität von außen liegenden Kernbereichen zu zentralen Bereichen hin bewegt. Zur Beschreibung dieser Transportvorgänge wurden Modelle entwickelt, die das Verhalten des sich ausbildenden Mehrkomponentengemisches aus festem und flüssigem Brennstoff, festem und flüssigem Hüllrohrstahl, flüssigem und dampfförmigem Natrium und Spaltgas beschreibt. Neben den thermohydraulischen Wechselwirkungen des Gemisches werden die Transportvorgänge auch von der überlagerten, zeitlich schnell fortschreitenden Brennstabzerstörung wesentlich bestimmt. Im Rahmen der verschiedenen experimentellen Untersuchungen des CABRI-Programms kann die Materialbewegung experimentell im Millisekundenmaßstab recht genau bestimmt werden. Damit ist die Möglichkeit gegeben, die heute erreichte Genauigkeit der theoretischen Beschreibung dieser Vorgänge zu ermitteln. In Abb. 4 und 5 ist ein typisches Ergebnis für eine solche Überprüfung dargestellt. Das mit SAS4A.REF94 berechnete Verhalten des Kühlmittelmassendurchsatzes und der Brennstoffumverteilung nach Verlust der Brennstabintegrität ist mit Meßwerten verglichen. Die Übereinstimmung ist zufriedenstellend.

Neben den weitgehend prototypischen Experimenten der unterschiedlichen CABRI-Programme mit einzelnen Brennstäben wurden Untersuchungen zum Problemkreis der Materialumverteilung auch in Simulationsexperimenten mit Thermit durchgeführt. Das Programm SIMBATH [13] war darauf ausgerichtet, den Einfluß der Brennelementgeometrie (1-37 Brennstäbe) zu untersuchen. Auf der Grundlage dieser Experimente konnte der Einfluß charakteristischer hydraulischer Durchmesser und von unterschiedlichen Abstandshalterkonzepten ermittelt werden. Darüberhinaus wurden Erkenntnisse gewonnen, welche Mechanismen zum Versagen der Hüllrohrkästen führen. In den Abb. 6 und 7 sind typische Ergebnisse von Nachuntersuchungen dargestellt.

Mit dem Versagen der Brennelementkastenstrukturen werden Transportwege aus dem Kernbereich in die axialen Brutmantelbereiche über die Spalte zwischen den Brennelementkästen verfügbar. Diese Transportmechanismen unterstützen je nach Randbedingungen des erreichten Kernzustandes die weitere Reduzierung des Brennstoffinventars im Kernbereich und eröffnen damit die Möglichkeit ei-

nes frühzeitigen Erreichens langfristig gewährleisteter Unterkritikalität. Mit Versagen der Brennelementkästen ist die Einleitungsphase mit ihren im wesentlichen eindimensionalen Materialumverteilungsvorgängen beendet, und der Unfall läuft in die Übergangsphase ein, die stärker durch mehrdimensionale Umverteilungsprozesse charakterisiert ist.

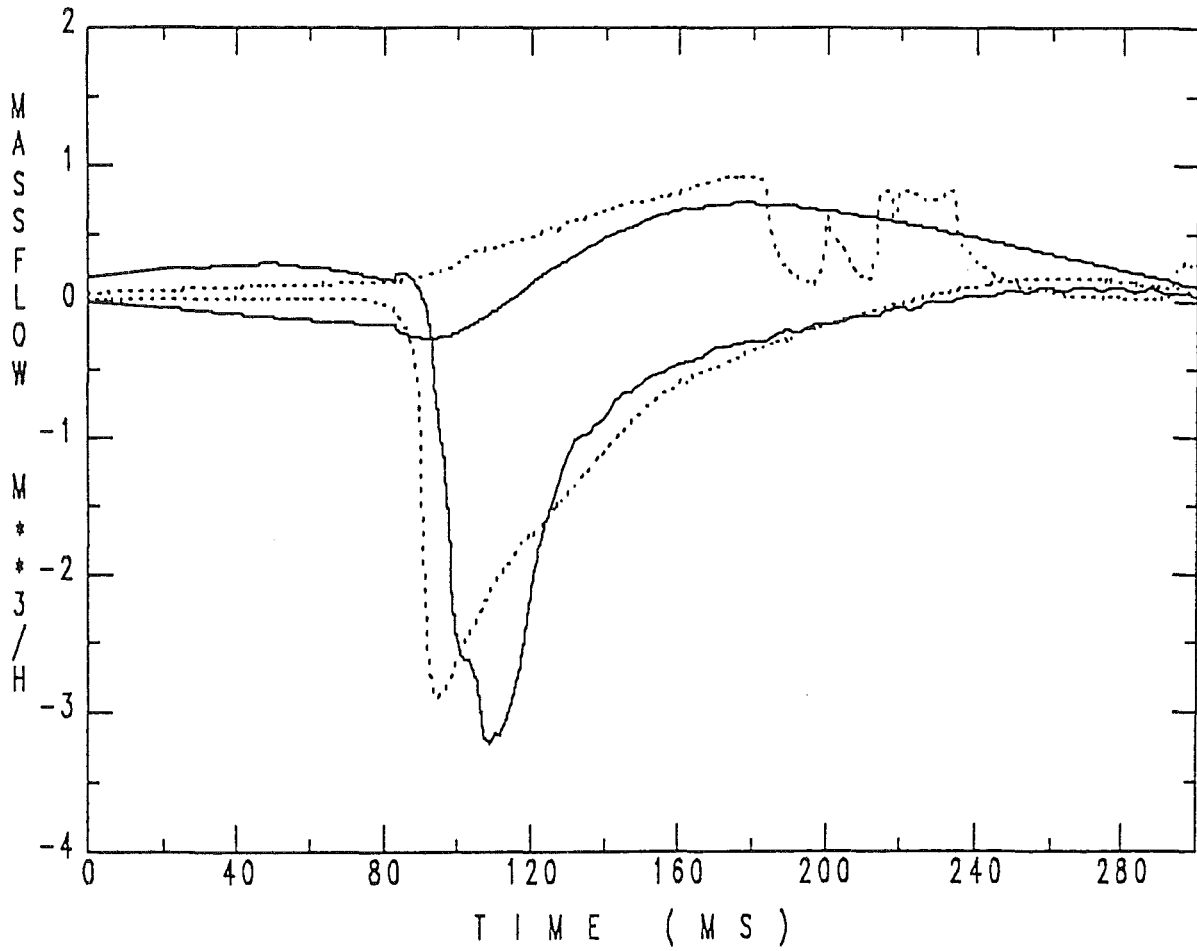


Abb. 4

Experiment B13 - Kühlmitteldurchsatzänderungen nach Brennstabversagen

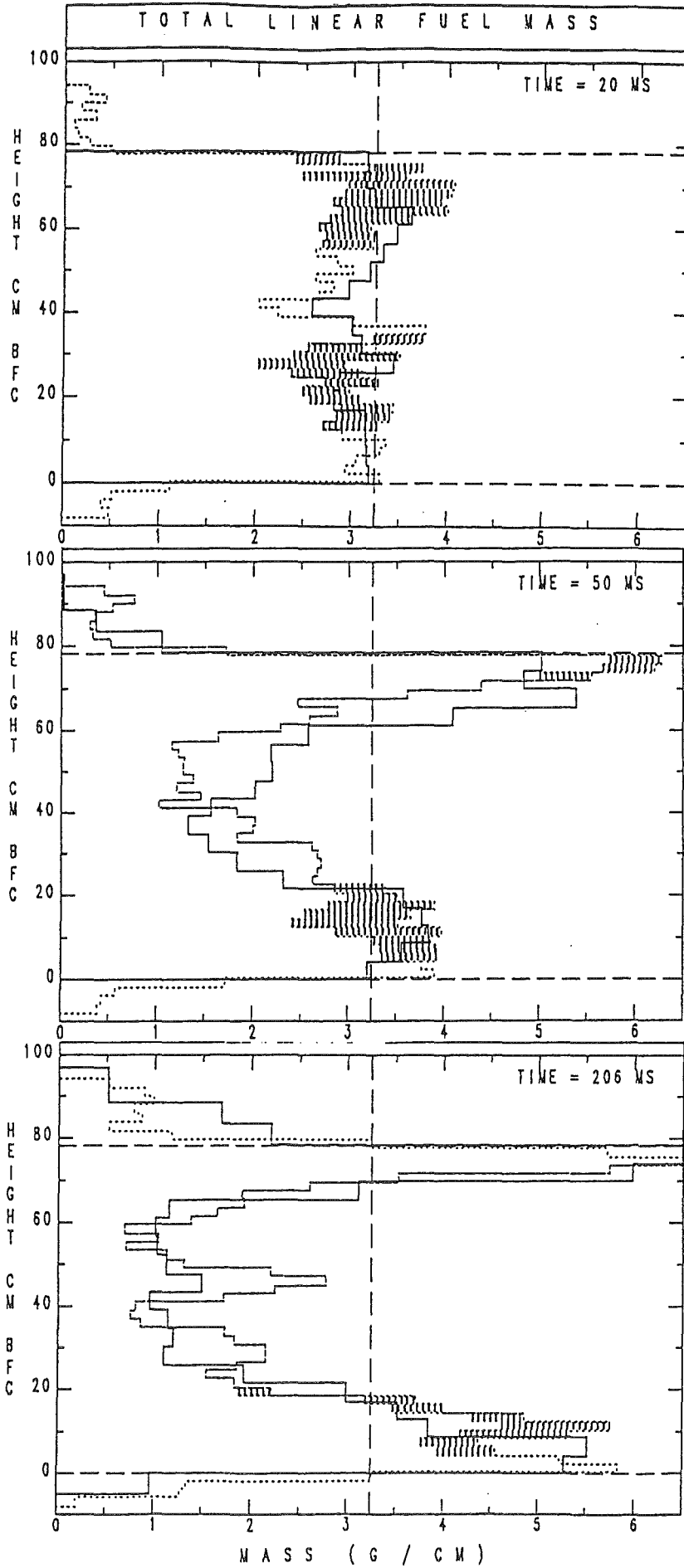


Abb. 5

Experiment B13 - Änderung der axialen Verteilung der linearen Brennstoffmasse nach Brennstabversagen

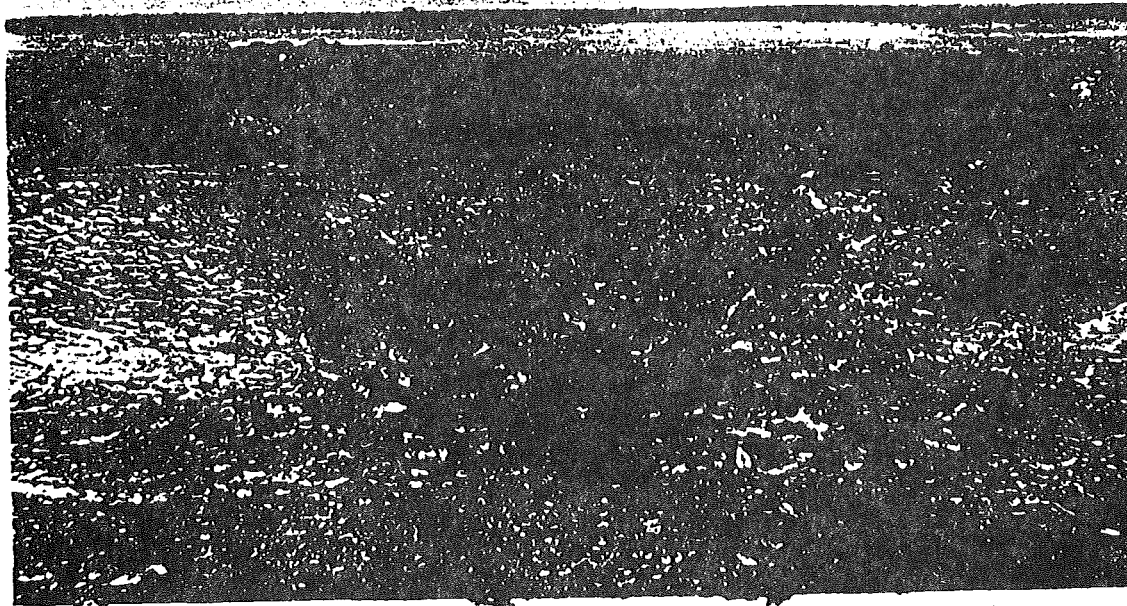
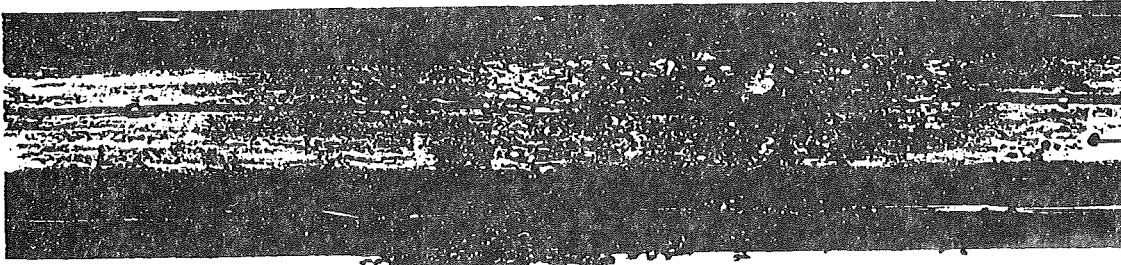
± 0 mm

+100 mm

+70 mm
Spacer

Wrapper

Thermocouples



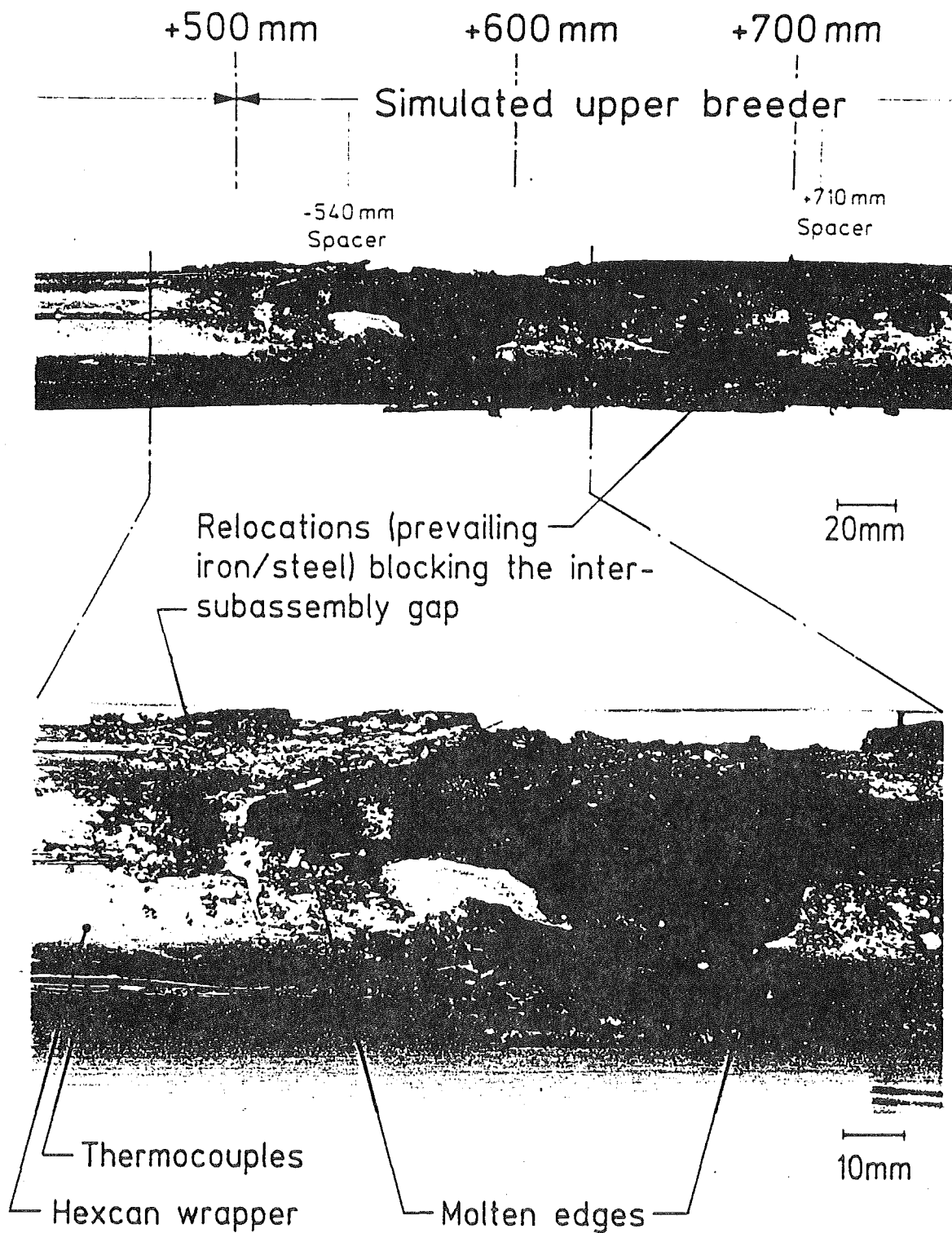
+31mm

+131mm

KIK IRE89101763

Abb. 6

SIMBATH V_{Th} 155, Wrapper Failure with Spray-type Relocations



Safety container with its alumina liner removed

KfK IRE8881642

Abb. 7

SIMBATH V_{Th}155, Outside View of the Upper Hexcan Failure

3.2 Die Übergangsphase und die Phase großräumiger Materialbewegung und milder Entladung ("Transition Phase")

Die sog. "Transition Phase" [14] umfaßt im weitesten Sinne alle Kernzustände nach Beendigung der Primärexkursion bis zur endgültigen nuklearen Abschaltung im Kernbereich.

Das zentrale Problem der Übergangsphase und der anschließenden Phase großräumiger Materialbewegung ist das mögliche Auftreten von Rekritikalitäten. Die möglichen Reaktivitätshübe durch Brennstoffkompaktion übertreffen bei weitem die der übrigen im Kern vorhandenen Materialien. Durch die Primärexkursion sind Teile des Reaktorkerns geschmolzen und mobilisiert worden. Je nach Druckaufbau durch Natrium-, Stahl- und Brennstoffdampf oder Spaltgas kann der mobil gewordene Brennstoff aus dem Kernbereich ejiziert werden, und es kann zu einer frühzeitigen nuklearen Abschaltung kommen. Reichen die dispersiven Kräfte nicht aus, um genügend Brennstoff zu entfernen, so liegt schließlich eine mechanisch und thermisch instabile Materialkonfiguration vor, deren weiteres Verhalten untersucht werden muß. Um eine sichere nukleare Abschaltung garantieren zu können, müssen etwa 40% des Inventars aus dem Kern entfernt worden sein.

Ausgehend von der vorliegenden instabilen Kernkonfiguration am Ende der Einleitungsphase ist eine Propagation der Schmelzbereiche zu erwarten. Die Kastenwandstrukturen werden immer weiter zerstört, und es bilden sich größere zusammenhängende Brennstoffpools. Das Vorhandensein von Brennelementkastenstrukturen beeinflußt wesentlich die Kohärenz der Bewegungsabläufe im schmelzenden Kern. Prozesse, wie das Einschmelzen von Brutmänteln oder Mischungsprozesse der unterschiedlich angereicherten Kernzonen führen neben der Brennstoffbewegung zu zusätzlichen negativen bzw. positiven Reaktivitätsrampen.

Neben gravitationsbedingten Bewegungsvorgängen wirken sowohl die nukleare Heizung durch Exkursionen sowie mögliche Kontakte mit dem noch im Kernbereich vorhanden Kühlmittel Natrium als Druckquelle. Aus den durchgeführten Analysen läßt sich ableiten, daß während der frühen "Transition Phase" mit noch relativ hohem Brennstoffinventar im Kernbereich das Potential für das Eintreten von Rekritikalitäten hoch ist. Die gleichzeitig noch vorhandenen Kastenwandstrukturen verhindern aber eine allzu hohe Kohärenz der Materialbewegung, so daß keine hohen Rekritikalitätsrampen akkumuliert werden und damit auch die

Energiefreisetzung als Folge der Exkursionen gering ist. Das Auftreten solcher Exkursionen auf einem niedrigen Niveau der Energiefreisetzungen führt zur weiteren Brennstoffentladung aus dem Kern und i.a. zur Beendigung des Störfalls. Dabei spielen die den Kern umgebenden Strukturen (vorhandene oder nicht vorhandene Brutmäntel, Verspannungskonzepte etc.), ihre Durchlässigkeit und Aufnahme­fähigkeit für Brennstoff sowie ihre Festigkeit eine wesentliche Rolle.

Führen Ausfriervorgänge des eji zierten Brennstoffes zu Blockaden, die den Kern einschließen, so ergeben die Analysen schließlich große zusammenliegende Brennstoffbereiche die radial und axial weiter nach außen propagieren. Ein Druckpuls kann diesen Brennstoffpool in Bewegung setzen (Sloshing [2]) und, falls das Inventar noch für die Akkumulation einer nuklear kritischen Anordnung ausreicht, kann dieser sog. Sloshing-Prozeß [15] zu hohen Reaktivitätsrampen und heftigen Sekundärexkursionen führen. Bleiben Strukturen im Pool und an den Randbereichen des Brennstoffpools bei der Simulation unberücksichtigt, sind die Bewegungsabläufe stark kohärent. Allerdings konnte mit Experimenten und theoretischen Überlegungen gezeigt werden, daß durch inhärent vorhandene Instabilitäten sowie durch geringfügige Asymmetrien und Reststrukturen diese Sloshing-Prozesse stark gedämpft werden [20].

Die "Transition Phase" wird für eine genauere Behandlung in weitere Unterphasen eingeteilt, wobei diese Unterphasen den Grad und das Ausmaß der Kernzerstörung ausdrücken.

Wie aus der Abb. 8 ersichtlich, kann es aus allen Unterphasen heraus zu einer nicht energetischen nuklearen Abschaltung durch Kernmaterialdispersion (-entladung) kommen. In diesem Falle führt der weitere Weg in die sog. PAHR (Nachwärmeabfuhr)-Phase. Unter diesen Bedingungen befinden sich noch große Inventaranteile im Kern und das Einschmelzen in die Strukturen unter dem Kern bis hin zur Deposition des Brennstoffs im Kernfänger muß weiter analysiert werden. In der späten "Transition Phase" mit ausgedehnten Brennstoffpools wird eine sog. "energetische Disassembly" wahrscheinlicher und führt in die Expansionsphase. Das Kernmaterial wird unter Druck aus dem Kern in das obere Plenum entladen, und es kommt u.U. zu einer mechanischen Belastung der Tankstrukturen.

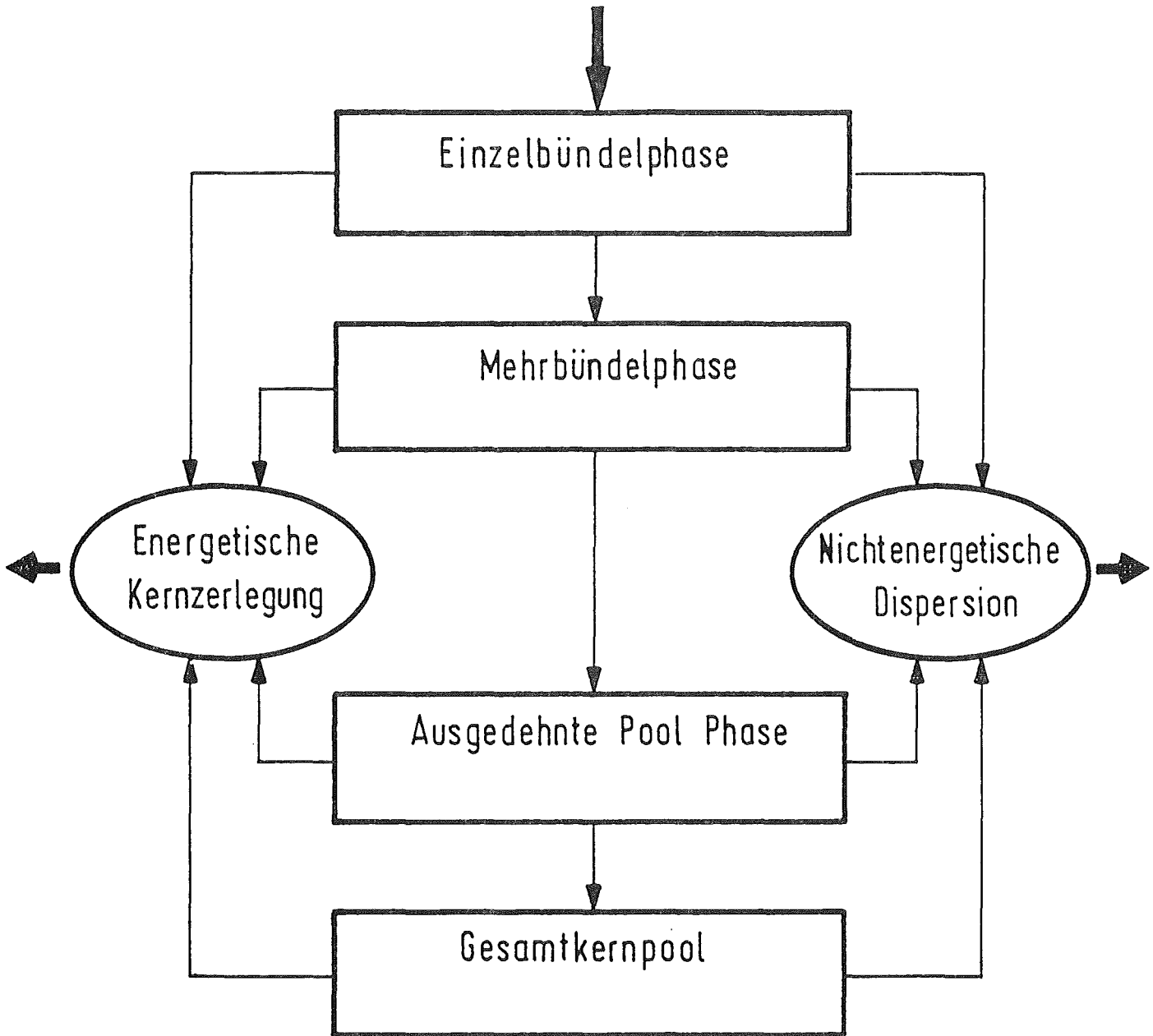


Abb. 8: Unterphasen der "Transition Phase" sowie Wege zu deren Beendigung

3.2.1 Codes zur Beschreibung der "Transition Phase"

Zur Beschreibung der hochkomplexen zeitabhängigen Prozesse in der Übergangsphase ist ein Instrumentarium aus verschiedensten Rechenwerkzeugen notwendig. Dieses umfaßt sowohl stationäre Neutronikcodes, einfache Exkursionscodes bis hin zu sog. mechanistischen Codes, in denen deterministisch der Störfallablauf unter Einschluß der verschiedenen Wechselwirkungsphänomene beschrieben wird. Die theoretischen Analysen stützen sich dabei auf die vorliegende experimentell Information, bzw. die Codes werden anhand der vorhandenen Experimente verifiziert.

Eine Zusammenstellung der wichtigsten integralen Rechencodes sowie ihre experimentelle Verifikation ist in Tab. II gegeben.

In dieser Tabelle sind ebenso die Arbeiten zur Erstellung von zuverlässigen Zustandsdaten für die relevanten Kernmaterialien angegeben, die für die Analyse unabdingbar notwendig sind.

Ein wesentlicher Punkt der Codeentwicklung umfaßt die Erstellung von genauen und robusten numerischen Schemata. Die hierbei gewonnenen Erkenntnisse werden dabei in den verschiedensten Bereichen eingesetzt.

Ähnlich wie die in der Einleitungsphase erwähnte SAS-Code-Familie ist in der Übergangsphase die SIMMER-Code-Familie zu erwähnen.

Ausgehend von SIMMER-I, einem mehr experimentellen Code, war SIMMER-II [16] ein Handwerkzeug, mit dem tiefe Einsicht in die verschiedensten Störfallabläufe gewonnen wurde. Der Code hat jedoch seine Grenzen und Schwächen, die z.T. aus einer begrenzten Kenntnis zur Zeit seiner Erstellung resultierte.

Aus diesem Grunde wurde im Jahre 1989 unter Federführung von PNC eine Code-Neuentwicklung mit dem Namen SIMMER-III [17] begonnen. Als europäische Partner schlossen sich KfK, CEA und AEA-T zusammen, um die Codeentwicklung zu unterstützen und das Knowhow auch im europäischen Bereich zugänglich zu machen. Zur Zeit bemühen sich auch weitere Institutionen um die Mitarbeit bei diesem Projekt.

SIMMER-III [17] ist ein zweidimensionaler Mehrphasen-Mehrkomponenten Euler-Code mit drei Geschwindigkeitsfeldern.

Tabelle II: F + E-Programme zur Untersuchung wesentlicher physikalischer Vorgänge in der sog. "Transition Phase"

Theoretische Modellentwicklung	Experimentelle Validierung	
	Reaktorbedingungen	Simulationsexperimente
Integrale Programmsysteme <ul style="list-style-type: none"> ● SIMMER-II (LANL-KFK-PNC) ● SIMMER-III (PNC-KfK-CEA-UKAEA) 	SNEAK 12 A/B CABRI-2 CABRI-FAST SCARABEE-N	Einzeleffekt- untersuchungen Standardprobleme für LWR-Sicherheits- Codes SIMBATH THEFIS
Einzeleffektuntersuchungen <ul style="list-style-type: none"> ● Zustandsgleichungen <ul style="list-style-type: none"> - Natrium - Stahl - Brennstoff ● Entwicklung neuer numerischer Differenzenschemata und Lösungsalgorithmen (HOD-Technik) 	ACCR- Programm	

Die generelle Codestruktur ist in der Abb. 9 dargestellt. Der Code besteht aus 3 Grundelementen: einem Fluiddynamikteil, einem Strukturmodell und einem Neutronikteil. Der Austausch zwischen den Modellblöcken wird über eine optimierte dreiebenige Zeitschritthierarchie gesteuert. Die grundsätzliche geometrische Struktur des SIMMER-III Codes ist in Abb. 10 dargestellt. Das neutronische Maschennetz wird dem in Abb. 10 dargestellten fluiddynamischen Netz überlagert.

Im einzelnen unterscheidet der Code 12 verschiedene Dichtekomponenten im Strukturfeld (vom festen Brennstoff bis zu B_4C), 11 Komponenten im Flüssigkeitsfeld und 5 Dichtekomponenten im Gasfeld.

Der Fluiddynamiklösungsalgorithmus basiert auf einer Zeitfaktorisierungsmethode, bei der die intrazellulären Prozesse von der interzellularen Fluidkonvektion getrennt werden. Es werden z.Zt. noch Konzepte getestet, um einen möglichen Approximationsfehler durch die Zeitfaktorisierung zu verringern.

SIMMER-III benutzt für die Massen, Impuls und Energieaustauschterme ein sog. "interfacial area" model [18], bei dem 42 mögliche binäre Kontaktoberflächen zwischen Fluidkomponenten und Struktur bestimmt werden müssen. Das implementierte sog. "interfacial area" Konvektionsmodell dient zur Beschreibung des Transports und der Entwicklung der "interfaces", um damit die physikalischen Phänomene besser zu modellieren. Strömungsregime werden sowohl für Pool- als auch für Kanalströmung modelliert.

Die Impulsaustauschterme in SIMMER-III basieren auf Analogie-Korrelationen, die aus Experimenten von Zweigeschwindigkeitsfeldstrukturen abgeleitet wurden.

Für den Energie und Massenaustausch stehen sowohl Gleichgewichts- als auch Nichtgleichgewichtsmodelle zur Verfügung. Als Zustandsgleichungsmodell werden im Feststoff und Flüssigkeitsbereich Funktionen auf Polynombasis verwendet, und für die Dampf/Gasphase wird eine modifizierte Redlich-Kwong-Gleichung angewandt. Im Strukturmodell werden die in Abb. 10 dargestellten Größen modelliert. Das Neutronikmodell basiert auf dem Modell von SIMMER-II. Die Ortsabhängigkeit des Neutronenflusses wird durch S_N -Transporttheorie und die zeitliche Dynamik durch ein quasistatisches Verfahren beschrieben. Zusätzlich berücksichtigt SIMMER-III auch die Nachwärmeproduktion. Die zeitliche Veränderung

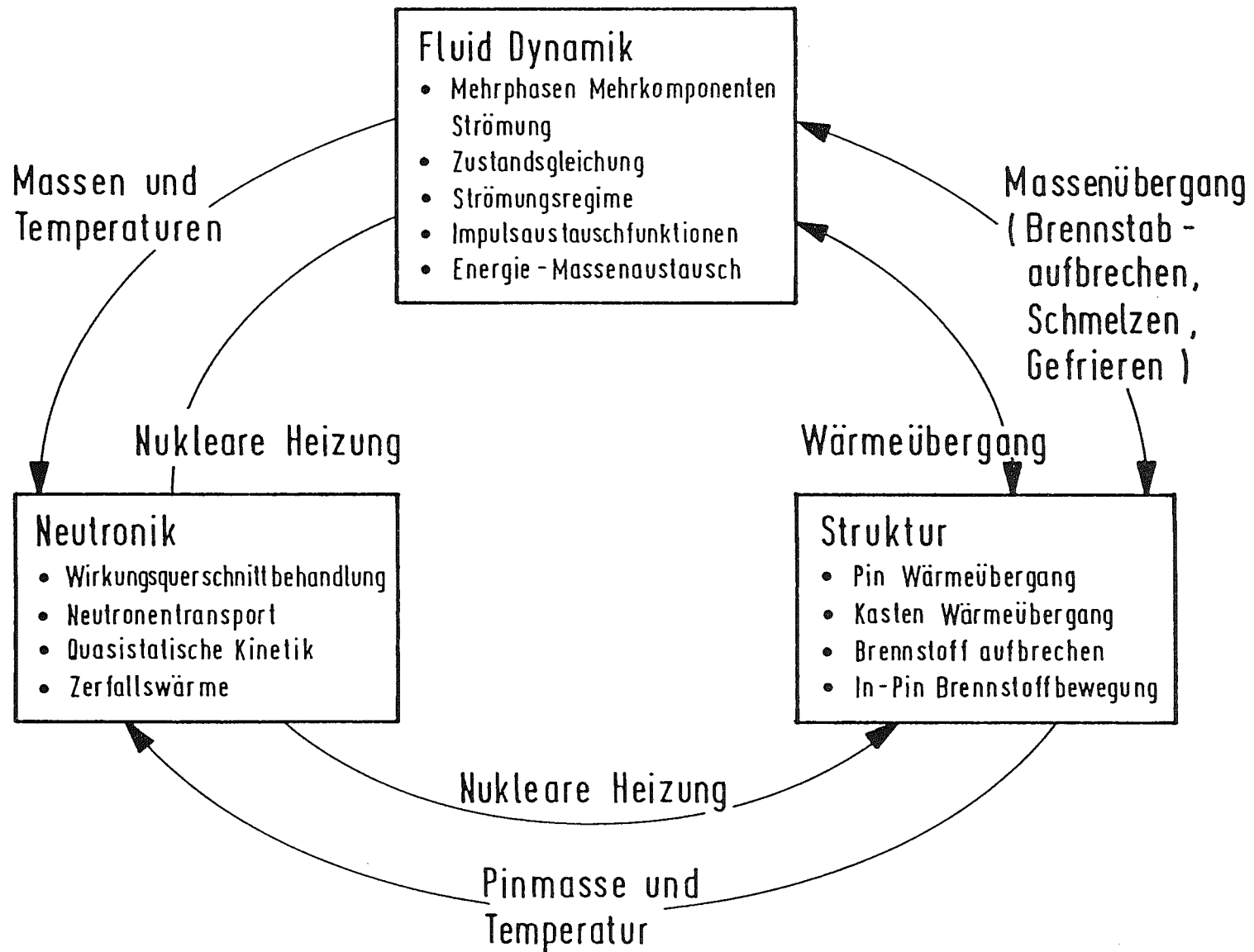
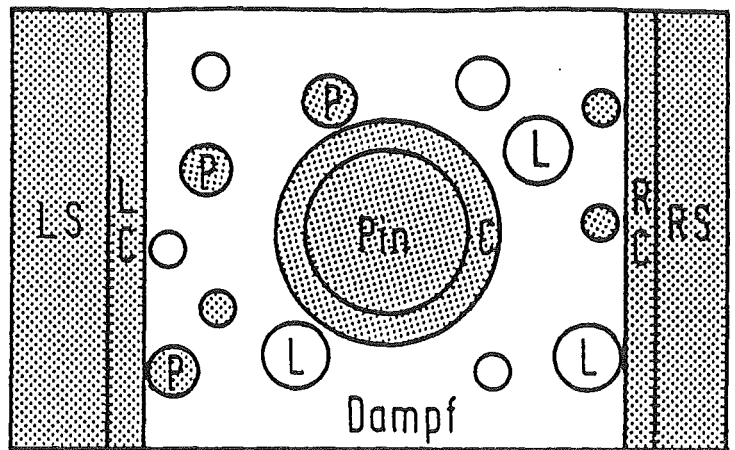
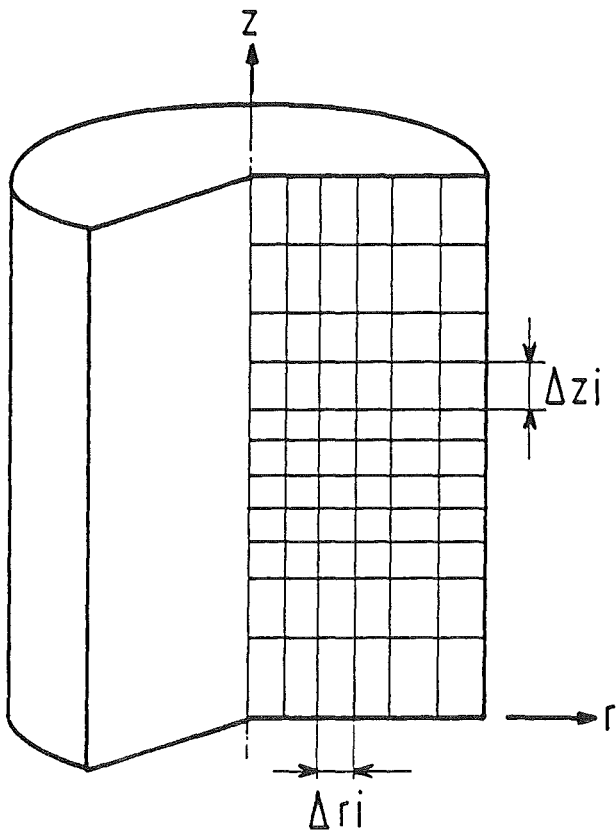


Abb. 9

SIMMER-III Struktur



Pin : Pin	LS : linke
C : Clad	Kastenwand
RS : rechte	LC : linke Kruste
Kastenwand	P : Partikel
RC : rechte Kruste	L : Flüssigkeit

Geometrie :

- r-z Zweidimensional
- Variables versetztes Gitter
- Unterregionen für Neutroniknetz

Dichte u. Energiekomponenten :

- Strukturfeld
Dichte : 12 Energie : 9
- Flüssigkeitsfeld
Dichte : 10 Energie : 6
- Dampffeld
Dichte : 6 Energy : 1

Geschwindigkeitsfelder :

- Flüssigkeitsfelder : 2
- Dampf-Gasfeld : 1

Grundgleichungen :

- Massenerhaltung : 27
- Energieerhaltung : 16
- Impulserhaltung : 3

Abb. 10: SIMMER-III Maschennetz-Struktur

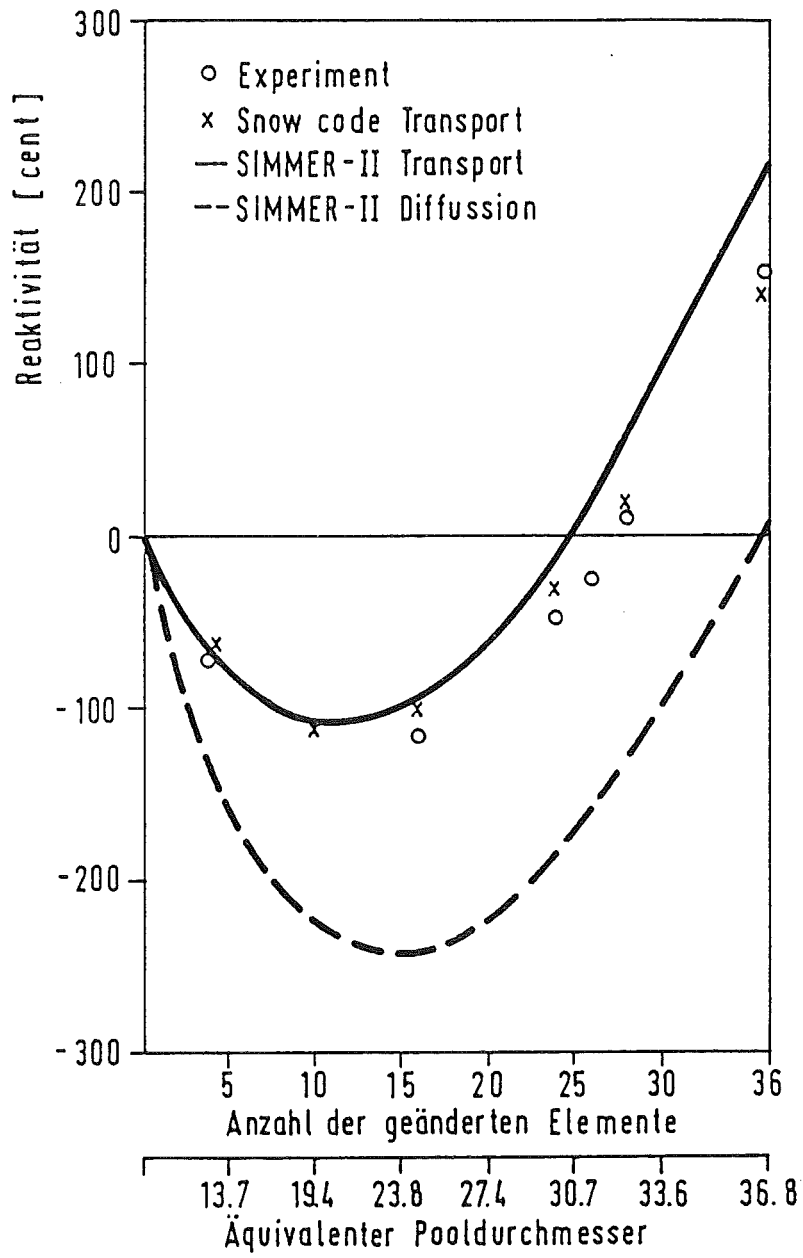


Abb. 11 Reaktivität in Abhängigkeit vom Pooldurchmesser der simulierten Schmelzzone

Wirkungsquerschnitte abhängig von Materialdichte und Temperatur wird ebenso im Code behandelt.

3.2.2 Codeverifikation

Für SIMMER-II wurde über Jahre hinweg ein Verifikationsprogramm durchgeführt, in dem sowohl die Stärken als auch Schwächen des Codes aufgezeigt werden konnten. In ähnlicher Form läuft zur Zeit ein Verifikationsprogramm für SIMMER-III. Dieses Programm beinhaltet auch Anwendungsbereiche, die über die Fragestellungen bei schnellen Reaktoren hinausgehen. Beispielhaft für die Verifikationsanstrengungen sind in den Abb. 11 und Abb. 12 je aus dem Bereich der Neutronik [19] und der Fluidodynamik [15] ein Vergleich zwischen Experiment und Nachrechnung dargestellt.

In Abb. 11 werden die Ergebnisse von Nachrechnungen von SNEAK 12A/B Experimenten dargestellt, bei denen im Reaktorkern die Ausbreitung und Verdichtung eines Brennstoffpools simuliert wird [19].

Abb. 12 zeigt einen Vergleich zwischen Experiment und Nachrechnung bei einem sog. Sloshing-Vorgang [15]. Eine zentrale Wassersäule kollabiert und schwappt dabei nach außen. Die Flüssigkeitswelle kehrt um und akkumuliert im Zentrum. Diese Situation, die in der späten Übergangsphase auftreten, muß von den Rechencodes mit hoher Genauigkeit beschrieben werden können.

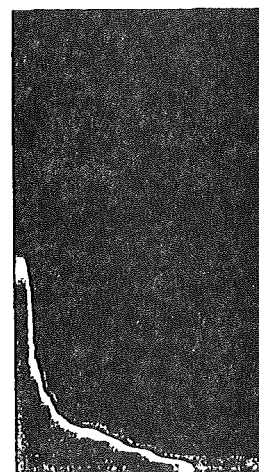
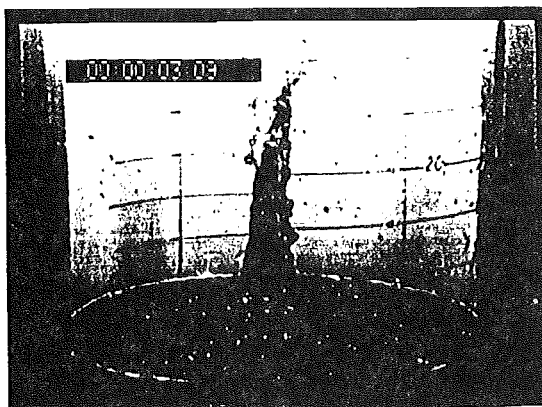
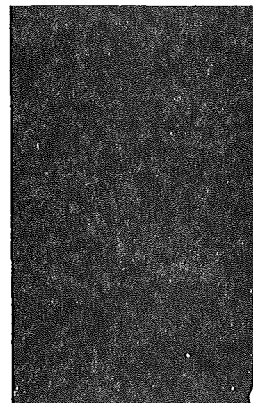
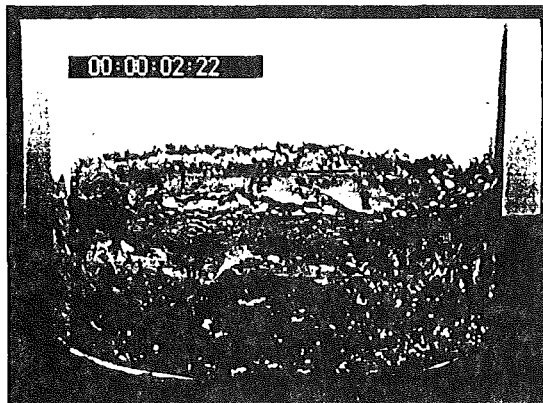
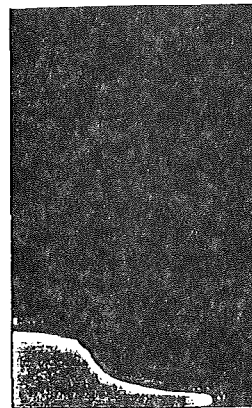
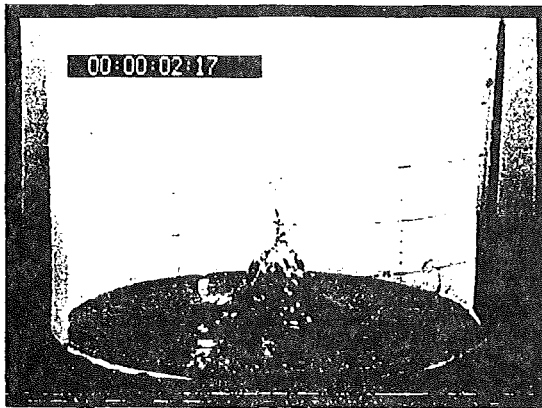
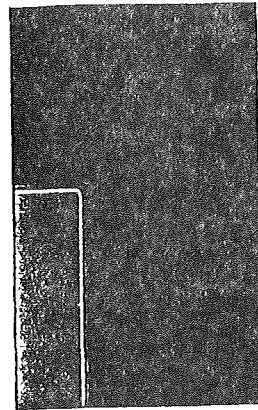
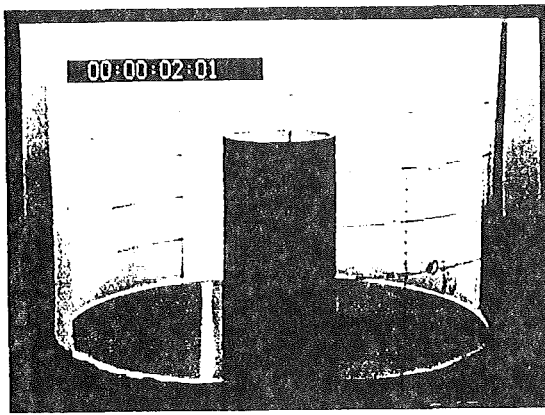


Abb. 12: Vergleich von Experiment und Nachrechnung einer Sloshing -
Bewegung (in der Rechnung ist nur der rechte Halbraum dargestellt)

3.3 Die Expansionsphase

Das Erreichen permanenter Unterkritikalität im Kernbereich ist in jedem der zu betrachtenden Unfallabläufe mit einem Transport von Teilen des sich im Kernbereich bildenden Mehrphasen-Mehrkomponentengemisches in das Oberplenum des Reaktortanks verbunden. Damit gelangt im allgemeinen überhitzte Schmelze in Kontakt mit dem unterkühlten Natrium im Oberplenum und die radioaktiven Materialien können in die Schutzgasatmosphäre des Reaktortanks gelangen. Der Expansionsprozeß des Mehrphasen-Mehrkomponentengemisches ist mit einer mechanischen Belastung der Reaktortank- und Reaktordeckel-Strukturen verbunden. Diese Last könnte durch Wechselwirkung der überhitzten Schmelze mit dem Natrium im Oberplenum verstärkt werden. Während der Expansionsphase werden die während des Unfalls freigesetzten Spaltgase in die Schutzgasatmosphäre transportiert. Damit können sie in Abhängigkeit von der Leckdichtheit des Primärsystems über Leckagen in die Reaktorgebäudeatmosphäre gelangen. Anders stellt sich die Frage für flüchtige Spaltprodukte und für feste bzw. flüssige Spaltstoffe. Diese werden zu ihrem überwiegenden Anteil im flüssigen Natrium zurückgehalten und können im wesentlichen nur mit dem Natrium in das Reaktorgebäude gelangen, wenn die mechanische Belastung der Reaktordeckelstrukturen zu großen Undichtigkeiten im Deckelbereich führen sollte.

Diesen Fragen wurde mit einem gezielt strukturierten F + E-Programm nachgegangen. Die hier zu berücksichtigenden Aktivitäten sind in Tab. III aufgeführt. Die Fragen im Zusammenhang mit der Expansion des Mehrphasen-Mehrkomponenten-Gemisches wurden im THINA-Programm [22] untersucht, die im Zusammenhang mit dem Transport flüchtiger Spaltprodukte und fester Spaltstoffe mit dem Programm FAUST [23]. Zusammenfassend kann hier festgehalten werden, daß die Untersuchungen zur Expansion eines überhitzten Mehrphasen-Mehrkomponentengemisches in unterkühltem Natrium keine Hinweise darauf gegeben haben, daß die thermischen Wechselwirkungen zwischen Schmelze und Natrium an der Phasengrenzfläche das mechanische Belastungspotential der Expansion verstärken. Die Rückhaltung von flüchtigen Spaltprodukten und festem Brennstoff im Natrium ist groß und es gelangen nur geringe Anteile auf direktem Wege in die Schutzgasatmosphäre.

Tabelle III: F + E-Programme zur Untersuchung wesentlicher physikalischer Vorgänge in der Expansionsphase

Theoretische Modellentwicklung	Experimentelle Validierung	
	Reaktorbedingungen	Simulationsexperimente
Integrale Programmsysteme <ul style="list-style-type: none"> ● SIMMER-II (LANL-KFK-PNC) ● SIMMER-III (PNC-KfK-CEA-UKAEA) 		SRI-Experimente SRR-Experimente THINA FAUST
Einzeleffektuntersuchungen <ul style="list-style-type: none"> ● Zustandsgleichungen <ul style="list-style-type: none"> - Natrium - Stahl - Brennstoff ● Entwicklung neuer Differenzenschemata und numerischer Lösungsalgorithmen (HOD-Technik) 	ACCR- Programm	

4. Analysen von unterschiedlichen Reaktoranlagen

Neben der Weiterentwicklung und der experimentellen Validierung theoretische Modelle zur Beschreibung des Ablaufs kernzerstörender Unfälle wurden auch unterschiedliche Reaktoranlagen hinsichtlich ihres Verhaltens bei kernzerstörenden Unfällen untersucht. In den letzten Jahren standen hierbei unterschiedliche Entwurfsvarianten des "European Fast Reactors" im Mittelpunkt des Interesses. Hierbei war zu prüfen, welche Lasten auf Reaktortank und Reaktordeckelstrukturen als Folge der Einleitungsphase eines unkontrollierten Kühlmitteldurchsatzstörfalles (UKDS) zu erwarten sind. Verglichen werden sollten zwei Entwurfsvarianten unterschiedlicher Kernhöhe mit recht unterschiedlich großem Reaktivitätsrückwirkungskoeffizienten bei Natriumverdampfung. Der sog. "first consistent design" hatte eine Höhe der Spaltstoffzone von 1,4 m und der sog. "lower void core design" eine Kernhöhe von 1,0 m. Die Analysen ergaben, daß ein UKDS im "first consistent design" zu einem mechanischen Belastungspotential aufgrund einer Brennstoffdampfexpansion auf das Schutzgasvolumen von 500-2000 MJ führen könnte, wenn Unsicherheiten bei der theoretischen Analyse berücksichtigt werden. Diese Lasten könnten von den Reaktordeckelstrukturen ohne wesentlichen Integritätsverlust nicht abgebaut werden und würden aller Voraussicht nach auch zu einem Integritätsverlust des Sekundärcontainments d.h. des Reaktorgebäudes führen. Demgegenüber führten die Analysen des "lower void core design" bei gleichem Vorgehen zu Belastungen von 0-350 MJ. Diese Lasten können von Reaktordeckelstrukturen ohne Integritätsverlust abgebaut werden, und die Leckagen in das Sekundärcontainment bleiben begrenzt. Die Reaktortankintegrität bliebe ungefährdet. Damit sind Bedingungen erreicht, die es als wahrscheinlich erscheinen lassen, daß die Konsequenzen eines UKDS auf die Anlage selbst begrenzt bleiben.

Neben diesen Analysen wurde mit Unterstützung durch die Europäische Gemeinschaft auch das Verhalten eines BN-800-ähnlichen Reaktors als Folge der Einleitungsphase eines UKDS untersucht. Diese Untersuchungen zielten darauf ab, Ergebnisse zu vergleichen, wie sie von unterschiedlichen Programmsystemen der westeuropäischen Partner des EFR-Projekts ermittelt wurden, und diese dem Vorgehen bei der Analyse gegenüberzustellen, wie es am Institute of Physics and Power Engineering in Obninsk, Rußland gewählt wurde. Dieser Vergleichsstudie lag ein Reaktorkernentwurf zugrunde, der durch eine sehr große positive Reaktivitätsrückwirkung bei Natriumverdampfung gekennzeichnet war. Diese Entwurfsvariante entspricht nicht mehr dem heute verfolgten Konzept der Russen,

nur noch Kernentwurfsvarianten zu verfolgen, deren integrale Reaktivitätsrückwirkung bei Natriumverdampfung bei Null liegt. Diese Vergleichsstudie war trotzdem von großem Interesse, da die wesentlichen Einflußgrößen auf den Unfallverlauf eindeutig identifiziert werden konnten und die Auswirkungen von unterschiedlichen Vorgehensweisen bei der theoretischen Simulation diskutiert und bewertet werden konnten. Bei Berücksichtigung der Unsicherheiten in der theoretischen Simulation würde ein UKDS zu einem mechanischen Belastungspotential von 300-1000 MJ führen, wenn das entstehende Mehrphasen-Mehrkomponentengemisch auf einen Druck von 1 bar isentrop entspannt würde. Die daraus folgende Belastung der Reaktortank- und Reaktordeckelstrukturen wären nur mit besonders optimierten Strukturen ohne Integritätsverlust abzubauen.

Auch zum Verhalten verschiedener Reaktorkerne in der "Transition Phase" wurden kontinuierlich Analysen durchgeführt, um den Einfluß von Modellerweiterungen und -verbesserungen auf das Ergebnisspektrum derartiger Analysen zu überprüfen. Darüberhinaus trat die Frage auf inwieweit sich dieses Ergebnisspektrum verschiebt, wenn massiv Aktiniden wie Np^{237} , Am^{241} und Am^{243} in Kernen von schnellen Reaktoren zum Einsatz kommen.

Durch den massiven Einsatz von Aktiniden wie Np^{237} , Am^{241} , Am^{243} können sich sicherheitsrelevante Parameter des Reaktorkerns verschlechtern. In ersten Untersuchungen wurde der Einfluß dieser Änderungen auf den Störfallablauf und die Energetikpotentiale der "Transition Phase" analysiert. Bei den Analysen wurden Kerne verschiedener Leistungsklassen verglichen.

In der Untersuchung wurden u.a. ein 3600 MWe Core untersucht, wobei in einem Kern etwa 5% Aktiniden eingesetzt wurden. Die für Rekritikalitätsereignisse und Sekundärexkursionen u.a. relevanten Größen wie der Dopplereffekt und die kinetischen Parameter, z.B. die prompte Neutronengenerationszeit, werden durch den Einsatz von Aktiniden reduziert.

Durch den stark verringerten Doppler kann sich bei einer Exkursion die funktionale Abhängigkeit der Energiefreisetzung von der Neutronengenerationszeit verschieben und zu dieser umgekehrt proportional werden. Auch die Generationszeit hat sich durch die Aktinidenbeimischung verringert. Dies führt dazu, daß beim Einsatz von etwa 5% Aktiniden in den Reaktorkern das mechanische Arbeitspotential einer Exkursion (Expansion des Brennstoffzweiphasengemisches auf 1 bar) um etwa 40% höher wird verglichen zu einem Kern ohne Aktiniden.

Bei Reaktorkernen die zur Transmutation dienen sollen sind keine Brutmäntel vorgesehen, sondern diese sind durch Stahlstrukturen ersetzt. Bei geeigneter

Konstruktion kann dieser geänderte Aufbau dazu führen, daß frühzeitig genügend Kernmaterial aus dem Kernbereich ejiziert werden kann und die späte "Transition Phase" mit ihrem Potential für große Energiefreisetzungen nicht erreicht wird. Hinzu kommt ein günstigeres Verhalten eines solchen Kernes bei Exkursionen. Die steileren Flußprofile führen zu einer schnelleren Abschaltung bei einer auftretenden Exkursion. Diese Effekte können als Kompensatoren für die Erhöhung der Energetik durch Verschlechterung der sicherheitsrelevanten Parameter angesehen werden.

5. Zusammenfassung

Zur Ermittlung von Konsequenzen kernzerstörender Unfälle in metallgekühlten Reaktoren wurden experimentell abgesicherte Methoden verfügbar gemacht, die es erlauben, den Ereignisablauf möglichst realistisch zu beschreiben. In der Einleitungsphase eines kernzerstörenden Unfalls kann dies heute mit ausreichender Genauigkeit erfolgen. Für die späteren Unfallphasen, wie der Übergangsphase, der Phase großräumiger Materialbewegung und milder Entladung und der Expansionsphase werden die Unsicherheiten bei ausgedehnter Kernzerstörung naturgemäß größer, und es gibt noch eine Reihe von Problemen, für die eine größere Detaillierung der Simulationsmethoden und eine bessere experimentelle Absicherung des Ergebnisspektrums notwendig ist. In diesen Bereichen der Unfallanalyse ist man noch auf eine abdeckend konservativ orientierte Vorgehensweise angewiesen. Trotzdem lassen sich heute die Einflüsse anlagenspezifischer Entwurfsmerkmale belastbar ermitteln, und es können Angaben über die thermischen und mechanischen Belastungen des Reaktortanks, seiner Einbauten und die Reaktordeckelstrukturen als Folge kernzerstörender Unfälle gemacht werden.

Literatur

- [1] K. Ebbinghaus, C. Mitchell, M. Debin:
"EFR Design Criteria"
Proc. Int. Conf. on Fast Reactors and Related Fuel Cycles, Kyoto, Japan
(Oct., Nov. 1991) Vol. II, p. 17.2-1-17.2-8
- [2] Code Physurac Version 1G
Note d'Utilisation DRS/SEMAR/SEACS 91/70
- [3] T. Rudge et al:
"FRAX-5, A whole core accident analysis code for the fast reactor"
RTS-M-072, AEA-T Risley Nov. 1989 with Revisions up to 1992
- [4] J.E. Cahalan et al.:
"A preliminary users guide to version 1.0 of the SAS3D LMFBR accident
analysis computer code"
SR 239831 (Juli 1977)
- [5] D. Struwe, W. Pfrang:
"Analysis results of unprotected transients in SNR-300 applying the CABRI-
validated SAS3D-code version CASAS-87"
Proc. Int. Fast Reactor Safety Meeting, Snowbird, Utah, August 12-16,
(1990) Vol. III, p. 79-88
- [6] G. Birgersson et al.:
"The SAS4A LMFBR Accident analysis code system"
ANL-RAS 83-38 Revision 1, May 1985
- [7] D. Struwe et. al.:
"Theoretical interpretation of SCARABEE single pin in-pile boiling experi-
ments"
Nucl. Eng. Design 43 (1977), p. 259-271
- [8] CABRI-Project (1973 - 1988) Test Facility, Results and Achievements,
Vol. I-III (1988)

- [9] M. Bottoni, W. Jocham, D. Struwe:
"Theoretical interpretation of 7-pin out-of-pile and in-pile voiding experiments"
Proc. Int. Meeting on Fast Reactor Safety Technology, Seattle, Washington,
August 19-23 (1979) p. 2492-2501
- [10] M. Bottoni et. al.:
"Experimental and numerical investigations of sodium boiling experiments
in pin bundle geometry"
Nucl. Technology 89 (1990) p. 56-92
- [11] D. Struwe et. al.:
"Fuel pin behaviour of LMFBRs under severe power transients"
Proc. Int. Conf. Fifty Years of Controlled Nuclear Chain Reactions:
Past, Present and Future, Chicago, Nov. 15-20 (1992)
- [12] W. Breitung, G. Schumacher:
"The significance of cesium in LMFBR and LWR safety analysis"
KfK 3716 (Mai 1984)
- [13] P. Menzenhauer et. al.:
"Out-of-pile simulation of mild TOPs: Development of pin failure, material
movement and relocation in bundle geometry"
Proc. Int. Meeting on Fast Reactor Safety Technology, Seattle, Washington,
August 19-23 (1979) p. 2040-2049
- [14] W. Maschek:
"A brief review of transition phase technology"
KfK 3330, (1982)
- [15] W. Maschek et al.:
"An assessment of liquid sloshing phenomena in pools based on AFDM/
SIMMER code calculations and experiments"
The 1990 Int. Conf. on Fast Reactor Safety Snowbird, Utah, USA, Vol. IV,
395, (1990)
- [16] W.R. Bohl, L.B. Luck:
"SIMMER-II: A computer program for LMFBR disrupted core analyses"
LA-11415-MS (1990)

- [17] Sa. Kondo, Y. 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

- [18] M. Ishii, ANL-77-47, Argonne National Laboratory (October, 1977)

- [19] F. Helm, G. Hennes, W. Maschek:
"Measurements and computation of the reactivity effects of accident caused core distortion in LMFBR reactors"
Nul. Sci. Eng. 87, 295 (1984)

- [20] W. Maschek, A. Roth, M. Kirshalier, L. Meyer:
unveröffentlichter Bericht

- [21] 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,
April 17-21, (1994), Pittsburgh

- [22] D. Wilhelm, F. Huber, A. Kaiser:
"Numerical simulation of the THINA thermite injection into sodium with the AFDM-code"
Int. Conf. on Design and Safety of Advanced Nuclear Power Plants, Tokyo
(Oct. 1992) Vol. IV

- [23] J. Minges, W. Schütz:
"SNR - Quelltermexperimente mit Berstscheibenentladungen unter Natrium"
KfK-5082 (Mai 1993)

**V. Aktinidenverbrennung in schnellen
Reaktoren
KfK-Beiträge zum CAPRA-
Programm**

**G. Heusener
G. Mühling**

PSF-Statusbericht, 23. März 1994

Aktinidenverbrennung in schnellen Reaktoren

KfK-Beiträge zum CAPRA-Programm

Einleitung

Seit einiger Zeit werden bei KfK Untersuchungen durchgeführt mit dem Ziel, die Möglichkeiten der Transmutation von Aktiniden zur Reduktion des Gefährdungspotentials der ins Endlager zu verbringenden Materialien zu bewerten.

Die theoretischen Grundlagen hierzu sind aus den Abbildungen 1 und 2 ersichtlich, bei denen die zeitliche Abnahme des Gefährdungspotentials mit und ohne Abtrennung der "minoren" Aktiniden aufgetragen ist (Quelle: IAEA-TECDOC-693, Use of fast reactors for actinide transmutation, Proc. Spec. Meeting, Obninsk, 22-24 Sept. 1992). Man erkennt im wesentlichen:

- die anfänglich stark aktiven Spaltprodukte sind bereits nach ca. 300 Jahren unterhalb des natürlichen Niveaus abgeklungen,
- bei den Nukliden der Aktinidenelemente bestimmen im Zeitraum bis ca. 100 Jahren die Isotope Am-241, Am-243, Pu-239, Pu-240 u. Pu-242 das Gefährdungspotential,
- zwischen 1000 und 200.000 Jahren sind dies die Pu-Isotope und danach Np-237 (mit dem Tochternuklid Th-229),
- die Abtrennung der minoren Aktiniden (Am, Cm und Np) erbringt eine deutliche Reduktion des Gefährdungspotentials.

Grundlagenuntersuchungen

Der Schwerpunkt der KfK-Arbeiten war ausgerichtet auf eine Bewertung des Transmutationsverhaltens in schnellen und thermischen Reaktoren, aber auch in Spallationsneutronenquellen.

Die Arbeiten erfolgten in Kooperation mit dem CEA und dem ITU und wurden in zahlreichen Veröffentlichungen dargestellt. An dieser Stelle sind nur die wichtigsten Ergebnisse kurz zusammengefaßt:

Transmutation im thermischen Reaktor:

Untersucht wurde im wesentlichen die Transmutation im DWR des französischen Typs N4; die im Vergleich zum schnellen Reaktor kleinere Neutronenflußdichte erbringt deutliche Nachteile; so ist die Transmutationsrate gering, und eine Mehrfachrezyklie-

zung erscheint nicht möglich. Weiterhin beschränken Sicherheitsanforderungen eine stärkere Erhöhung (> 1,5 %) des Anteils an minoren Aktiniden im homogenen Brennstoff.

Transmutation mit Beschleunigern:

Der hohe Neutronenfluß erbringt hier eine sehr hohe Spaltrate, und die vorgeschlagenen Beschleunigersysteme können in unterkritischer Anordnung betrieben werden. Nachteil ist hier, daß bisher keine größere experimentelle Einheit verfügbar ist und die "Erstellungskosten" sehr hoch sein werden.

Transmutation im schnellen Reaktor:

Das im schnellen Fluß günstigere Verhältnis zwischen Spalt- und Einfangquerschnitt ($\sigma_{\text{fission}}/\sigma_{\text{capture}}$) ergibt eine gute Transmutationsrate; Mehrfachrezyklierung ist hier möglich, und es konnte gezeigt werden, daß ein schneller Reaktor in der Lage ist, die von 6 LWR (gleicher Leistung) erzeugten minoren Aktiniden zu entsorgen.

Allerdings werden - wie beim thermischen Reaktor - die Sicherheitskoeffizienten (z.B. Doppler, Na-void) ungünstig beeinflusst.

CAPRA-Programm

(Con^{so}m^{ma}tion Accrue de Pu dans les Rapides)

Das Programm wurde Mitte 1993 vom französischen CEA begonnen.

Ziel des Projekts ist die Erstellung einer Durchführbarkeitsstudie über Möglichkeiten zur Verbrennung von Plutonium und zur Transmutation von "minoren Aktiniden" in optimierten schnellen Reaktoren. Untersucht werden dabei zwei Richtungen, nämlich

- a) die Verwendung von Mischoxid-Brennstoff (UPu)O₂, wobei ausgehend vom heute üblichen Brennstoff die Plutoniumanreicherung über den derzeitigen Grenzwert (~ 30 %) hinaus erhöht wird, und
- b) die Verwendung von Plutonium-Brennstoff ohne Uran.

Im ersten Fall (a) soll erarbeitet werden, wieviel an Plutonium und minoren Aktiniden in einem nach heutigen Erkenntnissen ausgelegten schnellen Reaktor überhaupt transmutiert werden kann. Bei der Untersuchung von höheren Plutoniumanreicherungsraten werden dabei die Möglichkeiten der Brennstoffherstellung und der Wiederaufarbeitung berücksichtigt werden.

Für den zweiten Fall (b) sind Grundlagenstudien zum Brennstoff und zu den vorgesehenen Matrix-Materialien erforderlich. Der Schwerpunkt der Kernauslegungsstudien wird dabei auf den Untersuchungen zu potentiellen Sicherheitseinschränkungen (Dopplerkoeffizient, Na-void, β_{eff} usw.) liegen. Auch in diesem Fall werden Fragen zur Wiederaufarbeitung berücksichtigt.

Am Programm beteiligt sind auf F+E-Seite neben CEA noch AEA/BNFL und seit Ende 1993 auch KfK. Für den zeitlichen Ablauf ist vorgesehen, die Studie bis Ende 1994 fertigzustellen; dabei sollen die folgenden Schwerpunkte behandelt werden:

- Neutronenphysikalische Kernauslegungen
- Sicherheitsuntersuchungen an optimierten Kernen
- Brennstoffstudien
- Entwicklung alternativer Brennstoffe (z.B. U-freie Typen).

KfK-Beteiligung am CAPRA-Programm

KfK beteiligt sich an den 3 ersten der oben aufgeführten Programmschwerpunkte, dabei steht bei allen drei Themen im Mittelpunkt die Behandlung der minoren Aktiniden bzw. deren spezieller Einfluß auf das Verhalten der für die Pu-Verbrennung optimierten Kerne.

Da aber wiederum der Einfluß des hochangereicherten Brennstoffes von entscheidender Bedeutung für die Kernauslegung und das Sicherheitsverhalten ist, werden zuerst die dafür vorgesehenen Arbeiten diskutiert.

CAPRA-Brennstoff-Studien

In der Abb. 3 ist die Verbrennung von Pu als Funktion der Anreicherung im Brennstoff aufgezeichnet. Man erkennt, daß die angestrebten "hohen" Verbrennungsraten ($> 70 \text{ kg/TWhe}$) nur mit Pu-Anreicherungen von über 40 % erreicht werden können. Zusätzlich zum hohen Pu-Anteil sollten die Brennstoffe noch mit minoren Aktiniden (ca. 5-10 %) angereichert werden.

Da die bisher in schnellen Reaktoren eingesetzten Brennstoffe wesentlich niedriger angereichert waren (maximal bis ca. 32 %), liegen keine Erfahrungen vor hinsichtlich Fabrikation, Bestrahlungs- und Aufarbeitsverhalten. Auf der anderen Seite beeinflussen die hohe Pu-Anreicherung und der Anteil an minoren Aktiniden vor allem die Reaktivitätskoeffizienten wie z.B. Doppler und Na-void und erfordern Gegenmaßnahmen.

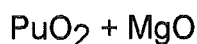
Aus diesen Gründen ist es erforderlich, sobald als möglich Bestrahlungsexperimente mit den "neuartigen" Brennstoffen durchzuführen, um grundlegende Aussagen zum Verhalten zu erhalten.

Bestrahlungsexperimente zur Transmutation von Aktiniden im HFR

Zweck des gemeinsam mit CEA und ITU geplanten Bestrahlungsexperimentes im High Flux Reactor (HFR) in Petten ist es einmal, erste Aussagen über das Bestrahlungsverhalten neuartiger Brennstoffe zu erhalten, die sowohl eine höhere Anreicherung an Plutonium (~ 45 Gew.%), als auch Anteile von minoren Aktiniden (Np und/oder Am) enthalten. Zum anderen soll das Transmutationsverhalten der Aktiniden im Bereich mittlerer Abbrände experimentell überprüft werden. 1994 ist vorgesehen, das Experiment mit drei Brennstäben zu beginnen.

Als Teststäbe für die erste Kapsel sind vorgesehen:

- ein Stab mit U-Pu-Mischoxid; 45 % Pu-Gehalt, Tabletten mit großem Zentralloch (2,5 mm) zur Erzielung niedrigerer Schmierdichte
- ein Stab mit U-Pu-Mischoxid (45 % Pu-Gehalt) und 5-10 % NpO₂, Tabletten wie bei obigem Stab
- eine dreigeteilte Brennstoffsäule mit U-freiem Brennstofftypen bestehend aus Teilsäulen mit



Die Bestrahlung einer zweiten Kapsel wiederum mit 3 Brennstäben ist für Mitte 1995 vorgesehen; dabei sollen neben Np-haltigen Brennstoffen auch solche mit Am und Cm eingesetzt werden.

Untersuchungen zur neutronenphysikalischen Kernausslegung

Das KfK-Arbeitsprogramm umfaßt Untersuchungen zum Einfluß von minoren Aktiniden auf die im Rahmen des CAPRA-Programms ausgewählten Referenzkonzepte. Bei diesem handelt es sich einmal um das sog. "verdünnte" Referenzkonzept, bei welchem der durch die erhöhte Anreicherung eingebrachte Reaktivitätsanstieg ausgeglichen werden muß durch - bei gleichen Abmessungen des Reaktorkerns - Erniedrigung ("Verdünnung") der Brennstoffkonzentration; die Verdünnung wird dabei erreicht durch

Einsetzen von "Leerstäben" im Brennelement und von "Leerelementen" in den Kern. Das zweite Kernkonzept ist gekennzeichnet durch die Einführung von B_4C -Stäben in die Elemente und von B_4C -Elementen in den Kern.

Von wesentlicher Bedeutung ist dabei der Einfluß des Aktinideinsatzes auf Reaktivitätskoeffizienten (Doppler, Na-void, k_{eff}) sowie auf Kerngröße, Anreicherung und Transmutationsrate.

Die zur Durchführung der oben erwähnten Bestrahlungsexperimente im HFR benötigten Daten zur Auslegung und Spezifikation werden erarbeitet; hinzu kommt die rechnerische Verfolgung der Bestrahlung.

Sicherheitsuntersuchungen an optimierten Kernen

Ziel dieser Arbeiten ist die Untersuchung des dynamischen Verhaltens der "verdünnten" Kernkonfiguration. Im einzelnen beinhaltet das KfK-Arbeitsprogramm die Durchführung von CDA-Analysen (core disruptive accident) unter Berücksichtigung der modifizierten Reaktivitätskoeffizienten. Dazu erforderlich ist eine Optimierung, Anpassung und Validierung der existierenden sicherheitsbezogenen Rechencodes wie SAS 4A und SIMMER.

Formation and Recycling of Minor Actinides

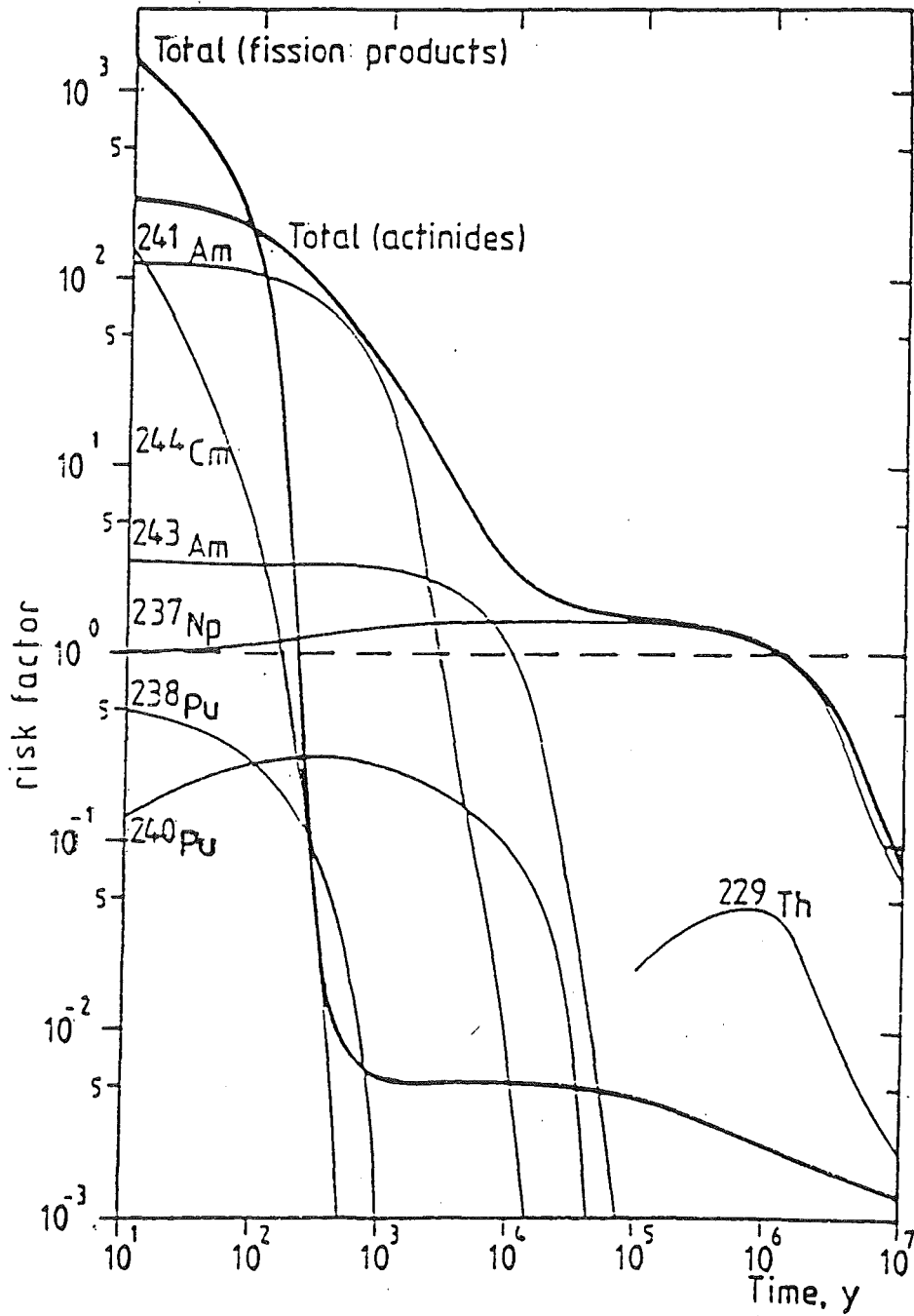


Abb. 1

Time dependence of the risk factor for wastes from spent fuel (99.5 % recovery of U and Pu)

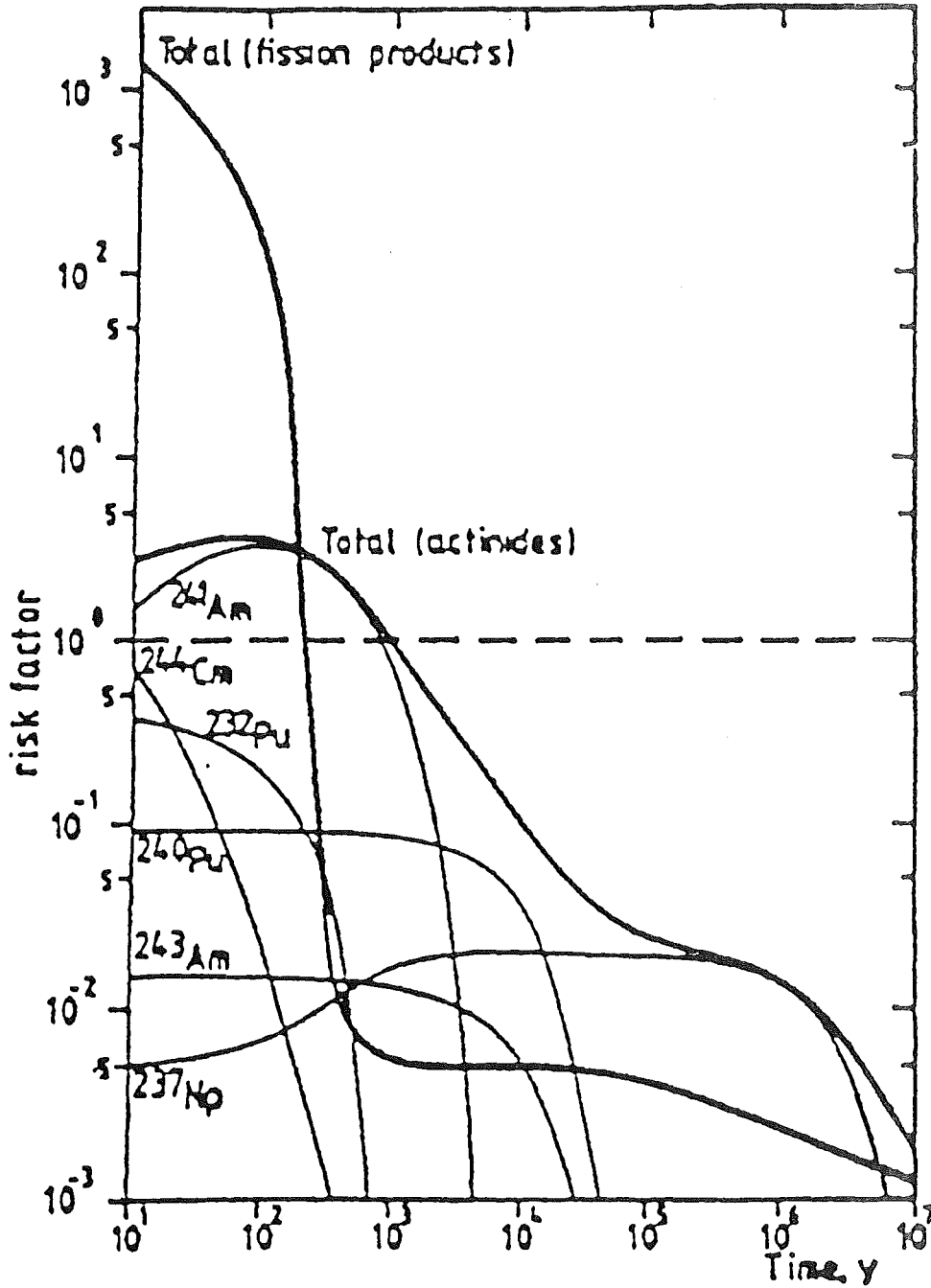


Abb. 2 Time dependence of the risk factor for wastes from reprocessed spent fuel (99.5% recovery of U, Pu and MA)

Verbrennung von Plutonium als Funktion der Anreicherung

Kg/TWhe

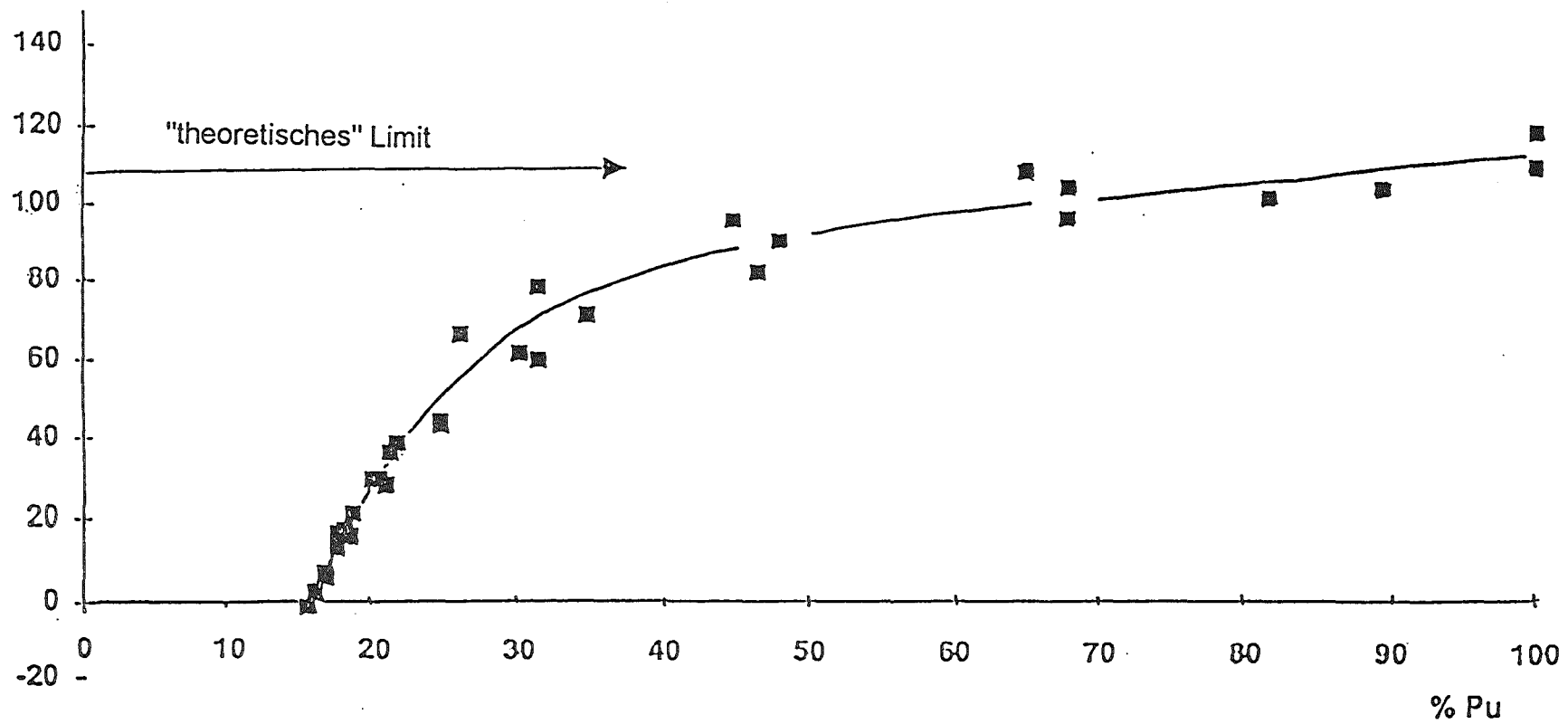


Abb. 3

Ziel:

- **Reduktion des Langzeitgefährdungspotentials durch Verbrennung (Transmutation) etwa um einen Faktor 100**

Probleme:

- **Aufarbeitung und Abtrennung der langlebigen Nuklide erforderlich (neue Fließschemata)**
- **Refabrikation erschwert durch Aktivität dieser Nuklide (Fernbedienung)**

Stand:

- **Internationale Arbeiten (Frankreich, Japan, USA) vertieft seit 1987**
- **KfK-Aktivitäten mit dem Ziel einer Bewertung**

KfK untersucht Transmutation mittels:

- **thermischer Reaktoren**
 - **große Zahl an Einheiten verfügbar**
 - **niedriger Neutronenfluß**
 - **geringe Transmutationsrate**
 - **keine Mehrfachrezyklisierung möglich**

- **Beschleunigern**
 - **sehr hoher Neutronenfluß**
 - **sehr günstige Spaltrate**
 - **unterkritische Anordnung**
 - **entsprechende Maschinen bisher nicht verfügbar**

- **schneller Reaktoren**
 - **hoher Neutronenfluß**
 - **gute Spaltrate der Nuklide**
 - **Mehrfachrezyklisierung möglich**
 - **1 schneller Reaktor kann die minoren Aktiniden von 6 Leichtwasserreaktoren (gleicher Leistung) entsorgen**
 - **ungünstiger Einfluß auf relevante Sicherheitskoeffizienten**

CAPRA-Programm

(Consommation accrue de Pu dans les Rapides)

- **Programm wurde Mitte 1993 vom CEA begonnen**
- **Zielsetzung: Erstellung einer Durchführbarkeitsstudie über Möglichkeiten zur Verbrennung von Pu und minoren Aktiniden in optimierten schnellen Reaktoren**
- **Teilnehmer: (F+E-Organisationen)**
 - CEA**
 - AEA/BNFL**
 - KfK**
- **Zeitplan: Abschluß der Studie Ende 1994**

- **Neutronenphysikalische Kernausslegung***
- **Sicherheitsuntersuchungen an "optimierten" Kernen***
- **Brennstoff-Studien***
- **Entwicklung alternativer Brennstoffe (z.B. Uran-freie Typen))**

* **KfK-Beiträge**

Referenzansatz: U-Pu-Mischoxid, aber mit stark erhöhter Pu-Anreicherung (zur Erzielung hoher Pu-Verbrennungsraten)

zusätzlich zum hohen Pu-Anteil werden auch Brennstoffe mit ca. 5-10 % Anteil an minoren Aktiniden (Np) untersucht

Probleme: keine Erfahrung vorhanden hinsichtlich Fabrikation, Bestrahlungs- und Aufarbeitungsverhalten

hoher Spaltstoffgehalt und Anteil der minoren Aktiniden haben Auswirkung auf Reaktivitätsänderungen, auf Doppler und Na-void

daher Gegenmaßnahmen erforderlich, z.B. Einsatz von Leerelementen ("verdünnte" Kerne), abbrennbaren Giften (B_4C und/oder minore Aktiniden) oder Moderatoren

2 Kernkonzepte werden untersucht:

- a) das "verdünnte" Referenzkonzept von CEA definiert durch Einführen von "Leerstäben" in die Brennelemente und von "Leerelementen" in den Kern**
- b) das "vergiftete" Kernkonzept definiert durch Einführen von B₄C-Stäben in die Elemente und von B₄C-Elementen in den Kern**

KfK-Mitarbeit ausgerichtet auf:

- Grundlagenuntersuchungen zur Verbrennung von Aktiniden in schnellen und thermischen Reaktoren und in Beschleunigern**
- Einsatz von Elementen mit minoren Aktiniden bei a)**
- Erarbeitung von Eingabe-Daten für Sicherheitsuntersuchungen**

Die KfK-Arbeiten beziehen sich auf "verdünnte" Kernkonfigurationen ohne und mit Anteilen an minoren Aktiniden

- **die modifizierten Reaktivitätskoeffizienten (Doppler, Na-void) erfordern Untersuchungen zum transienten Verhalten**
- **der hohe Gehalt an Pu erbringt zusätzliche Reaktivitätsprobleme**
- **erforderlich daher eine Optimierung, Anpassung und Validierung der sicherheitsbezogenen Rechencodes wie SAS 4A und SIMMER**

Planung: Bestrahlung von 2 Kapseln mit jeweils 3 Brennstäben

Ziel: Informationen über Bestrahlungs- und Auflösungsverhalten der hochangereicherten Brennstoffe (45 % Pu)

Zeitplan: Erste Kapsel September '94 - Mitte '95

Teststäbe für erste Kapsel

- a) • U-Pu-Mischoxid, hohe Pu-Anreicherung, Lochtabletten
- b) • U-Pu-Mischoxid wie a), zusätzlich 5-10 % NpO₂
- c) • dreigeteilte Brennstoffsäule mit U-freien Typen:
 - PuO₂ + MgO
 - PuO₂ + MgAl₂O₄
 - PuO₂ + CeO₂

Zweite Kapsel: vorgesehen ab Mitte '95

- Einsatz weiterer minorer Aktinide wie z.B. Am und Cm

VI. CORA-Ergebnisse zum LWR-Brennelementverhalten bei schweren Reaktorstörfällen

**P. Hofmann
G. Schanz
S. Hagen
V. Nowack
L. Sepold
G. Schumacher**

PSF-Statusbericht, 23. März 1994

CORA-Ergebnisse zum LWR-Brennelementverhalten bei schweren Reaktorstörfällen

**P. Hofmann, G. Schanz,
S. Hagen*, V. Noack*, L. Sepold*,
G. Schumacher****

Kernforschungszentrum Karlsruhe
Institut für Materialforschung
*Hauptabteilung Ingenieurtechnik

**Institut für Neutronenphysik und Reaktortechnik
Postfach 36 40
76021 Karlsruhe

Kurzfassung

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

Aufgrund der experimentellen Ergebnisse und von thermodynamischen Betrachtungen können drei deutlich voneinander getrennte Temperaturbereiche definiert werden, in denen es im Reaktorcore zur Bildung von flüssigen Phasen kommt, die zu starken Materialverlagerungen und unterschiedlichen Coreschäden Anlaß geben. Die Kenntnis der Temperaturbereiche ist im Hinblick auf Unfallschutzmaßnahmen von großer Bedeutung. Das Abschrecken eines überhitzten Brennelementes mit Wasser von unten (Simulation des Flutvorganges) führt als Folge einer intensivierten Oxidation metallischer Bestandteile zunächst zu einer erneuten Aufheizung mit lokaler Schmelzenbildung und erheblicher Wasserstoffentwicklung in sehr kurzer Zeit. In einem SWR (Siedewasserreaktor) kann es aufgrund der frühzeitigen Verflüssigung und Verlagerung des B₄C-Absorbermaterials (≥ 1250 °C) beim nachfolgenden Fluten des teilzerstörten Reaktorcores mit unboriertem Wasser zu lokalen Rekritikalitäten kommen.

ABSTRACT

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

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

1. Einleitung

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

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

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

2. CORA-Versuchsanlage

Die Versuchsanlage CORA mit dem Versuchsbrennstabbündel in der Mitte ist schematisch in Abbildung 1 dargestellt. Der überhitzte Dampf, der vom Verdampfer und Überhitzer kommt, tritt am unteren Ende in die Teststrecke ein. Der nicht verbrauchte Dampf und der durch die Zirkonium-Wasserdampf-Reaktion entstandene Wasserstoff strömen vom oberen Bündelaustritt über zwei parallele Kondensatoren in eine Mischkammer, in der die Wasserstoffmenge ausreichend mit Luft verdünnt wird, um die Gefahr einer Knallgas-Explosion zu vermeiden. Unterhalb der Teststrecke befindet sich der mit kaltem Wasser gefüllte Zylinder, der zum Abschrecken angehoben wird und das aufgeheizte Testbündel umhüllt.

Oberhalb des Hochtemperaturschirms ist der Schwallkondensator angeordnet, der der Sicherheit des Anlagenbetriebs von CORA dient [2].

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

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

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

Die Vorteile der Out-of-pile-Versuchsanlage CORA liegen vor allem in der Zugänglichkeit des Testbündels nach dem Versuch: Der Hochtemperaturschirm kann abgesenkt und das Bündel ohne irgendwelche Handhabung im "eingefrorenen" Zustand betrachtet werden. So kann die Gefahr der mechanischen Einwir-

kung auf stark versprödete Komponenten und deren nachträgliche Fragmentierung vermieden werden. Ein weiterer Vorteil der CORA-Anlage besteht in der Möglichkeit, auf Temperatur befindliche Brennelemente mit kaltem Wasser abzuschrecken. Durch diesen Vorgang kann das Fluten eines teilzerstörten Reaktorcores mit Wasser simuliert und die dadurch zusätzlich entstehenden Schäden (Fragmentierung des stark versprödeten Hüllmaterials) untersucht werden.

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

3. Versuchsprogramm

3.1 Integrale Bündelexperimente

Das CORA-Programm besteht aus insgesamt 19 international abgestimmten Versuchen mit UO₂-Bündeln. Der experimentelle Teil wurde mittlerweile abgeschlossen, die Nachuntersuchungen der Bündel wird noch einige Zeit in Anspruch nehmen. Um den unterschiedlichen Schadensablauf im Kern eines Druckwassereaktors, eines Siedewasserreaktors (SWR) und eines DWR russischer Bauart (WWER) zu untersuchen, waren die Versuchsbündel unterschiedlich aufgebaut; dies gilt auch für die Anordnung der Stäbe mit den Absorbermaterialien (Ag,In,Cd) und B₄C. Die Anordnung der Brenn- und Absorber-Stäbe kann der Abbildung 2 entnommen werden.

Die CORA-Experimente sind in Tabelle 1, aus der die verschiedenen Randbedingungen hervorgehen, aufgelistet. Die Versuche CORA-2 und CORA-3 sollten die Brennstab/Hülle- Wechselwirkung und die des Inconel-Abstandhalters mit dem Hüllwerkstoff Zircaloy-4 demonstrieren [3]. Dabei wurde CORA-3 als Hochtemperaturesperiment ($T \approx 2400^\circ\text{C}$) gefahren. In den Versuchsbündeln CORA-5 und CORA-12 waren DWR-typische Absorbermaterialien (Ag,In,Cd) eingesetzt [4]. CORA-12 war außerdem der Versuch, in dem das heiße Bündel abgeschreckt wurde (Quenching). CORA-16 war der erste Test mit SWR-Materialien ohne und

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

3.2 Einzeleffektuntersuchungen

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

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

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

4. Versuchsablauf und Nachuntersuchung des Bündels

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

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

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

5. Versuchsergebnisse

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

5.1 Makroskopisches Erscheinungsbild der Bündel nach dem Test

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

Das makroskopische Aussehen des Testbündels CORA-5 nach dem Versuch ist in Abbildung 3 dargestellt [4]. Es handelt sich um ein DWR-Testbündel mit einem zentralen (Ag,In,Cd)-Absorberstab, zwei Zircaloy-4 und einem Inconel-Abstandshalter. Die maximale Hüllmaterialtemperatur betrug ca. 2000 °C. Man erkennt die ausgedehnte Zerstörung des Testbündels mit einer starken Oxidation der Hüllrohre, die Bildung metallischer und keramischer Schmelzen, die in unterschiedlichen axialen Höhen erstarren und verschieden große Bündelblockaden bilden. Die Querschliffe von verschiedenen axialen Ebenen (Abb. 3) lassen deutlich den Umfang des Bündelschadens erkennen. Der untere Querschliff (208 mm) zeigt noch die ursprüngliche Brennstab- und Absorberanordnung, die aus 16 be-

heizten und 8 unbeheizten Brennstäben sowie einem Absorberstab mit Zircaloy-Führungsrohr bestand. Gleichzeitig erkennt man verlagerte metallische Schmelzen, die z.T. das Zircaloy-Hüllmaterial chemisch attackieren. Der obere Querschliff (853 mm) zeigt einen Schnitt durch die Zircaloy-Abstandshalterebene. Das Hüllmaterial ist nahezu vollständig weggeschmolzen unter gleichzeitiger Auflösung eines Teils des festen UO_2 -Brennstoffes. Die erstarrte Schmelze findet sich teilweise im mittleren Bündelbereich wieder. In diesem Bereich (408 mm) erkennt man eine starke Oxidation des Hüllmaterials. Der noch metallische Teil zwischen der ZrO_2 -Schicht und dem UO_2 war geschmolzen und verlagerte sich; die entstandenen ringförmigen Hohlräume sind deutlich zu erkennen (Abbildung 3) [4]. Der Absorberstab ist im oberen Bündelbereich vollständig abgeschmolzen.

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

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

5.2 Temperatureskalation

Die kritische Temperatur, oberhalb der es zu einer unkontrollierten Temperatureskalation infolge der stark exothermen Zirkonium/Wasserdampf-Reaktion kommt, hängt entscheidend vom Wärmeverlust des Bündels, d.h. von der Bündelisolierung ab (In dem Versuch CORA-10 war der untere Bündelabschnitt nicht mit Isolationsmaterial versehen worden. In diesem Bereich fand keine Eskalation der Temperatur statt). Bei der guten Bündelisolierung in der CORA-Versuchsanlage beginnt die Temperatureskalation zwischen 1100 und 1200°C , die zu einer maxi-

malen Aufheizrate von 15 K/s führt [3,6,8]. Die maximal erreichten Temperaturen betragen etwa 2000 °C; die entstehenden Oxidschichten bzw. der vollständige Konsum des verfügbaren Dampfes ("steam starvation") begrenzen die Temperatureskalation infolge geschwindigkeitsbestimmender Diffusionsvorgänge im Material selbst bzw. im Gasraum. Die Temperatureskalation beginnt in der heißeren oberen Bündelhälfte und die Oxidationsfront wandert dann von dort nach oben und unten (in Abbildung 3). Die Ausbildung einer Eskalationsfront, deren Bewegung nach unten im Verlauf der Versuche deutlich aus den Temperaturaufzeichnungen abgeleitet werden kann, ist die Ursache eines steilen axialen Temperaturprofils, das sich ebenfalls nach unten verschiebt. Das Temperaturprofil bestimmt wiederum die Höhe, in der die Erstarrung verlagertes Schmelzen erfolgt. Es ist daher anzunehmen, daß im Verlauf der Versuche laufend ein Wiederaufschmelzen erstarrten Materials bzw. eine Mehrfachverlagerung von Schmelze erfolgt, nachdem örtlich eine entsprechend wirksame Temperaturerhöhung eingetreten ist. Fortschreitende Oxidation der Schmelze, durch die eine fortgesetzte Bewegung behindert wird, könnte eine schrittweise Verlagerung ("stop and go") jeweils dann begünstigen, wenn metallische Schmelze aus stabilisierenden Oxidschichten austritt.

5.3 Verformung und Schmelzen des Hüllmaterials

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

5.4 UO_2 -Auflösung

Heftige chemische Wechselwirkungen finden zwischen den metallischen Schmelzen aus dem Hüllrohrmaterial und festem UO_2 -Brennstoff statt. Das UO_2 wird da-

durch 800 bis 1000 K unterhalb seines Schmelzpunktes (2850 °C) unter Bildung einer (Zr,U,O)-Schmelze verflüssigt [1,10,11,19]. Die UO₂-Verflüssigung hat eine erhöhte Spaltproduktfreigabe zur Folge und stellt einen Mechanismus für eine "Niedrigtemperatur"-Umverlagerung des Brennstoffes im Reaktorcore dar. Die entstehenden (Zr,U,O)-Schmelzen erstarren in kühleren Bereichen unter Bildung von metallischen Kühlkanalblockaden (Krustenbildung) oder infolge Wechselwirkungen mit Wasserdampf unter Bildung von (Zr,U)O₂. Alle CORA-Versuche haben im oberen Bündelbereich starke Auflösungserscheinungen der UO₂-Pellets erkennen lassen [3,6,8]. Während bei den maximal erreichten Temperaturen rein keramische Schmelzen noch nicht gebildet werden können, wird die Verlagerung von Schmelze hohen Uran- und Sauerstoffgehalts beobachtet, die bei der Erstarrung unter Bildung keramischer Phasen, in denen metallische Phasen Nebenbestandteile sind, zerfällt.

5.5 Abstandshalter

5.5.1 Inconel-Abstandshalter

Die Ni-Basislegierung Inconel 718 reagiert mit dem Zircaloy-Hüllmaterial eutektisch. Erste flüssige Phasen treten nach Einzeleffektuntersuchungen ab 1000 °C auf und führen oberhalb 1250 °C zu einer raschen Verflüssigung des Inconel-Abstandshalters. ZrO₂-Schichten auf der Zircaloy-Oberfläche verzögern die eutektischen Wechselwirkungen mit Inconel und verschieben das Zusammenschmelzen des Abstandshalters zu höheren Temperaturen. In allen Fällen findet jedoch die Inconel-Verflüssigung infolge der Reaktion mit Zircaloy unterhalb seines Schmelzpunktes (1450 °C) statt [13,14]. Diese Verflüssigung konnte bei den CORA-Experimenten optisch direkt beobachtet werden, und der Abschmelzvorgang war in ca. 50 Sekunden abgeschlossen [3]. Die entstehende zirkoniumreiche Schmelze bewirkte eine starke Schädigung der Brennelemente im Bereich des Abstandshalters. Schmelze aus dieser Wechselwirkung wurde in der gesamten unteren Bündelhälfte verteilt nachgewiesen und zum Teil im Bereich des unteren Abstandshalters aufgefangen.

5.5.2 Zircaloy-Abstandshalter

Das chemische Verhalten der Zircaloy-Abstandshalter unterscheidet sich deutlich von dem der Inconel-Abstandshalter. Die oberen, im heißen Bündelbereich befindlichen Abstandshalter schmelzen und tragen zur Verflüssigung von festem

UO₂ bei. Die unteren kälteren Abstandshalter wirken als "Materialfänger" für feste und flüssige Bündelkomponenten und haben so einen wesentlichen Einfluß auf die Bildung von Kühlkanalblockaden [5]. Da sich Blockaden jedoch vorwiegend entsprechend der Erstarrungstemperatur der flüssigen Phasen ausbilden (bei den CORA-Bündel zwischen 100 und 500 mm Bündelhöhe), war die Wirkung als Materialfänger bei - 50 mm in den CORA-Versuchen nicht stark ausgeprägt.

5.5.3 Stahl-Abstandshalter

In den Experimenten mit russischen WWER-1000-Brennelement-Simulatoren (CORA-W1 und CORA-W2) kamen Abstandshalter aus rostfreiem Stahl zum Einsatz [8]. Das chemische Verhalten dieser Abstandshalter ist vergleichbar mit dem der Inconel-Abstandshalter. Bereits unterhalb des Schmelzpunktes des Stahles kommt es zur Bildung flüssiger Phasen infolge eutektischer Wechselwirkungen mit dem ZrNb1-Hüllmaterial. Die flüssigen Phasen tragen wesentlich zur Schadensfortpflanzung im Brennelement bei.

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

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

Das (Ag,In,Cd)-Absorbermaterial schmilzt bereits bei ca. 800 °C und verbleibt zunächst innerhalb des Hüllrohrs aus Edelstahl, da es mit Stahl chemisch nicht reagiert. Durch eine exzentrische Lage des Absorberstabs innerhalb seines Zry-Führungsrohrs kommt es zum Kontakt zwischen Zircaloy und den Komponenten des Stahls unter Bildung verschiedener eutektischer Schmelzen zwischen 1200 und 1400 °C, also etwas unterhalb des Schmelzpunkts der Edelhüllhülle (1450 °C). Von diesem Zeitpunkt an beginnt sich die Absorber-Schmelze durch die Versagensstelle in Stahl- und Zry-Rohr hindurch auszubreiten. Zum einen wird der Spalt zwischen Hülle und Führungsrohr aufgefüllt, zum anderen fließt das Material nach außen in die Kühlkanäle und nach unten und reagiert mit den Brennelement-Hüllrohren. Es kommt zu einer weiträumigen Verlagerung der Absorberschmelze mit Gehalten an Zircaloy- und Stahl-Komponenten. Die Schmelze entsteht in ähnlicher Weise wie die, die sich aus der Wechselwirkung zwischen dem Zircaloy-Hüllrohr und dem Inconel-Abstandshalter ergibt (eutektische Reak-

tionen), und wird im gleichen Temperaturbereich beobachtet. Auch hier trägt die Schmelze zu frühzeitiger Schädigung der Brennstäbe bei "niedrigen" Temperaturen ganz wesentlich bei. Bei Vorhandensein von (Ag,In,Cd)-Absorbermaterial bilden sich im Versuchsbündel durch erstarrte Schmelzen zwei Blockadebereiche aus. Die Bestandteile der zuerst verlagerten metallischen Schmelze sind vorwiegend (Ag,In,Zr,Fe,Cr,Ni), wobei sich der Cadmiumanteil in der Schmelze infolge Abdampfung stark verringert hat. Die andere Zone ist keramischer Art und besteht vorwiegend aus (U,Zr,O) [8].

In Abbildung 6 sind die axialen Materialverlagerungen für das DWR-Experiment CORA-29 dargestellt. Man erkennt die starken Materialverlagerungen vom oberen in den unteren Bündelbereich. In einer Bündelhöhe von ca. 500 mm bildet sich eine größere Blockade durch die erstarrten Schmelzen. Diese Blockade ist in Übereinstimmung mit dem axialen Temperaturprofil im Bündel vor Beendigung des Tests. Die Querschnitte von verschiedenen Bündelhöhen zeigen deutlich das vollständige Zusammenschmelzen der beiden (Ag, In, Cd)-Absorberstäbe und deren Verlagerung, d. h. Verschwinden aus dem oberen Bündelbereich.

5.7 Verhalten von B_4C -Absorbermaterial

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

Die entstandene Schmelze aus Borkarbid und Stahl bzw. die Komponenten der Schmelze reagieren mit der Kühlkanalwand aus Zircaloy ebenfalls eutektisch. Damit wird das Hüllmaterial Zircaloy bereits unterhalb seines Schmelzpunkts von 1760 °C verflüssigt. Die Folge dieser Schmelzpunktniedrigung ist der Beginn der Auflösung des UO_2 bei "niedrigen" Temperaturen, d. h. sogar unterhalb von 1760°C. Im oberen Bündelbereich ist die Zircaloy-Kühlkanalwand zerstört, so daß sich die Schmelze radial nach außen und unten ausbreiten kann. Als Folge davon bilden sich im unteren Bündelabschnitt Kühlkanalblockaden aus [5]. Abbildung 4

und 7 zeigen deutlich die beschriebenen Hochtemperatur-Materialverhaltensphänomene. In Abbildung 7 ist die axiale Materialumverlagerung mit einigen dazugehörigen Bündelquerschnitten für das SWR-Experiment CORA-33 dargestellt. Der obere Bündelbereich ist frei von B_4C -Absorbermaterial, das sich verflüssigt und verlagert hat.

5.8 Einfluß der Abschreckung ("quenching")

Der Flutvorgang in Versuch CORA-12 (aber auch in den anderen Abschreckversuchen) löste im oberen Bündelbereich ein verstärktes Abschmelzen von Bündelmaterialien aus, d.h. es verlagerten sich Schmelzen und Schmelztropfen nach unten, während sich die Wasserfront nach oben bewegte und keine elektrische Leistung mehr eingespeist wurde [6,27]. Es wird angenommen, daß das in das Bündel gebrachte Wasser und der entstehende Wasserdampf einen Thermoschock der versprödeten Materialien unter anderem unter Bildung neuer Oberflächen bewirken. Der Wasserdampf reagiert mit den metallischen Komponenten der neu entstandenen Oberflächen, und als Folge der exothermen Zr/H_2O -Reaktion kommt es zu erneuten lokalen Temperatureskalationen. Die dadurch hervorgerufene zusätzliche Wasserstoffbildung zu diesem Zeitpunkt ist sehr ausgeprägt und kann bis zu etwa 80 % des insgesamt entstandenen Wasserstoffs betragen. In Abbildung 8 ist dieser Sachverhalt für die beiden DWR-Experimente CORA-29 (langsame Abkühlung) und CORA-13 (schnelle Abkühlung durch Wasser) quantitativ dargestellt. Die Vielfalt mechanistischer Details dieser Abschreckeffekte ist noch völlig ungeklärt. Experimentelle und analytische Untersuchungen zu diesem Punkt sind in einer neuen Versuchsanlage geplant.

5.9 Einfluß der Bündelgröße

Die größeren Brennelement-Simulatoren (CORA-7 und CORA-18) mit 57 bzw. 48 Brennstäben zeigten das gleiche Materialverhalten mit steigender Temperatur wie die kleinen Bündel mit 25 bzw. 18 Brennstäben. Die Temperatureskalation begann bei ca. 1200 °C und ging selbst nach Leistungsabschaltung weiter, solange Dampf verfügbar war. Die (Ag, In, Cd)-Absorberstäbe und das B_4C -Absorberelement schmolzen oberhalb 1250 °C im oberen Bündelbereich und trugen ganz wesentlich zur Schadensfortpflanzung im Bündel bei. Nach den Versuchen waren die oberen Bündelbereiche frei von Absorbermaterial. Die Versuche mit großen Bündeln ergaben auch bezüglich der lateralen Schmelzausbreitung bisher keine neuen Erkenntnisse. Detaillierte Nachuntersuchungen und Analysen stehen aller-

dings noch aus. Es wurden daher alle nachfolgenden Versuche mit kleinen Bündeln durchgeführt.

5.10 Einfluß der Voroxidation

Das DWR-Brennelement CORA-29 wurde bei 750 °C für 2,5 h in der CORA-Versuchsanlage voroxidiert; die maximal erreichte ZrO_2 -Schichtdicke betrug danach etwa 12 μm . Diese Schichtdicke hatte auf das Zusammenschmelzen des Bündels keinen Einfluß (s. Abb. 6). Deutlich dickere Oxidschichten mit Werten bis zu 45 μm wurden bei dem SWR-Bündel CORA-28 durch Voroxidation bei 1100 °C erhalten. Die dickeren Oxidschichten bewirken ein verändertes Materialverhalten. Die Temperatureskalation wird zu höheren Temperaturen verschoben und die Aufheizgeschwindigkeit ist deutlich kleiner als bei nicht voroxidierten Bündeln. Die Bildung flüssiger Phasen wird ebenfalls zu höheren Temperaturen verschoben und insgesamt entsteht weniger geschmolzenes Material. Aufgrund der schlechteren Benetzung der oxidierten Hüllrohroberflächen durch die entstehenden metallischen Schmelzen (candling-Effekt) verlagert sich ein großer Teil der Schmelze im freien Fall (slumping) in den wassergefüllten Quenchzylinder am unteren Bündelende.

5.11 Einfluß der Aufheizrate

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

5.12 Einfluß verringerten Dampfangebots

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

5.13 Wasserstoffbildung

Infolge der exothermen Reaktion zwischen den Zr-Basislegierungen und Wasserdampf kommt es zur Bildung von Wasserstoff, verbunden mit der Freisetzung chemischer Energie, die ganz wesentlich zur Aufheizung des Bündels beiträgt. Die ermittelten Daten sind in Tabelle 2 für den größten Teil der CORA-Experimente dargestellt. Die detaillierte Analyse der Daten steht noch aus. Von Bedeutung ist der große Prozentsatz an Wasserstoff, der während der kurzen Zeit des Abschreckens des teilzerstörten Bündels mit Wasser entsteht (CORA-13 und CORA-17) [6,27]. Dies ist in Übereinstimmung mit Beobachtungen bei In-pile-Experimenten (LOFT-FP2, PBF-SFD).

5.14 Einzeleffektuntersuchungen

In Einzeleffektuntersuchungen wurden die chemischen Wechselwirkungen der verschiedenen Bündelkomponenten miteinander systematisch untersucht (s. Abschnitt 3.2). Ziel der Versuche war, Aussagen über die Reaktionskinetik in Abhängigkeit verschiedener Randbedingungen (z. B. der Voroxidation des Zircaloy) machen zu können. In Abbildung 9 sind die Ergebnisse in einem Arrhenius-Diagramm graphisch dargestellt [20]. Man erkennt den dominierenden Einfluß von rostfreiem Stahl, Inconel und (Ag, In, Cd) auf die chemischen Wechselwirkungen mit dem Zircaloy-Hüllmaterial [13 - 16]. Die Reaktionen laufen sehr schnell

ab, und es kommt oberhalb 1250°C zu einer spontanen Verflüssigung der Komponenten. Selbst UO_2 kann durch geschmolzenes Zircaloy-Hüllmaterial etwa 1000 K unterhalb seines Schmelzpunktes verflüssigt werden [10,11]. Die entstehenden flüssigen Phasen tragen entscheidend zur Schadensausbreitung in den Brennelementen (Reaktorkern), die deutlich beschleunigt wird, bei. Dünne Oxidschichten auf der Zircaloy-Oberfläche verzögern die chemischen Wechselwirkungen und verschieben die kritische Temperatur der "Verflüssigung" der Komponenten zu höheren Werten.

6. Zusammenfassung der wesentlichen Ergebnisse

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

- Die Temperatureskalation durch die Zirkonium-Wasserdampf-Reaktion beginnt in der oberen, d.h. heißeren Bündelhälfte bei ca. 1100 °C und breitet sich von dort nach unten und oben aus. Die maximal erreichten Temperaturen betragen ca. 2000 °C.
- Der Beginn des Brennstabversagens vollzieht sich bei den Versuchsbündeln ohne Absorbermaterial in der Ebene des Inconel- oder Stahl-Abstandshalters. Das Inconel bzw. der rostfreie Stahl reagiert mit dem Zircaloy bzw. ZrNb1 bereits deutlich unterhalb 1250 °C unter Bildung einer eutektischen Schmelze. ZrO_2 -Schichten auf der Hüllrohraußenseite verzögern den Abschmelzvorgang und verschieben ihn zu höheren Temperaturen, können ihn jedoch nicht verhindern. Oberhalb von 1250 °C kommt es zu einem vollständigen Abschmelzen des Abstandshalters innerhalb kurzer Zeit.
- Das Verhalten der Abstandshalter aus Zircaloy hängt von der örtlich erreichten Temperatur ab. Der obere Abstandshalter (heiße Zone) schmilzt teilweise ab und trägt zur chemischen Auflösung des UO_2 bei. Der untere Abstandshalter befindet sich in einer relativ kalten Zone und wirkt dort als Auffanggitter für herabgelaufene Schmelzen und herabgefallene Schmelztropfen sowie feste Hüllrohr- und Brennstoff-Bruchstücke.
- Der nicht oxidierte Teil der Zry-Hülle schmilzt aufgrund der höheren Temperaturen zunächst im oberen Bündelbereich. Durch ständig fortschreitende chemische Auflösung von UO_2 bilden sich (Zr,U,O)-Schmelzen mit unterschiedlichen Gehalten an Uran und Sauerstoff, die sich in den unteren Bündelbereich verlagern, nachdem die ZrO_2 -Schicht auf der Hüllrohroberfläche

chemisch und/oder mechanisch versagt. Mit der Erstarrung der Schmelze im kälteren Bereich bilden sich Kühlkanal-Blockaden unterschiedlicher Größe aus.

- Dicke ZrO_2 -Schichten auf der Hüllrohraußenfläche verhindern das Weglaufen größerer Mengen metallischer Zircaloy-Schmelze, die dadurch im Kontakt mit dem UO_2 -Brennstoff verbleibt. Dünne ZrO_2 -Schichten werden durch metallisches Zircaloy chemisch aufgelöst. Dadurch kommt es zum lokalen Aufbrechen der Oxidschicht und zum Auslaufen der (Zr,O) -Metallschmelze.
- Die Verlagerung der Schmelze vollzieht sich zum überwiegenden Teil in Form eines Schmelzflusses entlang der Oberflächen ("candling") und in geringem Umfang im freien Fall in Tropfenform, d.h. ohne Kontakt zur Oberfläche der Materialien.
- Bei höheren Versuchstemperaturen von 2400 °C gegenüber 2000 °C ergeben sich größere Mengen abgeschmolzenen Materials und daraus folgend eine deutlich größere Blockadezone im unteren Bündelbereich. Es ist die Bildung einer ausgeprägten Kruste aus metallischen Material festzustellen, auf der sich keramische Schmelze ansammeln kann.
- Auf den erstarrten Schmelzklumpen sammeln sich Hüllrohr- und Brennstoff-Bruchstücke unterschiedlicher Größe an, die sich während der weiteren Abkühlung des Bündels bilden und verlagern. Die kleinsten Teilchen treten dabei als UO_2 -Pulver im Mikrometer-Bereich auf.
- Bei Vorhandensein von DWR-Absorbermaterial (Ag,In,Cd) beginnt der Versagensablauf mit der Freisetzung der (Ag,In,Cd)-Schmelze. Dabei reagiert die Schmelze jedoch überwiegend mit dem Zircaloy-Hüllrohrmaterial unter Bildung einer metallischen Schmelze des Typs (Ag, In,Zr). Aufgrund ihres Zirkonium-Gehaltes ist diese wiederum in der Lage UO_2 unterhalb des Zircaloy-Schmelzpunkts aufzulösen. Durch die unterschiedlichen Erstarrungstemperaturen der Schmelzen ergibt sich eine Schichtung derart, daß die metallischen absorbermaterialreichen Schmelzklumpen von später gebildeten metallischen und/ oder keramischen (Zr,U,O)-Blockaden überlagert werden.
- Im Versuch mit SWR-Absorbermaterial (B_4C) traten erste schmelzflüssige Phasen ab ca. 1250 °C durch das Versagen der Absorberstabhülle aus rostfreiem Stahl auf. Nach dem Versagen der Stahlhülle reagierte die entstandene B_4C /Stahl-Schmelze mit dem Zircaloy der Kühlkanalwand unter Bil-

derung mehr-komponentiger Schmelzen eutektischer Zusammensetzungen. Die Reaktion führt zur Zerstörung der Kanalwand und damit zum Ausbreiten der Schmelze nach außen und vorwiegend nach unten. Als Folge der Schmelzbewegung kommt es zur Ausbildung von teilweisen Kühlkanalblockaden im unteren Bündelabschnitt.

- Das Hochtemperatur-Materialverhalten von russischen WWER-1000-Brennelementen ist in erster Näherung vergleichbar mit dem von westlichen DWR- und SWR- Brennelementen.
- Aufgrund der bisherigen Ergebnisse der integralen CORA-Experimente und der Einzeleffektuntersuchungen lassen sich 3 deutlich voneinander getrennte Temperaturbereiche definieren, in denen flüssige Phasen in unterschiedlichen Mengen auftreten (Abbildung 10). Die entstehenden Schmelzen tragen ganz wesentlich zur Schadensfortpflanzung in den Bündeln (Core) bei und bewirken mit der Temperatur zunehmende Coreschäden:

1200 - 1400 °C: lokale Brennelement- und Coreschäden

1800 - 2000 °C: starke Coreschäden

2600 - 2850 °C: vollständige Zerstörung dieser Corebereiche.

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

7. Schlußfolgerung

Bezogen auf die CORA-Experimente und Einzeleffektuntersuchungen läßt sich zusammenfassend feststellen, daß die Ergebnisse aus diesen Versuchen zum Verständnis des Materialverhaltens bei Reaktorstörfällen wesentlich beitragen. Der Vergleich der out-of-pile-CORA-Ergebnisse bezüglich des Materialverhaltens mit denen von in-pile-Experimenten sowie denen der Untersuchungen von Proben aus dem TMI 2-Kern (von denen einige in den Heißen Zellen des KfK analysiert wurden) zeigt eine sehr gute Übereinstimmung. Darüberhinaus konnten durch die CORA-Versuche neue Erkenntnisse hinsichtlich der Schadensauslösung und -fortpflanzung in einem LWR-Brennstabbündel gewonnen werden. Es lassen sich 3

Temperaturbereiche definieren, in denen es zu verstärkten Brennelement- bzw. Coreschäden kommt. Außerdem konnte der Einfluß des "Abschreckens" eines heißen Bündels (Simulation des Flutvorganges) sowie die vollständige Absorbermaterialverlagerung in bestimmten Bündelbereichen (Folge: Rekritikalität) aufgezeigt werden. Diese Erkenntnisse sind im Hinblick auf mögliche Notfallschutzmaßnahmen ("accident management measures") von großer Bedeutung. Die Versuchsergebnisse werden zur Überprüfung und Anpassung von Rechenprogrammen benötigt, mit denen die Beschreibung des Brennelementverhaltens bei schwerer Kernschädigung (severe fuel damage) verbessert werden soll.

Literatur

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

- [16] P. Hofmann, M. Markiewicz: Liquefaction of Solid Zircaloy-4 by Molten (Ag, In, Cd) Absorber Alloy; submitted for publication in Journ. of Nucl. Materials 1994
- [17] P. Hofmann, M. Markiewicz, J. Spino: Reaction Behavior of B₄C Absorber Material with Stainless Steel and Zircaloy in Severe LWR Accidents, Nuclear Technology, Vol. 90 (1990) 226-244
- [18] M.S. Veshchunov, P. Hofmann: Modelling of the B₄C Interactions with Zircaloy at High Temperatures; submitted for publication in Journ. of Nucl. Materials 1993
- [19] M.S. Veshchunov, P. Hofmann: Dissolution of Solid UO₂ by Molten Zircaloy; submitted for publication in Journ. of Nucl. Materials 1993
- [20] P. Hofmann, W. Hering: Material Interactions during Severe LWR Accidents; Summary of Separate-Effects Tests Results, KfK 5125 (1994)
- [21] W. Hering: Modellierung des Experimentes CORA und Interpretation von Versuchsergebnissen mit dem erweiterten Kernschmelzcode SCDAP/MOD1, Universität Stuttgart, Germany, IKE 2 - 100 (1993)
- [22] P. Hofmann, S. Hagen, G. Schanz, G. Schumacher, L. Sepold: Chemical-Physical Behavior of LWR Core Components in Severe Reactor Accidents; IAEA Meeting on "Behavior of Core Materials and Fission Product Release in Accident Conditions in LWRs", Aix-en-Provence, France, March 16-20, 1992, IAEA-TECDOC-706 (1993) 122 - 136
- [23] W. Hering, K. Minato, F. Nagase: Global Analysis of Bundle Behavior in PWR specific CORA Experiments, Nucl. Technol., Vol. 102 (1993) 100 - 115
- [24] G. Schanz, S. Hagen, P. Hofmann, G. Schumacher, L. Sepold: Information on the Evolution of Severe LWR Fuel Element Damage Obtained in the CORA Program, Journ. of Nucl. Materials 188 (1992) 131 - 145
- [25] M. Courtaud, M. Reocreux, P. Hofmann, H. Jacobs: In-Vessel Core-Melt Progression Phenomena; ENS TOPNUX 93, The Hague, Netherland, 25 - 28 April, 1993
- [26] P. Hofmann, G. Schanz, S. Hagen, L. Sepold, G. Schumacher: Lessons learned from the CORA Program; 21st Water Reactor Safety Information Meeting, Bethesda, Maryland, USA, October 25 - 27, 1993
- [27] S. Hagen, P. Hofmann, G. Schanz, G. Schumacher, F. Seibert, L. Sepold: Influence of Reflood in the CORA Severe Fuel Damage Experiments, Heat Transfer and Fuel Behavior in Nuclear Reactor Accidents, 27th ASME/AICHE/ANS National Heat Transfer Conference, Minneapolis, July 28 - 31, 1991, USA. AIChE Symposium Series 283, Vol. 87 (1991) 120 - 129
- [28] K. Minato, W. Hering, S. Hagen: Zircaloy Oxidation and Cladding Deformation in PWR-Specific CORA Experiments, KfK 4827 (1991)

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

Test No.	Max. Cladding Temperatures	Absorber Material	Other Test Conditions	Date of Test
PWR and BWR specific experiments				
2	≈ 2000°C	-	UO ₂ refer., inconel spacer	Aug. 6, 1987
3	≈ 2400°C	-	UO ₂ refer., high temperature	Dec. 3, 1987
5	≈ 2000°C	Ag, In, Cd	PWR-absorber	Febr. 26, 1988
12	≈ 2000°C	Ag, In, Cd	quenching	June 9, 1988
16	≈ 2000°C	B ₄ C	BWR-absorber	Nov. 24, 1988
15	≈ 2000°C	Ag, In, Cd	rods with internal pressure	March 2, 1989
17	≈ 2000°C	B ₄ C	quenching	June 29, 1989
9	≈ 2000°C	Ag, In, Cd	10 bar system pressure	Nov. 9, 1989
7	< 2000°C	Ag, In, Cd	<u>57-rod</u> bundle, slow cooling	Febr. 22, 1990
18	< 2000°C	B ₄ C	<u>59-rod</u> bundle, slow cooling	June 21, 1990
13	≈ 2200°C	Ag, In, Cd	OECD/ISP; quench initiation at higher temperature	Nov. 15, 1990
29	≈ 2000°C	Ag, In, Cd	pre-oxidized	April 11, 1991
31	≈ 2000°C	B ₄ C	slow initial heat-up (≈ 0.3 K/s)	July 25, 1991
30	≈ 2000°C	Ag, In, Cd	slow initial heat-up (≈ 0.2 K/s)	Oct. 30, 1991
28	≈ 2000°C	B ₄ C	pre-oxidized	Feb. 25, 1992
10	≈ 2000°C	Ag, In, Cd	reduced steam supply (2 g/s), lower end not insulated	July 16, 1992
33	≈ 2000°C	B ₄ C	dry core conditions, no steam flow, heat-up rate: 0.3 K/s	Oct. 1, 1992
VVER - 1000 specific experiments				
W 1	≈ 2000°C	-	reference experiment	Feb. 18, 1993
W 2	≈ 2000°C	B ₄ C	influence of absorber mat. no quenching; OECD/ISP	April 21, 1993

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

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

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

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

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

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

[c] During transient, before reflood

[d] After pre-oxidation

[e] No steam injection

[f] Not yet evaluated

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

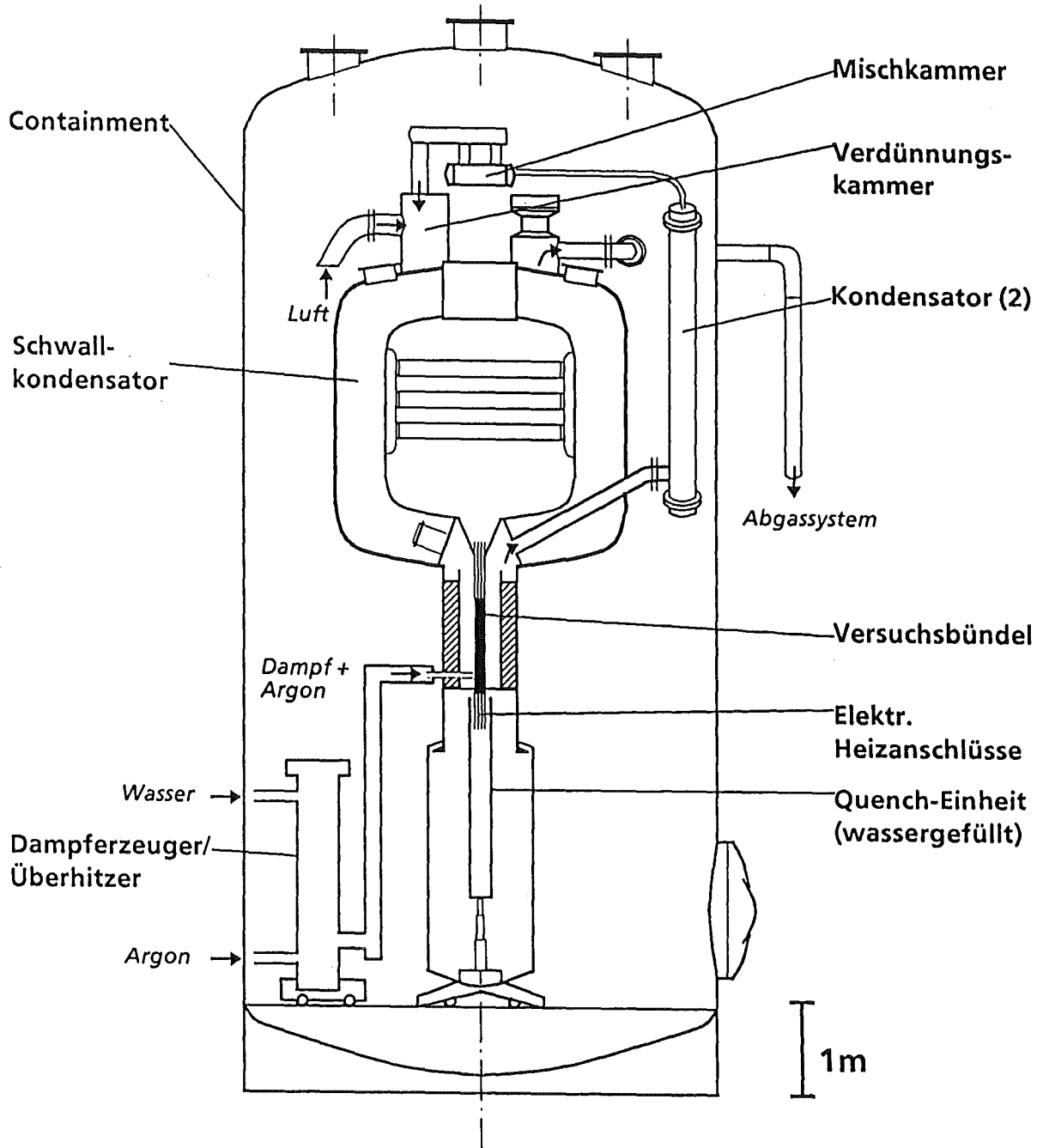


Abb. 1: Hauptkomponenten der Versuchsanlage CORA, die zur Untersuchung des Brennelementverhaltens bei schweren Reaktorstörfällen bis zu Temperaturen von maximal 2400°C dient.

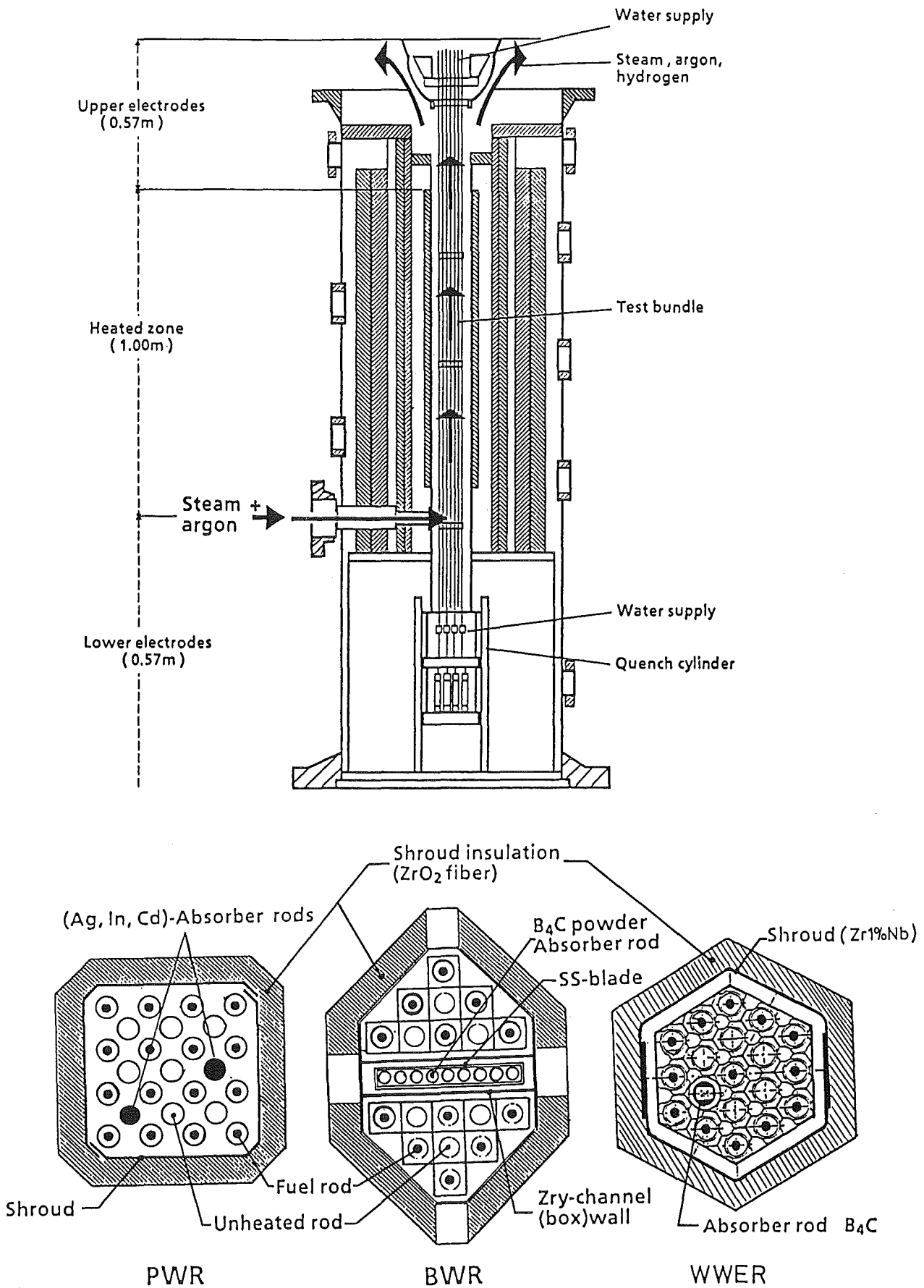


Abb. 2: Teststrecke der Versuchsanlage CORA. Bündelquerschnitte mit Anordnung der beheizten und unbeheizten Brennstäbe und Absorbiermaterialien für Druckwasserreaktoren (unten links), Siedewasserreaktoren (Mitte) und für WWER-1000-Reaktoren (unten rechts).

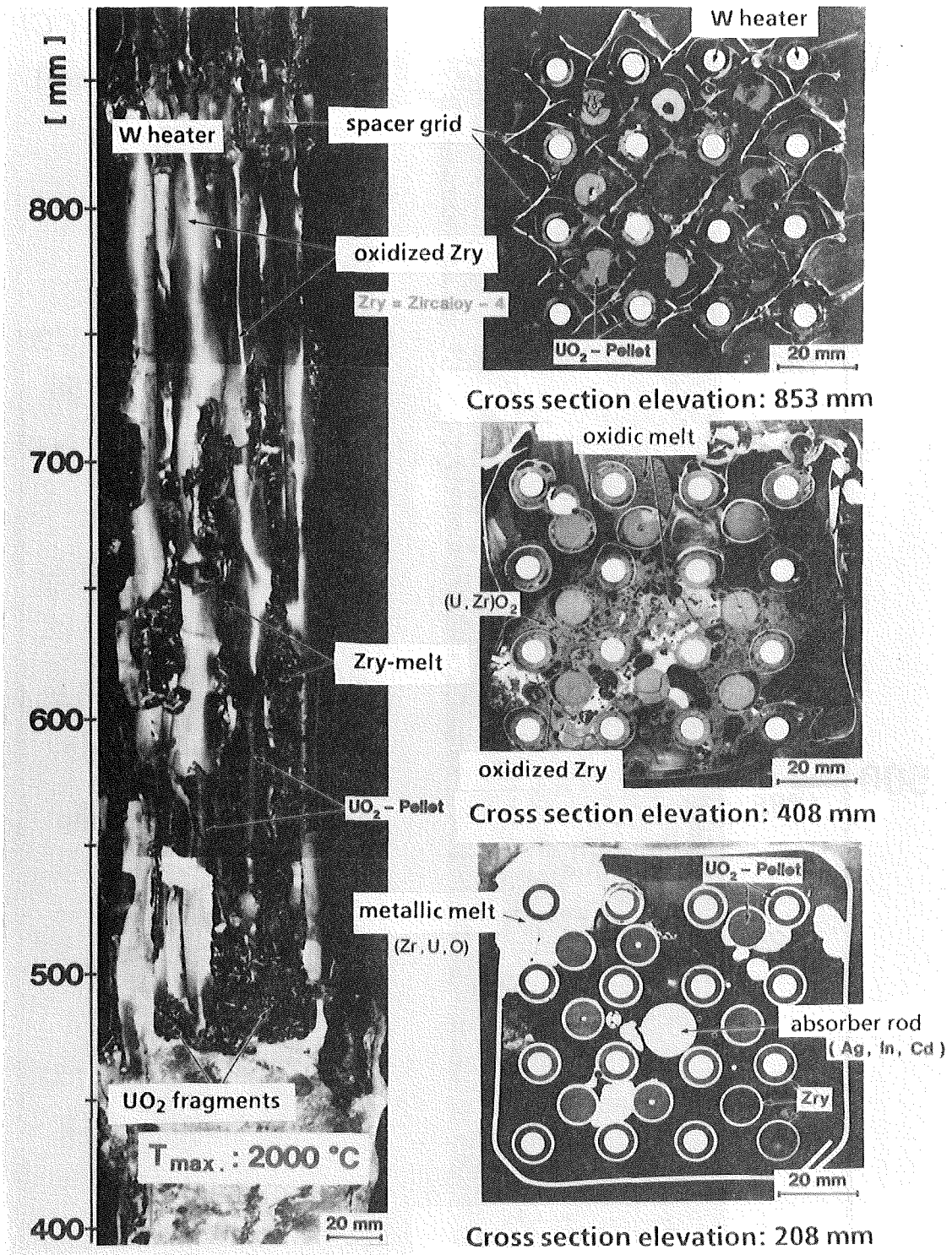


Abb. 3: Erscheinungsbild des simulierten Druckwasserreaktor-Bündels CORA-5 mit einem (Ag, In, Cd)-Absorberstab nach dem Versuch. Die maximale Temperatur betrug ca. 2000°C.

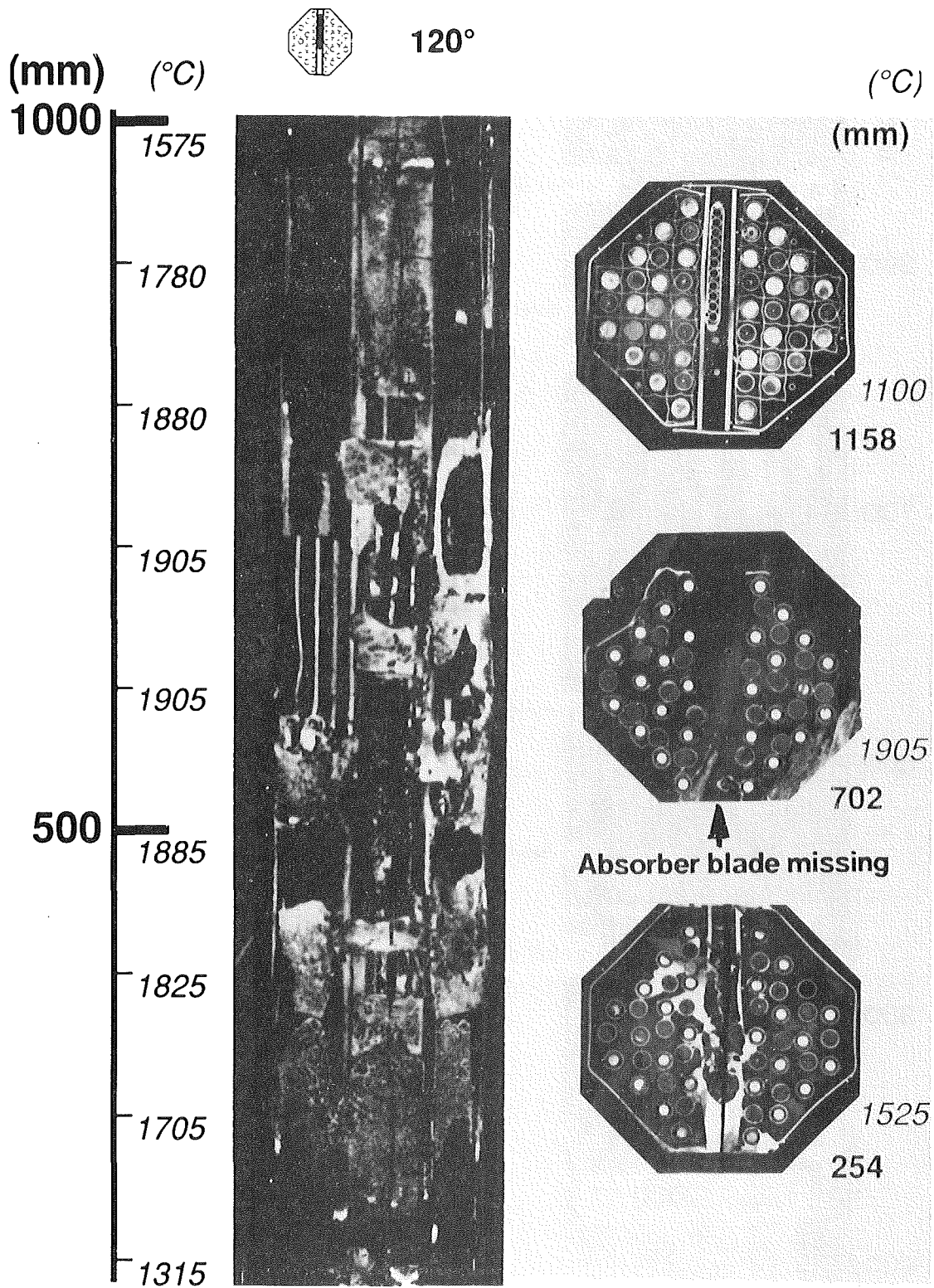


Abb. 4: Erscheinungsbild des SWR-Brennelementsimulators CORA-18 mit 57 Brennstäben nach der Temperaturtransiente; maximale Temperatur ca. 2000°C.

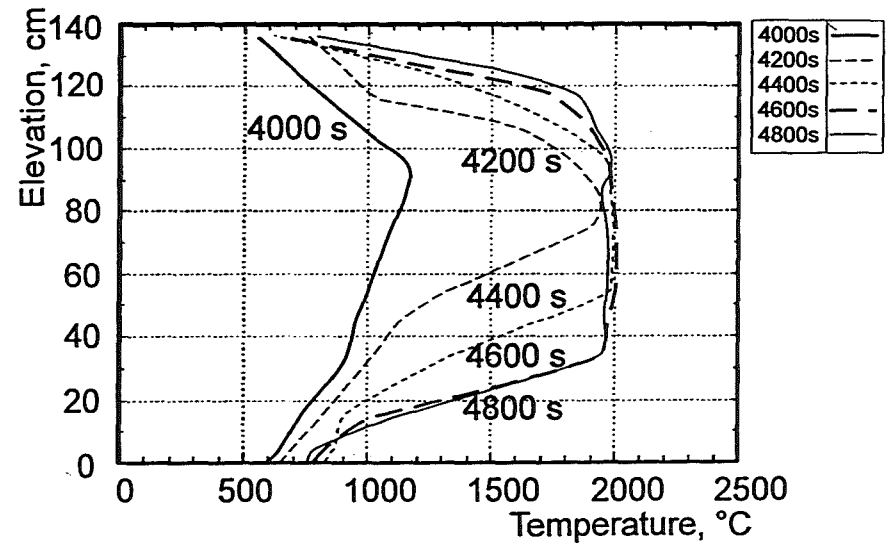
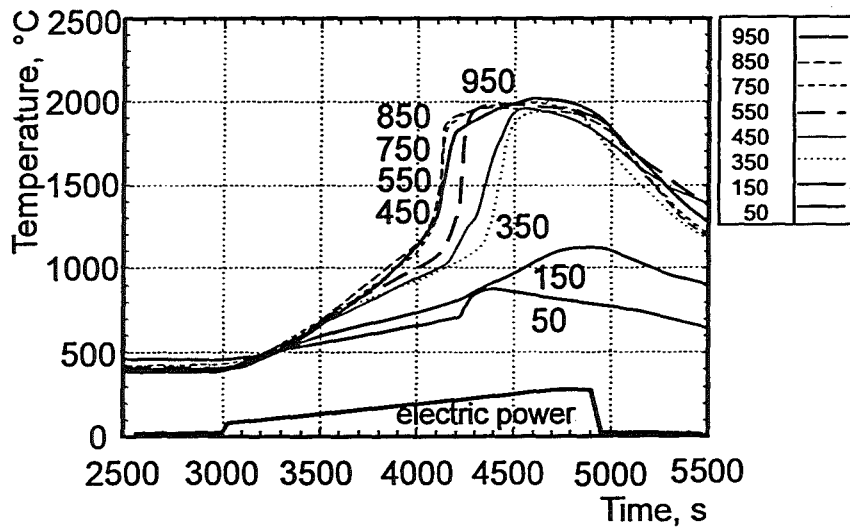
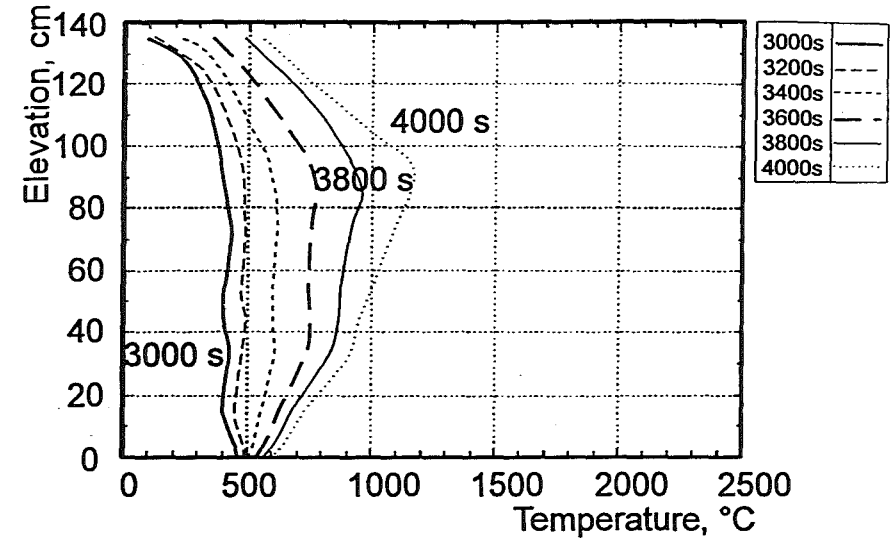
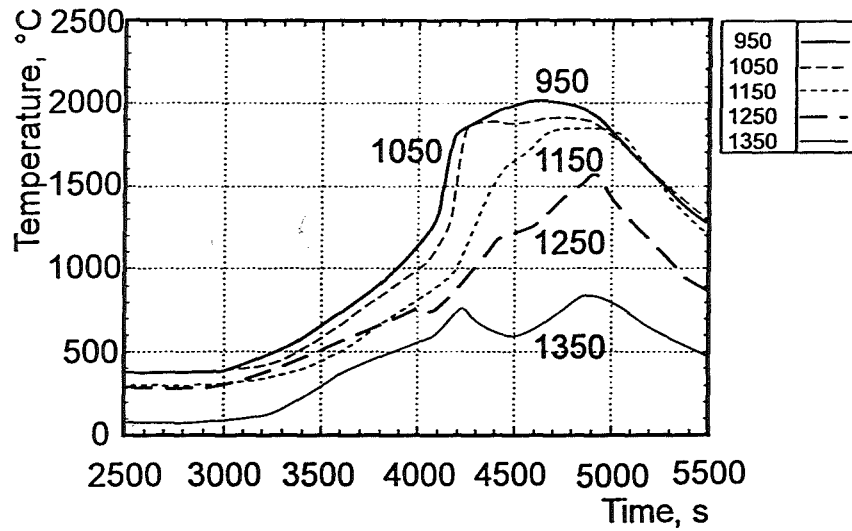


Abb. 5: Temperaturverlauf (best-estimate) in verschiedenen Bündelebenen und axiale Temperaturverteilung in Abhängigkeit der Zeit für das DWR Experiment CORA-29 (geringfügige Voroxidation der Zircaloy-Hüllrohre: 4 - 12 μm)

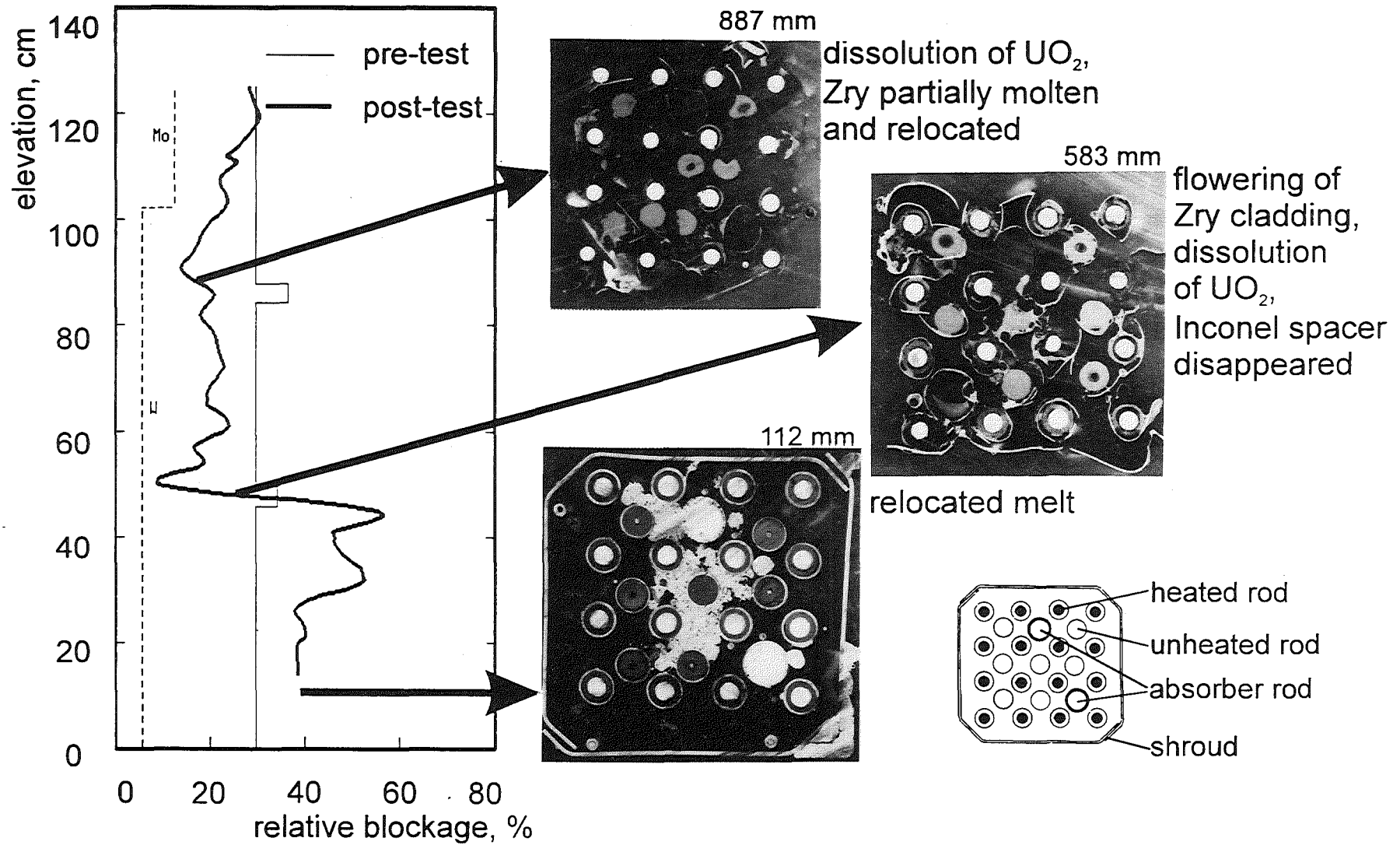


Abb. 6: Axiale Materialverlagerung in dem DWR-Test CORA-29; voroxidiertes Zircaloy-Hüllmaterial (4 - 12 μm ZrO₂ Schichtdicke). Vollständige Verlagerung der (Ag,In,Cd)-Absorberstäbe oberhalb 500 mm Bündelhöhe.

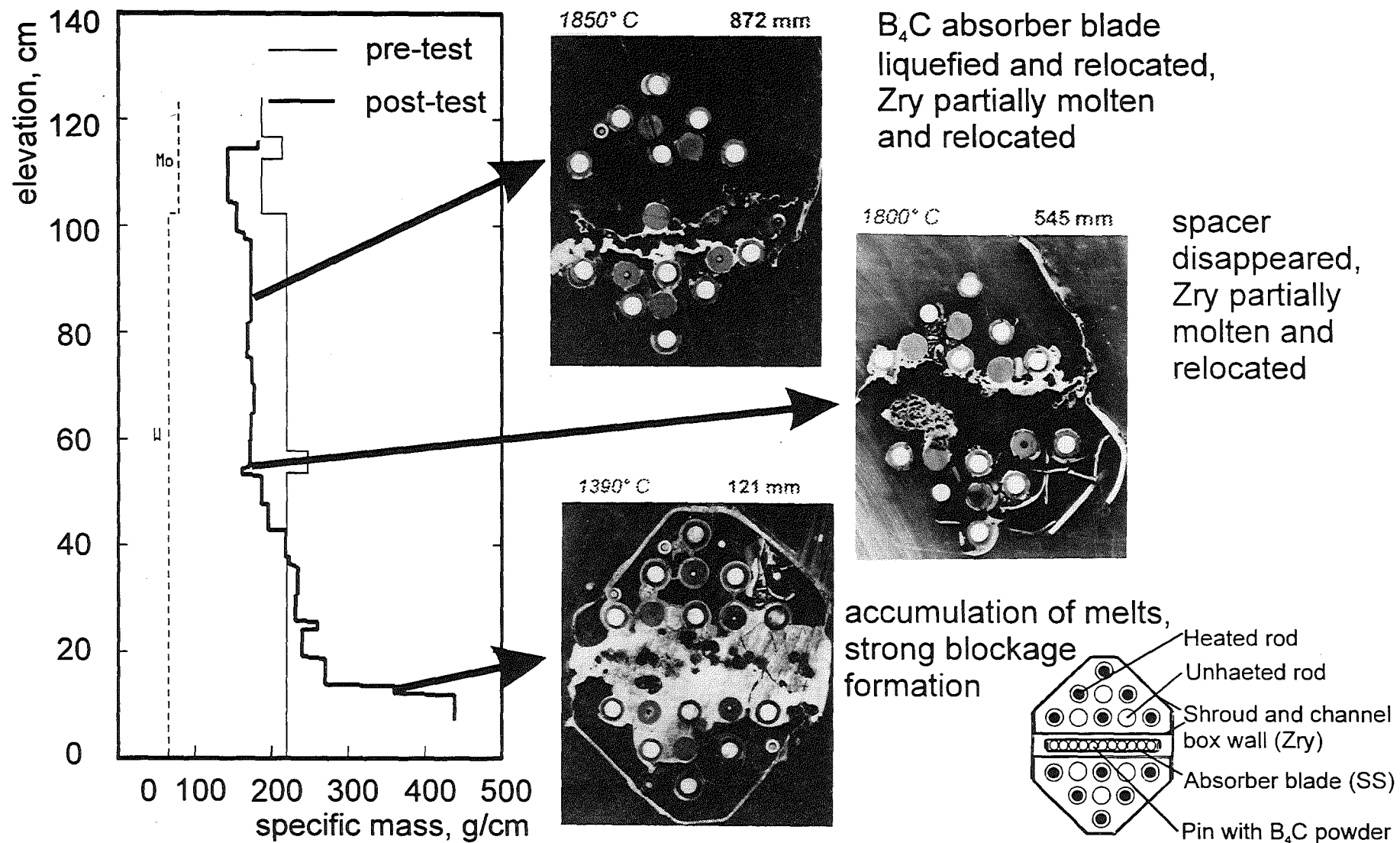


Abb. 7: Axiale Materialverlagerung in dem SWR-Test CORA-33 (kleinere Aufheizrate: 0,3 K/s und reduzierte Dampfzufuhr). Vollständige Verlagerung des B₄C-Absorbermaterials und eines großen Teils des Zircaloy Hüllmaterials aus dem oberen Bündelbereich.

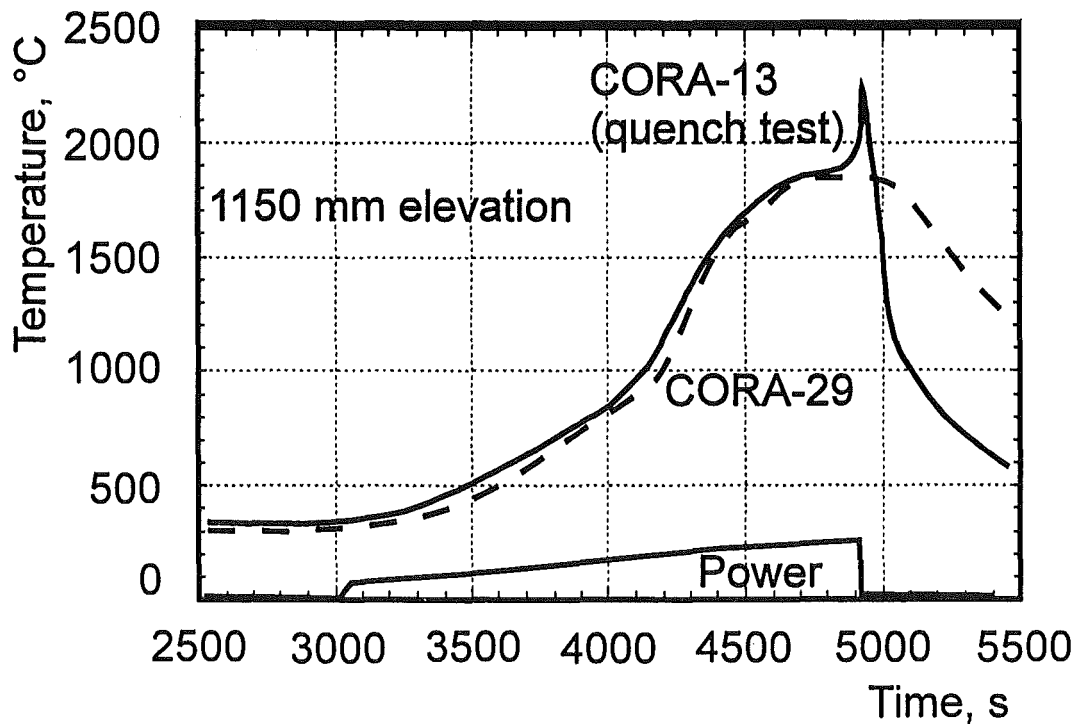
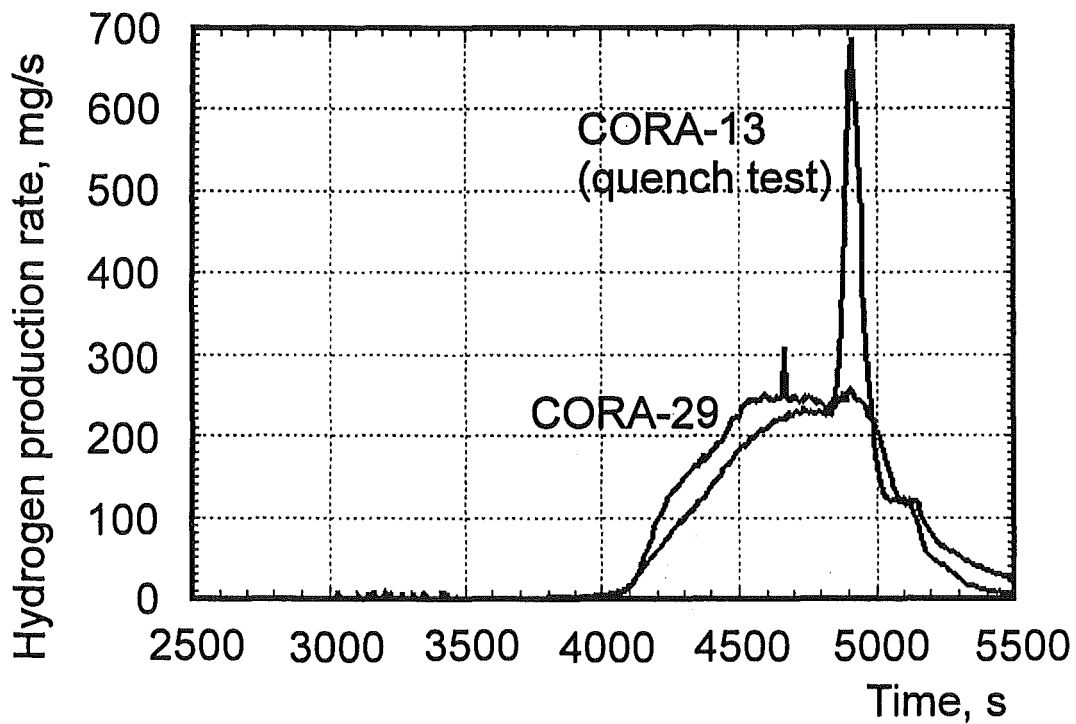


Abb. 8: Einfluß der schnellen Abkühlung des überhitzten Bündels CORA-13 mit Wasser auf den Temperaturverlauf und die Wasserstoffbildungsrate im Vergleich zur langsamen Abkühlung des Bündels CORA-29.

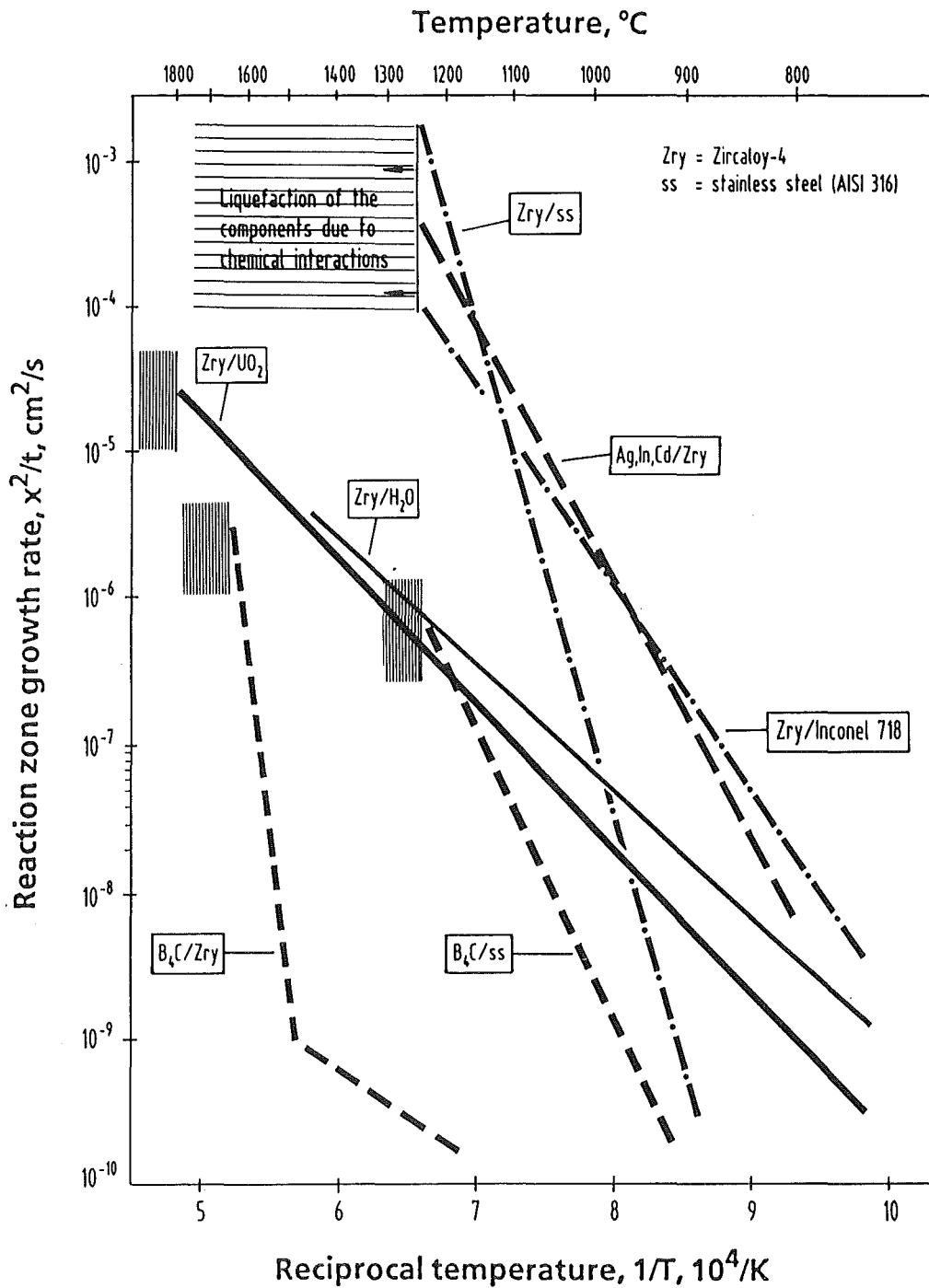


Abb. 9: Vergleich der Reaktionsraten verschiedener LWR-Materialkombinationen in Abhängigkeit der reziproken Temperatur. Für jede Materialpaarung gibt es eine kritische Temperatur, oberhalb der es zu einer spontanen Verflüssigung der Komponenten infolge chemischer Wechselwirkungen kommt.

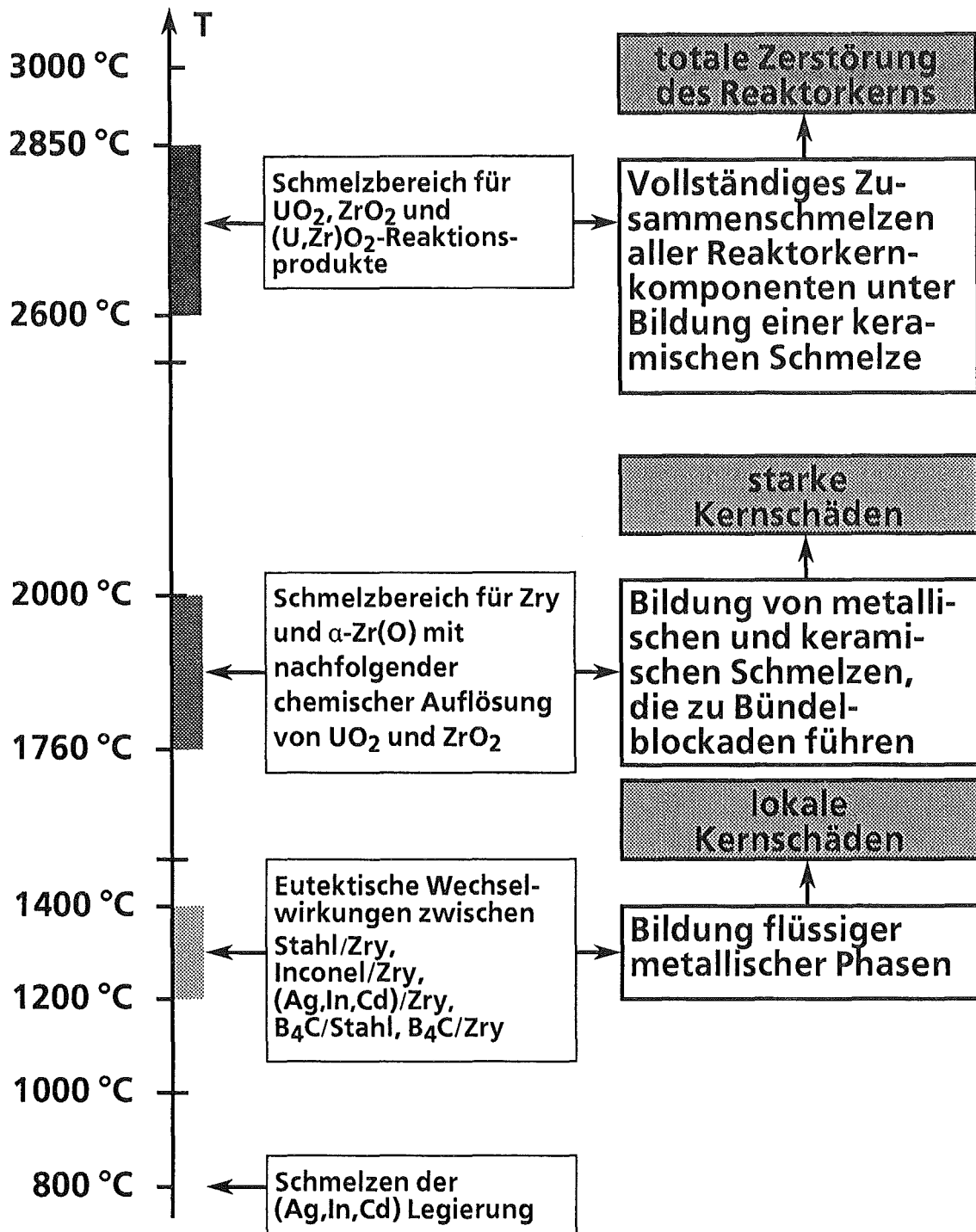


Abb. 10: Die CORA-Integraleexperimente und Einzeleffektuntersuchungen lassen die Charakterisierung von drei Temperaturbereichen zu, in denen es zur Bildung von flüssigen Phasen kommt. Die geschmolzenen Materialien bewirken, je nach Temperatur, unterschiedliche Kernschäden, die im Hinblick auf Notfallschutzmaßnahmen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

VII. Untersuchungen zur Verteilung und Verbrennung von Wasserstoff in DWR-Anlagen

**W. Breitung
R. Redlinger
P. Royl**

PSF-Statusbericht, 23. März 1994

**Statusbericht des Projektes Nukleare Sicherheitsforschung (PSF)
Kernforschungszentrum Karlsruhe, 23. März 1994**

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

W. Breitung, R. Redlinger, P. Royl
Kernforschungszentrum Karlsruhe

ZUSAMMENFASSUNG

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

Ziel des Vorhabens ist die Ermittlung von möglichen Gebäudelasten durch Wasserstoffverbrennung bei schweren kernzerstörenden Unfällen. Die Ergebnisse dienen der Weiterentwicklung von Containmentkonzepten und der Optimierung von möglichen Wasserstoffabbaumaßnahmen (z.B. Zündern) für zukünftige Leichtwasserreaktoren.

Inhaltsverzeichnis

1. EINLEITUNG

- 1.1 Arbeitsprogramm
- 1.2 Methodischer Ansatz

2. WASSERSTOFF-VERTEILUNG

- 2.1 Übersicht
- 2.2 GASFLOW-Analyse von T31.5

3. WASSERSTOFF-VERBRENNUNG

- 3.1 Verbrennungsformen
- 3.2 Langsame Deflagration
- 3.3 Turbulente Verbrennung
 - 3.3.1 Programmentwicklung
 - 3.3.2 Großexperimente zur turbulenten Verbrennung
- 3.4 Detonationszündkriterien
 - 3.4.1 Turbulenter Freistrah
 - 3.4.2 Fokussierung von Druckwellen
 - 3.4.3 Detonationsgrenzen von Unfallatmosphären
- 3.5 Detonationen
 - 3.5.1 Programmentwicklung
 - 3.5.1.1 Detonationsprogramm D3D
 - 3.5.1.2 Detonationsprogramm DET1/3D
 - 3.5.2 Experimentelle Daten
 - 3.5.2.1 Ballon-Experimente
 - 3.5.2.2 Rohr-Versuche
 - 3.5.2.3 RUT-Detonationsversuche
 - 3.5.3 Unfallrechnungen
 - 3.5.3.1 Effekt der Feinstruktur
 - 3.5.3.2 Globale Detonationslasten
 - 3.5.3.3 Ergebnisse

4. ZUSAMMENFASSUNG

LITERATUR

1. EINLEITUNG

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

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

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

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

Beide Konzepte zielen auf eine evolutionäre Verbesserung der Technik durch

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

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

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

1.1 Arbeitsprogramm

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

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

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

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

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

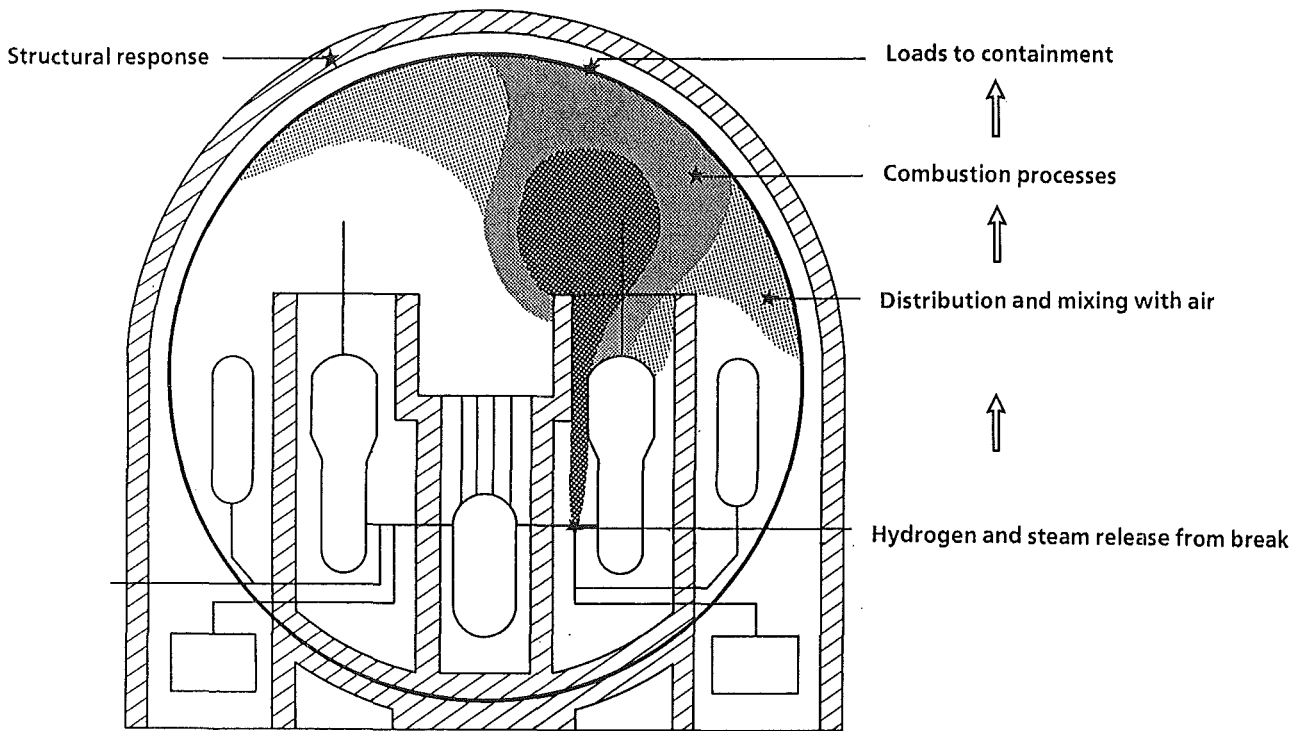


Abb. 1: Zur Ermittlung von Gebäudelasten aus Wasserstoffverbrennungsvorgängen werden vier Phasen analysiert: Wasserstoff-Freisetzung, Verteilung, Verbrennung und resultierende Lasten.

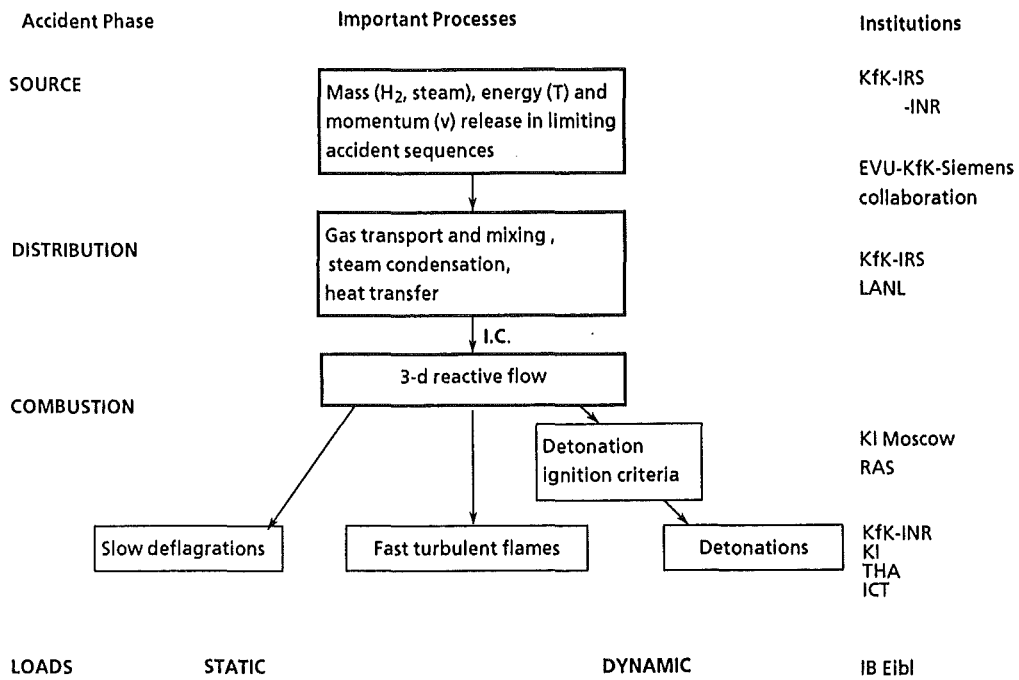


Abb. 2: Wesentliche physikalische Prozesse die in den verschiedenen Unfallphasen modelliert werden müssen, und beteiligte Institutionen.

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

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

1.2 Methodischer Ansatz

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

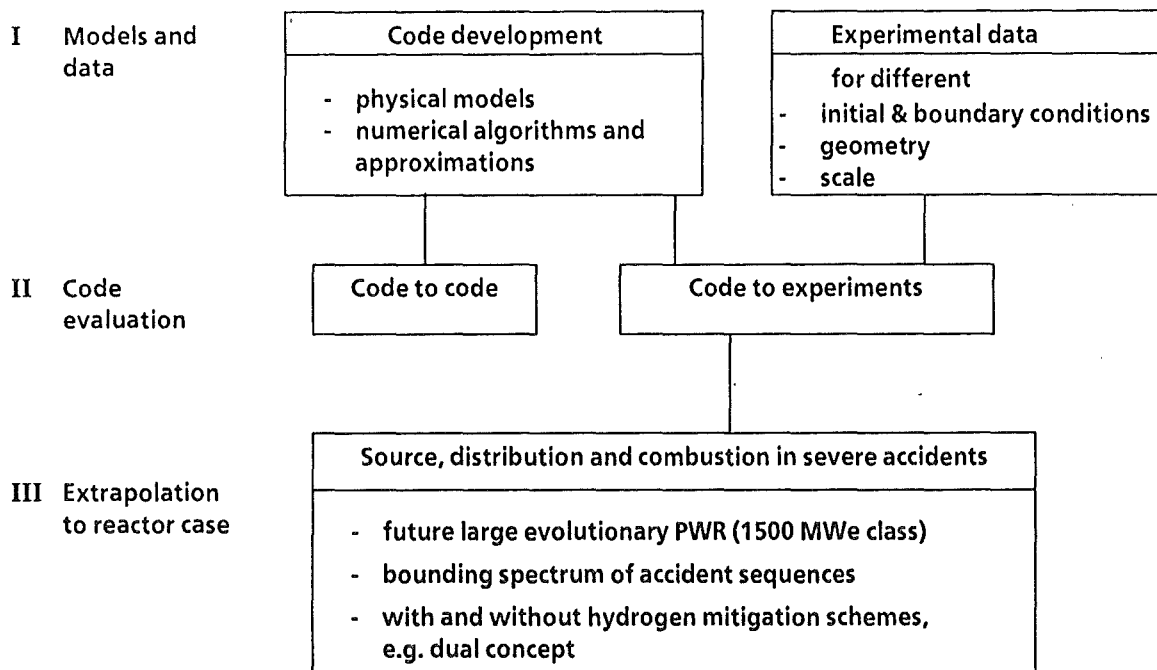


Abb. 3: Methodischer Ansatz und Inhalt der F + E-Arbeiten zur Untersuchung von Wasserstoff-Quelle, Verteilung und Verbrennung in schweren Unfällen

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

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

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

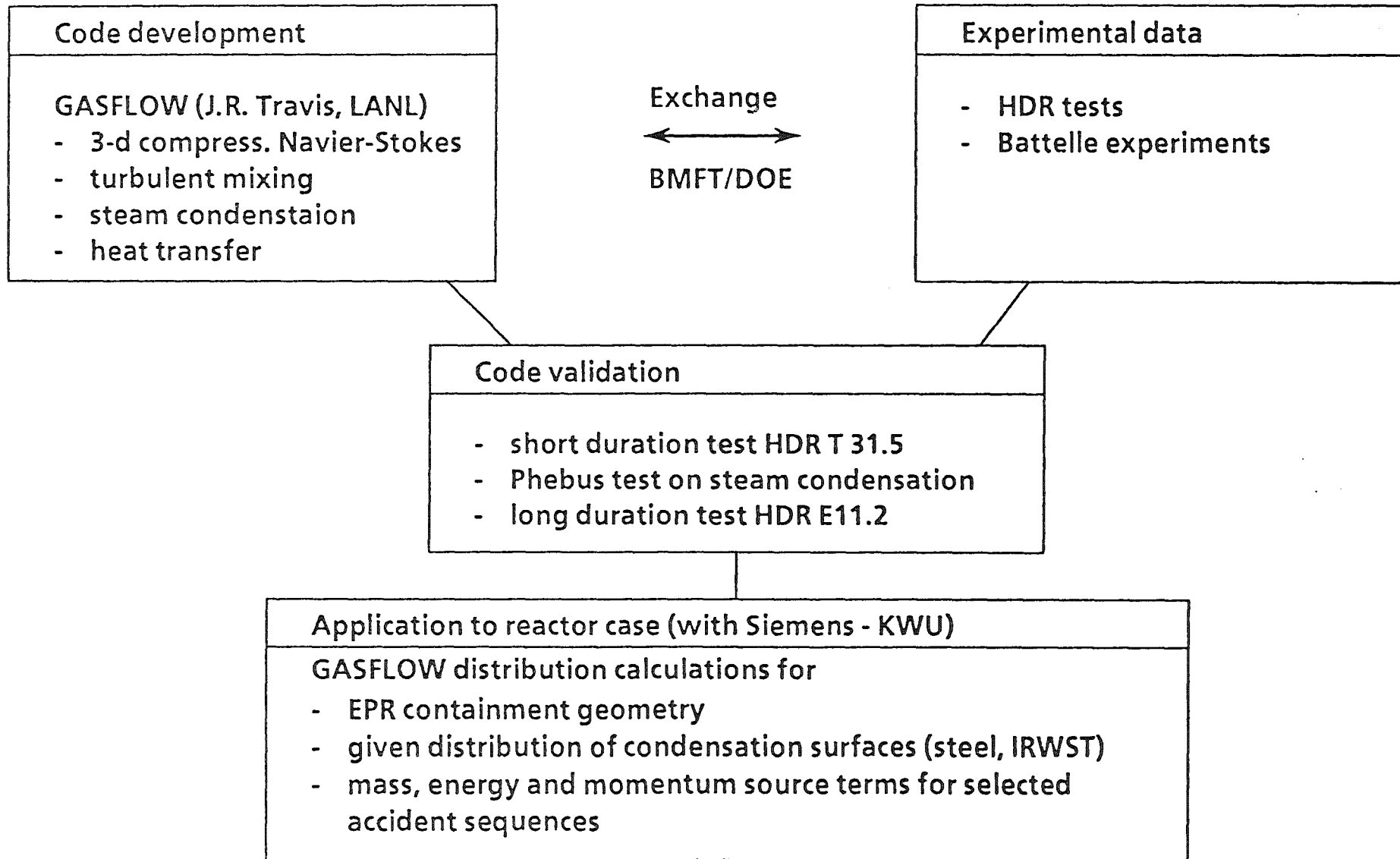
2. WASSERSTOFF-VERTEILUNG

2.1 Übersicht

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

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

Abb. 4: Program Overview: Distribution Phase



2.2 GASFLOW-Analyse von T31.5

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

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

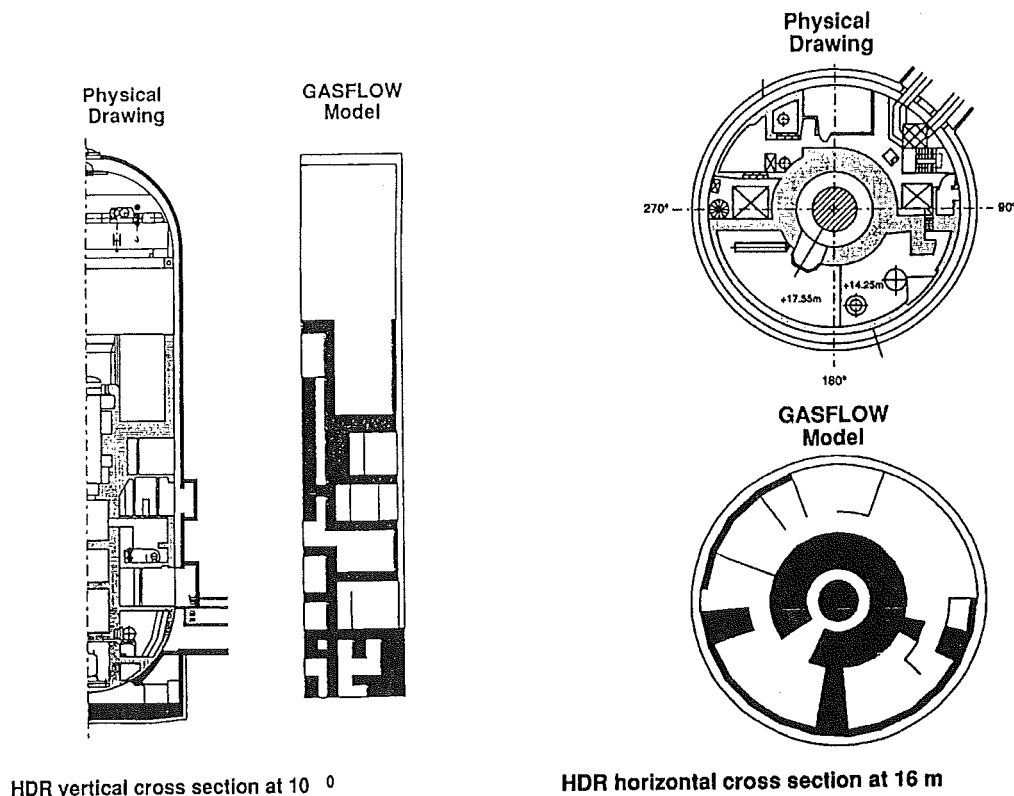


Abb. 5: Analyse von HDR-Experiment T31.5, Vergleich von HDR-Geometrie und GASFLOW-Modell

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

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

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

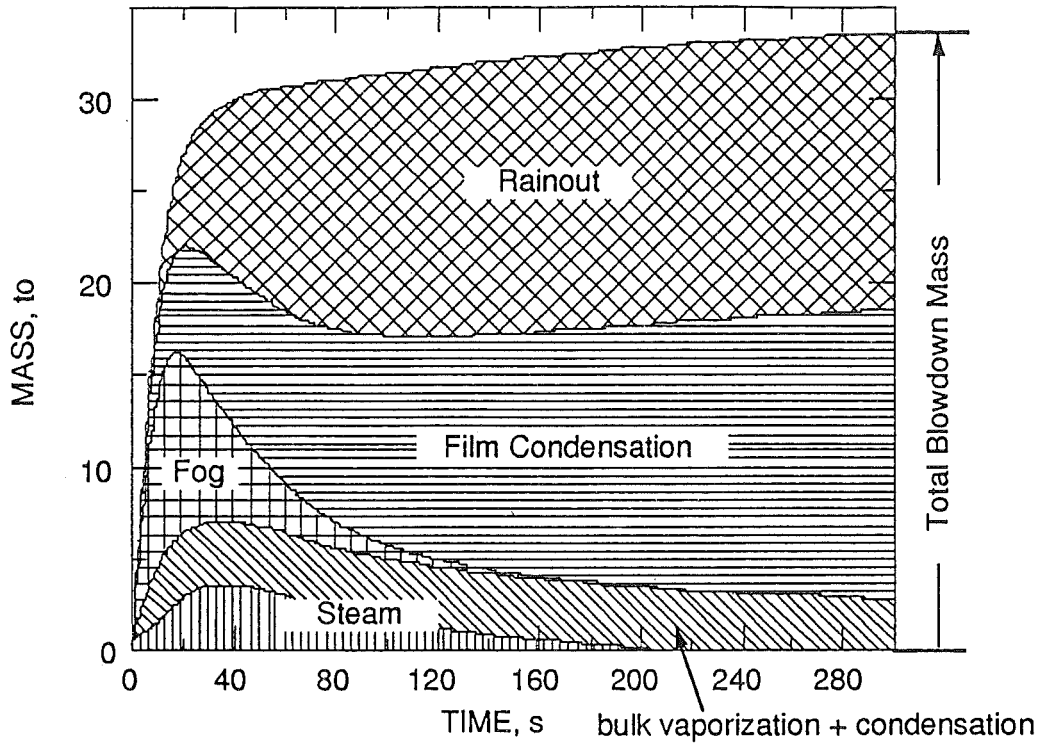


Abb. 6: Mit GASFLOW berechnete Massenbilanz während der Blowdown-Phase von Experiment T31.5

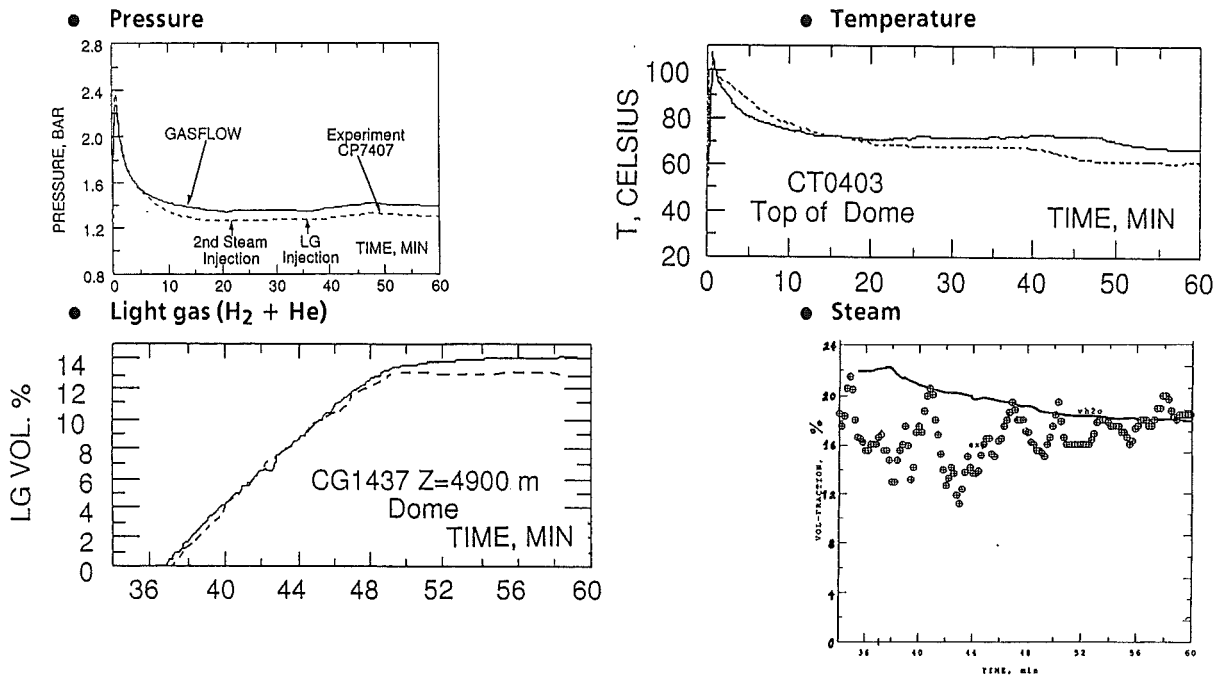


Abb. 7: Gemessene und berechnete Atmosphärenzustände für Test T31.5 im Containmentdom (z = +49 m)

3. WASSERSTOFF-VERBRENNUNG

3.1 Verbrennungsformen

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

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

3.2 Langsame Deflagration

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

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

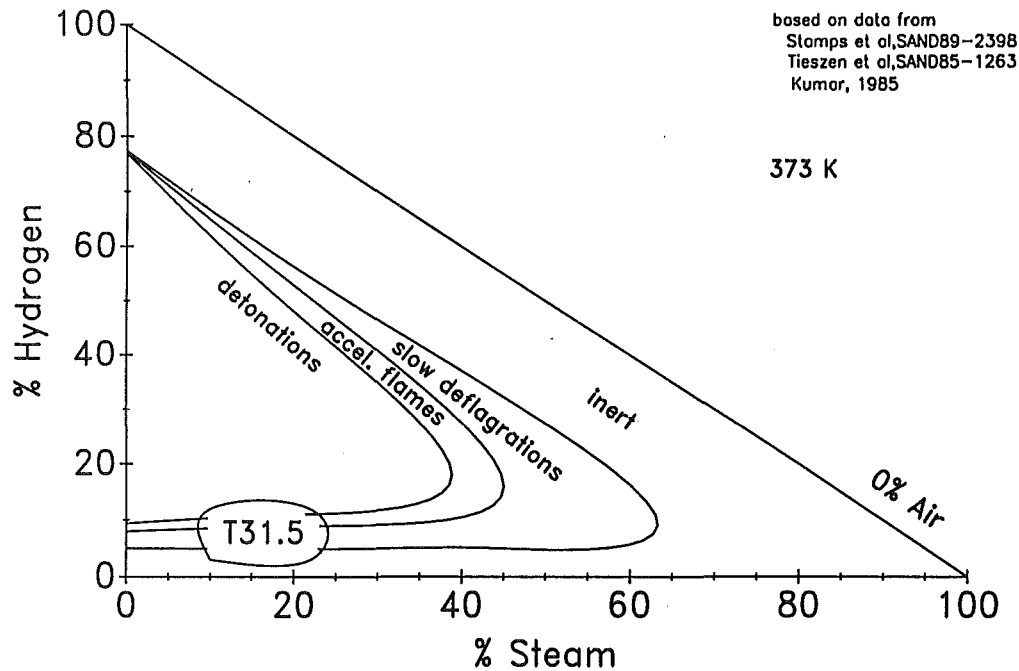


Abb. 8: Verbrennungsformen von Wasserstoff-Luft-Dampf Gemischen für unfalltypische Druck- und Temperaturwerte (1 bar, 100 °C) und der dem Experiment T31.5 entsprechende Gemischbereich

- | | |
|--|---|
| <ul style="list-style-type: none"> ● Slow deflagrations <ul style="list-style-type: none"> - calculation of AICC pressures ● Turbulent deflagration <ul style="list-style-type: none"> - development of a 3-d reactive flow program (different models) - large scale experiments in RUT-facility ● Detonation ignition criteria <p>Models and experimental data for ignition by</p> <ul style="list-style-type: none"> - turbulent jet of combustion products - flame acceleration (DDT) - pressure wave focussing - induction time gradients - transmission of local explosion <p>Ignition limits of H₂-air-steam mixtures with accident relevant additives (CO, CO₂, NO_x)</p> | <ul style="list-style-type: none"> ● Detonations <p>Code development</p> <ul style="list-style-type: none"> - D3D, DET1 / 3D - reduced reaction mechanisms <p>Experimental data</p> <ul style="list-style-type: none"> - hemispherical balloons (6 m Ø) - KfK detonation tube (0.35 x 12 m) - RUT facility (263 m³) <p>Code evaluation</p> <ul style="list-style-type: none"> - 1-d theory - code to code - different experimental data <p>Application to reactor case</p> <ul style="list-style-type: none"> - maximum global detonation loads for different mixtures and points of ignition |
|--|---|

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

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

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

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

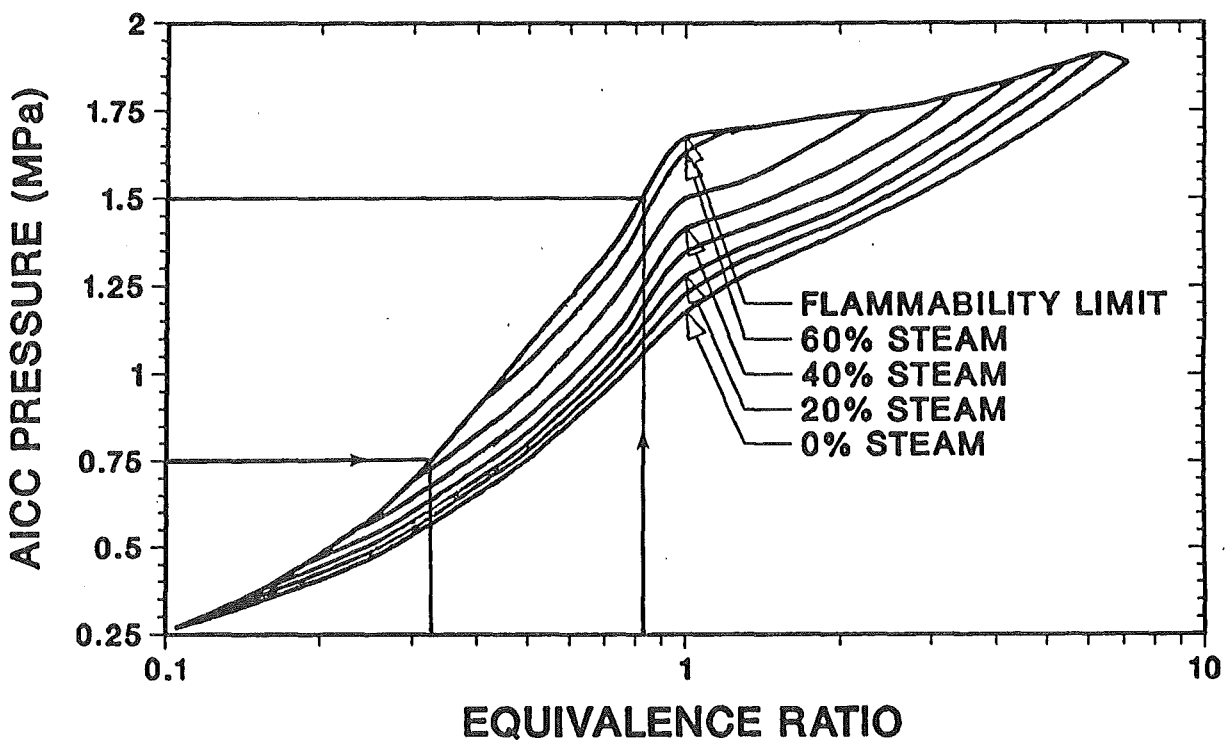


Abb. 10: Berechnete AICC-Drücke für Wasserstoff-Luft-Dampfgemische bei unfalltypischen Bedingungen (konstante Luftdichte, Dampfsättigung)

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

3.3 Turbulente Verbrennung

3.3.1 Programmentwicklung

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

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

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

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

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

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

3.3.2 Großexperimente zur turbulenten Verbrennung

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

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

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

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

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

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

Tab. 1: Versuchsmatrix für RUT-Deflagrationsexperimente

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

*) up to 8-11 Bar due to the localised explosions

Tab. 2: Gemessene Überdrücke für verschiedene Verbrennungsformen

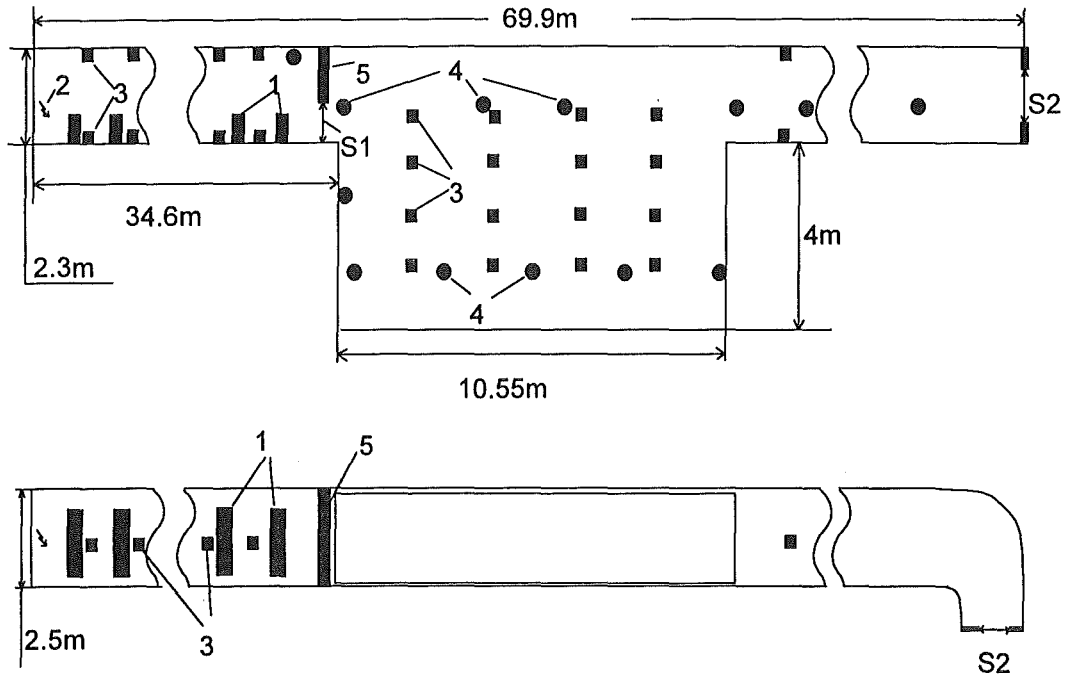


Abb. 11: Geometrie für RUT-Verbrennungsexperimente auf großer Skala (460 m³). 1 = Hindernisse, 2 = Zündort durch Funken, 3 = Photodioden, 4 = Druckaufnehmer

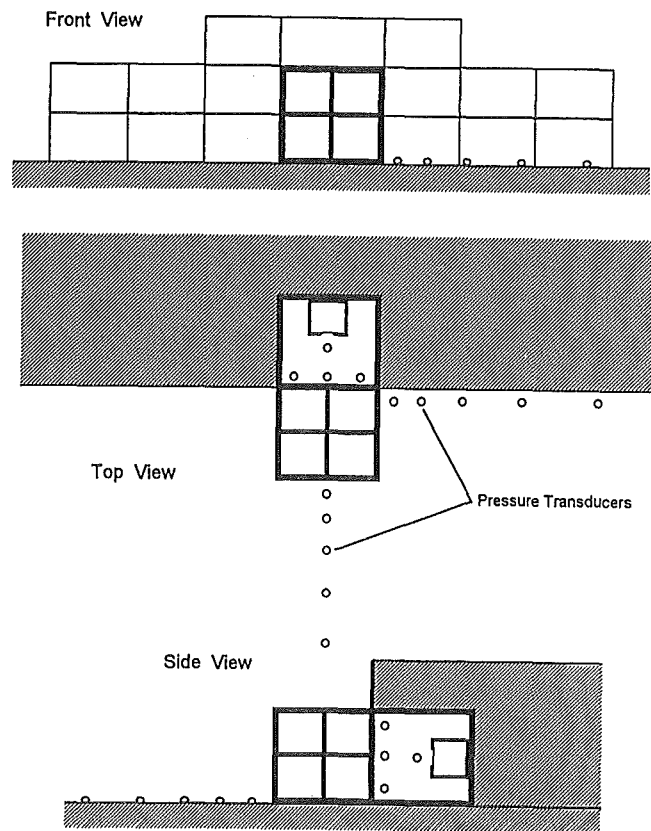


Abb. 12: KOPER-Anlage für Experimente zur Detonationszündung durch einen turbulenten Strahl von Verbrennungsprodukten

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

3.4 Detonationszündkriterien

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

Folgende Mechanismen für Detonationszündung werden derzeit untersucht:

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

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

3.4.1 Turbulenter Freistrah

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

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

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

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

$$L > 7 \lambda.$$

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

3.4.2 Fokussierung von Druckwellen

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

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

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

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

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

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

3.4.3 Detonationsgrenzen von Unfallatmosphären

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

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

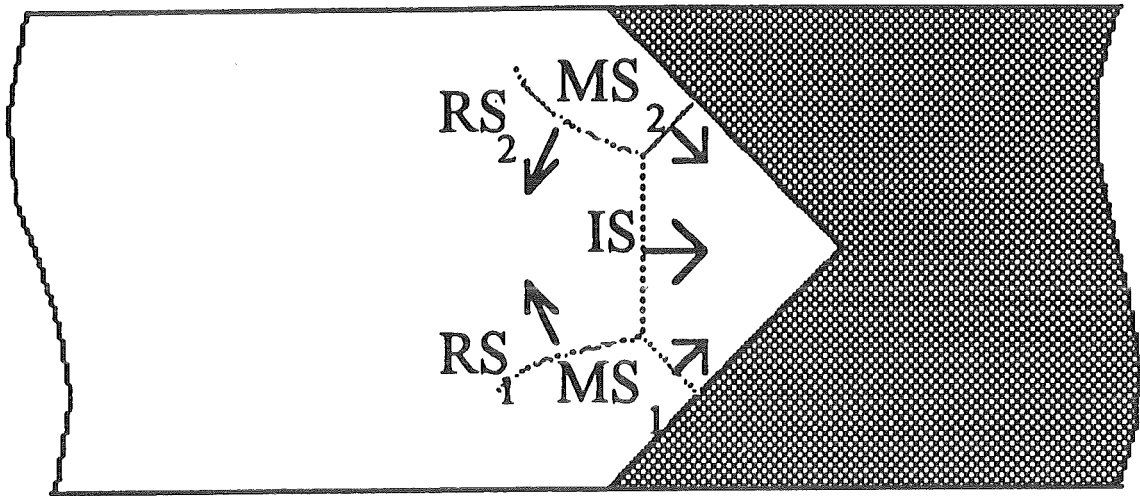


Abb. 13: Wellensystem bei Reflexion einer Schockwelle in einem Winkel. Lokale Heißstellen können eine Detonationszündung bewirken. IS = einfallender Sock, RS = reflektierter Schock, MS = Machstamm

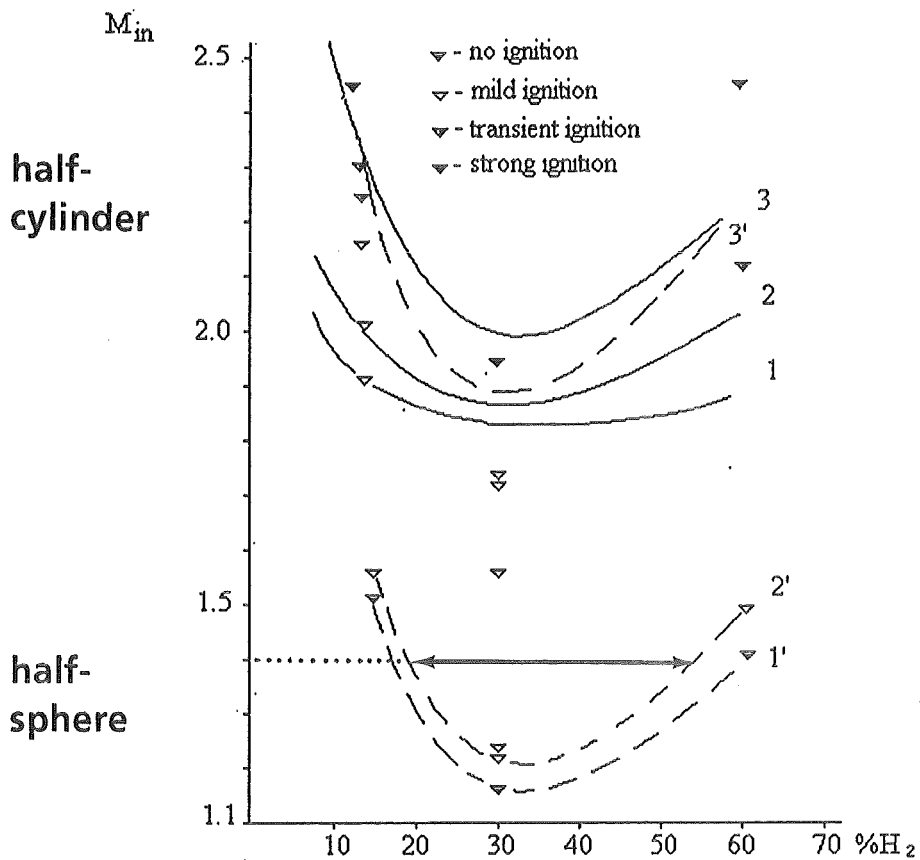


Abb. 14: Gemessene kritische Machzahl für Detonationszündung von H_2 -Luft Gemischen durch Druckwellenfokussierung in einem Halbzylinder (oben), bzw. einer Halbkugel (unten)

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

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

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

Die weiteren Ziele der beschriebenen Arbeiten sind:

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

3.5 Detonationen

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

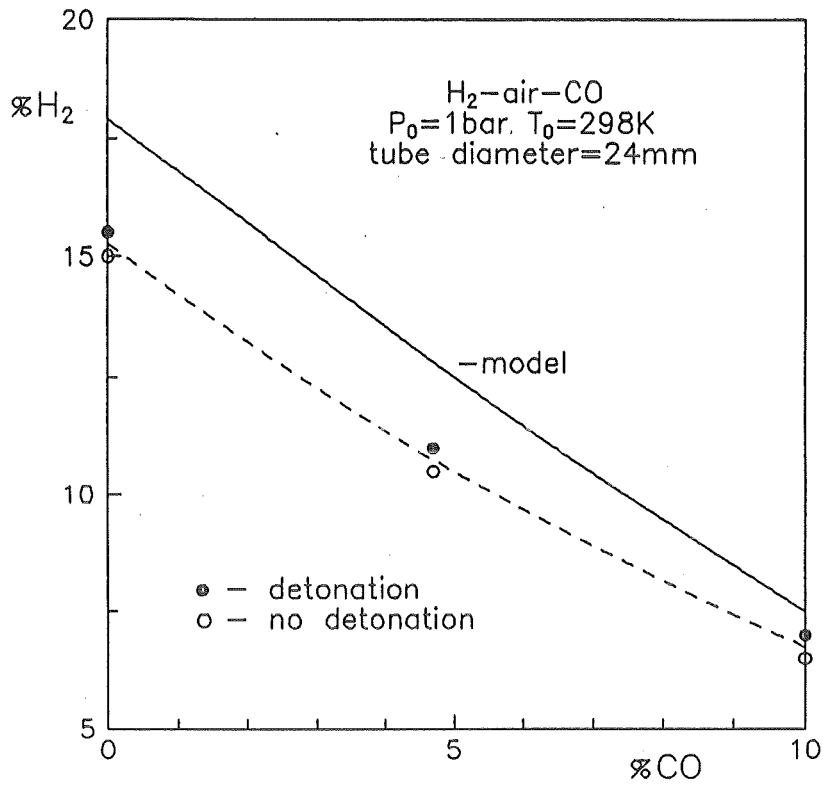


Abb. 15: Einfluß von CO auf die Detonationsgrenze von H₂-Luft-Gemischen

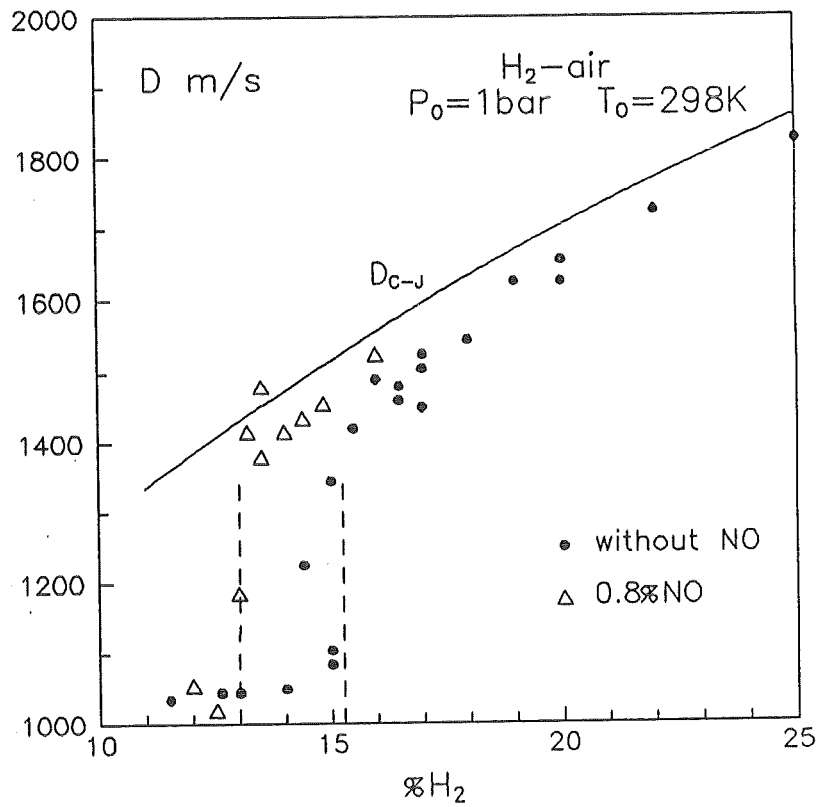


Abb. 16: Einfluß von NO auf die Detonationsgrenze von H₂-Luft-Gemischen

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

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

3.5.1 Programmentwicklung

Zur Beschreibung von H₂-Detonationen wurden zwei verschiedene Programme mit unterschiedlicher Zielsetzung entwickelt.

3.5.1.1 Detonationsprogramm D3D

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

Die Modelle in D3D sind bewußt einfach gehalten, um schnelle Laufzeiten zu erreichen. Auf derzeitigen Workstations können Detonationsprobleme mit etwa 10⁶ numerischen Zellen in 1-2 Tagen berechnet werden.

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

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

Abb. 17 Physikalische Modelle und Anwendungsbereich des Detonationsprogramms D3D

- Conservation equations for 2 components, one common velocity and temperature

mass	$\rho_{i,t} + (\rho_i u)_x = R_i, i = 0, 1$
	$\rho = \sum \rho_i$
momentum	$(\rho u)_t + (\rho u^2 + p)_x = 0$
energy	$E_t + [u(E + p)]_x = S$
- Equations of state

$$E = \frac{1}{2} \rho u^2 + \sum \rho_i c_{vi} T$$

$$p = \sum p_i, p_i = \frac{R}{M_c} \rho_i T$$
- no molecular transport (viscosity, conduction, diffusion) and radiation
- Reaction kinetics

$$K_1 \xrightarrow{f} K_0$$

$$f = k_{chem} \rho e^{-E/T}$$
- Source terms

$$R_0 = \rho_1 f$$

$$R_1 = -\rho_1 f = -R_0$$

$$S = Q R_0$$

$$Q = \text{heat of reaction}$$
- Instead of species mass equations, conservation equations for ρ and ρ_1 are solved.

Abb. 18: Mathematisches Modell des Detonationsprogramms D3D

3.5.1.2 Detonationsprogramm DET1/3D

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

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

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

3.5.2 Experimentelle Daten

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

3.5.2.1 Ballon-Experimente

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

- Hydrodynamics:
 - First or second order, Eulerian, explicit HLL up-wind scheme
- Reaction kinetics:
 - 4 components (H₂, H₂O, O₂, N₂)
 - 1-step model: Arrhenius type reaction
 - 2-step model: ignition delay $f(p, T, x_{H_2}, x_{H_2O})$ parameters from reduced mechanism
- Equation-of-state:
 - temperature and component dependent heat capacities
- Geometry:
 - 1, 2, 3-D cartesian grid
- Applications:
 - evaluation of local load mechanisms
 - resolution of 2D / 3D focussing
 - effect of local air layers and pockets
 - mixture gradients (x_{H2}, x_{H2O})
 - fine structure of detonation front

Abb. 19: Physikalische Modelle und Anwendungsbereich des Detonationsprogramms DET1D

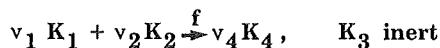
- Conservation equations for N components, one common velocity and temperature

$$\begin{aligned} \text{species mass} \quad & \rho_{i,t} + (\rho_i u)_x = -\lambda \frac{\rho_i u}{x} + R_{i2}, \quad i = 1, N \\ \text{momentum} \quad & (\rho u)_t + (\rho u^2 + p)_x = -\lambda \frac{\rho u^2}{x} \\ \text{energy} \quad & E_t + [u(E + p)]_x = -\lambda \frac{u(E + p)}{x} \end{aligned}$$

$$\lambda = 0, 1, 2 \text{ for cartesian, cyl., spherical geometry}$$

$$\rho = \sum \rho_i$$

- Reaction kinetics (for N = 4)



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

- No molecular transport (viscosity, conduction, diffusion) and radiation

- Equations of state

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

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

$$p = \sum p_i, \quad p_i = \frac{R}{M_i} \rho_i T$$

- Reaction rate R_i

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

$$k_1 = -v_1, \quad k_2 = -v_2, \quad k_3 = 0, \quad k_4 = v_4$$

Abb. 20: Mathematisches Modell des Detonationsprogramms DET1D

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

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

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

3.5.2.2 Rohr-Versuche

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

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

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

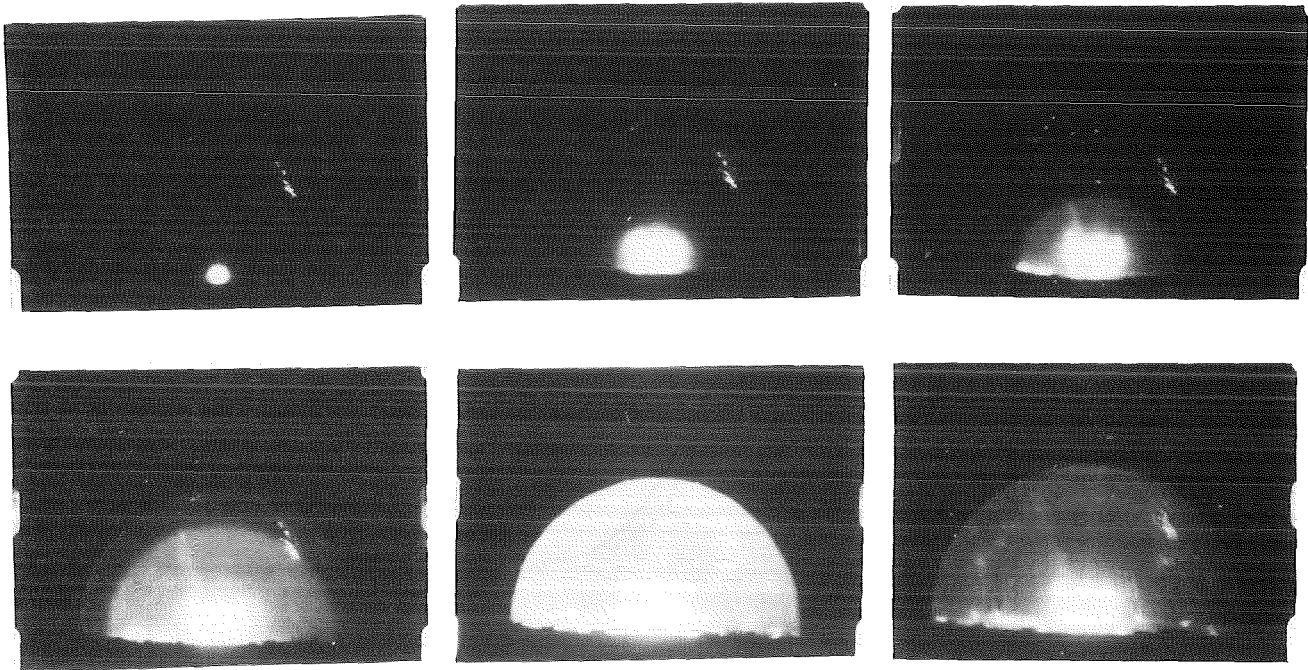


Abb. 21: Ballonexperiment zu lokalen H₂-Luft-Detonationslasten in einem schweren Unfall. $\Delta t = 0.4$ Millisekunden.

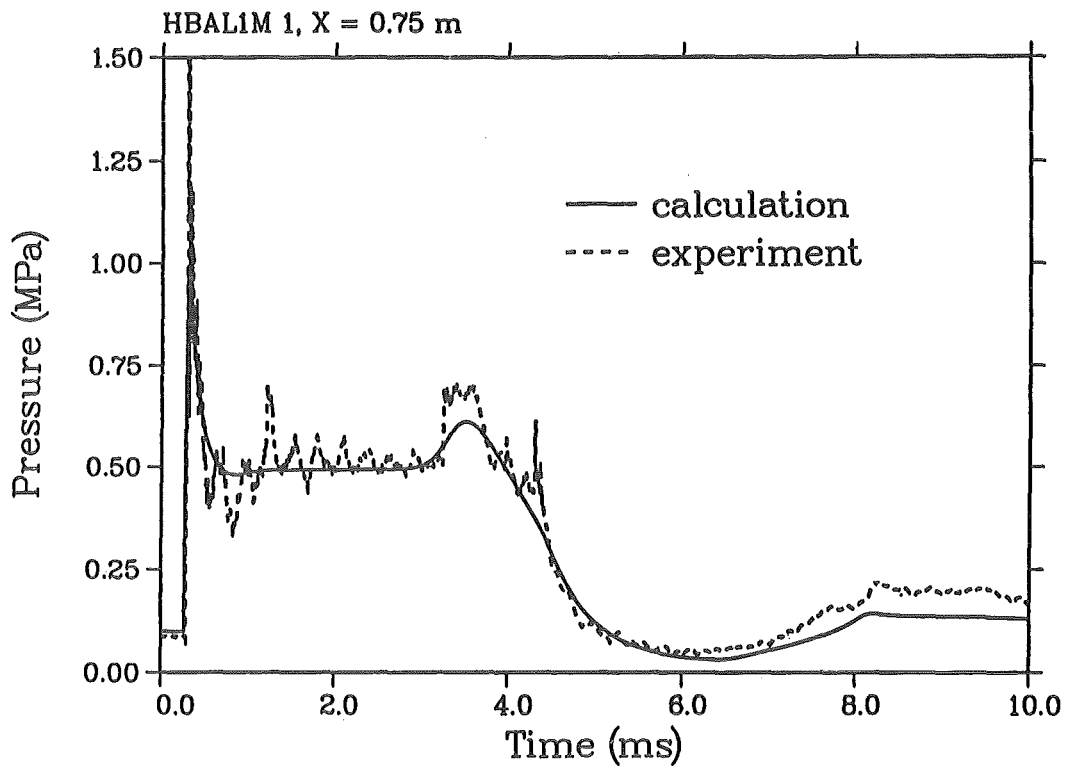


Abb. 22: Vergleich von gemessenem und berechnetem (DET1D) Druckverlauf innerhalb vom Ballon. Abstand vom Zündort 0.75 m

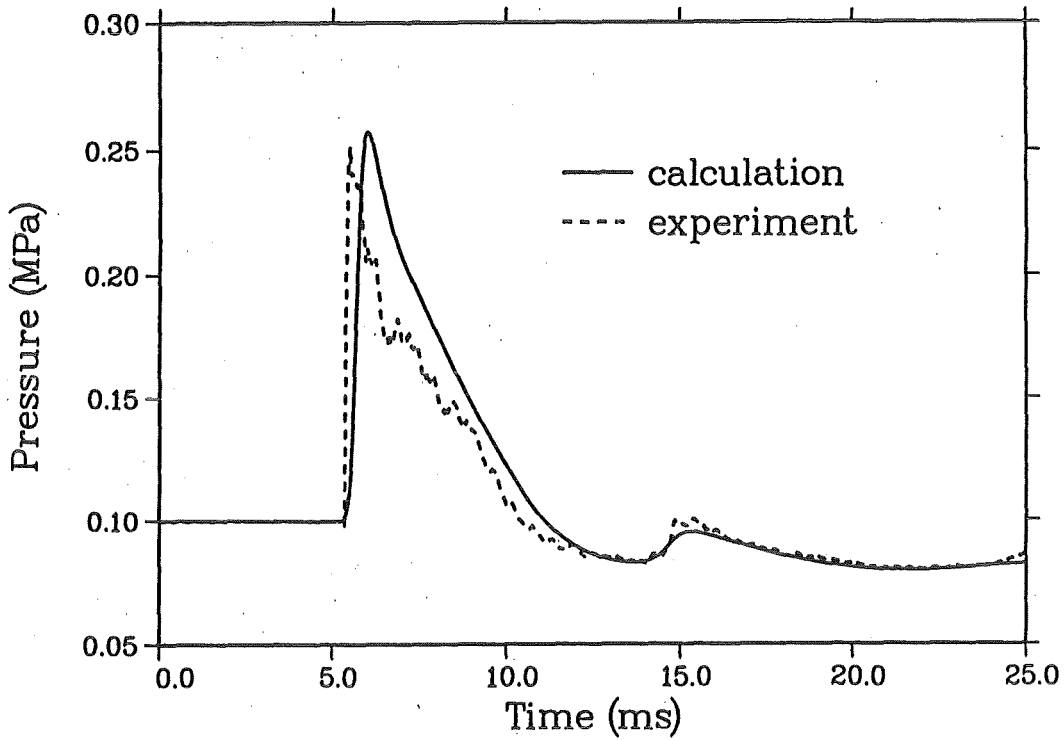


Abb. 23: Vergleich von gemessenem und berechnetem (DET1D) Druckverlauf außerhalb vom Ballon. Abstand vom Zündort 6.25 m

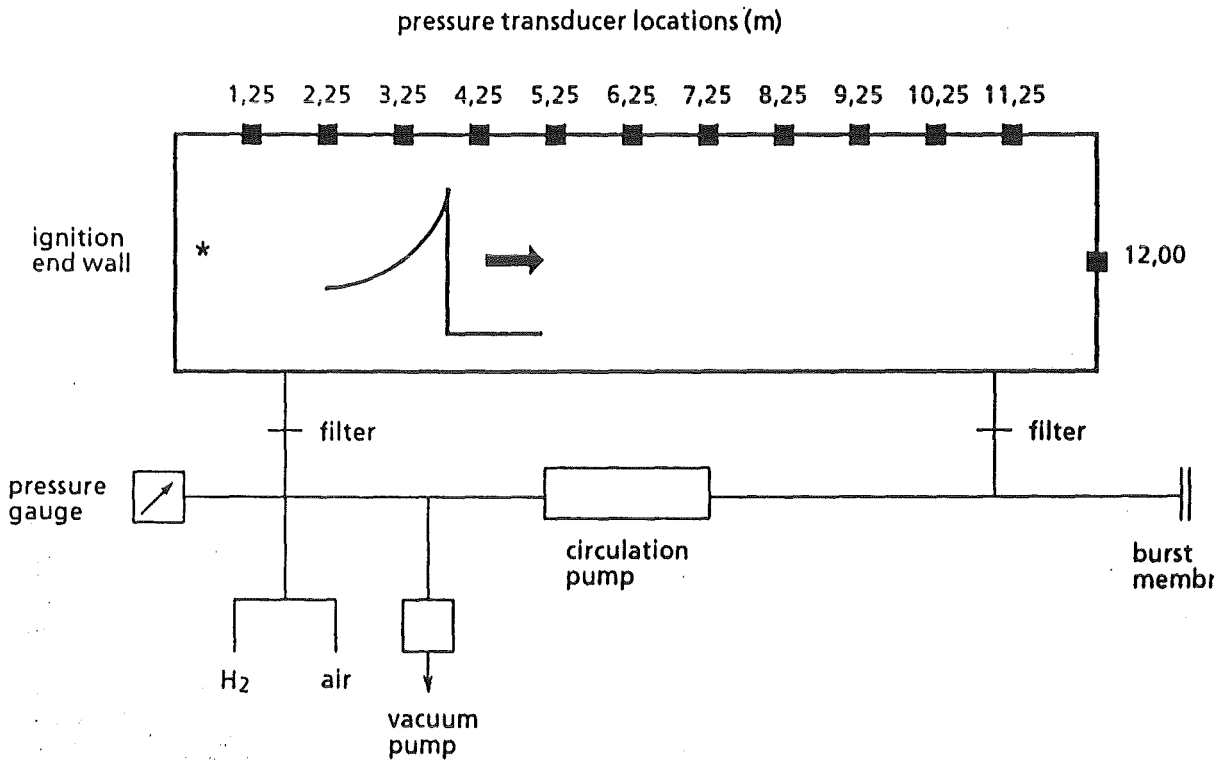


Abb. 24: Schematischer Aufbau des KfK-Detonationsrohrs mit Druckaufnehmerpositionen. Rohrlänge 12 m, Durchmesser 35 cm.

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

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

3.5.2.3 RUT-Detonationsversuche

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

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

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

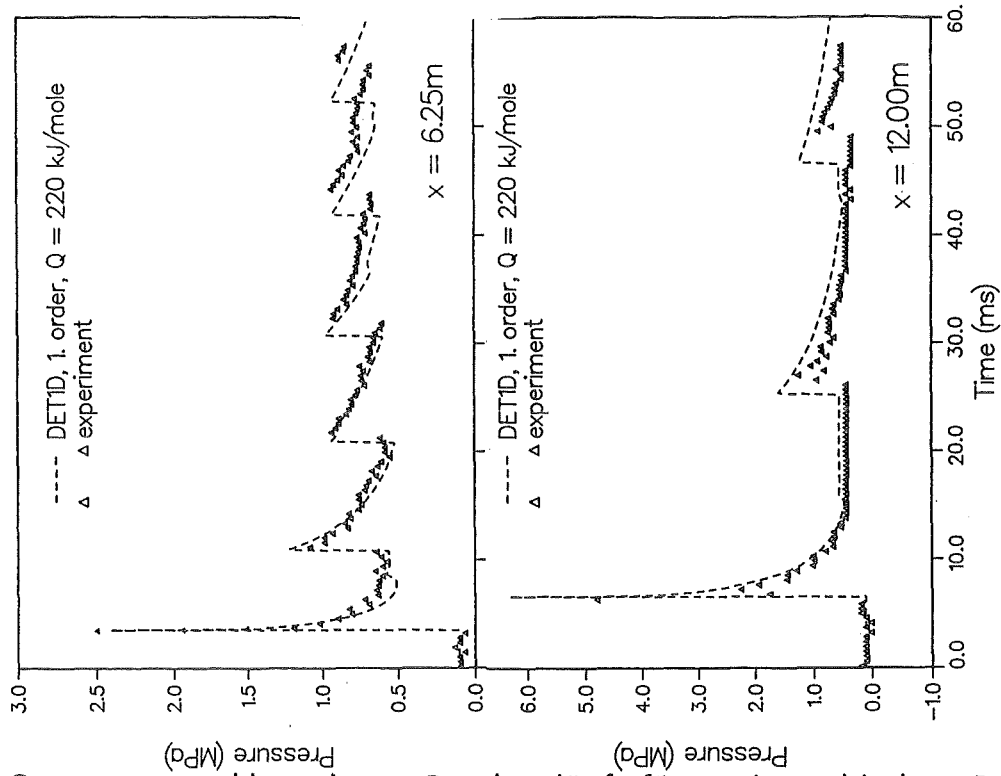


Abb. 25: Gemessene und berechnete Druckverläufe für zwei verschiedene Positionen im KfK-Detonationsrohr (stöchiometrische H_2 -Luft-Mischung, $p_0 = 1.02\text{ bar}$, $T_0 = 299\text{ K}$)

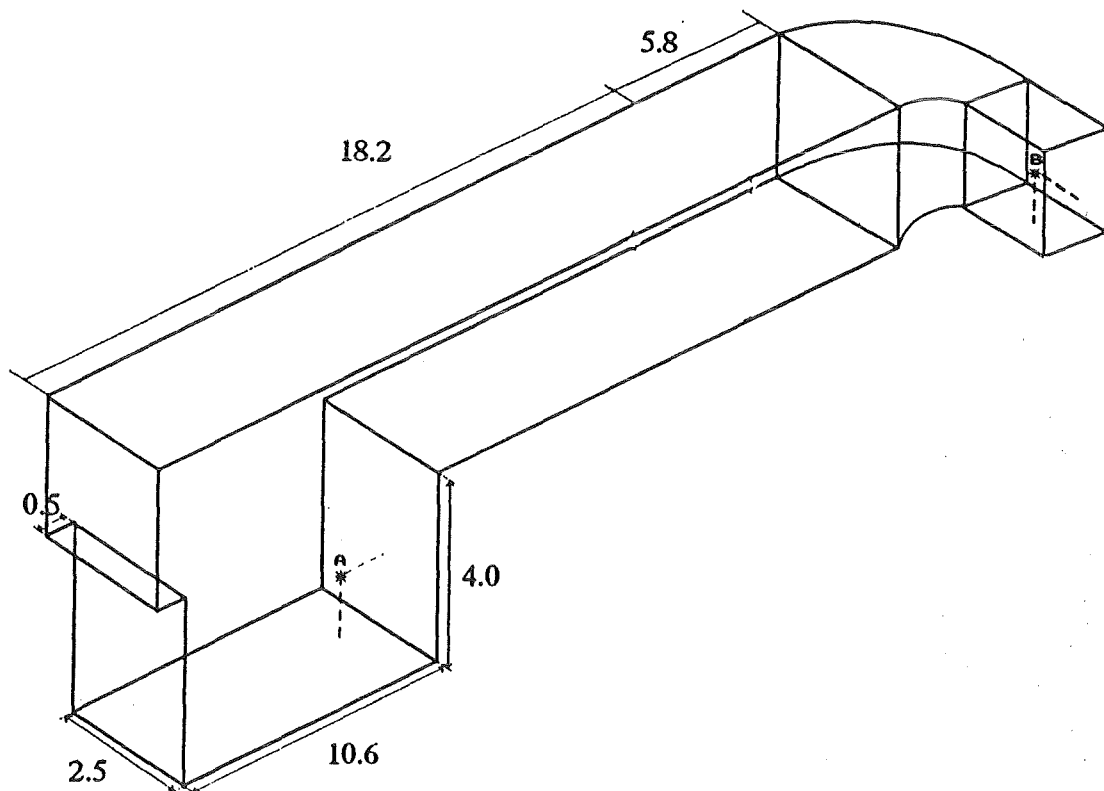


Abb. 26: Geometrie der RUT-Detonationsversuche. Die Dimensionen sind in Metern angegeben. A und B bezeichnen die verwendeten Zündorte.

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

Tab. 3: Testmatrix für die RUT-Detonationsversuche.

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

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

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

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

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

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

3.5.3 Unfallrechnungen

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

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

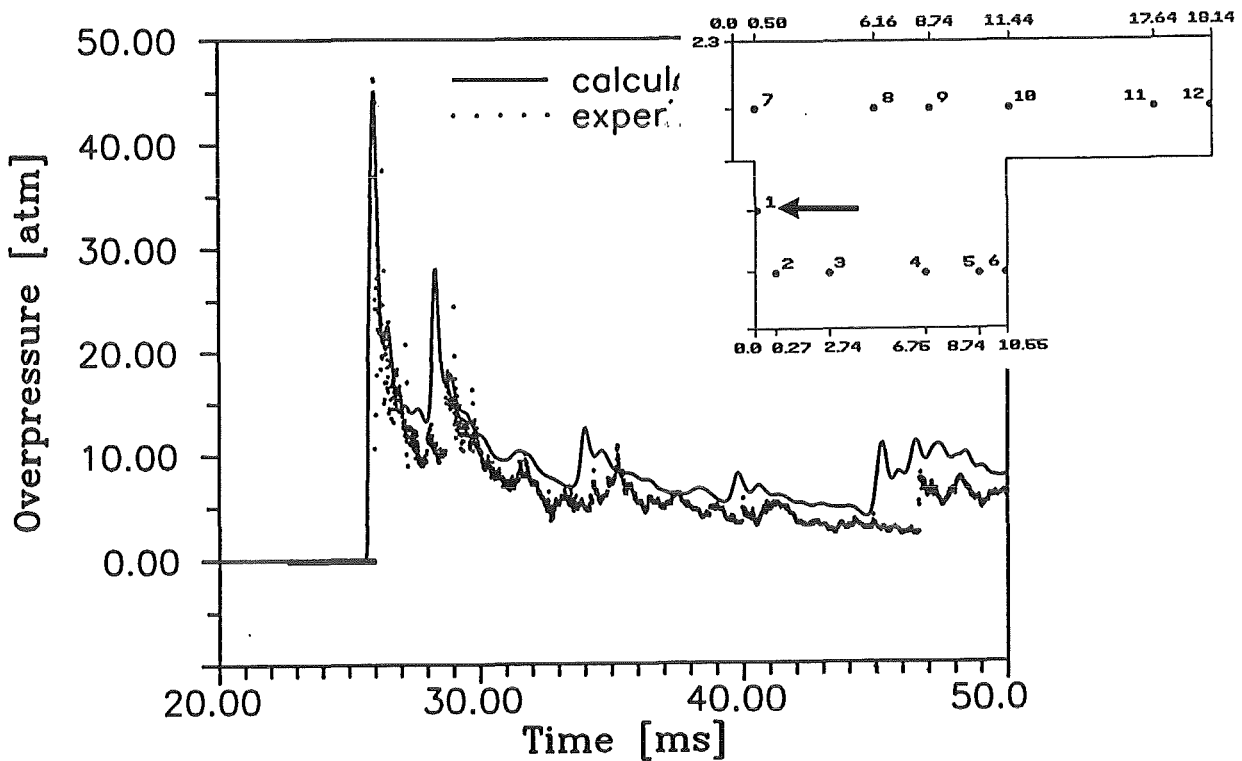


Abb. 27: Gemessener und berechneter Druckverlauf für RUT-Experiment 9, Druckaufnehmer 1.

3.5.3.1 Effekt der Detonationsfeinstruktur auf Lasten

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

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

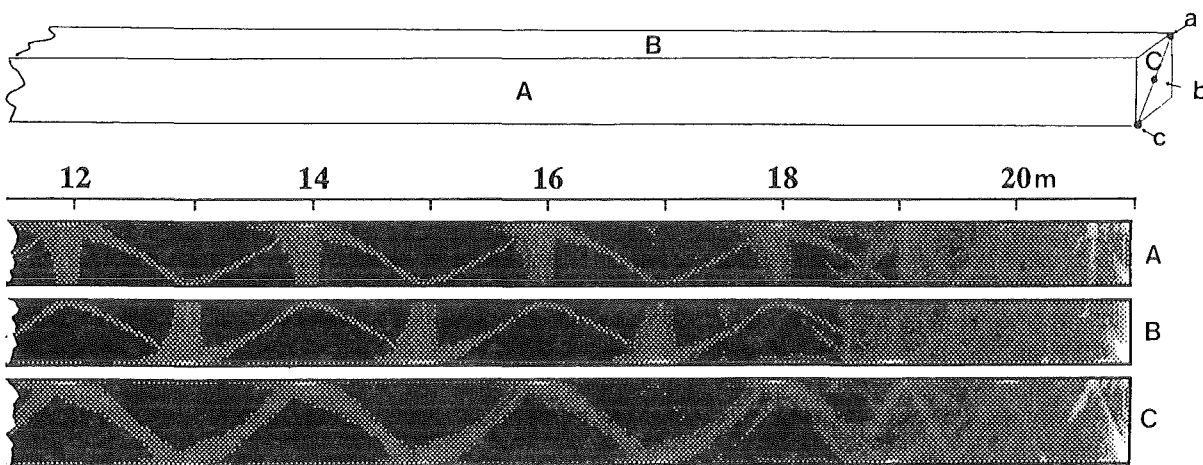


Abb. 28: Simulation einer Detonation in einem geschlossenen Rechteckkanal. Die berechneten Spitzendrücke sind für drei verschiedene Ebenen im Kanal dargestellt (A, B, C). Schwarz entspricht Drücken unter 2.1 MPa, weiß Drücken über 15 MPa.

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

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

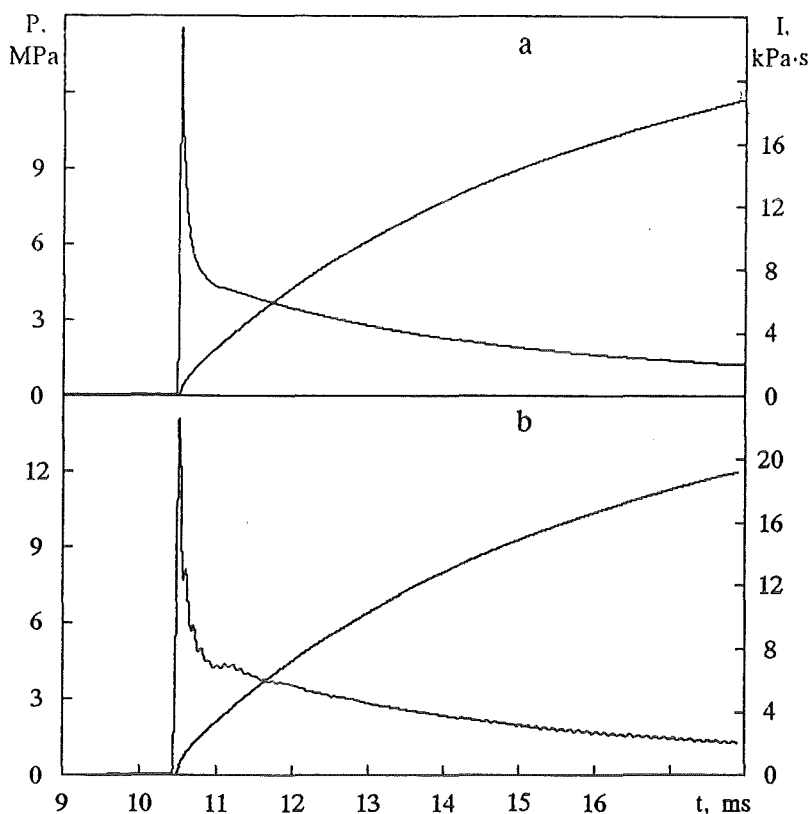


Abb. 29: Berechnete reflektierte Drücke und Impulse ohne (a) und mit (b) Auflösung der transversalen Wellenstruktur. Für Lastberechnungen ist eine hohe räumliche Auflösung nicht notwendig.

3.5.3.2 Globale Detonationslasten

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

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

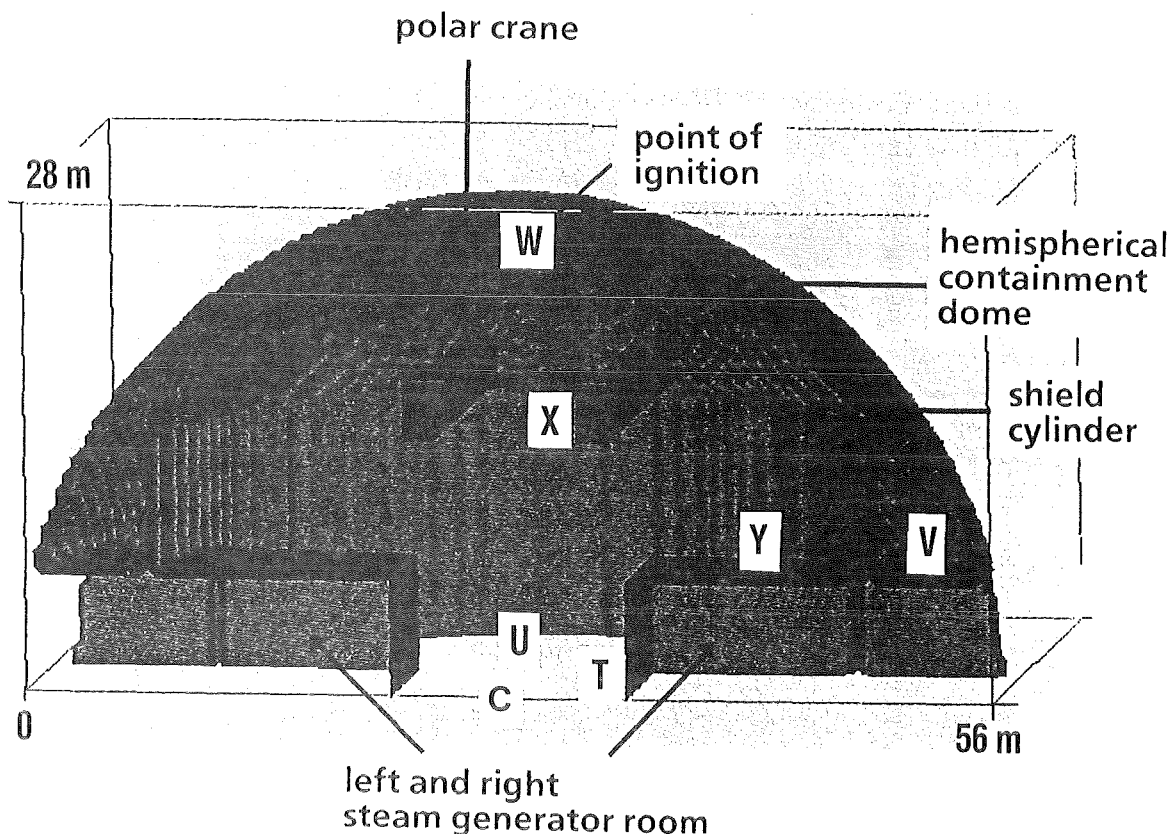


Abb. 30: Untersuchte dreidimensionale Containment Geometrie und postulierte Detonationszündorte (T bis Y).

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

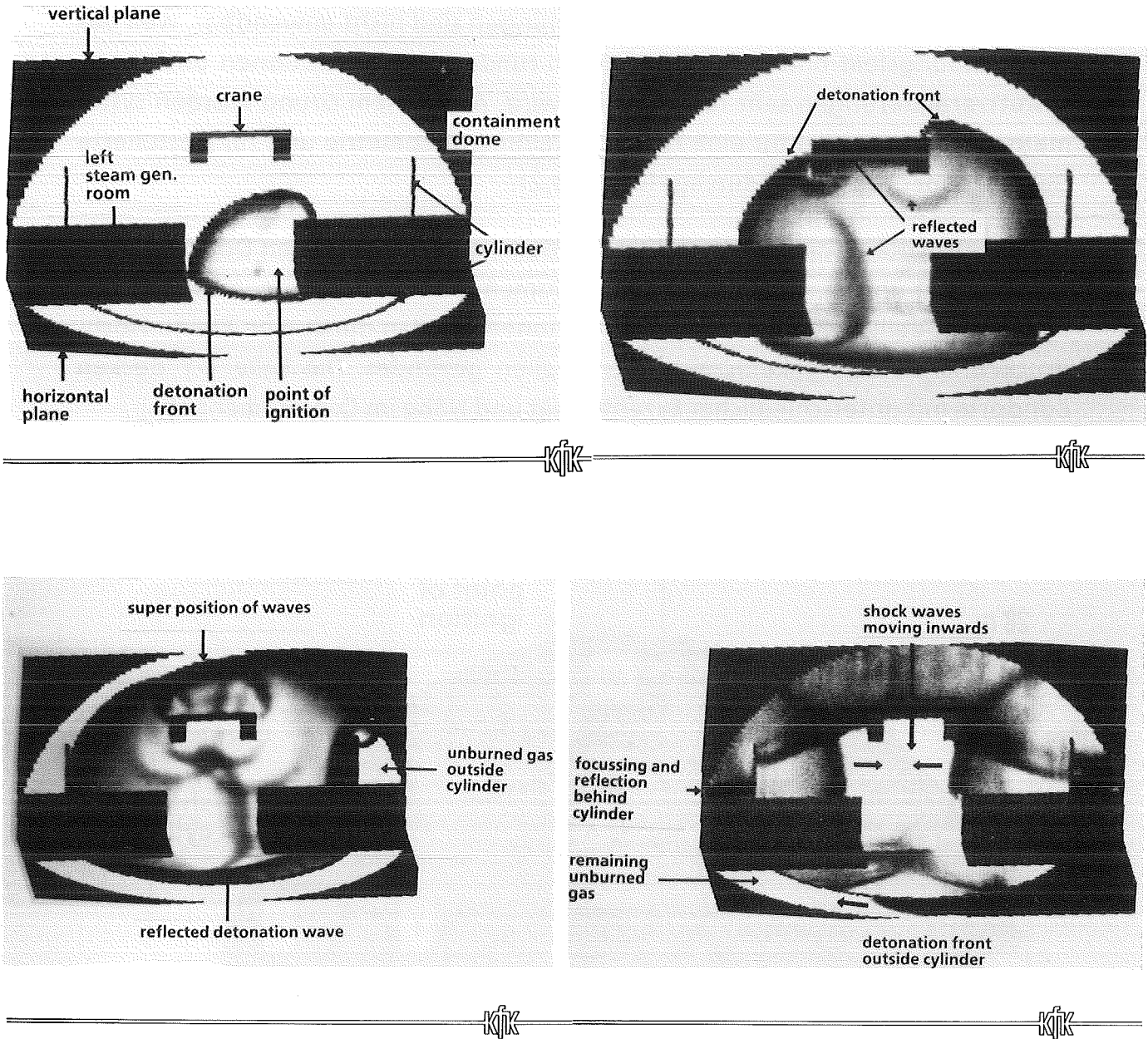


Abb. 31: Vertikaler und horizontaler Schnitt durch 3-d Druckfeld und Strukturen für Zündung von Mischung C (Tab. 4) im Punkt T (Abb. 30). Zeiten nach Zündung sind 6.3, 12.5, 17.2 und 26.6 ms. Weiß kennzeichnet Gasdrücke < 0.25 MPa, schwarz solche > 2 MPa.

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

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

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

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

3.5.3.3 Ergebnisse

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

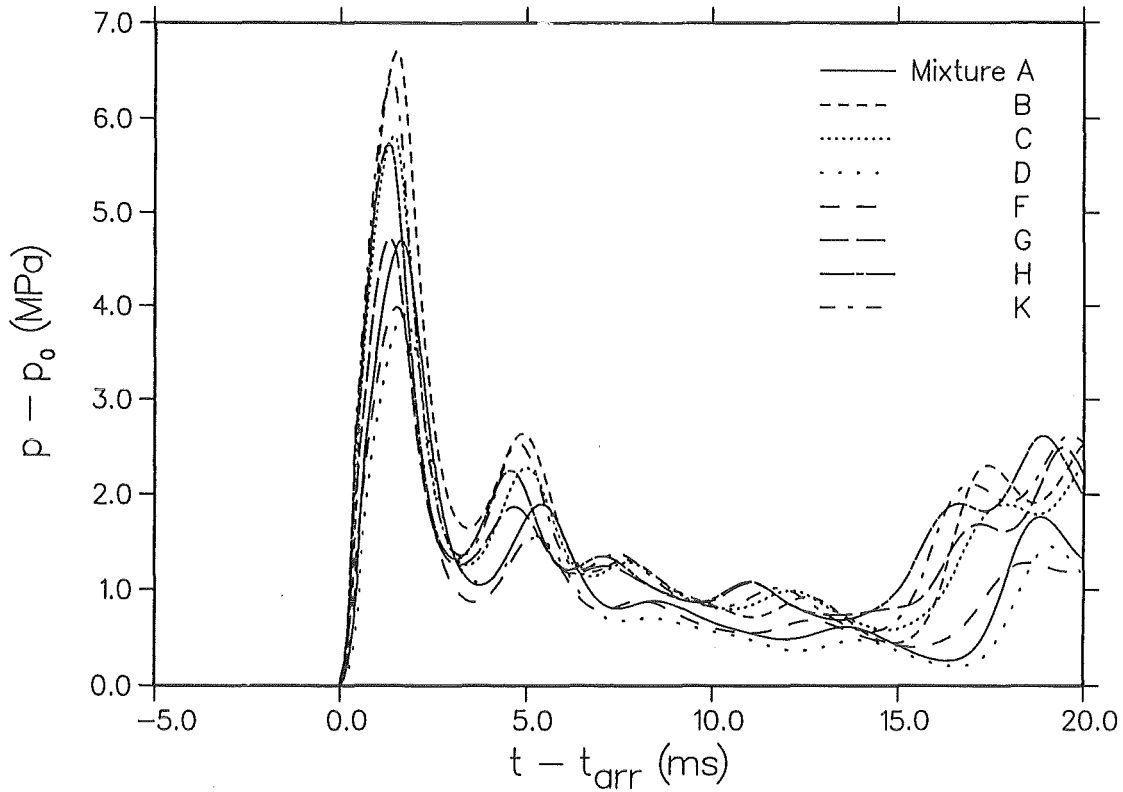


Abb. 32: Berechneter Druckverlauf am "Nordpol" des halbkugelförmigen Gebäudes für verschiedene Mischungen (Tab. 4) und zentrale Zündung.

Mix- ture	x _{H2}	x _{H2O}	T ₀ (K)	p ₀ (MPa)	p _{AICC} (MPa)
A	0.150	0.30	362	0.226	0.9953
B	0.200	0.40	380	0.326	1.4482
C	0.200	0.30	366	0.258	1.3294
D	0.150	0.15	335	0.162	0.7847
E	0.100	0.00	293	0.113	0.4911
F	0.200	0.00	293	0.127	0.8618
G	0.295	0.00	293	0.144	1.1875
H	0.300	0.15	342	0.212	1.3316
I	0.118	0.60	800	0.720	1.4534
J	0.121	0.30	800	0.720	1.5397
K	0.250	0.30	368	0.284	1.4282

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

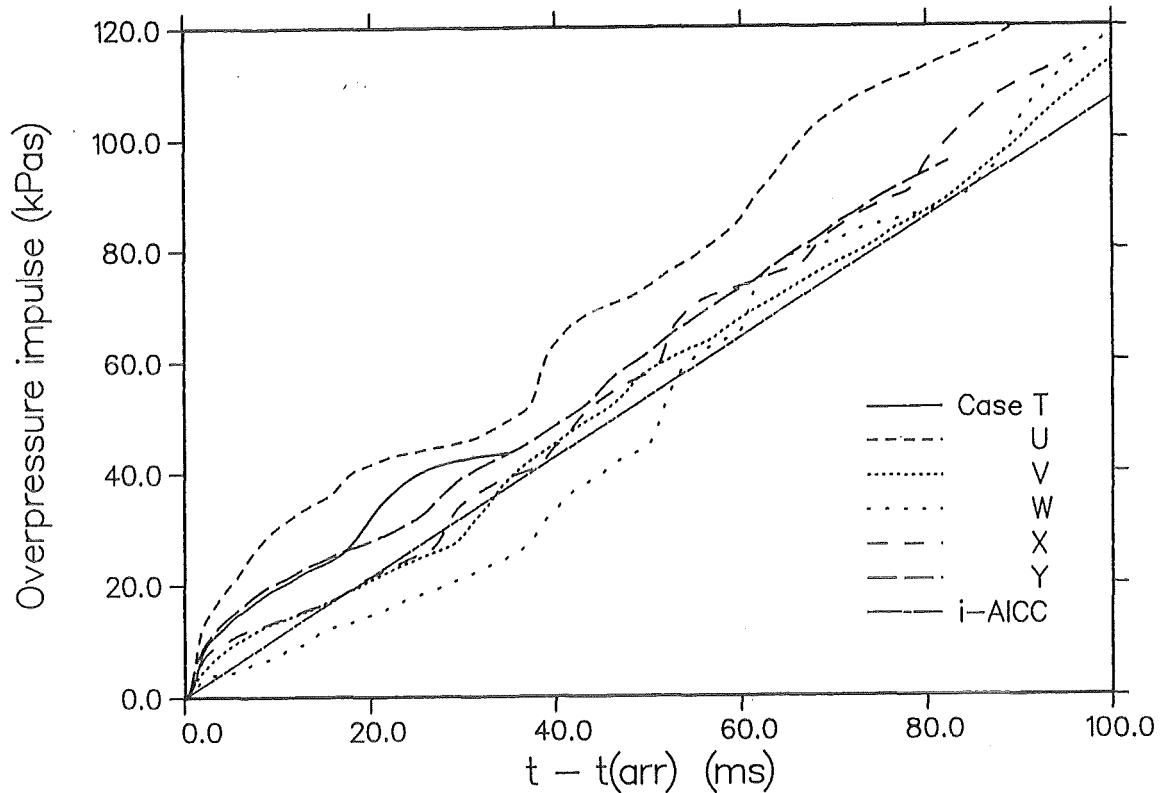


Abb. 33: Berechneter Überdruck-Impuls $\int (p-p_0) dt$ am "Nordpol" für verschiedene Zündorte und Mischung C.

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

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

4. ZUSAMMENFASSUNG

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

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

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

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

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

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

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

LITERATUR

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

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

VIII. Untersuchungen zur Dampfexplosion

**H. Jacobs
L. Meyer
W. Schütz**

PSF-Statusbericht, 23. März 1994

Untersuchungen zur Dampfexplosion

H. Jacobs, L. Meyer, INR; W. Schütz, IRS

Zusammenfassung

Falls große Mengen Kernschmelze mit Wasser vermischt werden, kann eine Dampfexplosion Schäden anrichten, die im Extremfall zu frühem Containmentversagen führen könnten. Bei KfK werden aufeinander abgestimmte theoretische (Rechenprogramm IVA-KA) und experimentelle Untersuchungen (Anlagen QUEOS und PREMIX) vorbereitet, mit denen realistisch konservative Obergrenzen für die mechanischen Belastungen durch Dampfexplosionen ermittelt werden sollen.

1. Einleitung

Risikostudien für Leichtwasserreaktoren (LWR) weisen aus, daß Kernschmelzunfälle eine äußerst geringe Eintrittswahrscheinlichkeit haben. Diese Studien haben allerdings auch eine Reihe von Phänomenen identifiziert, von denen nicht mit letzter Sicherheit ausgeschlossen werden kann, daß sie nach einem solchen Unfall zu einem frühen Versagen des Sicherheitseinschlusses (Containments) und damit zu schwersten Auswirkungen auf die Umgebung des Kernkraftwerkes führen. Zu diesen Phänomenen gehört auch die Dampfexplosion.

Im Interesse einer weiter verbesserten (und nachweisbaren) Risikovorsorge sollen nun durch vertiefte Studien im Kernforschungszentrum Karlsruhe (KfK) die Voraussetzungen für den Nachweis geschaffen werden, daß selbst im Fall eines Kernschmelzunfalles eine Gefahr für die Umwelt durch eine Dampfexplosion nach menschlichem Ermessen ausgeschlossen werden kann. Das Ergebnis dieser Untersuchungen sollen einigermaßen realistische obere Schranken für die Belastungen von Teilen des Reaktors oder des Containments durch eine Dampfexplosion sein. Diese Obergrenzen sollen alle ungünstigen Einflußfaktoren, mit denen tatsächlich gerechnet werden muß, in konservativer Weise abdecken. Andererseits sollen aber auch keine unnötig konservativen Annahmen in sie eingehen. Ein Vergleich der so definierten maximalen Lasten mit realistisch ermittelten Tragfähigkeiten der belasteten Strukturen wird zeigen, ob Containmentversagen auf Grund einer Dampfexplosion ausgeschlossen werden kann. Bei geplanten Anlagen könnte dies erforderlichenfalls durch konstruktive Maßnahmen (vor allem im Bereich der internen Containmentstrukturen) sichergestellt werden.

Soweit reaktorspezifische Randbedingungen zu berücksichtigen sind, steht bei KfK zunächst der Druckwasserreaktor (DWR) im Vordergrund. Denn der DWR ist der weltweit am weitesten verbreitete Reaktortyp und wird es vermutlich auch bleiben. Als Beleg dafür kann das von der französischen und deutschen Industrie verfolgte Projekt des European Pressurized Reactor (EPR) angeführt werden.

Im nächsten Abschnitt wird zunächst näher auf das Phänomen Dampfexplosion eingegangen, ihre mögliche Rolle im Verlauf von Kernschmelzunfällen beschrieben und die bei KfK verfolgte Strategie für den Nachweis von Obergrenzen dargestellt. In einem weiteren Abschnitt werden dann die bei KfK durchgeführten Arbeiten im Einzelnen beschrieben.

2. Die Dampfexplosion und ihre Rolle bei Kernschmelzunfällen

2.1 Phänomenologie der Dampfexplosion

Die Dampfexplosion ist eine schnelle Verdampfung von (in unserem Fall) Wasser, die dadurch ausgelöst wird, daß die in einer heißen Flüssigkeit (hier der Kernschmelze) gespeicherte Wärme sehr schnell an eine kalte Flüssigkeit, die verdampfen kann, abgegeben wird. Es handelt sich dabei um einen Spezialfall eines allgemein 'thermische Reaktion' genannten physikalischen Prozesses. Wenn das System aus heißer Flüssigkeit (Schmelze) und Wasser sich nicht schnell genug ausdehnen kann, erhöht ein Teil der übertragenen Wärme die Temperatur von Wasser und Dampf und so können hohe Drücke entstehen, die die Bezeichnung Explosion rechtfertigen. Es leuchtet unmittelbar ein, daß dieser Vorgang um so heftiger abläuft, je höher die Temperatur der heißen Flüssigkeit ist und je größer ihre Oberfläche ist, über die sie Wärme abgibt. Eine große Oberfläche kommt dadurch zustande, daß die heiße Flüssigkeit in kleine Tröpfchen mit Durchmessern weit unter einem Millimeter zerteilt und in dieser Form mit der kalten Flüssigkeit vermischt wird. Man kennt eine ganze Reihe von Mechanismen, die dies bewirken können.

Einen Eindruck von den Drücken, die auf diese Weise erreicht werden können, gibt die Abbildung 1. Sie zeigt den Druck-Zeit-Verlauf, der in dem Experiment MDC-2 am Sandia National Laboratory (SNL) im Wasser gemessen wurde [1]. Den für dieses Experiment verwendeten Versuchsaufbau zeigt die Abbildung 2.

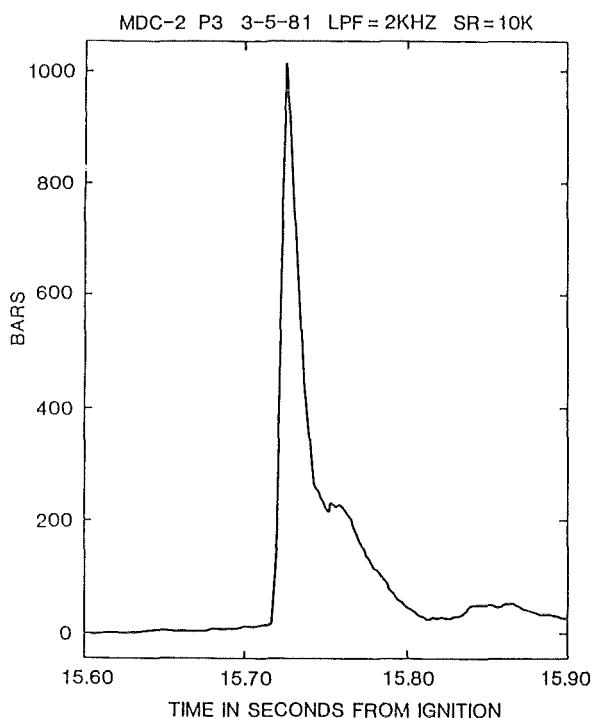


Abbildung 1. Explosionsdruck im Experiment MDC-2 (SNL)

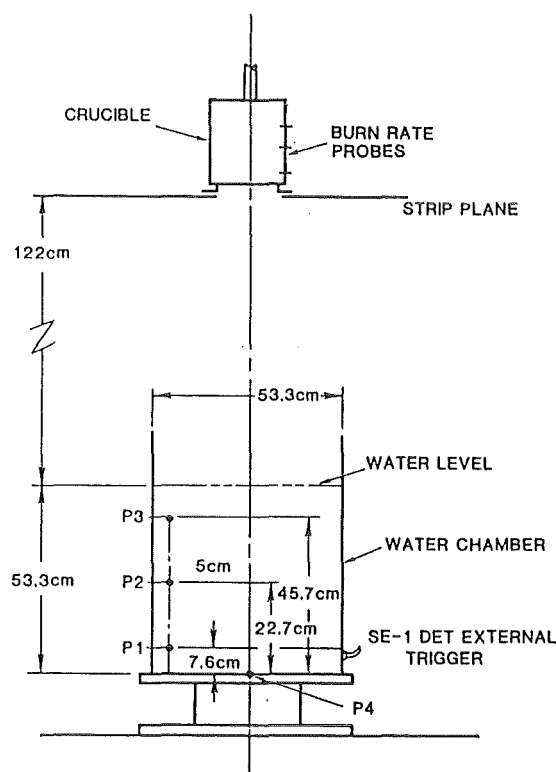


Abbildung 2. Versuchsaufbau des Experiments MDC-2 (SNL)

In dem Experiment wurden etwa 4 kg einer simulierten Kernschmelze (Corium A+R, Zusammensetzung in Gew.-%: UO_2 53, ZrO_2 16, Stahl 30, NiO 1) in 150 kg kalten Wassers (9°C) eingebracht. Die Explosion erfolgte etwa 30 msec nach dem Kontakt der Schmelze mit dem Boden des Behälters. (Der in der Abbildung 2 erkennbare externe Trigger wurde erst viel später gezündet.) Diese Messung ist in mehrfacher Hinsicht bemerkenswert:

Erstens wegen der Höhe des gemessenen Druckes. Es gibt nur ganz wenige Experimente in denen es gelungen ist Drücke um oder gar über 1000 bar zu messen. Dies liegt sicherlich auch an der Schwierigkeit solcher Messungen, weit mehr aber daran, daß es bei der Dampfexplosion viele schwer zu kontrollierende Einflußfaktoren gibt, die insgesamt zu einer großen statistischen Schwankung der Ergebnisse führen. Zumindest bei Experimenten überwiegen daher die eher harmlosen Ergebnisse. Im offensichtlichen Gegensatz dazu gibt es eine Anzahl von Unglücksfällen (sowohl bei Kernreaktoren wie in Industrien, die mit heißen Schmelzen umgehen) die darauf hindeuten, daß Dampfexplosionen äußerst heftig ablaufen können. Die hier gemessenen 1000 bar Spitzendruck lassen ahnen, warum.

Zweitens, weil das Versuchsgefäß, in dem dieser Druck gemessen wurde, nur aus zusammengeklebten Plexiglasscheiben bestand. Es gab keinerlei äußere Verdämmung, die zu hohen Drücken hätte beitragen können. Lediglich die Trägheit der beteiligten Materialien (und eventuell einer umgebenden Wasserschicht) hat das Auseinanderfliegen der Reaktionspartner und damit das Ende der Wärmeübertragung verzögert. Daher die kurze Dauer des Druckpulses von etwa 0.1 sec. Daß trotzdem (innerhalb von weniger als 10 msec) ein Druck von 1000 bar erreicht wurde, zeigt deutlich, daß sich in diesem Fall vor Beginn der Reaktion eine äußerst explosive Konfiguration eingestellt hat. Wie man sich diese und ihre Entstehung vorzustellen hat, zeigt die Abbildung 3, die auf Beobachtungen mit Hochgeschwindigkeitsfilmen beruht. (Wir werden darauf zurückkommen.)

Drittens ist bemerkenswert, daß dieses Experiment mit einer simulierten Kernschmelze prototypischer Zusammensetzung durchgeführt wurde. Es wird nämlich immer wieder die Vermutung vorgebracht, daß 'richtige' Kernschmelzen nicht so 'explosiv' seien wie das häufig zur Simulation verwendete Aluminium-Eisen-Thermit. Das Experiment MDC-2 zeigt, daß diese Vermutung falsch ist. Bei ihrer Entstehung spielt vermutlich eine Rolle, daß es äußerst schwierig ist, für Expe-

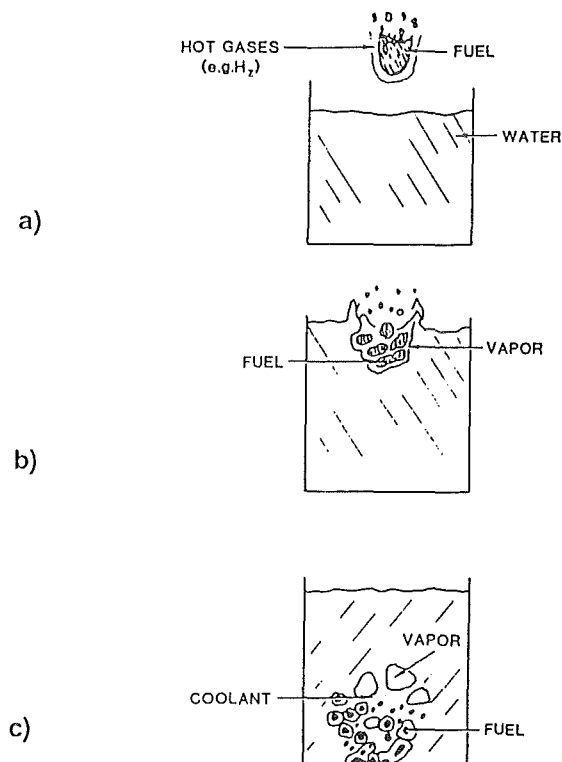


Abbildung 3. Vorvermischung beim Experiment MDC-2 (SNL)

perimente eine (simulierte) Kernschmelze zur Verfügung zu stellen, die lange genug flüssig bleibt, d. h. deren Anfangstemperatur hoch genug ist. Wird dies erreicht, trägt die hohe Temperatur (im Experiment MDC-2 um 3000 K) wie oben angedeutet zur Entstehung hoher Drücke bei. Wird dies nicht erreicht, behindert (oberflächliche) Erstarrung die Zerteilung der Schmelze in sehr kleine Tröpfchen (Fragmentation) und damit die Entstehung der erforderlichen großen Oberfläche. Dieser Effekt spielt möglicherweise eine wichtige Rolle in allen Unfallsituationen, in denen die Kernschmelze nach ihrer Entstehung bereits Zeit hatte wieder abzukühlen.

Schließlich ist, viertens, zu bemerken, daß trotz des hohen Druckes nur etwa 2...3 % der in dem Corium gespeicherten Wärme bei der Explosion in mechanische Energie umgewandelt wurden. Diese Zahl ist durchaus vergleichbar mit dem Ergebnis anderer Experimente aus dieser Serie, in denen nur geringere Drücke gemessen wurden. (Leider sind alle Schätzungen dieses 'Konversionsfaktors' sehr unsicher und ungenau.) Trotzdem kann solch ein Ergebnis nicht einfach auf andere Situationen übertragen werden, weil (z. B. über die Dauer hoher Drücke) die Energiekonversion sehr stark von der Situation (insbesondere der äußeren Verdämmung) abhängt. Einen eindrucksvollen Hinweis darauf gibt das ebenfalls bei SNL durchgeführte Experiment RC-2 (RC = rigid confinement) [2]. Bei diesem wurden etwa 18 kg des üblichen Al-Thermits in 110 kg (kalten) Wassers eingebracht, die sich aber im Unterschied zu den MDC Experimenten in einem dickwandigen Stahlrohr befanden. Es erfolgte eine Explosion, die den gesamten Versuchsstand zerstörte (dabei wurde die Fundamentplatte aus Beton zerbrochen und einige Zentimeter in den Boden gedrückt) und auch in der Umgebung noch Schäden anrichtete. Die wiederum leider recht unsicheren Abschätzungen für die freigesetzte Energie ergeben etwa 4 MJ und die daraus abzuleitenden Energiekonversionsfaktoren liegen in einem Bereich von 6 bis 15 %. Versucht man eine 'beste' Schätzung kommt man auf etwa 8...9 %.

2.2 Dampfexplosionen bei Kernschmelzunfällen

Trotz der oben beschriebenen spektakulären Ereignisse ist klar, daß Dampfexplosionen bei Reaktorunfällen nur dann eine bedeutende und gefährliche Rolle spielen können, wenn große Massen Kernschmelze im Bereich vieler Tonnen gleichzeitig und mit hoher Effektivität mit Wasser reagieren. Dies bedeutet zum einen, daß zu dem Zeitpunkt, an dem die Kernschmelze und Wasser in Kontakt miteinander kommen, große Mengen von beiden (mindestens mehrere 10 t Schmelze und mehrere Tonnen Wasser) vorhanden sein müssen. Ohne hier auf Einzelheiten eingehen zu können sei hier nur angemerkt, daß es schwer fallen dürfte, dies für einen ins Gewicht fallenden Anteil der zu betrachtenden Fälle auszuschließen und daß daher diese Bedingung in konservativer Weise als gegeben angesehen werden muß. Zum anderen erfordert dies nach allen Beobachtungen aus Experimenten und Unglücksfällen, daß die reagierenden Massen vor Beginn der Reaktion grob miteinander vermischt sind (wie dies in Abbildung 3c angedeutet ist). Nun entstehen bei den hier in Betracht zu ziehenden Unfallabläufen in LWR große Mengen von Kernschmelze erst, wenn das Kernmaterial nicht mehr im Kontakt mit Wasser ist. Das heißt, daß Kernschmelze und Wasser erst wieder miteinander vermischt werden müssen, bevor eine möglicherweise gefährliche Dampfexplosion entstehen kann. Dieser Vorgang wird als Vorvermischung bezeichnet. Im Prinzip ist dies bis zu einem gewissen Grad möglich, da die Kernschmelze so heiß

ist, daß sich beim Kontakt von Schmelze und Wasser an der Kontaktfläche ein stabiler Dampffilm ausbildet. Man muß nun grundsätzlich zwei Möglichkeiten des Zusammenkommens von (großen Mengen von) Schmelze und Wasser unterscheiden: sie sind in Abbildung 4 schematisch dargestellt: das Eingießen (engl. dropping mode of contact) und die Überschichtung (engl. stratified steam explosion oder alternate contact mode). Im ersteren Fall fließt die Schmelze von oben in eine wassergefüllte Grube und hat dabei, weil sie dichter ist als Wasser, die Tendenz, sich vorübergehend mit dem Wasser zu vermischen - bevor sie sich dann am Boden der Grube absetzt und damit wieder entmischt und sich auf die zweite Situation zubewegt. Im zweiten Fall fließt Wasser von oben auf die Schmelze, die sich in einer Grube befindet. Wegen des Dichteunterschiedes der beiden Flüssigkeiten gibt es hier keine immanente Tendenz zur Vermischung. Eine solche kann nur durch äußere Bedingungen (z. B. Wasserstrahl) oder durch eine beginnende (schwache) Dampfexplosion aufgeprägt werden.

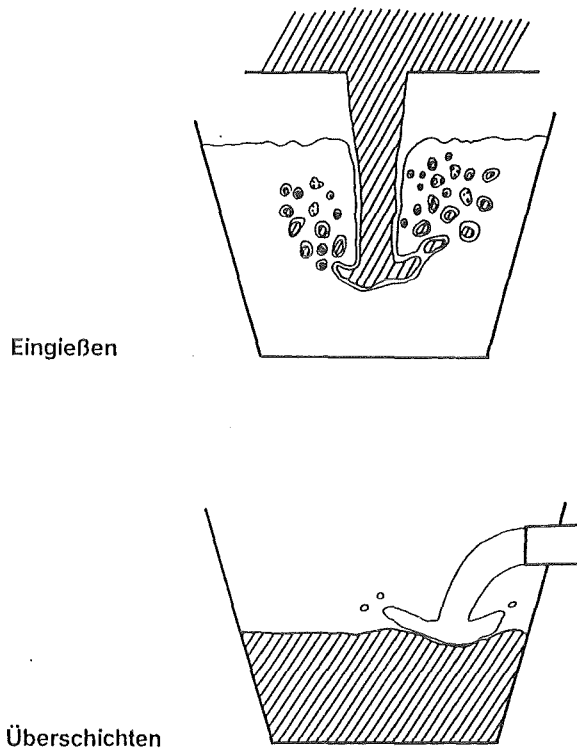


Abbildung 4. Arten des Kontakts von Schmelze und Wasser

Der bei weitem gefährlichere Kontaktmodus ist das Eingießen. Auf diese Weise konnten bei den oben beschriebenen Experimenten Vorvermischungen entstehen, in denen die heftigen Explosionen erfolgten. Nun sind aber auch derartigen Vorvermischungen natürliche (naturgesetzliche) Grenzen gesetzt. Die Schmelze ist nämlich so heiß, daß sie selbst im Filmsieden durch Strahlung einen sehr großen Wärmestrom an das Wasser überträgt, der zu einer hohen Verdampfungsrates führt, da das Wasser entweder von Anfang an oder nach kurzer Zeit auf Siedetemperatur ist. Die großen entstehenden Dampfmenen müssen aus der Mischung abströmen und reißen dabei das Wasser, nicht aber die viel dichtere Schmelze (typisch sind etwa 8 g/cm^3), mit sich. Auf diese Weise bewirkt die Vermischung unweigerlich auch wieder eine Entmischung und es muß sich eine Obergrenze für die vorvermischten Massen ergeben. Allerdings fehlt im Augenblick noch eine verifizierte Methode um diese Obergrenze quantitativ zu bestimmen.

Wir haben bisher die Dampfexplosion im wesentlichen diskutiert unter dem Gesichtspunkt einer heftigen Explosion, die schwerste mechanische Schäden verursachen kann. Natürlich kann eine Explosion in diesem Sinn auch ganz ausbleiben, wenn Kernschmelze und Wasser thermisch miteinander reagieren. Es kann dabei etwa zu Siedevorgängen kommen, durch die im wesentlichen die beteiligte Schmelze abgekühlt wird.

In einer nächsten Stufe der Heftigkeit, aber immer noch unterhalb einer Explosion, kann Dampf so schnell gebildet werden, daß in dem Raum, in dem die Reaktion stattfindet, ein quasistationärer Druckanstieg erfolgt. Dies ist z. B. beobachtet worden bei dem Unfall in Three Mile Island. Dort stieg der Druck im Primärsystem für etwa 15 Minuten von 110 auf bis etwa 120 bar nachdem etwa 15...20 t Kernschmelze innerhalb von 2 Minuten in das untere Kühlmittelpenum geflossen waren. Natürlich war dieser geringe Druckanstieg (im auf mehr als 160 bar ausgelegten Primärsystem) unbedeutend. Andererseits jedoch könnte auch ein solcher quasistationärer Druckanstieg das Versagen der Druckumschließung bei dem Unglücksreaktor von Tschernobyl ausgelöst haben. Für die weiteren Zerstörungen des Reaktors mit ihren katastrophalen Folgen hätte dann die Verdampfung des auf fast 70 bar Sättigungsdruck aufgeheizten Kühlwassers ausgereicht. Es muß also keine Dampfexplosion im eigentlichen Sinn gewesen sein, die zur Entstehung dieser Katastrophe beigetragen hat.

Sowohl eine solche heftige Verdampfung wie die eigentliche Dampfexplosion können neben den direkten mechanischen Auswirkungen noch weitere haben: Zunächst kann die Schmelze sehr effektiv in kleinere Tropfen zerteilt werden, die gut kühlbar sind und im günstigsten Fall anschließend ein auf Dauer kühlbares Partikelbett bilden. Falls jedoch die Schmelze auch noch metallische Bestandteile enthält, insbesondere Zirkon, kann die Bildung der großen Oberfläche auch der Oxidation dieser Metalle und damit der Freisetzung von Wasserstoff und Wärme Vorschub leisten. Letztere kann direkt die Heftigkeit der thermischen Reaktion erhöhen. Weiterhin kann die Expansion des entstehenden Wasserdampfes dazu führen, daß die feinen Schmelzetropfen (oder immer noch heißen Partikel) und heiße Wassertröpfchen in relativ kalte Teile des Containments getragen werden und dort zur Aufheizung der Atmosphäre führen (engl. direct containment heating). Dadurch könnten Auslegungsdrücke von weniger belastbaren Teilen des Containments überschritten werden. Alle diese möglichen Auswirkungen des Kontaktes von Kernschmelze und Wasser müssen bei einer Gesamtanalyse schwerer Störfälle in LWR in die Überlegungen einbezogen werden. Insbesondere muß untersucht werden, ob dadurch längerfristig die Beherrschung des Unfalles in Frage gestellt sein könnte.

Aus der Sicht der Untersuchungen zur Dampfexplosion stehen jedoch zunächst die direkten mechanischen Auswirkungen im Vordergrund. Dies gilt insbesondere für den einen Fall, der potentiell zu einem frühen Containmentversagen führen kann, nämlich die sogenannte 'in-vessel' Dampfexplosion im unteren Kühlmittelpenum eines Druckwasserreaktors (DWR). Das Containmentversagen könnte dabei so zustandekommen wie in Abbildung 5 skizziert: Eine Dampfexplosion im unteren Kühlmittelpenum beschleunigt die noch im Kernbereich verbliebenen Massen nach oben, diese Massen treffen von unten auf den Deckel des Druckbehälters auf und führen zum Ablösen eines größeren Geschosses (z. B. des gesamten Druckbehälterdeckels). Falls dieses Geschosß dann auch noch eine kinetische Energie mitbekommt, die einem kleinen Anteil der Energie entspricht, die eine große Dampfexplosion im Prinzip freisetzen könnte, kann nicht ausgeschlossen werden, daß es die äußere Containmentschale durchschlägt.

Einzelheiten dieser Vorgänge sind natürlich von den speziellen Konstruktionen abhängig. Ganz allgemein läßt sich aber feststellen, daß Reaktordruckbehälter sehr solide konstruiert sind (bei deutschen DWR z. B. Auslegungsdruck 180 bar, Versagensdruck um oder über 500 bar). Daneben gibt es technische und physikalische Gegebenheiten (z. B. Einbauten und hydrodynamische Instabilitäten), die

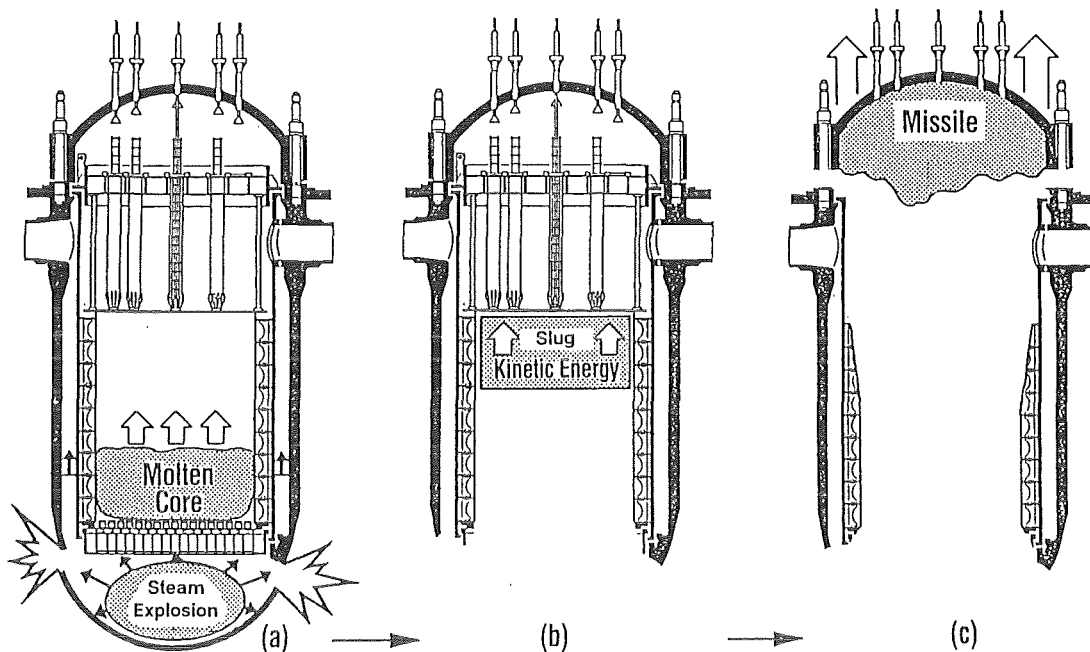


Abbildung 5. Szenario einer Dampfexplosion, die Containmentversagen verursachen könnte

der effektiven Beschleunigung der Reste des Kernes nach oben entgegenstehen, bzw. durch die den beschleunigten Massen wieder Energie entzogen wird. Ob ein großes Geschoß gebildet wird, wird im wesentlichen davon abhängen, wie sich die Kräfte beim Aufprall der beschleunigten Kernmaterialien (und der Trümmer der bis dahin noch teilweise intakten Strukturen oberhalb des Kernes) mit den Kräften vergleichen, die der Deckel des Druckbehälters aufnehmen kann. Da letztere außerordentlich hoch sind (typisch über 1000 MN), erscheint der Versuch, nachzuweisen, daß kein großes Geschoß gebildet werden wird, sehr aussichtsreich. Woran es im Augenblick allerdings wiederum mangelt, sind qualifizierte Methoden für quantitative Abschätzungen der Effekte.

Nach einer 'in-vessel' Dampfexplosion oder falls es aus irgend einem Grund nicht zu ihr kommen sollte, wird die Kernschmelze den Druckbehälter nach unten verlassen und es ergeben sich verschiedene Möglichkeiten für 'ex-vessel' Dampfexplosionen. Zunächst könnte die Kernschmelze aus dem Druckbehälter in eine wassergefüllte Reaktorgrube stürzen. Diese Situation ähnelt teilweise der 'in-vessel' Situation, sie könnte zu ähnlich schweren Explosionen führen, aber die Voraussetzungen für eine mechanische Einwirkung auf den Deckel des Reaktor-druckbehälters sind in noch geringerem Maß gegeben und damit ist auch das Gefahrenpotential geringer. Falls die Reaktorgrube zum Zeitpunkt des Absturzes der Kernschmelze noch trocken ist, könnte die Kernschmelze später dort oder in einem angrenzenden Teil des Containments (z. B. einer Kernschmelze-Kühleinrichtung, einem sogenannten Corecatcher) mit Wasser überflutet werden. Wie oben bereits ausgeführt sind in diesem Fall die Voraussetzungen für eine gefährlich große Vorvermischung und damit für eine Dampfexplosion wie sie beim Eingießen der Schmelze in Wasser entstehen kann, nicht gegeben. Also sind auch hier keine direkten Auswirkungen auf die Containmentintegrität zu erwarten. (Derartige abwiegeln Feststellungen in diesem Artikel dienen natürlich ausschließlich der Einordnung der Phänomene bezüglich ihrer potentiellen Bedeu-

tung. Sie können und sollen die entsprechenden Nachweise nicht ersetzen.) Unabhängig davon müssen natürlich auch die Konsequenzen der in solchen Fällen möglichen Dampfexplosionen abgeschätzt werden, um z. B. sicherzustellen, daß die Funktionsfähigkeit der Kernschmelze-Kühleinrichtung durch sie nicht gefährdet ist.

Die bei KfK verfolgte Strategie für den Nachweis von Obergrenzen von Belastungen umschließender Strukturen durch Dampfexplosionen beruht auf dem Einsatz einer neuen Berechnungsmethode nach vorheriger Entwicklung und Qualifizierung dieser Methode an Hand von repräsentativen und gut instrumentierten Experimenten. Diese neue Berechnungsmethode ist die Multifluid-Methode zur Berechnung von Mehrphasen-Mehrkomponenten-Strömungen in mindestens zwei Dimensionen und unter Verwendung von mindestens drei einander durchdringenden Fluiden zur Beschreibung der bis auf den Impulsaustausch voneinander unabhängigen Bewegungen von Schmelzetropfen, flüssigem Wasser und Dampf. So soll insbesondere für die 'in-vessel' Dampfexplosion der Nachweis erbracht werden, daß es Obergrenzen für die an ihr beteiligten Massen von Schmelze und Wasser gibt, unabhängig davon, wieviel Kernschmelze zur Verfügung steht (die absolute Obergrenze hierfür sind ungeheure 200 t) und wie diese in das untere Kühlmittelpodium eintritt. Zusammen mit einer Modellierung der eigentlichen Explosion, die zwar konservativ aber nicht übermäßig konservativ ist (die realistische Obergrenzen für die Energiekonversion liefert), sollen so einigermaßen realistisch konservative Obergrenzen für den Druck-Zeit-Verlauf und die freigesetzte mechanische Energie ermittelt werden. Dabei steht zunächst die mechanistische und zuverlässige Modellierung der Vorvermischung im Vordergrund. Die entsprechenden Arbeiten werden im nächsten Abschnitt beschrieben. Zeitlich etwas später werden theoretische und experimentelle Untersuchungen zur eigentlichen Explosion und Energiefreisetzung folgen. Parallel dazu laufen Untersuchungen zur maximalen Tragfähigkeit von Reaktorstrukturen (insbesondere dem Reaktor-druckbehälter), über die an anderer Stelle berichtet wird. Im Augenblick dienen die Masse und die kinetische Energie der nach oben beschleunigten Materialien als Schnittstelle zwischen diesen beiden Vorhaben.

3. Untersuchungen zur Dampfexplosion

Es ist ganz wesentlich, daß bei KfK sowohl die Modellentwicklung als auch darauf abgestimmte experimentelle Untersuchungen durchgeführt werden. Beide, die Modellentwicklung und die Experimente erreichen ihren vollen Nutzen erst durch die Verfügbarkeit des jeweils anderen (ein typischer Fall von Synergie). Nur an Hand wohldefinierter und detaillierter experimenteller Ergebnisse kann das numerische Rechenmodell überzeugend verifiziert werden und nur mit Hilfe dieses Modelles können die Experimente gut vorbereitet, voll verstanden und auf den prototypischen Fall übertragen werden. Um wenigstens für die Programmverifikation unabhängig zu werden von dem Problem der Schmelzefragmentation, werden in der Anlage QUEOS Experimente durchgeführt, in denen die Schmelze durch eine Vielzahl heißer aber fester Kugeln simuliert wird. Das komplexere Verhalten richtiger Schmelzen wird in der PREMIX Anlage studiert.

Bei beiden Experimenten steht nicht die Simulation einer Unfallsituation im Vordergrund, sondern das Studium der Phänomene und die Gewinnung von Daten zur Verifikation von theoretischen Modellen. Für letzteres wäre es optimal, wenn es möglich wäre, innerhalb der Mischzone lokal die Volumenfraktionen von Gas

(Dampf), Wasser und Schmelze (bzw. Kugeln) zu ermitteln. Leider ist es bisher nicht gelungen, dafür ein befriedigendes Meßverfahren zu finden oder zu entwickeln. An diesem Problem wird aber weiter gearbeitet. In dieser Situation haben sich beide Experimentiergruppen dazu entschlossen, neben dem (fast selbstverständlichen) Einsatz von Hochgeschwindigkeitskameras das Hauptaugenmerk auf die Messung des transienten Druckaufbaus in der Mischzone und der zeitabhängigen Verdampfungsrates zu legen. So verwenden beide geschlossene Versuchsgefäße mit instrumentierten Abströmrohren für den Dampf. In beiden Experimenten wird außerdem versucht, durch spezielle Beleuchtungstechniken die Eigenstrahlung des heißen Materials bei den Filmaufnahmen so weit in den Griff zu bekommen, daß auf diesen Aufnahmen viele Details der Mischzone sichtbar werden.

3.1 Modellierung

Durch die Verwendung von mehrdimensionalen Multifluid-Modellen mit mindestens drei Geschwindigkeitsfeldern (Fluiden) für Schmelze, Wasser und Dampf wird eine neue Qualität bei der Beschreibung von Dampfexplosionen erreicht. Dadurch sollte es möglich werden, wesentliche Teile der Prozesse so realistisch zu beschreiben, daß es sogar möglich sein wird, mit Hilfe der Rechenprogramme von dem verhältnismäßig kleinen Maßstab, in dem Experimente notwendigerweise durchgeführt werden, zu extrapolieren auf die Größenordnungen, die bei Unfallanalysen zu untersuchen sind. Pionierarbeit wurde auf diesem Gebiet von Fletcher [3] und Theofanous [4] geleistet. Weltweit befinden sich etwa vier Programme dieser Art in Entwicklung. Das Rechenprogramm IVA-KA, das gegenwärtig bei KfK weiterentwickelt wird, beruht auf dem Programm IVA3, das Kolev 1990/91 bei KfK entwickelt hat [5].

In seiner gegenwärtigen Form beschreibt IVA-KA drei einander durchdringende Fluide, nämlich die Gasphase, das flüssige Wasser und die Schmelze, die alle lokal denselben Druck aufweisen. Thermisches Gleichgewicht zwischen Wasser und Dampf wird nicht angenommen, d. h. beide Phasen können unterkühlt oder überhitzt sein. Sie werden aber beide durch Austausch von Wärme und Masse dem Gleichgewichtszustand zustreben. Die Gasphase kann ein nichtkondensierbares Gas enthalten (die Partialdrücke werden addiert) und das Wasser kann vermischt sein mit mikroskopisch kleinen (festen) Partikeln des Materials, das die Schmelze bildet. Gas und Dampf bzw. Wasser und mikroskopische Partikel befinden sich immer im thermischen und dynamischen Gleichgewicht. Wasser kann verdampfen und Dampf kann kondensieren. Der überkritische Zustand wird durch die Gasphase beschrieben. Die 'Schmelze' kann auch fest sein (in Form beweglicher Partikel) bzw. sich in einem zweiphasigen Zustand (homogenes Gemisch von festen und flüssigen Bestandteilen) befinden.

Das Rechenprogramm löst die folgenden partiellen Differentialgleichungen mit der Methode der finiten Differenzen:

- 3 Kontinuitätsgleichungen (3 Fluide)
- 2 Gleichungen für die Konzentrationen von nichtkondensierbarem Gas in der Gasphase und mikroskopischen Partikeln im Wasser
- 3 x 3 Impulsgleichungen (3 Fluide, 3 Raumrichtungen)
- 3 Entropiegleichungen (an Stelle von Energiegleichungen)
- 3 Gleichungen für die Partikelzahlen (hieraus folgen die Größen von Blasen, Tropfen und Partikeln wenn eines der Fluide diskontinuierlich ist).

Zur Schließung des Gleichungssystems dienen die Zustandsgleichungen von idealem Gas, Dampf, Wasser und der 'Schmelze' sowie die Korrelationen zur Beschreibung des Austausches von Impuls, Wärme und Masse zwischen den drei Fluiden. Welche der Fluide in welcher Menge in jeder Zelle des Rechengebietes vertreten sind, wird mit Hilfe von Volumenfraktionen beschrieben. Aus diesen wird für jede Zelle eine Strömungsform bestimmt, aus der sich wiederum die Austauschterme herleiten. Dabei kann jedes Fluid kontinuierlich sein (Corium nur solange es flüssig ist) oder diskontinuierlich. Im wesentlichen werden nicht separierte Strömungsformen beschrieben. Die Beschreibung komplizierter Geometrien wird dadurch erleichtert, daß (nicht näher spezifizierte) Anteile des Volumens in jeder Zelle durch 'Strukturmaterial' besetzt sein können und jede Zellwand teilweise (auch ganz) undurchlässig sein kann. Die Volumenanteile des Strukturmaterials sind gegenwärtig zeitlich nicht variabel. Aber die Durchlässigkeiten der Zellwände können zeitlich variabel vorgegeben werden und so ist es bedingt möglich, zeitlich variable Geometrien zu beschreiben. Das Programm löst die Gleichungen in Kartesischen oder Zylinderkoordinaten. Obwohl dreidimensionale Rechnungen möglich sind, wird der dafür erforderliche Rechenzeitaufwand meistens die Verwendung von nur zwei Dimensionen (z. B. mit Rotationssymmetrie um die senkrechte Achse) erzwingen.

Das Ziel der Entwicklung ist, mit IVA-KA integrierte Analysen von Vorvermischung und eigentlicher Explosion (in prototypischer Geometrie) durchzuführen. Das Schwergewicht der Arbeit liegt aber im Augenblick auf der Modellierung der Vorvermischung. Die meisten der Einzelphänomene, die dabei eine Rolle spielen, sind relativ gut verstanden (eine wichtige Ausnahme bildet noch die Fragmentation von Schmelzestrahlen) und es stehen theoretische oder empirische Ansätze zu ihrer Beschreibung zur Verfügung. Allerdings müssen letztere in vielen Fällen außerhalb des Parameterbereiches (z. B. der Temperatur bei Wärmeübertragungsmodellen) benutzt werden, in dem sie aus Experimenten abgeleitet worden sind. Dies und der Test des Zusammenwirkens der verschiedenen Modelle erfordert die Verifikation des Rechenprogramms an Hand von (für Unfallsituationen) repräsentativen Experimenten. Für den Nachweis, daß das Programm auch die Extrapolation von der Größenordnung der Experimente auf die der Unfallsituationen zuverlässig leistet, ist ein Vergleich mit geometrisch ähnlichen Experimenten in zwei verschiedenen Größenordnungen erforderlich. Auf die hierfür in Vorbereitung befindlichen Experimente wird weiter unten eingegangen.

Bezüglich der Modellierung der eigentlichen Dampfexplosion ist die Situation weniger günstig. Wesentliche Phänomene, die dabei mitwirken (z. B. Feinfragmentation der Schmelze und Wärmeübertragung von den feinen Partikeln), sind nicht oder nur unvollständig verstanden. Es besteht auch wenig Hoffnung, daß sie in den nächsten Jahren so gut aufgeklärt werden können, daß eine direkte Modellierung wie bei der Vorvermischung in Frage kommen wird. In dieser Situation wird es erforderlich sein, die eigentliche Dampfexplosion mit Hilfe von konservativen parametrischen Modellen zu beschreiben und die Konservativität dieses Vorgehens wiederum an Hand von hinreichend repräsentativen Experimenten nachzuweisen. Zu diesem Zweck sind bei KfK Experimente zur Bestimmung einer Obergrenze für die Konversion von thermischer in mechanische Energie vorgesehen. Da diese aber erst geplant werden können, wenn das Verhalten von Schmelzestrahlen beim Eindringen in Wasser mit Hilfe der Vorvermischungsexperimente (und deren Analyse mit IVA-KA) besser verstanden ist, wird hier nicht näher auf sie eingegangen.

In der Entwicklungsphase eines Rechenprogramms bieten sich als Testbeispiele insbesondere Nachrechnungen von Experimenten an, so daß die Rechenergebnisse mit Meßdaten verglichen werden können. Ein solches Beispiel zeigt die Abbildung 6. Es handelt sich hierbei um Nachrechnungen des '2nd Quenching Test' an der FARO-LWR Anlage im EURATOM Joint Research Center (JRC) Ispra. Gezeigt sind die Messung und Berechnungen des Druckes im Gasraum des geschlossenen zylindrischen Versuchsgefäßes (71 cm Durchmesser und ungefähr 3 m Höhe) oberhalb des anfänglich 1 m hoch stehenden Wassers. In diesem Experiment ließ man 44 kg geschmolzenen 'Coriums' mit einer Temperatur von 3000 K aus 1.7 m Höhe in 300 kg Wasser fallen. Die Temperatur des Wassers lag bei 536 K und damit etwa 10 K unter der Siedetemperatur bei dem anfänglichen Druck von 58 bar. Die 'alte' Rechnung wurde Anfang 1993 veröffentlicht [6]. Sie unterscheidet sich nur unwesentlich von früheren echten Vorausrechnungen. Diese Rechnung zeigt zum einen eine gute Übereinstimmung mit dem prinzipiellen Ablauf des Experimentes, aber andererseits, daß die Wärmeübertragung und damit der Druckaufbau unterschätzt werden. Die 'neue' Rechnung zeigt die Auswirkungen einiger Korrekturen am Programm und insbesondere des Einbaus eines verbesserten Modells für Wärmeübertragung durch Strahlung [7]. Bei den in diesem Experiment vorherrschenden hohen Drücken ist auch die Absorption von Strahlung im Dampf bedeutsam. Mit diesem neuen Modell wird die Druckentwicklung recht gut wiedergegeben. Dies könnte zum Teil Zufall sein, weil wesentliche Effekte wie die anfängliche Strahlfragmentation und die Trennung von Wasser und Schmelze wenn letztere sich am Boden absetzt noch nicht modelliert werden und hier durch vernünftig gewählte Anfangs- und Randbedingungen näherungsweise erfaßt wurden. Der detaillierte Vergleich von Rechenergebnissen mit den erwarteten Experimenten (vor allem QUEOS) wird hier zu einer höheren Vorhersagesicherheit führen.

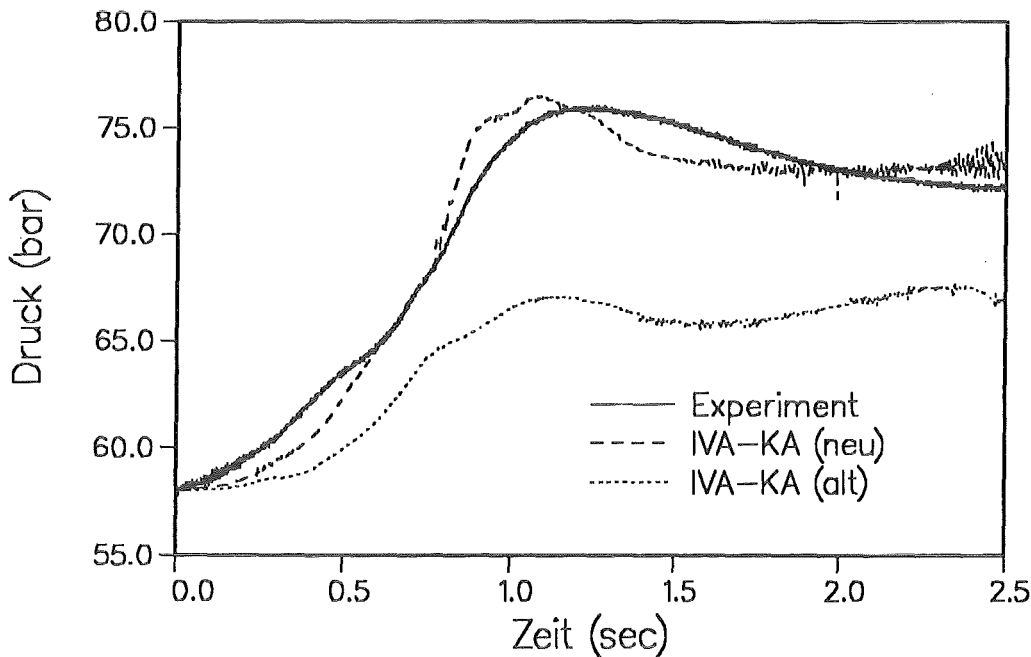


Abbildung 6. FARO LWR 2nd Quenching Test (JRC Ispra): Vergleich des gemessenen Druckverlaufs im Gasraum mit Nachrechnungen.

3.2 Das QUEOS Experiment

Das QUEOS Experiment verwendet eine große Zahl kleiner heißer aber fester Kugeln um die bereits fragmentierte Schmelze zu simulieren. Dies hat den Vorteil, daß für Nachrechnungen die Größe der Partikel (von der Reibungskräfte abhängen) und ihrer Oberfläche (von der die Wärmeübertragungsrate wesentlich abhängt) bekannt sind. Um allerdings in einem relevanten Temperaturbereich experimentieren zu können, mußten Kugeln gefunden werden, die bis auf 2600 K aufgeheizt werden können und es mußte eine Anlage konstruiert werden, die dazu wiederholt in der Lage ist. Als Kugelmaterial wurde zunächst Molybdän

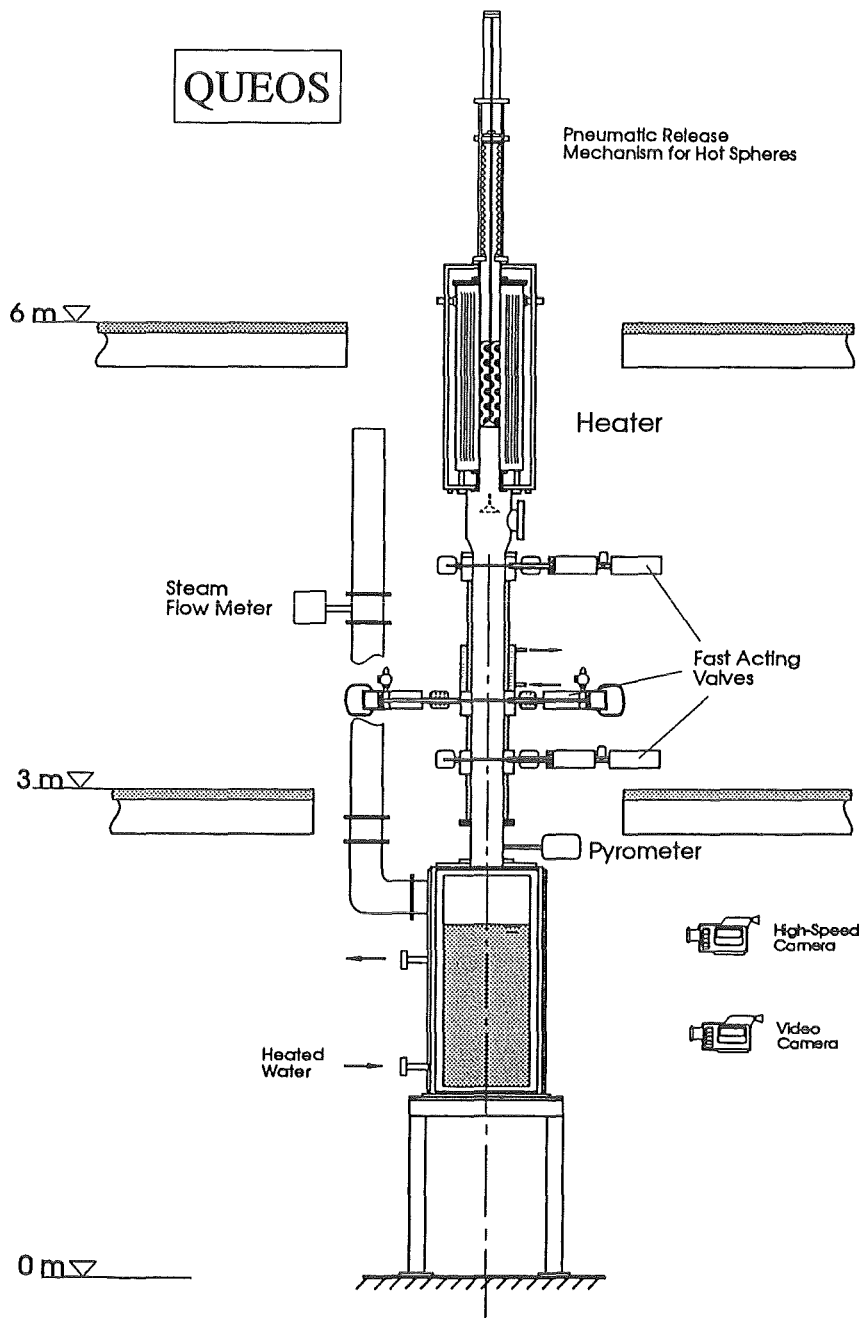


Abbildung 7. Versuchsanlage QUOES

(Schmelztemperatur 2890 K) ausgewählt. Kleine, nahezu kugelförmige Körper mit einem Durchmesser von etwa 4.2 mm konnten durch Heißpressen und Sintern hergestellt werden. Es stellte sich allerdings bei Vorversuchen heraus, daß Molybdän bei den vorgesehenen Temperaturen doch merkbar (und störend) oxidiert. Deshalb werden die Kugeln noch zusätzlich mit Hilfe eines Sputterverfahrens mit Rhenium beschichtet. Alternativ können auch Kugeln aus ZrO_2 Verwendung finden. Bei diesen ist (bei mehrfacher Verwendung) mit Bruch zu rechnen. Bei dem geringeren Preis dieser Kugeln kann dies jedoch in Kauf genommen werden.

Den Aufbau der Anlage zeigt die Abbildung 7. Das Versuchsgefäß ist knapp 1.5 m hoch und hat einen quadratischen Grundriß von 70 x 70 cm. Die Höhe des Wasserspiegels beträgt typisch 1 m. Drei Seiten des Gefäßes sind aus Glas damit bei den Filmaufnahmen Beleuchtung von hinten und von der Seite eingesetzt werden kann. Druckaufnehmer, Thermoelemente und ähnliches werden in der einen stählernen Seitenwand installiert. Ein Pyrometer im Fallschacht direkt oberhalb des Versuchsgefäßes liefert die Temperatur der Kugeln und Informationen über den Zeitraum, innerhalb dessen Kugeln in das Wasser fallen. In dem Abströmrohr werden die Drücke und die Durchflußrate gemessen.

Die Kugeln werden etwa 4 m höher in einem elektrisch beheizten Ofen aufgeheizt. Auch dort wird die Temperatur mit Pyrometern kontrolliert. Für den Ofen sind große Mengen Kühlwasser erforderlich. Aus Gründen des Umweltschutzes wird dieses zurückgekühlt und in einem geschlossenen Kreislauf immer wieder verwendet. In dem Fallrohr befinden sich drei schnelle Ventile, die insbesondere die Aufgabe haben, den Ofen vor Kontakt mit Wasserdampf oder Luft zu schützen. Die dafür vorgesehenen Ventile sind das untere (anfänglich geschlossen) und das obere (anfänglich offen). Nach Erreichen der gewünschten Temperatur werden die Kugeln aus dem Ofen abgelassen, indem der Stempel, auf dem sie ruhen, wie in der Abbildung angedeutet nach unten aus dem Ofen heraus bewegt wird. Die Kugeln fallen dann auf den mittleren Schieber. Dieser ist anfänglich geschlossen und wird erst geöffnet, nachdem der obere Schieber geschlossen und der untere geöffnet worden ist (in dieser Reihenfolge). So muß der mittlere Schieber zwar die hohen Temperaturen der Kugeln aushalten (auch er wird deshalb gekühlt), nicht aber gleichzeitig Dichtfunktion übernehmen.

Eine Übersicht über die wichtigsten Parameter zeigt die folgende Zusammenstellung. Dabei sind diejenigen Parameter unterstrichen, die in dem PREMIX Experiment nur bedingt variiert werden können.

Kugeln:	
<u>Temperatur:</u>	293...2600 K
<u>Masse:</u>	0...50 kg
<u>Dichte:</u>	5.5 / 10.0 g/cm ³
<u>Durchmesser:</u>	4...10 mm
Strahlform	rund, flach
Zahl der Strahlen	1, 2,...9
Geschwindigkeit beim Eintritt in das Wasser	3...6 m/sec
Wasser:	
Druck:	1 bar
Temperatur:	283...372 K
Tiefe:	0.5...1 m

Die Einzelteile der Versuchsanlage sind zum größten Teil bereits angeliefert, die Errichtung der Anlage wird in diesen Tagen beginnen. Erste Versuche werden im Sommer durchgeführt werden.

Fragen der Meßtechnik, der Materialverträglichkeit usw. wurden vorab in einem kleinen Versuchsstand untersucht. Als Beispiel für die dabei gemachten Beobachtungen zeigt die Abbildung 8 wie etwa 100 der oben beschriebenen Molybdänkugeln mit einer Temperatur von etwa 1900 K in gesättigtes Wasser (372 K) fallen. Es ist interessant zu beobachten, daß bereits bei dieser vergleichsweise niedrigen Temperatur jede Kugel einen langen dampfgefüllten Schlauch hinter sich zurückläßt. Allerdings bewirkt der Druckanstieg in der kleinen und vollkommen geschlossenen Versuchsanlage gegen Ende des Beobachtungszeitraumes eine teilweise Rekondensation des Dampfes.

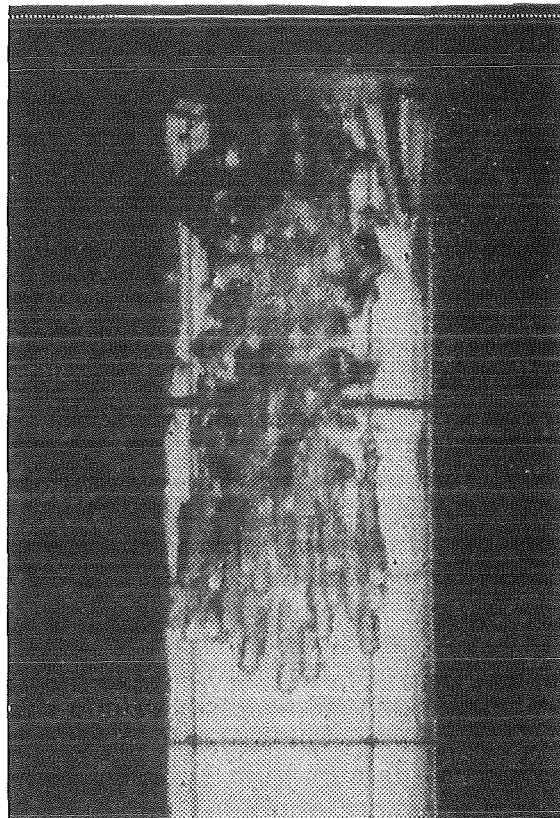


Abbildung 8. Vorexperiment: Freier Fall heißer Kugeln (1900 K) in Wasser.

3.2 Das PREMIX Experiment

Mit dem PREMIX Experiment wird das Verhalten von Strahlen einer simulierten Kernschmelze mit prototypisch hohen Temperaturen (nahe 3000 K) beim Eindringen in Wasser untersucht. Dabei konnte bezüglich der Herstellung der Schmelze auf die Erfahrung aus ähnlichen Experimenten mit Natrium zurückgegriffen werden [8]. In beiden Fällen wird das Aluminiumoxid (Al_2O_3) aus einer aluminothermischen Reaktion von Aluminium-Eisen-Thermit verwendet. Das Eisen wird in dem Thermitgenerator zurückgehalten. Die Schmelze besteht zu etwa 85 % aus Al_2O_3 , der Rest sind im wesentlichen andere Oxide. Diese Schmelze sollte in den vorgesehenen Experimenten ein guter Ersatz für Kernschmelze sein, von der ebenfalls erwartet wird, daß sie im wesentlichen oxidisch ist. Das Al_2O_3 weicht allerdings in seiner Dichte erheblich (Faktor 3) von einer Kernschmelze ab. Aber natürlich kann dies in den Rechnungen berücksichtigt werden.

Neben ähnlichen Gesichtspunkten wie bei der QUEOS Anlage spielte bei PREMIX eine besondere Rolle, daß bei Verwendung einer Schmelze (einer heißen Flüssigkeit und nicht von Festkörpern) eine Dampfexplosion nicht mit letzter Sicherheit ausgeschlossen werden kann. Die Erfahrung in anderen Laboratorien zeigt allerdings, daß bei Verwendung von nahezu siedendem (gesättigtem) Wasser und Vermeidung von möglichen Triggern eine gute Chance besteht, daß keine Explosion erfolgt. Trotzdem wurde die PREMIX Anlage auf 6 bar (stationär) ausgelegt und falls dies nicht ausreicht, werden die Glasscheiben des Versuchsbehälters versagen. Wir alle hoffen, daß in einem solchen Fall nur die Glasscheiben ersetzt

werden müssen. Aus Sicherheitsgründen hätten trotzdem diese Versuche auf dem Sprengplatz des Fraunhofer-Instituts für Chemische Technologie (ICT) in Berghausen durchgeführt werden müssen, wenn nicht (aus bedauerlichen Gründen) der Versuchsbehälter FAUNA, der bisher für Natriumbrandversuche und ähnliches benutzt worden war, verfügbar geworden wäre. Eine Skizze dieses Behälters einschließlich der Versuchsanlage PREMIX zeigt die Abbildung 9, eine Ansicht des Versuchsgefäßes die Abbildung 10. Um die Druckfestigkeit zu erhöhen, ist der Stahlkörper des Versuchsgefäßes zylindrisch und nur vorne und hinten sind ebene Glasscheiben aufgebracht. Die seitliche Beleuchtung erfolgt über kleine Bullaugen. Der Dampf wird über vier instrumentierte Rohre schräg nach oben abgeführt.

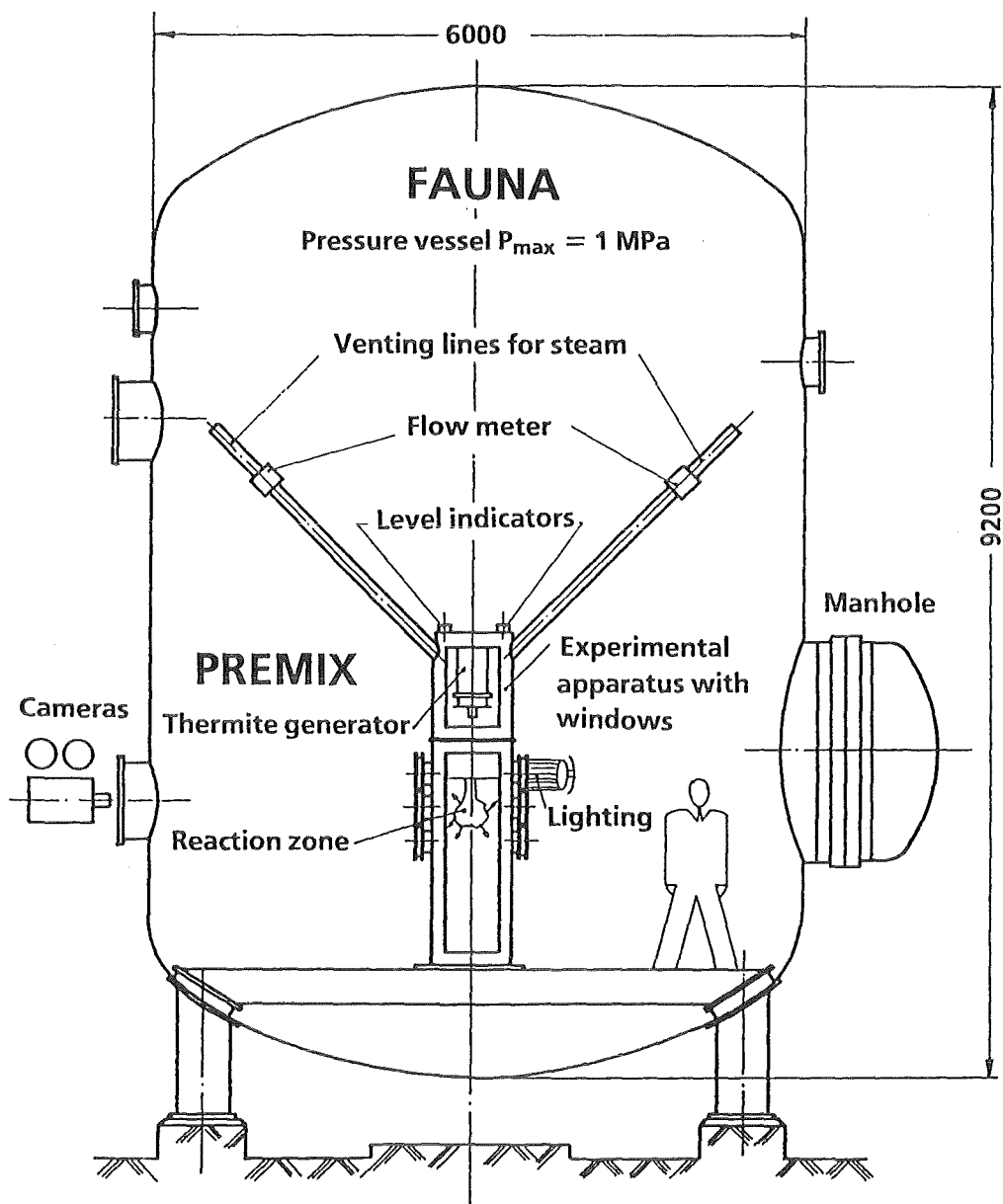


Abbildung 9. Versuchsanlage PREMIX im Druckkessel FAUNA

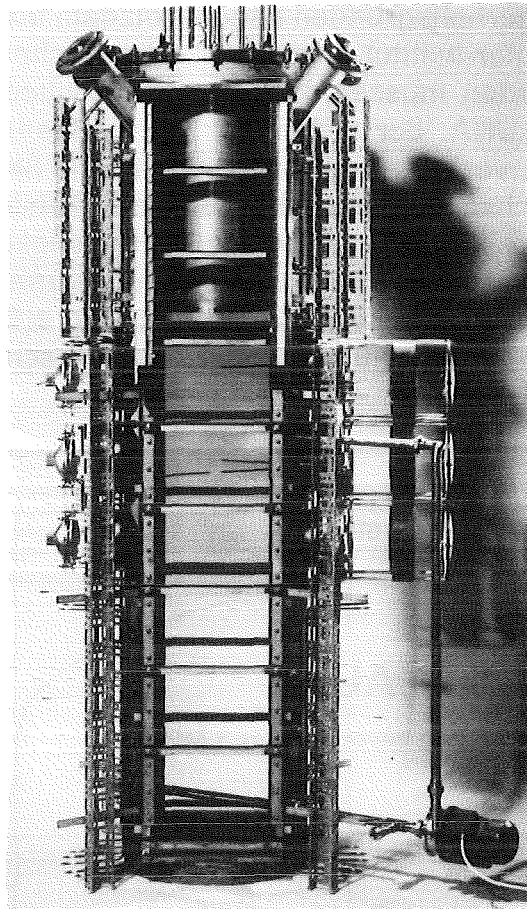


Abbildung 10. Versuchsgefäß PREMIX

Der Schmelzgenerator ist im oberen Teil des Versuchsgefäßes in einem zweiten Zylinder angeordnet. Aus ihm wird die Schmelze in einer ersten noch exploratorischen Versuchsserie direkt in das Wasser abgelassen werden. Später könnte die Schmelze auch kurzzeitig in einem Zwischenbehälter aufgefangen und kontrolliert abgelassen werden. Da der Umgang mit derartig heißen Schmelzen aber sehr schwierig ist, ist dafür noch Entwicklungsarbeit erforderlich. Die Höhe des Wasserspiegels im Versuchsgefäß beträgt etwa 1.9 m. Dadurch soll es möglich sein, den Schmelzestrahler erforderlichenfalls über eine größere Fallhöhe zu beobachten und es wird ein frühzeitiger Kontakt der Schmelze mit dem Boden (möglicher Trigger) vermieden. Natürlich ist es möglich, später einen Zwischenboden einzufügen. Die Abbildung 10 läßt im oberen Teil des Wassers auch instrumentierte Lanzen erkennen, die Thermoelemente und sogenannte Void(Blasen-)detektoren tragen. Sie stellen einen Versuch da, Aufschluß über die Zusammensetzung der Mischzone zu gewinnen.

Ein wesentlicher Aspekt dieser Versuchsanlage kommt durch ihre Unterbringung im FAUNA Behälter zustande. Dieser Behälter ist auf einen Innendruck von 10 bar ausgelegt und sollte daher nicht nur einer begrenzten Dampfexplosion in seinem Innern standhalten, sondern er erlaubt auch, Experimente bei erhöhtem Anfangsdruck durchzuführen. Dies ist von größter Wichtigkeit: Zum einen kann man bei

einem Kernschmelzunfall - auch wenn man den Niederdruckpfad betrachtet - nicht davon ausgehen, daß sich das Containment oder gar das Primärsystem auf dem Druckniveau 1 bar befindet. Zum anderen übt ein erhöhter Umgebungsdruck einen wesentlichen (und nachteiligen) Einfluß auf die Vorvermischung aus. Bei erhöhtem Druck ist die Dampfdichte höher, eine vorgegebene Verdampfungsrate (Masse/Zeit) liefert also nur eine geringere Rate der Volumenproduktion. Die geringeren Dampfvolumina verdrängen nicht nur weniger Wasser sondern fließen auch mit geringerer Geschwindigkeit ab und schleppen dabei weniger Wasser mit sich. Die inhärente Selbstbegrenzung der Vermischung ist also nicht so wirksam wie bei 1 bar Umgebungsdruck. Es ist daher ganz wichtig, zu zeigen, daß das zu verwendende Rechenmodell die Wirkung erhöhten Umgebungsdruckes richtig wiedergibt und dafür sind Experimente bei solchem Druck unabdingbar.

Eine Übersicht über die wichtigsten Parameter gibt die folgende Zusammenstellung. Dabei ist der Parameter unterstrichen, der in dem QUEOS Experiment nicht variiert werden kann.

Schmelze:

Temperatur:	2600...3000 K
Masse:	10 / 20 / 50 kg
Dichte:	2.7 g/cm ³
Strahldurchmesser	30...60 mm
Zahl der Strahlen	1, 2,...4
Geschwindigkeit beim Eintritt in das Wasser	4...7 m/sec

Wasser:

<u>Druck:</u>	1...8 bar
Temperatur:	372...442 K (immer fast Siedetemperatur)
Tiefe:	0.5...1.9 m

Die Versuchsanlage ist fertig zusammengebaut und befindet sich im FAUNA Behälter. Gegenwärtig wird an der Instrumentierung und gleichzeitig an der Vorbereitung des ersten Versuches gearbeitet. Er soll im Mai durchgeführt werden. Die bisher durchgeführten Vorversuche dienten im wesentlichen der Erprobung der Versuchstechnik, insbesondere der Entwicklung und Charakterisierung größerer Schmelzegeneratoren. Mit kleineren Schmelzemengen (um 3 kg) wurden auch (extern getriggerte) Dampfexplosionsexperimente durchgeführt, die jedoch noch keine neuen Erkenntnisse erbracht haben [9]. In zwei Fällen konnte mit etwa 7 kg Al₂O₃ bestätigt werden, daß Kontakt mit gesättigtem Wasser nicht zu einer Explosion führen muß. Dabei könnte allerdings Vorfragmentation der Schmelze eine Rolle gespielt haben.

Literatur

- [1] M. L. Corradini, D. E. Mitchell, L. S. Nelson und D. V. Swenson, Steam Explosion Phenomena, in: M. Berman (Ed.), Light Water Reactor Safety Research Program Quarterly Report, January-March 1981, Sandia National Laboratories Report SAND81-1216/1of4 (NUREG/CR-2163/1of4), July 1981, pp. 27-76

- [2] M. Berman, M. S. Krein, B. W. Marshall, M. L. Corradini, and O. P. Seebold, Core-Melt/Coolant Interactions, in: M. Berman (Ed.), Light Water Reactor Safety Research Program Semiannual Report, October 1983-March 1984, Sandia National Laboratories Report SAND85-2500 (NUREG/CR-4459), February 1986, pp. 1-54
- [3] D. F. Fletcher und A. Thyagaraja, Numerical simulation of two-dimensional transient multiphase mixing, Proc. 5th Int. Conf. on Numerical Methods in Thermal Problems, Montreal, Canada, 29 June - 3 July 1987, V(2) pp. 945-956, Pineridge (1987)
- [4] W. H. Amarasooriya und T. G. Theofanous, Premixing of steam explosions: a three-fluid model, ANS Proc. of 1988 Natl Heat Transfer Conf., 24 - 27 July 1988, Houston, USA, HTC-Vol.3, pp. 191-200; see also Nucl Engng Design 126 (1991) 23-39
- [5] N. I. Kolev, The code IVA3 for modelling of transient three-phase flows in complicated 3D geometry, Kerntechnik 58 (1993) 147-156
- [6] H. Jacobs, Analysis of Large-Scale Melt-Water Mixing Events, CSNI Specialist Meeting on Fuel-Coolant Interactions, Santa Barbara, USA, Januar 1993, wird veröffentlicht
- [7] L. Våth, Radiant Heat Transfer for the Transient Three-Phase Three-Component Flow Model IVA-KA, wird veröffentlicht
- [8] F. Huber, A. Kaiser und W. Pepler, Experiments to the behaviour of thermite melt injected into a sodium pool, Proc. of Int. Fast Reactor Safety Mtg, Snowbird, USA, August 1990, Vol. II, pp. 407-416
- [9] H. H. Brüggemann, F. Huber, I. Kornelson, W. Pepler, D. Raupp, M. Will und H. Will, Thermische Wechselwirkung von Kernschmelze und Kühlmittel (Dampfexplosion), in: Sicherheitsorientierte LWR-Forschung, Jahresbericht 1992 des Projektes Nukleare Sicherheitsforschung, Bericht des Kernforschungszentrums Karlsruhe, KfK 5200 (September 1993) pp. 250-258

IX. Beanspruchung des Reaktor- druckbehälters bei einer Dampfexplosion

**R. Krieg
K. Schleisiek**

PSF-Statusbericht, 23. März 1994

Beanspruchung des Reaktordruckbehälters bei einer Dampfexplosion

R. Krieg, K. Schleisiek
Institut für Reaktorsicherheit

1. Annahmen und Zielsetzung

Es wird angenommen, daß eine starke in-vessel-Dampfexplosion bis zu 80 000 kg Kernschmelze gegen die noch vorhandenen oberen Einbauten und den Deckel des Reaktordruckbehälters schleudert. Dabei könnte der Deckel brechen oder abgerissen werden, und große Teile könnten auf die Wand des Sicherheitsbehälters prallen und diese beschädigen. Es soll nachgewiesen werden, daß auf diesem Wege keine unzulässigen Leckagen aus dem Sicherheitsbehälter heraus entstehen.

Um auf der einen Seite auch sehr *ungünstige Umstände* mit zu berücksichtigen und andererseits noch einen *überschaubaren und nachvollziehbaren Nachweis* vorlegen zu können, werden die folgenden verschärfenden und gleichzeitig vereinfachenden Annahmen bzw. Festlegungen eingeführt:

- Die hochgeschleuderte Kernschmelze stellt einen kompakten "Slug" dar.
- Der Reaktordruckbehälter-Deckel und die Deckelschrauben dürfen beim Slug-Impakt nicht brechen.

Einzelheiten zum Problem sind aus Abb. 1 zu entnehmen.

Da aus den parallel laufenden Arbeiten zur Dampfexplosion noch keine zuverlässigen Angaben über die maximalen Slug-Geschwindigkeiten vorliegen, wird der zweite Punkt wie folgt modifiziert:

- Es sollen für eine Slug-Masse von 80 000 kg und für einige kleinere Massen die maximal zulässigen Slug-Geschwindigkeiten ermittelt werden, bei denen der Deckel und die Deckelschrauben noch nicht brechen.

Je höher diese noch tolerierbaren Slug-Geschwindigkeiten, desto größer die Chancen nachweisen zu können, daß infolge einer Dampfexplosion derartige Slug-Geschwindigkeiten nicht auftreten, somit der Reaktordruckbehälter-Deckel nicht abreißt und die oben diskutierten Leckagen aus dem Sicherheitsbehälter nicht zu befürchten sind.

2. Abschätzungen zur Slug-Tragfähigkeit des Reaktordruckbehälter-Deckels

Abschätzungen zum Slug-Impakt auf die oberen Einbauten und den Deckel wurden an verschiedenen Stellen durchgeführt [1]. Zuletzt wurden derartige Abschätzungen auch von der KfK vorgelegt [2, 3]. Danach ist zu erwarten, daß die oberen Einbauten beim Slug-Impakt stark zerstört werden. Die in den Einbauten dissipierte Energie wird aber nur einen Teil der hier diskutierten kinetischen Energie des Slugs betragen (nach [1] bis zu 50 %, nach KfK nur bis zu 15 %).

Trotzdem ist die Berücksichtigung der oberen Einbauten wesentlich:

- Um die Einbauten oder ihre Trümmer werden sich lokale Strömungen ausbilden. Die dabei in der Flüssigkeit dissipierte Energie wird vermutlich höher sein als die in den Einbauten dissipierte. Der Slug-Impakt-Prozeß und die Impulsübertragung vom Slug auf die Strukturen werden zeitlich gestreckt. Die Impuls-Kraft auf die Strukturen - das ist die zeitliche Ableitung des Impulses - wird erniedrigt; Details in Abb. 2. Die in [3] beschriebenen Schätzungen zeigen, daß bei Slug-Massen von 80 000 kg möglicherweise Slug-Geschwindigkeiten bis zu etwa 200 m/s toleriert werden können.
- Wegen der Wechselwirkung mit den Einbauten wird der Einfluß der angenommenen Slug-Form auf die Impuls-Kraft vermutlich abnehmen. Dies wird die Berücksichtigung auch sehr ungünstiger Grenzfälle (upper bound analyses) erheblich erleichtern. Die Annahme eines kompakten Slugs wird vermutlich nicht zu einer wesentlich größeren Belastung führen als ein mäßig aufgelöster Slug.

Auf der anderen Seite ist das Problem des Slug-Impakts nicht zuletzt wegen der Einbauten einer analytischen Behandlung nur schwer zugänglich; denn wie angedeutet, spielt auch die Slug-Wechselwirkung mit den schon zerstörten Einbauten eine wesentliche Rolle; deren Geometrien sind aber nur vage vorhersagbar:

- Die vorgelegten Abschätzungen sind deswegen mit erheblichen Unsicherheiten behaftet. Sie sind für den in Abschn. 1 beschriebenen Sicherheitsnachweis bei weitem nicht ausreichend.
- Auch aufwendigere Rechenmodelle können wenig ausrichten. Wenn die experimentellen Überprüfungen nur Einzel-Effekte erfassen oder an Modellen mit wesentlich geringeren Abmessungen durchgeführt werden, ist die erreichbare Zuverlässigkeit für Sicherheitsaussagen ungenügend.

Bisweilen wird das Slug-Impakt-Problem im Reaktordruckbehälter mit dem Crash-Problem bei Auto-Unfällen verglichen. Bekanntlich hat hier die Anwendung von Rechenmodellen erhebliche Fortschritte gemacht. Wie aus der Gegenüberstellung in Abb. 3 hervorgeht, sind aber die Anforderungen beim Slug-Impakt-Problem weitergehend. Insbesondere sind wegen den großen Reaktorabmessungen Experimente im Maßstab 1:1 nicht möglich.

3. Konzept für eine zuverlässigere Bestimmung der Slug-Tragfähigkeit des Reaktordruckbehälter-Deckels

Die vorangegangenen Diskussionen legen folgenden Weg zur Lösung des Problems nahe:

- Studium des Slug-Impakt-Problems mit Hilfe von Modellexperimenten - im folgenden als Modellexperimente BERDA (Bbeanspruchung des Reaktordruckbehälters bei einer Dampfexplosion) bezeichnet.
- Ausführung der Modelle und Wahl der Versuchsparameter so, daß weitgehend Ähnlichkeit zwischen den Versuchen und den ungünstigsten realen Situationen erreicht wird. Dazu Herleitung von Ähnlichkeitsbedingungen aus den (Differential-) Gleichungen der Fluid- und Strukturmechanik unter Impakt-Bedingungen.
- Überprüfung der Ähnlichkeitsgesetze anhand vereinfachter Flüssigkeits-Struktur-Impakt-Versuche, durchgeführt in unterschiedlichen Maßstäben - im folgenden Ähnlichkeitsexperimente FLIPPER genannt.
- Übertragung der Ergebnisse aus den Modellexperimenten BERDA auf die Reaktor-Situation mit Hilfe der Ähnlichkeitsgesetze.
- Entwicklung und Anwendung eines Rechenmodells für die Slug-Impakt-Vorgänge. Es soll zum tieferen Verständnis der Zusammenhänge beitragen und Extrapolationen bei mäßigen Parameter-Variationen ermöglichen.

In den folgenden Abschnitten werden die Arbeiten zu den Modellexperimenten BERDA und den Ähnlichkeitsexperimenten FLIPPER genauer beschrieben. Eine noch detailliertere Diskussion wird demnächst veröffentlicht [3].

4. Modellexperimente BERDA

Das zu untersuchende Modell und die Einrichtung zur Erzeugung und Beschleunigung des Slugs sind in Abb. 4 dargestellt. Die Versuche sollen in etwa bei Raumtemperatur stattfinden.

Das Modell besteht aus einer verkleinerten Nachbildung des Reaktordruckbehälter-Deckels, der Deckelschrauben, des oberen Gitterrostes, der Steuerstabführungsrohre und Core-Stützen und der Gitterplatte im Maßstab 1:10. Für Deckel und Deckelschrauben werden dieselben Werkstoffe verwendet wie im Reaktor.

Die Ähnlichkeitsbedingungen verlangen, daß auch die Simulationsflüssigkeit für die Kernschmelze dieselbe Dichte haben muß wie die Kernschmelze. Eine ab 60 °C flüssige Blei-Wismut-Legierung erfüllt diese Bedingung. Sie wird zur Erzeugung eines Slugs mit Hilfe eines Druckgas-Antriebes nach oben geschleudert. Die maximale Blei-Wismut-Masse von 80 kg entspricht einer maximalen Kernschmelzen-Masse von 80 000 kg.

Die Ähnlichkeitsbedingungen verlangen außerdem, daß die Werkstoff-Festigkeiten proportional zu den Geschwindigkeitsquadraten sind. Da nun die Modelle des Deckels und der Deckelschrauben zwar aus demselben Werkstoff gefertigt wurden, sich aber auf niedrigerer Temperatur befinden als unter Reaktorbedingungen, sind die Modelle um 25 % fester als unter Reaktorbedingungen. Die Slug-Geschwindigkeiten im Experiment müssen deswegen entsprechend höher sein als im Reaktor. Die maximal erreichbare Slug-Geschwindigkeit von 130 - 140 m/s im Experiment entspricht deswegen nur einer Geschwindigkeit von etwa 120 m/s im Reaktor.

Bei den Reaktordruckbehälter-Einbauten ist der Temperatur-Unterschied zwischen Modell- und Reaktorbedingung noch größer. Die Werkstoffe für die Modelle der Einbauten sollten deswegen eine entsprechend geringere Festigkeit haben als die Werkstoffe für die richtigen Einbauten.

Nach den Ähnlichkeitsbedingungen sollen dagegen die Dehnungen in den Modellen und wirklichen Komponenten übereinstimmen. In den entsprechenden Spannungs-Dehnungs-Diagrammen sollten deswegen die charakteristischen Dehnungen (Gleichmaßdehnung, Bruchdehnung) gleich sein. Bei der Werkstoffauswahl wird dies nach Möglichkeit berücksichtigt.

Gewisse Schwierigkeiten werden im Zusammenhang mit dem Einfluß der Dehnungsraten erwartet. Im Modell sind sie, ebenso wie alle anderen zeitlichen Abläufe, um den Faktor 10 größer bzw. schneller. Die effektiven Werkstoff-Festigkeitswerte steigen dadurch um einige Prozent an. Um entsprechende Fehler zu vermeiden, sollten deswegen die Werkstoffe für die Modelle nur ein Zehntel der Dehnungsraten-Empfindlichkeit besitzen wie die Werkstoffe im Reaktor. Vermutlich werden diese Forderungen nicht erfüllt werden können. Ersatzweise kann man für die Modelle auch einen um einige Prozent weicheren Werkstoff einsetzen.

Verletzungen der Ähnlichkeitsbedingungen wird man auch bei den Spannungintensitätsfaktoren der Bruchmechanik und bei den Zähigkeiten und Kompressibilitäten von Fluiden hinnehmen müssen. Vermutlich wird ihr Einfluß auf die Ergebnisse vernachlässigbar sein. Dies ist aber anhand der Ähnlichkeitsexperimente FLIPPER zu überprüfen.

Wichtigste Meßgrößen in den Modell-Experimenten BERDA sind die Slug-Geschwindigkeit und die resultierenden Spannungs- bzw. Dehnungs-Zeit-Verläufe im Deckel und den Deckelschrauben. Sie können mit Hilfe der oben diskutierten Ähnlichkeits-Gesetze in die entsprechenden Größen einer realen Anlage umgerechnet werden. Die besonders gut meßbaren Verteilungen der bleibenden Dehnungen nach dem Impakt können direkt übertragen werden. Der Einfluß von Parametern, die in den Modellexperimenten nicht berücksichtigt oder nicht hinreichend genau eingestellt werden konnten, kann mit Hilfe des zu erstellenden Rechenmodells abgeschätzt werden.

Inzwischen befinden sich die meisten Komponenten von BERDA in der Fertigung oder sind bereits verfügbar. Abb. 5 zeigt beispielsweise das auf Federn gelagerte Fundament der Anlage während und nach der Fertigung. Es soll die in den Boden eingeleiteten Stoß-Kräfte dämpfen. Abb. 6 zeigt ein im Maßstab 1:10 verkleinertes Modell des oberen Rostes. Seine modellgerechte Herstellung stellte besondere Anforderungen an die ausführenden Werkstätten.

Für die Erprobung von wichtigen Komponenten der BERDA-Anlage, z.B. Kolbenringe, Dämpfer für das Abbremsen des Kolbens und Laser-System für die Messung der Slug-Geschwindigkeiten, wurde eine spezielle Testeinrichtung VERDY gebaut (Abb. 7). Die ersten Vorversuche wurden erfolgreich durchgeführt.

Die Messung der Strukturverformungen und der Schraubenkräfte erfolgt mit Hilfe von Dehnmeßstreifen (DMS). Da die Bauteile eventuell bis zur Versagens-

grenze beansprucht werden, sind Dehnungen im Bereich von 10 % und darüber zu erwarten. Die dafür erforderliche Technik wurde entwickelt und in Biege- und Zerreiversuchen qualifiziert. Abb. 8 zeigt exemplarisch die Kraft - DMS-Signal - Kennlinien einer bis zum Bruch beanspruchten BERDA-Modellschraube aus dem Original-Schraubenwerkstoff 26NiCrMo14.6 .

Der Aufbau der BERDA-Anlage wird voraussichtlich im Laufe des Jahres 1994 abgeschlossen sein, so daß mit der Durchführung der Versuche Anfang 1995 begonnen werden kann.

5. hnlichkeitsexperimente FLIPPER

Durch Vergleich der Ergebnisse vereinfachter Flüssigkeits-Struktur-Impakt-Experimente in verschiedenen Maßstäben soll der Grad der erreichbaren Ähnlichkeit ermittelt werden.

Bisher wurde die in Abb. 9 schematisch dargestellte Einrichtung benutzt. Ein Wasser-Slug wird mit Hilfe eines Fallhammers gegen eine Prallplatte geschleudert, die mit Hilfe plastischer Biegegelenke eingespannt ist. Die bleibende Plattenauslenkung wird gemessen.

Experimente dieser Art wurden bisher in zwei verschiedenen Maßstäben, gekennzeichnet durch den Slug-Durchmesser $D=25$ mm und $D=100$ mm, durchgeführt. Eine Einrichtung für Experimente mit einem Slug-Durchmesser $D=250$ mm wird demnächst aufgebaut. Die hnlichkeitsbedingungen bezüglich der Geometrie, der Fallhammer-Geschwindigkeit, der Dichten und des Werkstoffverhaltens der plastischen Biegegelenke wurden soweit als möglich eingehalten. Wenn diese Bedingungen und die Ähnlichkeitsbedingungen bezüglich aller anderen relevanten Größen wie Wasserzhigkeit, Dehnungsratenabhngigkeit der plastischen Gelenke usw. exakt erfüllt werden könnten, dann müßten die dimensionslosen Plattenauslenkungen gleich sein.

Abb. 10 zeigt die tatsächlich gemessenen dimensionslosen Plattenauslenkungen. (Die Dreiecke und die Kreuze stehen jeweils für eine Meßreihe.) Die Abweichungen sind auf die oben angesprochenen Verletzungen der Ähnlichkeitsbedingungen zurückzuführen. Zusammen mit den nächsten Experimenten mit einem Slug-Durchmesser $D=250$ mm decken die hnlichkeitsexperimente FLIPPER einen Mastabsbereich ab, der auch zwischen den Modellexperimenten BERDA und den realen Reaktorabmessungen zu finden ist. Die Abweichungen bei FLIPPER

sind dann ein Hinweis für die zu erwartenden Fehler bei den Modellexperimenten BERDA, wo zum Teil vergleichbare Verletzungen der Ähnlichkeitsbedingungen vorliegen.

Weitere Ähnlichkeitsexperimente mit etwas anderen verformbaren Strukturen, bei denen andere Eigenschaften der Modellexperimente BERDA im Vordergrund stehen, sind in Vorbereitung.

Wichtige Veröffentlichungen

- [1] G.E. Lucas, W.H. Amarasooriya, T.G. Theofanous: An Assessment of Steam Explosion Induced Containment Failure, Part IV: Impact Mechanics, Dissipation and Vessel Head Failure, Nucl. Sc. Eng. 97, pp. 316-326, 1987.
- [2] R. Krieg, G. Hailfinger, T. Malmberg, G. Messemer: Steam Explosion Driven Impact of Molten Core Material on the Upper Pressure Vessel Structures of a PWR, 12th Int. Conf. on Struct. Mech. in Reactor Technology, Div. U, Stuttgart, 1993.
- [3] R. Krieg, T. Malmberg, G. Messemer, T. Stach, E. Stratmanns: Mechanical Consequences of Postulated In-Vessel Steam Explosions in Future Pressurized Water Reactors, Assessments and Discussions of the Investigation Strategy, eingereicht zur Veröffentlichung in Nuclear Technology.

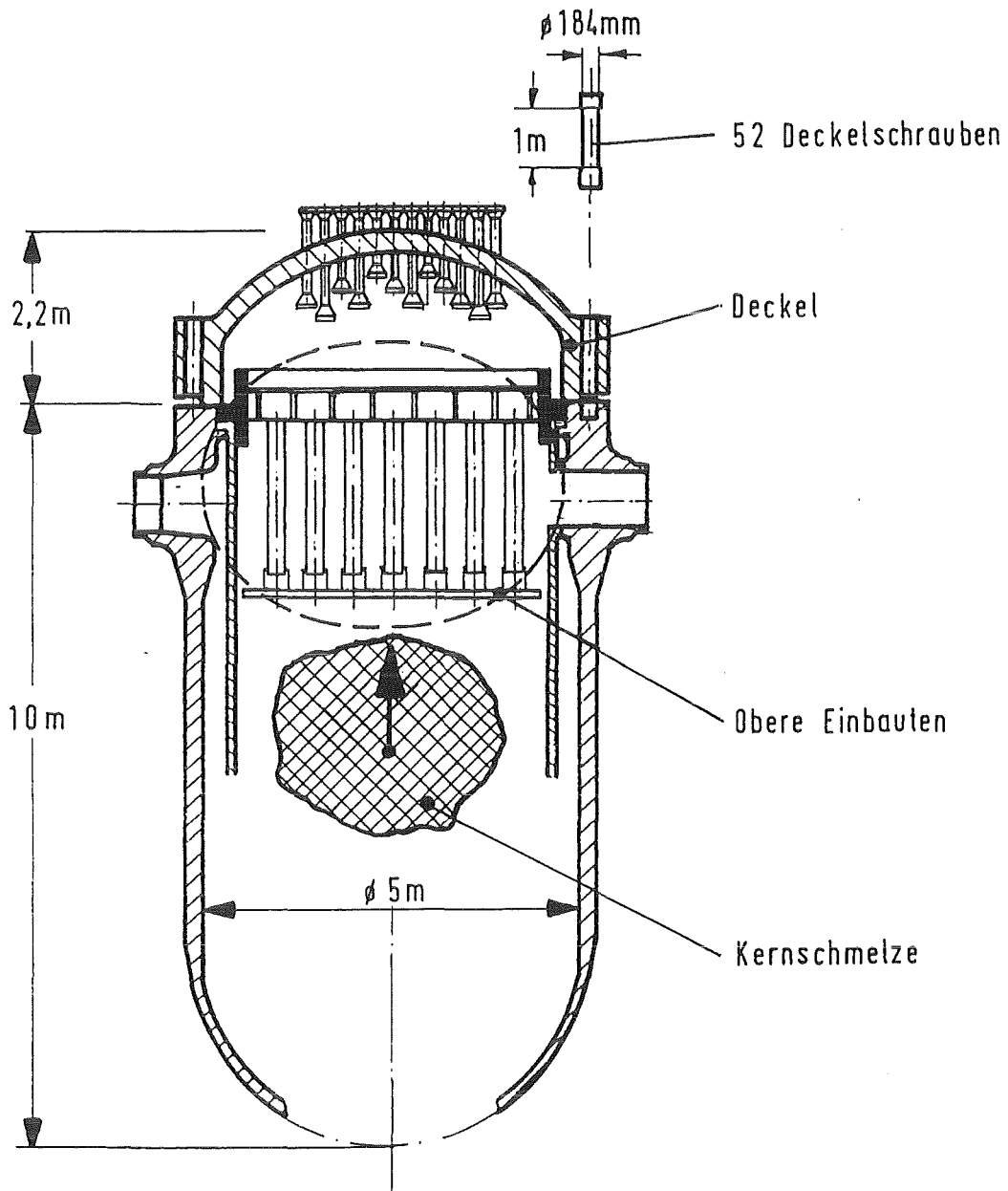


Abb. 1: Der Reaktordruckbehälter-Deckel und die Deckelschrauben dürfen beim Slug-Impakt nicht brechen

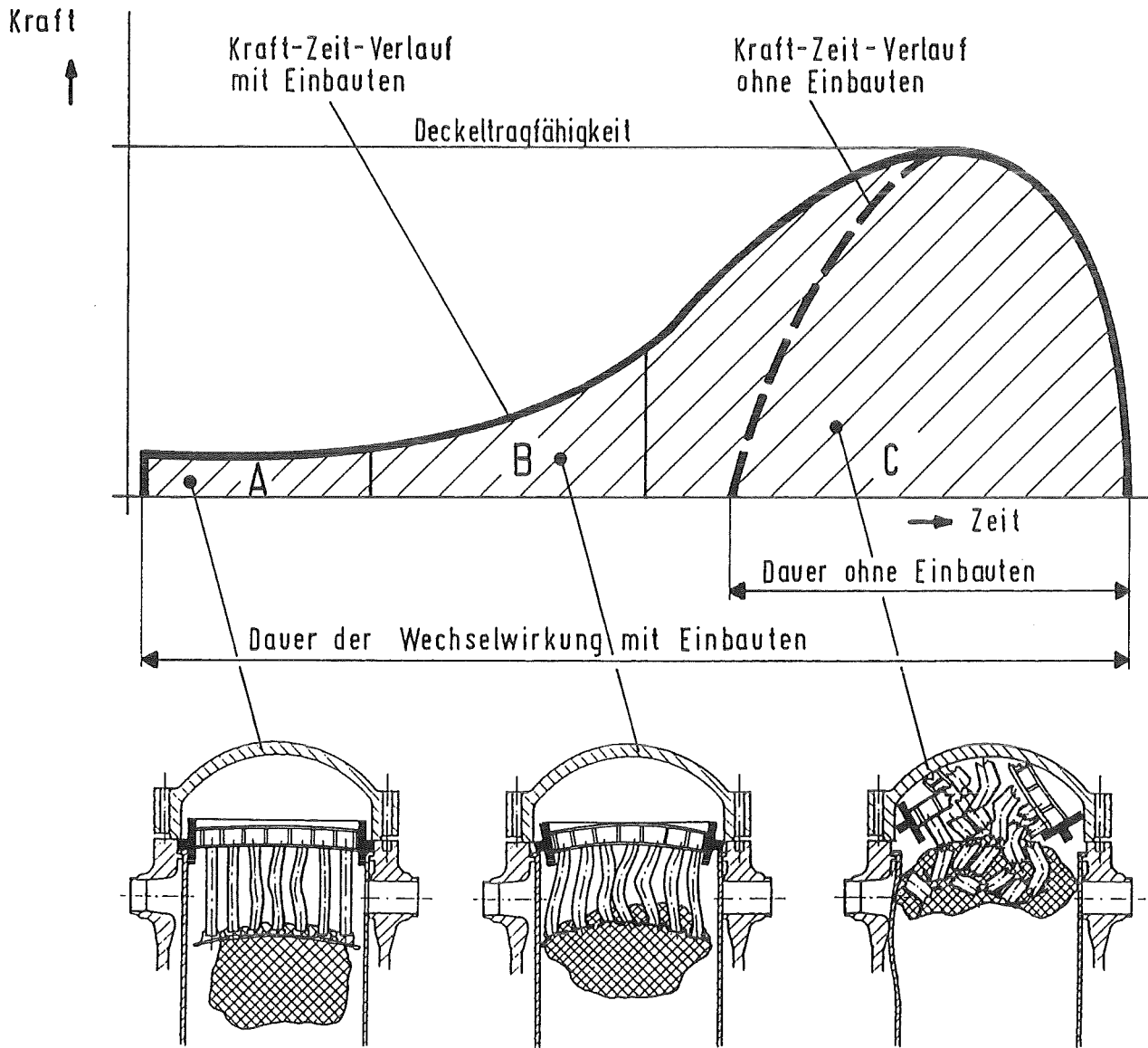
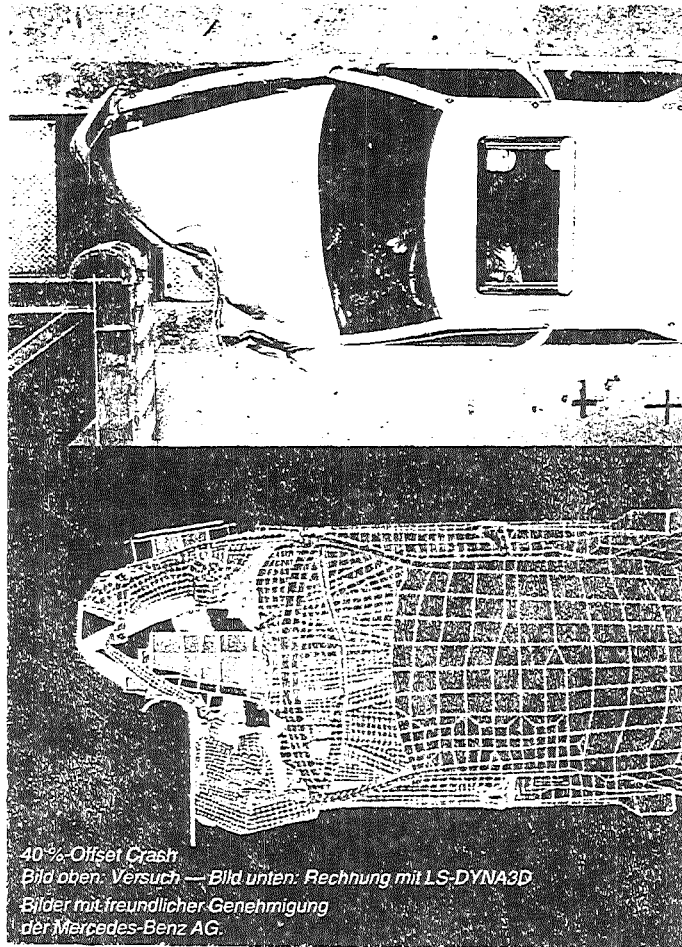


Abb. 2: Erwarteter Kraft-Zeit-Verlauf beim Slug-Impakt

Gute Übereinstimmung zwischen Rechnung und Experiment beim Auto-Crash-Problem



Lassen sich die Erfahrungen mit dem Auto-Crash-Problem auf das Slug-Impakt-Problem im Reaktordruckbehälter übertragen ?

	Crash bei Auto-Unfällen	Slug-Impakt im Reaktordruckbehälter
Rechnung	Für Strukturdynamik FEM weit entwickelt Trotzdem Eichung an Tests	Flüssigk.-Wechselw. kompliziert Methoden kaum verfügbar
Versuche	Test in vollem Maßstab möglich	Nur Tests in kleinem Maßstab möglich Übertragung auf vollen Maßstab nötig
Nachweis-Qualität	Plausibilität für ausgewählte Fälle	Nachweis für ungünstigste Fälle

Abb. 3: Crash-Problem bei Auto-Unfällen und Slug-Impakt-Problem im Reaktordruckbehälter

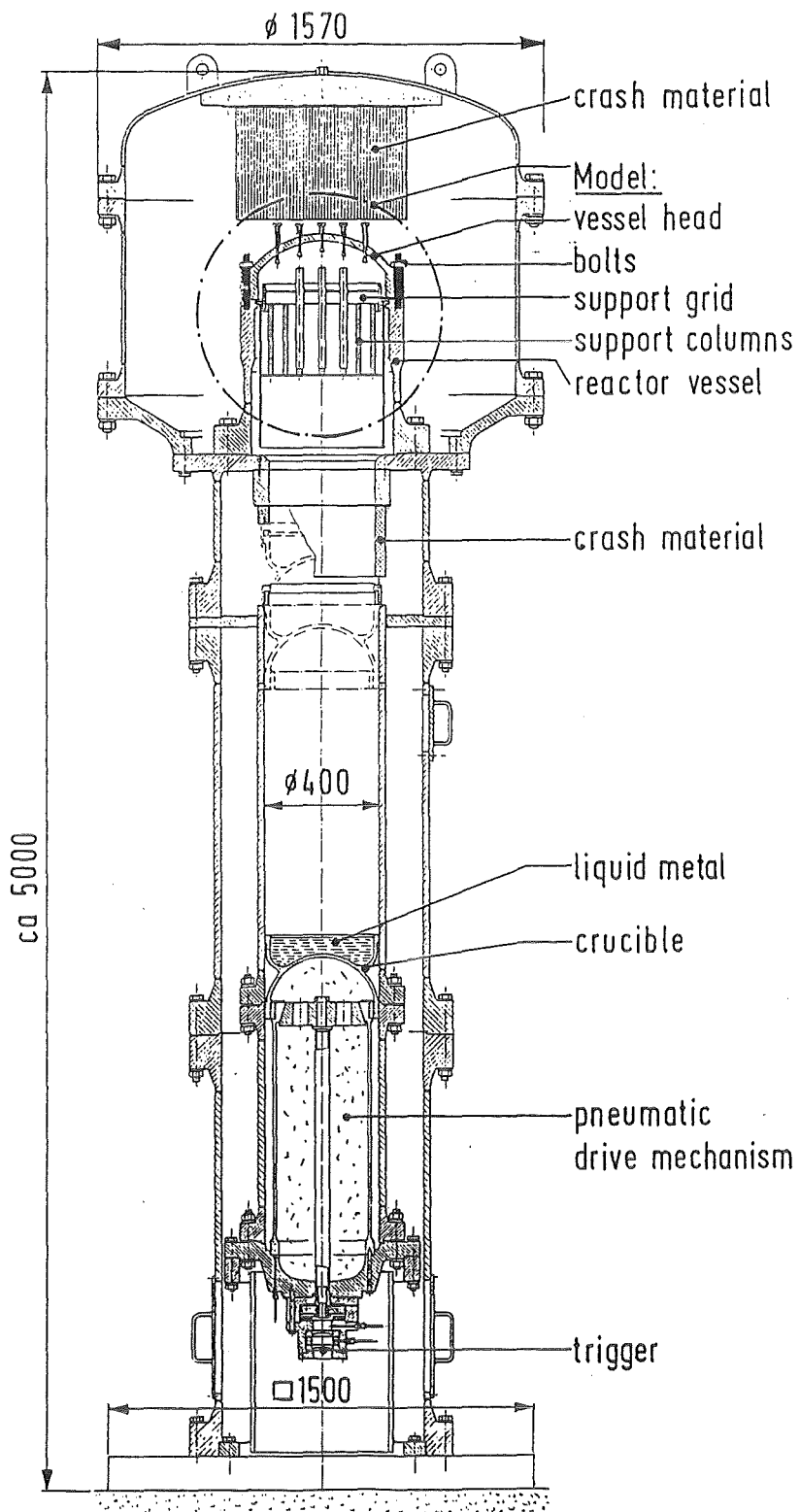


Abb. 4: Modellexperimente BERDA

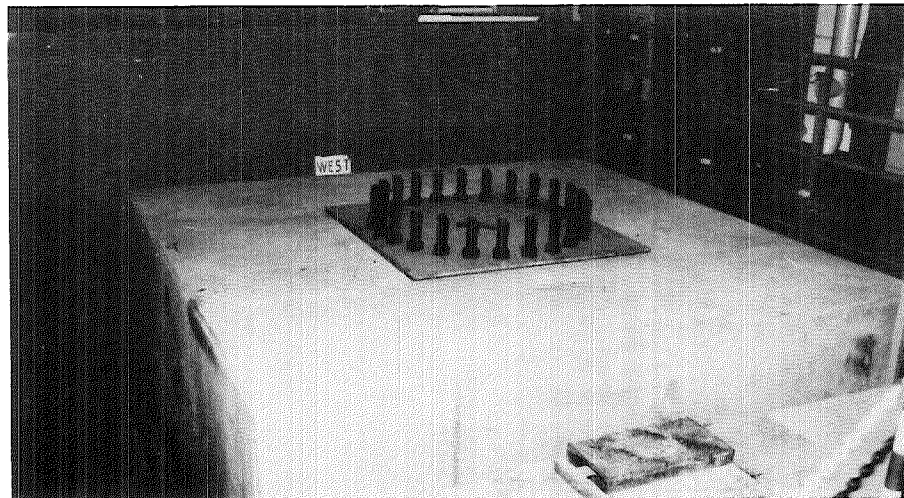
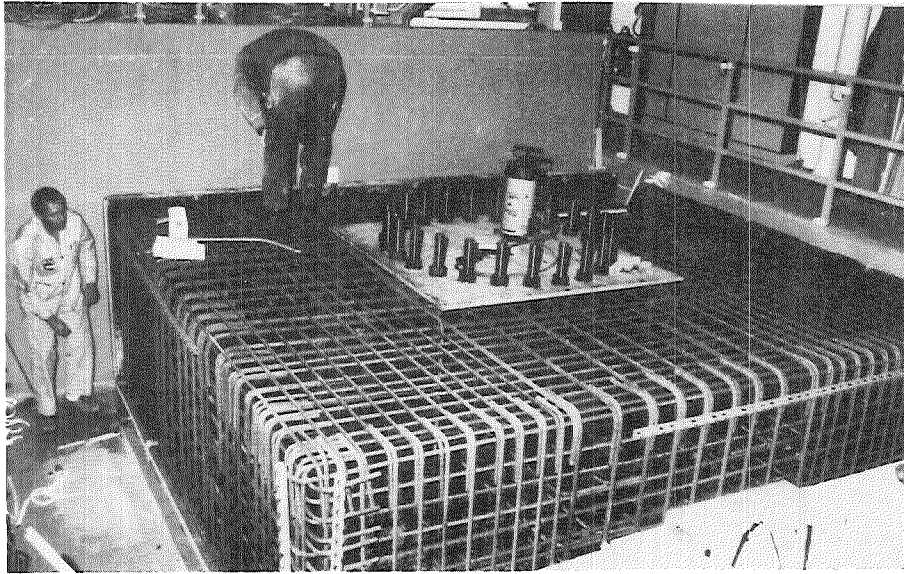


Abb. 5: Fundamentplatte für die Modellexperimente BERDA

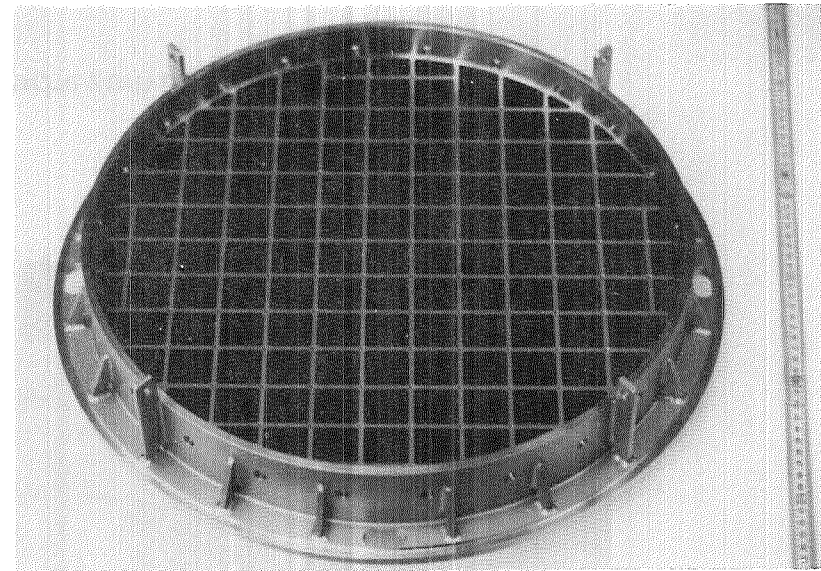


Abb. 6: Oberer Rost für die Modellexperimente BERDA

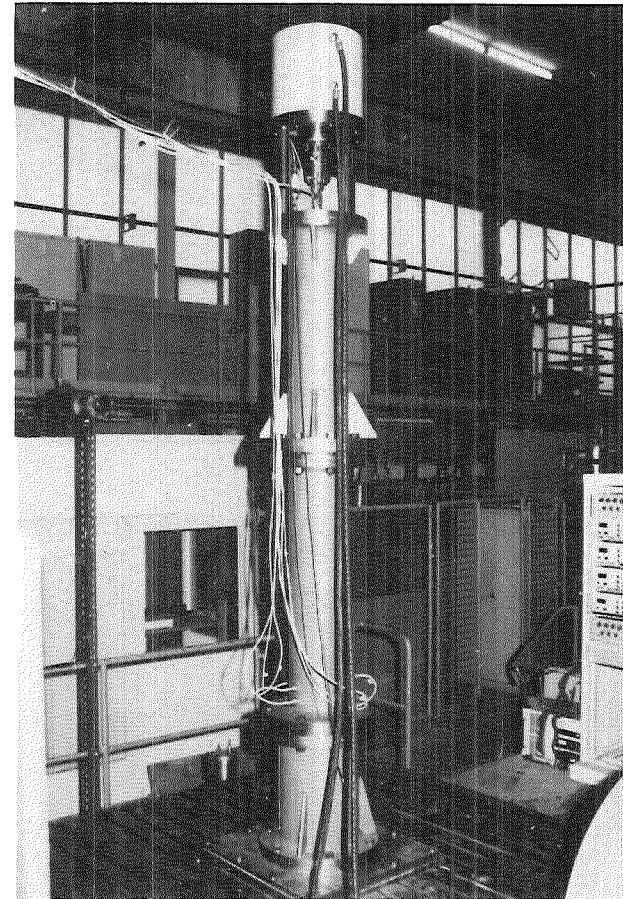
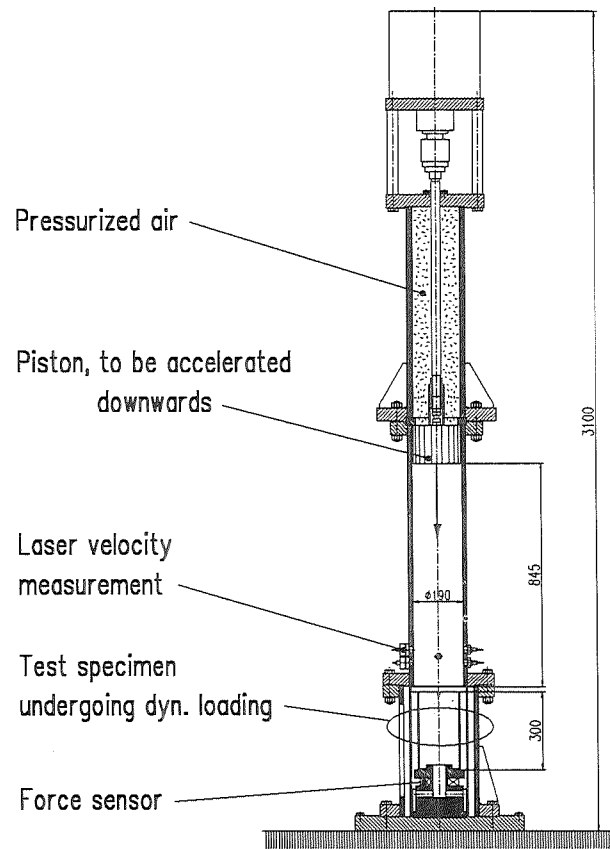


Abb. 7: Versuchsanlage VERDY für Vorversuche zum BERDA-Vorhaben

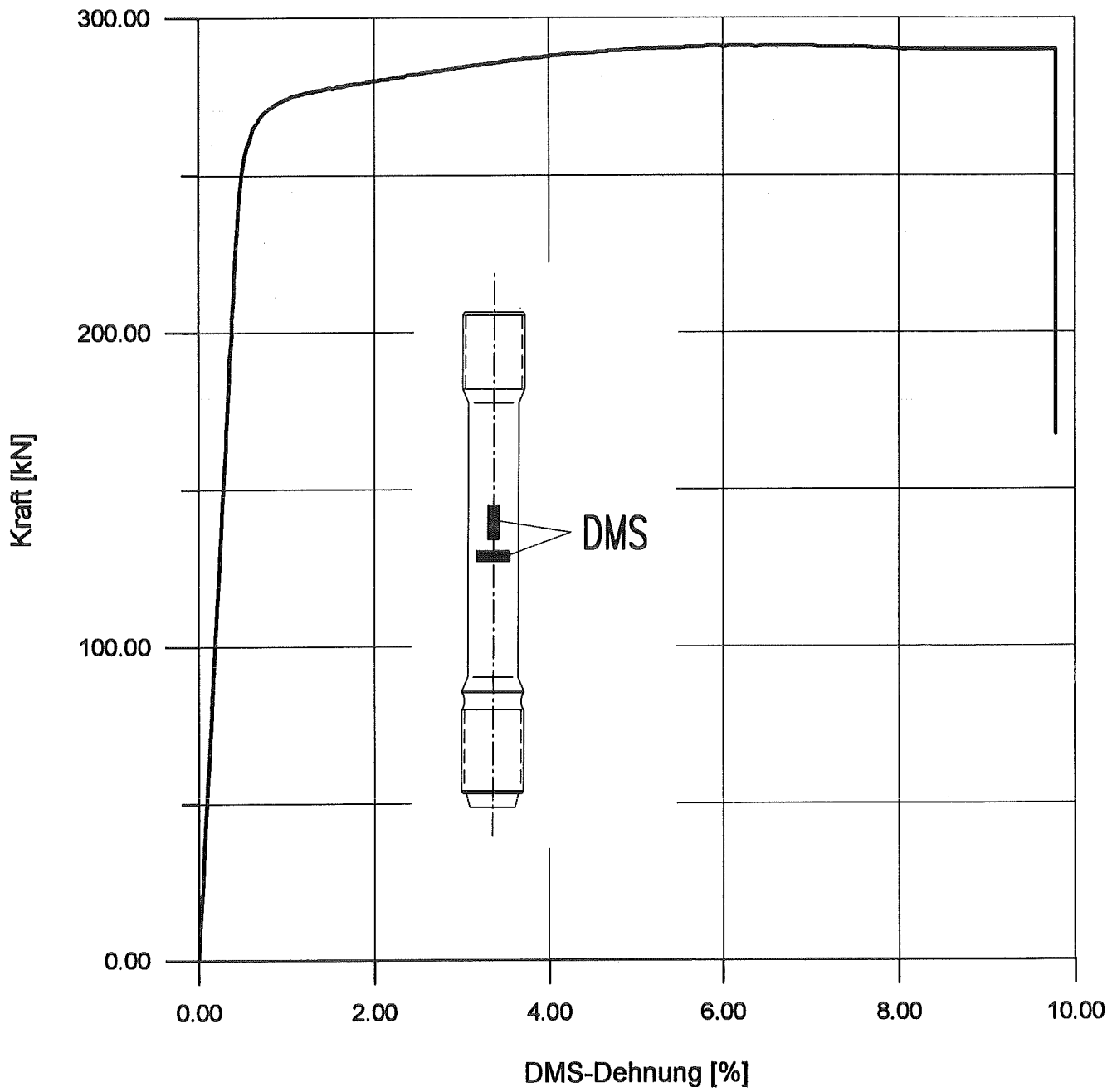


Abb. 8: Kraft - DMS-Signal - Kennlinie einer BERDA-Modellschraube aus dem Originalwerkstoff 26NiCrMo14.6

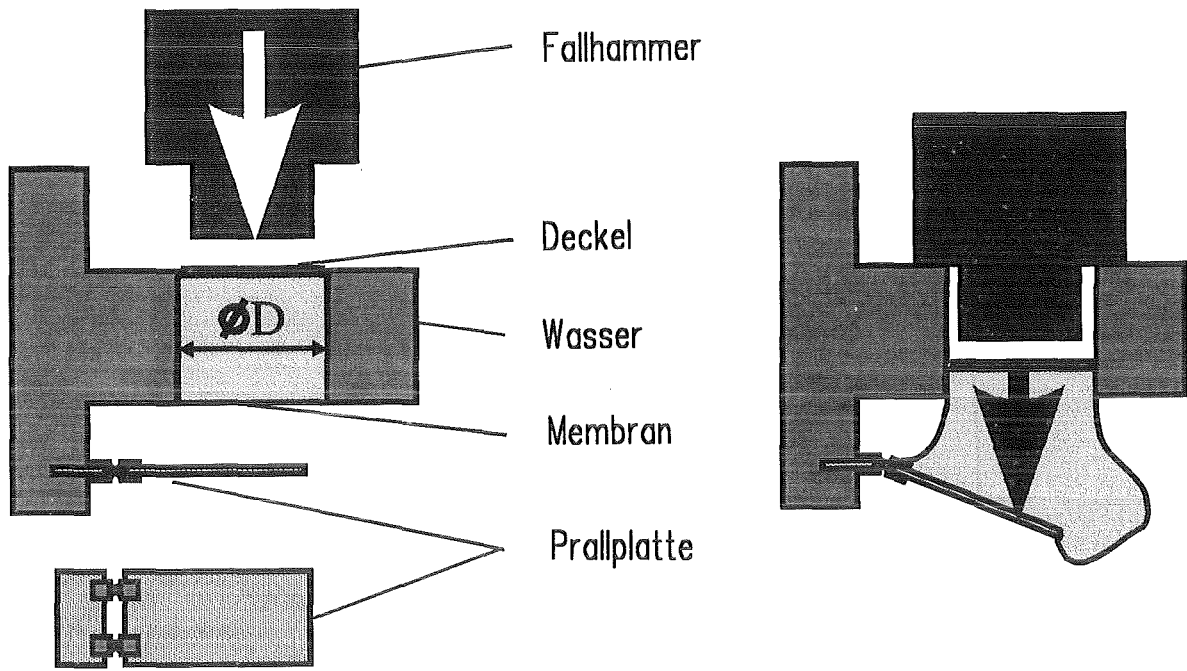


Abb. 9: Ähnlichkeitsexperimente Flipper

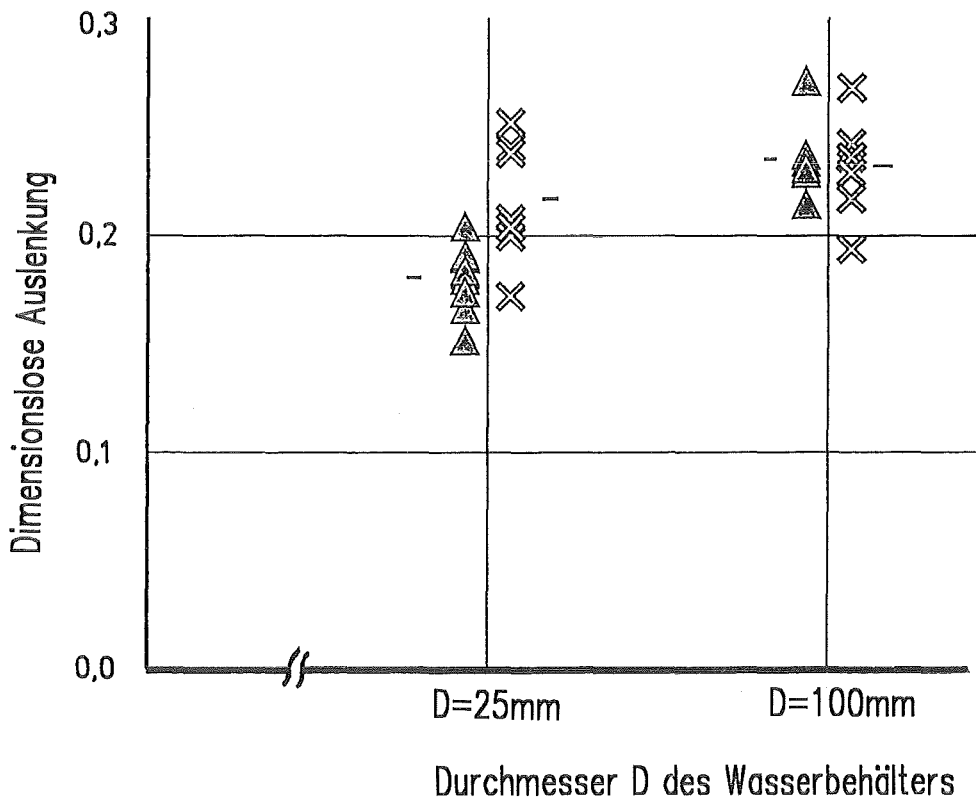


Abb. 10: Dimensionslose Plattenauslenkungen für die Slug-Durchmesser $D = 25 \text{ mm}$ und $D = 100 \text{ mm}$

X. Kernschmelzkühleinrichtungen für zukünftige DWR-Anlagen

**H. Alsmeyer
H. Werle**

PSF-Statusbericht, 23. März 1994

KERNSCHMELZKÜHLEINRICHTUNGEN FÜR ZUKÜNFTIGE DWR-ANLAGEN

H. Alsmeyer
H. Werle

1. Einleitung
2. Anforderungen an die Kernrückhaltung
3. Das Wannen-Stapel-Konzept
4. Das EPR-Referenzkonzept
5. Das COMET-Konzept
6. Schlußfolgerungen

Statusbericht des
Projektes Nukleare Sicherheitsforschung (PSF)
23. März 1994

KERNFORSCHUNGSZENTRUM KARLSRUHE

1. EINLEITUNG

Für zukünftige Leichtwasserreaktoren sind Unfälle mit Kernschmelzen bei der sicherheitstechnischen Planung der Anlage zu berücksichtigen mit dem Ziel, deren Auswirkungen im wesentlichen auf die Anlage zu begrenzen. In diesem Sinne fordern die deutsche Reaktor-Sicherheitskommission (RSK) und die französische Groupe Permanent chargé des Réacteurs Nucléaires (GPR) in ihrer gemeinsamen Empfehlung von 1993, daß zum Schutz der Bevölkerung bei schweren Unfällen mit Kernschmelzen zeitlich und räumlich nur sehr begrenzte Maßnahmen des Katastrophenschutzes erforderlich werden [1]. Für den Fall des Durchschmelzens des Reaktordruckbehälters (RDB) muß sichergestellt sein, daß das Durchdringen der Kernschmelze durch das Fundament des Sicherheitsbehälters verhindert wird - bei gleichzeitigem sicherem Einschluß des kontaminierten Wassers im Hinblick auf ein Eindringen in den Untergrund - und daß die Nachzerfallsleistung aus dem Sicherheitsbehälter abgeführt wird, wobei die im Sicherheitsbehälter liegenden Wärmeabfuhrprozesse vorzugsweise passiv sein sollen.

Diese Empfehlungen definieren die allgemeine Zielsetzung einer Rückhalte-Einrichtung von Kernschmelzen nach RDB-Versagen:

- Sicherer Einschluß der ausgetretenen Kernmassen und Spaltprodukte
- Sichere Abfuhr der Nachwärmeleistung

Im Hinblick auf diese Zielsetzungen ist es nützlich, sich die Probleme zu vergegenwärtigen, die bei einer nicht verhinderten Erosion des Betonfundamentes durch die Kernschmelze bestehen:

- Eindringen und Durchdringen der Fundamentplatte
- Freisetzung von Gasen in den Sicherheitsbehälter mit der Problematik Überdruckversagen und Belastung aus schnellen Verbrennungsprozessen
- Freisetzung von Aerosolen und Spaltprodukten während der Betonerosion

Diese Phänomene wurden zum Beispiel in der Deutschen Risikostudie-Phase B für deutsche Druckwasserreaktoren quantifiziert und bewertet [2]. Hierzu hat KfK mit den BETA-Experimenten und der Entwicklung des WECHSL-Rechenprogramms wesentlich beigetragen [3-7]. In Nutzung seiner langjährigen Kenntnisse in diesem Feld hat KfK nun seine Arbeiten auf die Aufgabenstellung der Kühlung und Beherrschung von ex-vessel Schmelzen ausgeweitet.

Die hier vorgetragenen neuen Arbeiten sind Bestandteil nationaler und internationaler Kooperation. Sie fließen ein in die Überlegungen zum Europäischen Druckwasserreaktor (EPR) auf Grund der Kooperationsverträge mit VdEW/Siemens und CEA -Frankreich und bilden einen wesentlichen Bestandteil des laufenden Programms zur Reaktorsicherheitsforschung der Kommission der Europäischen Gemeinschaft in Zusammenarbeit mit den westeuropäischen Ländern. Informationstausch besteht weiterhin mit USA, Japan, Russland und anderen wichtigen Kernenergieländern.

2. ANFORDERUNGEN AN DIE KERNRÜCKHALTUNG

Die Vorrichtung zur Kernschmelzkühlung außerhalb des Druckbehälters ist als ein Bestandteil des gesamten Sicherheitskonzeptes eines Reaktors zu sehen. Von da aus definieren sich die Anforderungen an die Kühleinrichtung aus verschiedenen Unfallabläufen, die nicht durch andere Maßnahmen mit hinreichender Sicherheit abgedeckt sind. Andererseits sind auch die Belastungen, die durch den Betrieb der Kühleinrichtung entstehen, wie thermische oder mechanische Lasten, durch geeignete Eigenschaften des Sicherheitsbehälters abzutragen. Daher muß ein Corecatcher sorgfältig in das Containmentsystem integriert sein.

Das Versagen des Reaktordruckbehälters mit dem Austritt der Schmelze kann, je nach Unfallhergang, zu ersten extremen Belastungen des Corecatchers führen, die eine hohe mechanische Stabilität erfordern (Abb. 1). Hohe Drücke als Folge einer Dampfexplosion im Druckbehälter (a) könnten die Bodenkalotte absprengen und eine geschoßartige Wirkung verursachen [8]. Ähnliche Auswirkungen können entstehen, wenn der Reaktorkern unter hohem Druck des Primärkreises abschmilzt - entweder unter Systemdruck von 160 bar oder, im Falle einer gesteuerten Druckentlastung, bei einem geringeren Restdruck, z.B. bei 30 bar. Je nach thermischem Angriff der Bodenkalotte ist globales oder lokales Versagen (b) denkbar, wobei die Möglichkeit des Versprühens der Schmelze besteht. Bei vollständigem Abbau des Primärkreisdrucks kann die Bodenkalotte unter ihrem Eigengewicht abstürzen (c) oder die Schmelze durch ein erschmolzenes Loch austreten (d). Zu beachten ist auch, daß in vielen Fällen noch Reststrukturen des Kernes vorhanden sind, die längerfristig, nachdem der größere flüssige Schmelzsee ausgetreten ist, in festem oder gerade erschmelzendem Zustand abstürzen (e).

Als Massen der Schmelzen sind bei einem großen Druckwasserreaktor mit 1300 MW_{el} bis zu etwa 200 t zu erwarten, bestehend aus etwa 120 t Oxidmaterial (UO₂ und einem Teil des zu ZrO₂ oxidierten Hüllrohrmaterials) und bis zu 80 t metallischer Strukturmaterialien. Wichtig ist, wegen seiner hohen chemischen Reaktivität, das Vorhandensein von typisch 20 t metallischen Zirconiums aus nicht oxidierten Hüllrohren. Die anfängliche Temperatur der Schmelze kann bis zu 3000 K betragen. Wegen Unsicherheiten in den verschiedenen Unfallabläufen sind diese Daten als geschätzte Obergrenzen zu verstehen. Die Nachwärmeleistung in der Schmelze beträgt anfangs 30 MW und nach mehreren Tagen typisch 10 MW.

Die folgenden Merkmale sollten von einem Corecatcher erfüllt werden:

- passive Funktion
- sichere Wärmeabfuhr
- weitgehender Einschluß von Spaltprodukten
- Beständigkeit gegen
 - mechanische Lasten
 - thermische Lasten
 - physikalisch/chemischen Angriff (Löslichkeit, chem. Reaktionen,..)
- keine starke Dampfexplosion
- nur begrenzte Wasserstoff-Freisetzung
- keine Behinderung bei Normalbetrieb und Störfällen
- leichte Wartung und Inspizierbarkeit
- einfache Funktion im Hinblick auf Akzeptanz und Genehmigungsfähigkeit
- begrenzte Kosten .

Wendet man diese Merkmale auf die mehr als 40 bekanntgewordenen Patente von Corecatchern für LWR an, so zeigt sich, daß viele der aufgeführten Kriterien nicht ausreichend erfüllt sind [9]. Daher halten wir es für notwendig, mit dem heutigen, fortgeschrittenen Kenntnisstand über Unfallabläufe und das Verhalten von Schmelzen verbesserte und einfachere Konzepte zu entwickeln.

Die folgende Tabelle zeigt die Einordnung einiger neuerer vorgeschlagener Kühlungskonzepte:

Merkmale neuerer Kühlungskonzepte:

Verteilung der Schmelze	Kühlung durch	
	direkten Wasserkontakt	indirekte Wasserkühlung
2-dimensional (flache Schicht)	EPR-Ausbreitungskonzept COMET-Konzept	Strahlungs-Konzept [10]
3-dimensional (incl. Mehrfachsichten)	Fish et al [11] Turricchia [12] Wannenstapel	Mehrfach-Tiegel [10]

Der Vorteil des direkten Wasserkontakts ist i.a. die schnelle Abkühlung der Schmelze bis in die Erstarrung und damit verbunden die Reduzierung der Spaltproduktfreisetzung und des Angriffs von Strukturen. Dies wird allerdings erkauft durch mögliche Belastungen aus einer heftigen Schmelze-Wasser-Wechselwirkung bis hin zur eventuell auftretenden Dampfexplosion. Die von KfK untersuchten Konzepte nutzen den direkten Wasserkontakt, wie in den folgenden Abschnitten diskutiert wird.

3. Das "WANNEN-STAPEL (STAGGERED PANS)"-KONZEPT

3.1 Beschreibung des Konzepts

Im Hinblick auf eine möglichst geringe Freisetzung von Radioaktivität und auf geringe Wechselwirkung der Kernschmelze mit sie umgebenden Strukturmaterialien ist es vorteilhaft, wenn die Schmelze schnell erstarrt. Wenn dies durch Ausbreitung auf horizontalen Flächen erreicht werden soll, sind große Ausbreitungsflächen in der Reaktorgrube erforderlich. Erfolgt die Ausbreitung auf nur einer horizontalen Fläche, sind entsprechend große radiale Abmessungen notwendig, die in existierenden Anlagen nicht zur Verfügung stehen und in neuen Anlagen die Auslegung der Reaktorgrube erschweren würden.

In dem vorgeschlagenen Kernfänger-Konzept wird die vertikale Ausdehnung der Reaktorgrube benutzt um, auch in radial beschränkten Gruben, eine genügend große Ausbreitungsfläche dadurch bereit zu stellen, daß die Schmelze auf mehreren, übereinander liegenden Flächen verteilt wird. Ein weiter Vorteil dabei ist, daß die ausgebreitete Schmelze sowohl von oben als auch von unten gekühlt werden kann.

Der vorgeschlagene Kernfänger besteht aus einem Stapel übereinander angeordneter Wannen, der in der Reaktorgrube untergebracht ist (Abb. 2). Es gibt zwei

Arten von Wannern: Die kleineren, ohne zentrale Öffnung, dienen dazu, einen Teil der Schmelze aufzufangen, die größeren, mit zentraler Öffnung, speichern ebenfalls einen Teil der Schmelze und leiten darüber hinaus die überschüssige Schmelze zurück in den zentralen Bereich des Plattenstapels. Unabhängig davon, wie und wo die Schmelze auf den Plattenstapel trifft, füllt sie die Wannern beginnend von oben eine nach der anderen und erstarrt dort als flache Kruste.

Der Plattenstapel ist in einem Bett aus Kugeln ($\geq 10 \text{ cm } \varnothing$) angeordnet, das die gesamte Reaktorgrube ausfüllt. Beide Komponenten des Kernfängers, die Platten und die Kugeln, bestehen aus gegenüber der Kernschmelze beständiger Keramik (ZrO_2 , ThO_2). Das Kugelbett erfüllt mehrere Aufgaben:

1. Es stellt eine poröse, mechanisch stabile Umgebung für den Plattenstapel dar.
2. Es erniedrigt die Temperatur der durchfließenden Schmelze und speichert einen Teil als Kruste auf den Kugeln.
3. Es zerteilt kompakte Schmelzströme ("jets") in viele kleine, langsam fließende Schmelzzungen; dadurch werden einmal die Wannern geschützt und zum anderen - und das ist der entscheidende Punkt - große Dampfexplosionen in gefluteten Betten verhindert, wie Fish et al. [11] gezeigt haben.

Die Größe der Kugeln muß unter Berücksichtigung zweier sich widersprechender Anforderungen optimiert werden: Damit die Schmelze das Bett leicht durchdringen und damit eine genügend hohe Porosität und Permeabilität des Bettes für den Kühlwasserstrom gewährleistet ist, sollten die Kugeln groß sein, zur Vermeidung von Dampfexplosionen sind dagegen kleine Kugeln günstiger.

Es werden zwei verschiedene Anfangsbedingungen untersucht: Der Kernfänger kann anfänglich trocken oder bereits mit Wasser geflutet sein. Der anfänglich trockene Kernfänger wird nach Beaufschlagung mit Schmelze geflutet (z. Bsp. über aufschmelzende Verschlüsse). Beim anfänglich gefluteten Kernfänger wird unterstellt, daß der maximale Kühlwasserstand mindestens etwa 1 m unterhalb der Bettoberfläche liegt. Die flachen Kernschmelzschichten in den Wannern werden von oben und unten durch ein- oder zweiphasige Naturkonvektion des Sumpfwassers gekühlt. Um die Naturkonvektion zu erleichtern, sind die Wannernböden etwas gegenüber der Horizontalen geneigt.

3.2 Schlüsselprobleme des "Wannen-Stapel"-Konzepts

Die Machbarkeit des Konzepts erfordert befriedigende Antworten insbesondere zu folgenden Problemen:

1. Vermeidung großer Dampfexplosionen im anfänglich gefluteten Kernfänger mit Hilfe des Kugelbetts
2. Fließverhalten und Verteilung der Schmelze in trockenen und gefluteten Kernfängern
3. Rest-Porosität des Kugelbetts nach Durchfluß der Schmelze
4. Langzeit-Kühlbarkeit durch ein- oder zwei-phasige Naturkonvektion des Sumpfwassers.

Es soll noch darauf hingewiesen werden, daß die Fließvorgänge der Schmelze im Kernfänger nur wenige zehn Sekunden dauern. Da die während dieser Zeitspanne erzeugte Nachwärme sehr klein gegenüber der gespeicherten Wärme ist, können die Fließvorgänge mit Schmelzen ohne Nachbeheizung untersucht werden. Diese Experimente sind wesentlich weniger aufwendig als solche mit nachbeheizten Schmelzen.

3.3 Experimente

Die bisherigen Experimente beschränkten sich auf Untersuchungen zur Beständigkeit von Strukturmaterialien und zum Fließverhalten und zur Verteilung von Mischschmelzen (Metall und Oxyd) in trockenen Kernfängern.

Die Schmelzen (55 Gew.% Eisen und 45 Gew.% Aluminiumoxyd) werden mittels der exothermischen Thermit-Reaktion in einem Reaktionstiegel (Fassungsvermögen 300 kg) erzeugt (Abb. 3). Für 150 kg Thermit beträgt die Reaktionszeit etwa 30 s. Nach höchstens weiteren 10 s haben sich die beiden Komponenten getrennt, und die Gasfreisetzung ist beendet. Zu diesem Zeitpunkt wird eine Öffnung im Boden des Tiegels freigegeben, und die Schmelze fließt als definierter 20 mm Ø-Strahl ab und beaufschlagt das unter dem Tiegel angebrachte Testobjekt. Das Ausfließen der Eisenschmelze dauert etwa 20 s, das der nachfolgenden Oxydschmelze etwa 30 s (bei 150 kg Thermit). Die mit W/Re-Thermoelementen gemessene Temperatur der Schmelze beträgt während des Ausfließens etwa 2350 K. Die Aluminiumoxydschmelze enthält etwa 5 - 10 Gew.% Eisenoxyd (durch unvollständige Reaktion) und 5 - 10 Gew.% SiO₂ (vom Tiegel), die Solidus-Temperatur liegt bei 2100 K.

Es wurden bisher sechs Experimente mit jeweils 80 - 150 kg Thermit durchgeführt: Drei zum Verhalten verschiedener Materialien gegenüber dem Schmelzenstrahl und drei zum Fließen und zur Verteilung der Schmelze in den vorgeschlagenen Kernfänger simulierenden Anordnungen.

Das wesentliche Ergebnis der Materialtests ist, daß oxydische Keramiken wesentlich beständiger gegenüber Strahlen aus Mischschmelzen (Metall + Oxyd) sind als metallische Strukturen. Abb. 3 zeigt den zeitlichen Verlauf der Erosion einer 100 mm dicken Stahlplatte durch einen 20 mm \varnothing -Eisenstrahl. Die Erosionsrate ist nahezu unabhängig von der Zeit bzw. Erosionstiefe. Dies deutet darauf hin, daß mit solchen Schmelzenstrahlen noch wesentlich dickere Stahlschichten erodiert werden können, ein Ergebnis, das auch für das Verhalten des Reaktordruckbehälterbodens gegenüber Kernschmelzestrahlen von Bedeutung ist.

Unter Berücksichtigung der Ergebnisse der Materialtests wurden als Strukturmaterialien für die Experimente zum Fließen und zur Verteilung der Schmelze hochschmelzende Oxyde gewählt, und es wurde versucht, die wesentlichen Elemente des vorgeschlagenen Kernfängers nachzubilden. In Abb. 5 ist das prototypischste Experiment dieser Serie schematisch dargestellt: In einem Kugelbett ist ein Stapel von Auffangwannen untergebracht; zwischen den Auffangwannen befinden sich Platten mit geneigter Oberfläche, die die Schmelze zur Stapelachse zurückleiten sollen. Die Auffangwannen und die Platten bestehen aus Cordierit (53 Gew.% SiO_2 , 37 Gew.% Al_2O_3 , 10 Gew.% andere Oxyde), das Kugelbett im oberen Bereich aus 50 mm \varnothing - Al_2O_3 -Kugeln und im unteren Bereich aus 32 - 50 mm \varnothing Kies. Es wurden 100 kg Thermit, dem 35 kg CaO zur Erniedrigung der Schmelztemperatur zugesetzt wurden, verwendet.

Der Verschuß im Boden des Reaktionstiegels öffnete etwa 40 s nach Zündung, wodurch die Anordnung mit einem 20 mm \varnothing -Strahl zunächst aus Eisen und danach aus Oxyd beaufschlagt wurde. Ähnlich wie in den beiden anderen Experimenten dieser Serie floß das Eisen im wesentlichen nach unten und wurde in den beiden oberen Wannen aufgefangen. Die Oxydschmelze breitet sich dagegen auch in radialer Richtung merklich aus, erstarrt im oberen Bereich des Kugelbetts und füllt dort die anfänglich vorhandene Porosität ($\approx 40\%$) praktisch vollkommen aus (Abb. 5).

Das Fließverhalten der Oxydschmelze ist überraschend. Es wurde erwartet, daß die oxydische Schmelze ähnlich wie die metallische im wesentlichen nach unten fließen und sich in den unteren Auffangwannen sammeln würde. Außerdem deuteten Rechnungen darauf hin, daß nach Durchfluß der oxydischen Schmelze nur dünne Krusten auf den Kugeln zurückbleiben würden.

Die durch die Schwerkraft hervorgerufene, nach unten gerichtete Fließgeschwindigkeit einer Flüssigkeit in einem Kugelbett ist [13]

$$v = K \rho g / \mu = K g / \nu \quad (1)$$

Die Permeabilität des Betts ist

$$K = d^2 \varepsilon^3 / (1 - \varepsilon)^2 \quad (2)$$

Dabei ist ρ die Dichte, μ die dynamische und ν die kinematische Viskosität der Flüssigkeit, g die Erdbeschleunigung, ε die Porosität des Betts und d der Kugeldurchmesser.

Nach Gleichung (1) wird die vertikale Fließgeschwindigkeit im wesentlichen durch die kinematische Viskosität der Flüssigkeit bestimmt. In untenstehender Tabelle sind ungefähre Stoffdaten für die oxydischen und metallischen Komponenten einer Kernschmelze (Corium) und von Thermiterschmelzen zusammengestellt.

	Corium [14]		Thermit	
	Metall	Oxyd	Eisen[15]	Al ₂ O ₃ [16]
Dichte ρ (kg/m ³)	6900	8700	6900	2700
Dyn. Viskosität μ (Pa s)	5 x 10 ⁻³	6 x 10 ⁻³	5 x 10 ⁻³	5 x 10 ⁻²
Kin. Viskosität ν (m ² /s)	7 x 10 ⁻⁷	7 x 10 ⁻⁷	7 x 10 ⁻⁷	2 x 10 ⁻⁵

Die kinematische Viskosität der Al₂O₃-Schmelze ist etwa dreißigmal größer als die der metallischen Schmelzen, aber auch der oxydischen Coriumschmelze. Es ist daher anzunehmen - und Thermitexperimente im kleinem Maßstab bestätigen dies - daß das unerwartete Fließverhalten der oxydischen Thermiterschmelze durch die große kinematische Viskosität bedingt ist und daß sich die beiden Komponenten von Coriumschmelzen ähnlich verhalten wie die metallische Thermiterschmelze.

3.4 Schlußfolgerungen

Die durchgeführten Experimente lassen erwarten, daß sich eine Kernschmelze in den übereinander angeordneten Wannen des vorgeschlagenen Kernfängers im trockenen Fall wie vorgesehen sammeln läßt und daß die Kugelschüttung nach Durchfluß der Schmelze eine ausreichende Porosität zur Gewährleistung der Kühlung aufweist.

Zum Nachweis der Machbarkeit sind weitere experimentelle und theoretische Untersuchungen, insbesondere zur Wechselwirkung der Schmelze mit Wasser in gefluteten Anordnungen und zur langfristigen Kühlbarkeit durch Naturkonvektion des Sumpfwassers notwendig.

4. DAS EPR-REFERENZKONZEPT

4.1 Einführung

Das Siemens-Konzept eines Kernfängers für den EPR sieht die Ausbreitung der Schmelze auf einer 150 m² großen, mit einer Schutzschicht bedeckten Fläche und Kühlung durch Wasser von oben vor (Abb. 6). Die Ausbreitungsfläche ist dabei seitlich unterhalb des Druckbehälters angeordnet. Es werden zwei Varianten betrachtet: Ausbreitung auf einer trockenen und auf einer mit Kondenswasser (Schichthöhe ≈ 1 cm) bedeckten Fläche.

Für dieses Konzept werden im Rahmen einer Zusammenarbeit zwischen den EVU's, Siemens und KfK Experimente mit bis zu 300 kg-Thermit-Schmelzen durchgeführt. Ziel der Untersuchungen ist die Charakterisierung der Ausbreitungsphänomene und die Beschreibung der Kühlbarkeitsbedingungen im Hinblick auf

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

Die ersten vier Experimente wurden spezifiziert und sind in Tab. 1 zusammengestellt. Bei einem Teil der Experimente bleiben die beiden Schmelzkomponenten (Eisen, Aluminiumoxyd) ungetrennt ("mix"), beim anderen Teil werden sie getrennt ("sep"). Es wird sowohl die zwei-dimensionale ("2d") Ausbreitung (auf einem 90°-Sektor) als auch die ein-dimensionale ("1d") Ausbreitung (in Rinnen) untersucht.

Der Versuchsablauf ist folgender: Das Thermit wird in einem Reaktionsbehälter gezündet. Nach Beendigung der Thermit-Reaktion (≈ 30 s) wird ein Stopfen im Boden des Reaktionsbehälters geöffnet. Die Schmelze (zuerst das Eisen, danach das Oxid) fließt in einen Sammelbehälter - wo gegebenenfalls die beiden Komponenten getrennt werden - und von dort durch seitliche, in Bodenhöhe angebrachte Austrittsöffnungen auf die Ausbreitungsfläche.

Die Zielsetzung der ersten beiden Experimente, die bereits durchgeführt wurden, war die Erprobung der Versuchstechnik und Instrumentierung sowie die Untersuchung der zwei- und ein-dimensionalen Ausbreitung auf einer trockenen Fläche mit mittleren Schmelzenmassen (150 kg). Die Experimente 3 und 4 sind für Früh-

sommer 1994 geplant und werden auf dem Testgelände des ICT in Berghausen durchgeführt, wo zwischenzeitlich eine Thermit-Anlage aufgebaut wurde. Diese Experimente stellen Referenz-Versuche für die zweidimensionale Ausbreitung auf trockenen und nassen Flächen mit großen Schmelzenmassen (300 kg) dar. Die Experimente sind mit W/Re-Thermoelementen zur Messung der Schmelzentemperatur und mit Video-Kameras zur Beobachtung der Ausbreitung ausgerüstet. Für die Experimente zur Ausbreitung auf nassen Flächen sind darüber hinaus Druckaufnehmer und eine Hochgeschwindigkeitskamera vorgesehen.

4.2 Experimente KATS-1 und -2.

In beiden Experimenten wurden jeweils 150 kg Thermit eingesetzt. Die Schmelzen (80 kg Eisen, 70 kg Al_2O_3) sollten zunächst vollständig im Sammel-Behälter gespeichert werden und dann, nach Aufbrechen der Verschlüsse der Austritts-Öffnungen (mit einem pneumatisch bewegten Stößel), auf die Ausbreitungsfläche fließen. Die Ausbreitungsfläche bestand aus lose auf trockenem Sand verlegten Keramik-Platten. Bei KATS-1 sollte sich die ungetrennte Schmelze zweidimensional ausbreiten, bei KATS-2 sollten sich die beiden Komponenten getrennt, jede in einer ein-dimensionalen Rinne, ausbreiten. Die Trennung sollte im Sammelbehälter, durch Überlauf der Oxydschmelze über eine Trennwand erfolgen.

Bei KATS-1 erfolgte der Abstich der Schmelze aus dem Reaktionsbehälter 40 s nach Zündung. Etwa 55 - 60 s nach Zündung ist das Eisen und 80 - 90 s nach Zündung ist die gesamte Schmelze in den Sammel-Behälter abgeflossen. Bereits 65 s nach Zündung war der Verschluß der Austritts-Öffnung erodiert und die Schmelze floß daher, früher als geplant, auf die Ausbreitungsfläche. Zu diesem Zeitpunkt war zwar die gesamte Eisen-Schmelze, aber nur ein geringer Teil der Oxydschmelze im Sammelbehälter gespeichert. Der Spiegel der Eisenschmelze lag zu Beginn des Ausströmens etwa 12 cm über der Ausbreitungsfläche.

Zunächst fließt die schwere Eisenschmelze aus und breitet sich, anfänglich mit einer Geschwindigkeit von etwa 1,5 m/s, aus. In wenigen s ist die Eisenschmelze ausgeflossen und hat sich, als etwa 6 mm dicke Schicht, auf 1,8 m² verteilt. Beim Abkühlen zieht sich die Eisenschmelze infolge der zunehmenden Oberflächenspannung, zusammen und bildet eine die Ausbreitungsfläche nur teilweise bedeckende Kruste. Die Oxydschmelze fließt nach der Eisenschmelze aus und überdeckt diese. Sie breitet sich radial nur etwa 0,7 m aus und erstarrt als 5 - 10 cm dicke Kruste (Abb. 7).

Bei KATS-2 erfolgte der Abstich bereits 30 s nach Zündung, um eine höhere Temperatur der Schmelze und damit eine geringere Viskosität der Oxysdschmelze zu erreichen. Die Oxysdschmelze konnte im Sammelbehälter von der Eisenschmelze getrennt werden. Sie floß 45 s nach Zündung durch die unverschlossene Austrittsöffnung auf die "Oxydrinne" (24 cm breit) und breitete sich mit etwa 0,25 m/s 1 m gleichmäßig aus (Abb. 8). Zu diesem Zeitpunkt (etwa 51 s nach Zündung) durchbrach die Eisenschmelze, früher als geplant und bevor die Oxysdschmelze vollständig im Sammelbehälter war, den Verschuß der Öffnung im Sammelbehälter und breitete sich mit etwa 1 m/s in der "Eisenrinne" (24 cm breit) aus (Abb. 6). Mit dem W/Re-Thermoelement wurde 64 s nach Zündung in der Eisenrinne eine Schmelzentemperatur von etwa 2120 K gemessen. Im Thermit-Reaktionsbehälter beträgt die Schmelzentemperatur 40 s nach Zündung etwa 2350 K.

4.3 Diskussion der Ergebnisse und Schlußfolgerungen

Bezüglich der Experiment-Auslegung und Instrumentierung zeigten sich einige Mängel, die behoben werden müssen:

- Der Verschuß der Öffnung im Sammelbehälter versagte und muß robuster ausgelegt werden.
- Ein Teil der W/Re-Thermoelement versagte, hauptsächlich wegen Kabelbränden.
- Die Belichtung der Video-Aufnahmen war nicht optimal.

Bezüglich der Schmelzenausbreitung zeigte sich, ähnlich wie bei den Experimenten zum "Wannen-Stapel", daß Eisenschmelzen wegen ihrer kleinen Viskosität wesentlich besser fließen und sich daher viel leichter weitflächig ausbreiten lassen als die hochviskosen Al_2O_3 -Schmelzen. Das Ausbreitungsverhalten der Al_2O_3 -Schmelzen hängt wegen der stark temperaturabhängigen Viskosität empfindlich von der Schmelzentemperatur ab. Experiment KATS-2 und Tests mit kleineren Thermitmengen deuten darauf hin, daß bei optimierter Versuchsführung die Temperatur der Al_2O_3 -Schmelze genügend hoch und damit die Viskosität genügend klein ist, um ein Corium-ähnliches Fließverhalten der Al_2O_3 -Schmelze zu gewährleisten.

5. DAS COMET-KONZEPT

5.1 Beschreibung des Konzepts

Das COMET-Konzept nutzt die Prinzipien: Ausbreitung der Schmelze, Fragmentierung der Schmelze durch geeignete Wasserzufuhr, Wärmeabfuhr durch Verdampfung des Kühlwassers aus der gefluteten Schmelze und Rückfluß des Kondensatwassers. In Abb. 9 ist die Kühleinrichtung in der erweiterten Reaktorgrube unter dem Druckbehälter angeordnet. Das Auffanggitter schützt die Einrichtung vor extremen mechanischen Lasten aus energetischem RDB-Versagen, läßt aber die Schmelze auf die Bodenplatte durchtreten. Die gelochte Bodenplatte trägt eine Opferschicht aus Beton mit einem verstärkten Mittenteil als Schutz vor aufprallenden Teilen des RDB. In die Opferschicht sind Stopfen integriert, die eine Fortsetzung der Löcher in der Bodenplatte darstellen. Die Bodenplatte ist über Doppel-T-Profile auf dem Betonfundament verankert. Der so gebildete freie Spalt wird in einer Unfallsituation von vorhandenem Sumpfwasser aus dem Überlaufbecken selbsttätig geflutet. Die Kernschmelze erodiert die Opferschicht, bis die integrierten Stopfen soweit aufgeschmolzen sind, daß das unten anstehende Wasser in die Schmelze eintritt, beim Verdampfen die Schmelzschicht aufbricht und schließlich nach oben abströmt. Die Schmelze wird dadurch gekühlt und beginnt zu erstarren, bevor die Schmelze die Bodenplatte erreicht. Ein Aufschmelzen der Bodenplatte wird damit sicher verhindert. Langfristig ist die poröse Schmelze vollständig erstarrt und von verdampfendem Wasser überflutet.

Die Opferschicht dient dazu, die Ausbreitung durch eine Absenkung der Erstarrungstemperatur und eine Erniedrigung der Viskosität der Schmelze zu fördern. Des weiteren kann durch die Materialien in der Opferschicht das vorhandene metallische Zirkonium oxidiert werden, um zu verhindern, daß bei Wasserzutritt in die Schmelze durch die Zr-Oxidation eine wesentliche Wasserstoffquelle entsteht. Eine weitere wichtige Funktion der Opferschicht ist die sichere Einbindung der Spaltprodukte durch Glasbildner.

Der Wasserzulauf für den Kernfänger liegt an der tiefsten Stelle des Erdgeschosses, um ein passives Fluten des Kernfängers durch das Sumpfwasser zu erzwingen. Kondensat, das sich aus der Dampfkondensation an den vorzusehenden Wärmesenken im Containment bildet, fließt so selbsttätig zurück und steht dann wieder zur Kühlung der Schmelze zur Verfügung.

Abb. 9 zeigt eine sehr große Bodenplatte, die mit 16 m Durchmesser so bemessen wurde, daß die eintretende Fragmentierung und damit Oberflächenvergrößerung der Schmelze nicht berücksichtigt wurden. Da aber mit Fragmentierung der Schmelze die kühlbare Schichtdicke der Schmelze steigt, läßt sich der Durchmesser der Konstruktion tatsächlich reduzieren.

5.2 Schlüsselprobleme

Die sehr komplexen Vorgänge bei der Kühlung und Fragmentierung der Schmelze bei Wasserzutritt von unten sind heute einer theoretischen Behandlung nicht zugänglich. Daher muß durch geeignete Experimente, vom Labormaßstab bis zu Großexperimenten mit nachbeheizten Schmelzen, ein schlüssiger experimenteller Nachweis der Funktion geführt werden. Neben dem primären Nachweis und Optimierung der kurz- und langfristigen Kühlbarkeit sind dabei die folgenden Probleme zu behandeln:

1. Begrenzung der Wirkung möglicher Dampfexplosion bei Beginn des Wasserzutritts oder bei späterem Absturz von Restschmelze
2. Begrenzung der H_2 -Freisetzung, vor allem aus der Zr-Oxidation
3. Möglichkeit des Durchtritts von Schmelze durch geöffnete Stopfen.

Zu diesen sicherheitsrelevanten Problemen kommen Fragen der Auslegungsoptimierung:

4. Minimierung der Spaltproduktfreisetzung durch geeignete Opferschicht
5. Optimierung der aufschmelzenden Stopfen nach Anzahl, Material und Durchmesser
6. Einfluß des Wasserzulaufdrucks
7. Folgerungen aus einer ungleichmäßigen Erosion
8. maximale Höhe der Schmelzenschicht
9. Einfluß von metallischem Zirkonium in der Schmelze
10. Horizontale Ausbreitung der Schmelze

5.3 COMET-T Experimente mit Thermitschmelzen

In Laborexperimenten und mit thermitisch erzeugten, realitätsnahen Schmelzen wurde bereits die prinzipielle Kühlbarkeit und Fragmentierung der Schmelze durch Wasserzutritt von unten nachgewiesen [17]. Eine systematische Untersuchung mit Thermitschmelzen mit 50 bis 100 kg Schmelzenmassen bei Variation wesentlicher Parameter wurde 1993 in einer ausführlichen Versuchsreihe vorgenommen.

Abbildung 10 zeigt den experimentellen Aufbau, der einem Ausschnitt der Kernfängerkonstruktion entspricht. Er besteht aus einem zylindrischen Behälter mit einer seitlichen Isolationsschicht aus MgO und einer gelochten Bodenplatte, die mit einer ca. 50 mm hohen Betonschicht abgedeckt ist. Der Innendurchmesser des Versuchsbehälters beträgt 250 mm. Von 9 Löchern in der Bodenplatte ragen Stopfen aus Kunststoff soweit in die Betonschicht, daß sie noch mit 5 bzw. 10 mm Beton als Opferschicht überdeckt sind. Nach Erosion der in diesen Experimenten ohne Nachwärmesimulation nur sehr dünnen Opferschicht schmelzen die Stopfen auf und erlauben den Zutritt von Wasser in die Schmelze. Die Versorgung der Stopfen mit Flutwasser eines vorgewählten Druckes erfolgt passiv über Einzelzuführungen aus einem Vorratsbehälter. Gemessen werden die Wasserströme und Wasserdrücke, sowie Temperaturen in den Stopfen und in der Betonschicht. Wägezellen tragen den Versuchsbehälter und lassen zusammen mit den Druckmessungen quantitative Aussagen über eventuelle heftige Wasser-Schmelze-Reaktionen zu.

Bei den Experimenten wird zur Erzeugung einer ca. 2200 K heißen Metall- und Oxidschmelze eine Mischung aus 50 - 100 kg Thermitpulver mit 35%igem CaO-Anteil im Tiegel gezündet. Daraus entstehen etwa 37 Gew. % Eisenschmelze, die von 63 Gew. % Oxidschmelze ($\text{Al}_2\text{O}_3 + \text{CaO}$) überschichtet sind. Der hinzugefügte CaO-Anteil dient dabei der Absenkung der Viskosität und der Erstarrungstemperatur der Oxidschmelze. In zwei Experimenten werden zusätzlich 5 kg Zirkalloy im Versuchsbehälter zugegeben, um Hüllrohrmaterial zu simulieren. Der Differenzdruck des Flutwassers wird von 0 bis 0,4 bar variiert.

In einem typischen Versuchsablauf dauert die Thermitreaktion zur Erzeugung der heißen Schmelze 30 s. Danach erfolgt die Erosion der 10 mm hohen betonartigen

Opferschicht mit relativ ruhiger Gasfreisetzung. 70 Sekunden nach Zündung ist die Betonschicht soweit erodiert, daß der Wasserzutritt in die Schmelze beginnt. Die Wasserzähler zeigen dies mit einem zunächst kleinen Volumenstrom von ca. 10 ml/s (Abb. 11) an. Nach 130 s setzt dann ein deutlich größerer Volumenstrom von bis zu 140 ml/s ein.

In dieser transienten Phase der Abkühlung der Schmelze wird die Schmelze im unteren Bereich direkt durch das eintretende und verdampfende Wasser gekühlt. Der obere Bereich der Schmelze wird zunächst durch den nach oben austretenden Dampf und mitgerissene Wassertröpfchen gekühlt. Mit fortschreitender Abkühlung der Schmelze steigt der Wasserstand in der porös erstarrenden Schmelze. Bereits nach ca. 3 Minuten ist die Schmelze vollständig erstarrt, weitere 20 s später sind Wassertropfen im Dampfstrom oberhalb der Schmelze sichtbar und 4 Minuten nach Zündung ist die Schmelze vollständig durch aufgestiegenes Wasser überdeckt. Dies ist der langfristig angestrebte Zustand: Die Energie aus der Schmelze wird vollständig an das verdampfende Wasser übertragen, das Wasser wird passiv von unten nachgespeist. Die gemessene Temperatur in der Betonschicht in der Höhe der Stopfenöffnung (Abb. 12) steigt nach 2 Minuten auf ca. 1300 K, bereits 40 s später ist die Temperatur aber wieder auf Umgebungstemperatur abgefallen. Die Temperatur an der Bodenplatte erhöht sich wegen der darüber liegenden, isolierenden Betonschicht praktisch nicht.

Während der Abkühlphase traten in den meisten Experimenten keine heftigen Reaktionen zwischen Schmelze und Wasser auf. Lediglich in Grenzfällen, wo die Schmelze bei Wasserkontakt noch extrem heiß war, wurden kleinere Dampfexplosionen beobachtet, die aber durch die Menge des momentan verfügbaren Wassers begrenzt sind. Solche Ereignisse lassen sich reduzieren, wenn durch eine dickere Opferschicht oberhalb der Stopfen die Schmelze vor Wasserzutritt ausreichend abgekühlt wird, wie alle Versuche mit 10 mm Opferschicht belegen.

Die Schmelzen erstarren porös. Die untenliegende Metallschicht hat eine Porosität von typisch 30 %, die Oxidschicht von 60%, wodurch eine sichere Wärmeabfuhr gegeben ist.

5.4 Weiterführende Experimente

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

Neben weiteren transienten Experimenten mit Thermiterschmelzen sind Experimente mit Simulation der Nachwärme in der BETA-Anlage in Vorbereitung. Die umgebaute BETA-Anlage ermöglicht, unter Nutzung der umfassenden Erfahrungen aus den mehrjährigen BETA-Experimenten, die Untersuchung von Kernschmelzkühleinrichtungen mit simulierten, prototypischen, flachen Schmelzschichten, in denen die Nachzerfallswärme durch induktive Beheizung ausreichend lange eingebracht werden kann. Abb. 13 zeigt die wesentlichen verfahrenstechnischen Komponenten, wie sie für die COMET-Experimente benötigt und eingebaut werden.

Kernstück für die Nachwärmesimulation in der umgebauten BETA-Anlage ist der elektrische Spiralinduktor, gebildet aus einer horizontalen Spule von 1 m \varnothing , der bis zu 400 kW Heizleistung kontinuierlich in die flache Schmelze einspeisen kann. Oberhalb der Spule wird die Kühleinrichtung einschließlich Wasserzufuhr positioniert, die die Schmelze von etwa 1 m Durchmesser und einer Masse von typisch 700 kg trägt. Die Beheizung wird auch nach Erstarren der Schmelze fortgesetzt, um auch die langfristige Kühlung zu untersuchen. Da hier in den wesentlichen Teilen eine 1:1 Geometrie als Ausschnitt der größeren Anordnung in einem Reaktor realisiert wird, kann weitgehende Übertragbarkeit der experimentellen Ergebnisse erwartet werden.

Diese Experimente sollen 1994 beginnen und haben die weitergehende Optimierung des COMET-Konzeptes zum Ziel.

6. SCHLUSSFOLGERUNGEN

Die drei von KfK untersuchten Konzepte zur Kühlung von Kernschmelzen außerhalb des Reaktordruckbehälters sollen die Nachwärme durch direkten Kontakt mit Wasser abführen. Dazu wird durch die geometrische Verteilung der Schmelze deren Oberfläche so vergrößert, daß günstige Bedingungen für den Wärmeentzug aus der schlecht wärmeleitenden Schmelze entstehen und eine schnelle vollständige Erstarrung einsetzt. Da jedoch beim direkten Kontakt von Schmelze mit Wasser heftige Wechselwirkungen im Sinne begrenzter Dampfexplosionen prinzipiell nicht ausgeschlossen werden können, besteht ein wichtiges Ziel in der experimentellen Bestimmung der eventuell entstehenden mechanischen Belastungen. Im Zuge der weiteren Untersuchungen ist eine Konzentrierung auf die aussichtsreichsten Prozesse zu erwarten.

LITERATUR

- [1] Gemeinsame Empfehlung von RSK und GPR für Sicherheitsanforderungen an zukünftige Kernkraftwerke mit Druckwasserreaktoren, Bundesanzeiger Nr. 218, 20. November 1993.
- [2] Gesellschaft für Reaktorsicherheit, Deutsche Risikostudie Kernkraftwerke, Phase, B, Verlag TÜV Rheinland, Köln, 1990
- [3] H. Alsmeyer, BETA-Experiments in Verification of the WECHSL Code. Experimental Results on the Melt Concrete Interaction, Nucl. Engrg. Des. 103 (1987) 115-125
- [4] H. Alsmeyer, Containment Loadings from Melt-Concrete Interaction, Nucl. Engrg. Des., 117 (1989) 45-50
- [5] M. Reimann, Verification of the WECHSL Code on Melt-Concrete Interaction and Application to the Core Melt Accident, Nucl. Engrg. Des. 103 (1987), 127-137
- [6] M. Reimann, S. Stiefel, The WECHSL-Mod 2 Code: A Computer Program for the Interaction of a Core Melt with Concrete including the Long Term Behavior, KfK 4477, June 1989

- [7] H. Alsmeyer, et al., BETA- Experimente zur Rolle des Zirkoniums bei der Schmelze Beton Wechselwirkung und ihre Anwendung auf den Kernschmelzenunfall, Jahrestagung Kerntechnik, Köln 1992, 155-158
- [8] H. Jacobs, L. Meyer, W. Schütz, Untersuchungen zur Dampfexplosion, PSF-Statusbericht 1994
- [9] I. Szabo, Survey of Design Principles and Basic Mechanisms of Ex-Vessel Molten Core Retention Systems, Proc. 5th Intern. Seminar on Containment of Nuclear Reactors, held in Conjunction with the 12th Intern. Conf. on Structural Mechanics in Reactor Technology, Karlsruhe, Aug. 24-25, 1993, 263-282
- [10] J.M. Seiler, F. Balard, M. Durin, A. Méjane, S. Pigny, I. Szabo, "Conceptual Studies of Core Catchers for Advanced LWR`s" Proc. Int. Conf. Design and Safety of Advanced Nuclear Power Plants, Tokyo, Oct. 1992, Vol. III, p. 23.3-1
- [11] J.D. Fish, M. Pilch, and F. Arellano, "Demonstration of Passively-Cooled Particle-Bed Core Retention", Proc. LMFBR Safety Topical Meeting, Lyon 1982, p. III-327
- [12] A. Turricchia, "How to Avoid Molten Core/Concrete Interaction (and Steam Explosions)", Proc. 2nd OECD (NEA) CSNI Specialist`s Meeting on Molten Core Debris-Concrete Interactions, Karlsruhe, April 1992, KfK 5108, NEA/CSNI/R(92)10, Nov. 92 (Editor: H. Alsmeyer), p. 503
- [13] A. Bejan, "Convective Heat Transfer in Porous Media", in: Handbook of Single-Phase Convective Heat Transfer (S. Kakac et al., eds.), John Wiley, New York (1987).
- [14] SCDAP/RELAP5/MOD2 Code Manual Vol. 4: MATPRO-A Library of Material Properties for LWR Accident Analysis (J.K. Hohorst, ed.), NUREG/CR-5273, EGG-2555, January 1990.
- [15] Y.S. Touloukian, "Recommended Values for the Thermophysical Properties of Eight Alloys, Major Constituents and their Oxides", Purdue University, 1966.
- [16] R.A. Blomquist, J. Fink, L. Leibowitz, "Viscosity of Molten Alumina", Ceramic Bull. 5, p. 522, 1978.
- [17] W. Tromm et al., Fragmentation of Melts by Water Inlet from below, NURETH 6, Vol. 1, Grenoble 1993

Tab. 1 KfK-Versuche zur Ausbreitung von Thermit-Schmelzen (KATS)

Test No	Ort	Zeit	Schmelze		Ausfluß- öffnung (mm)	Art	Ausbreitung		Zielsetzung
			Masse (kg)	Art			Boden	Wasser	
KATS-1	KfK	Dez. 93	150	mix	100 x 50	2d	Keramik	nein	1. Erprobung Verfahren, Instrum. 2. Trock. Ausbr., mittl. Schmelz.Masse
KATS-2	"	Jan. 94	"	sep	2 x 65 x 60	1d	"	"	
KATS-3	ICT	Mai 94	300	mix	≈ 100 x 70	2d	"	"	Trock. Ausbr., große Schmelz.Masse Referenz-Versuch, nasse Ausbr. große Schmelz.Masse
KATS-4	"	"	"	"	≈ 100 x 70	2d	"	ja	

Schmelze: Thermit (+ CaO)
 Instrumentierung: Schmelzen-Temp.
 Ausbreitung
 Schmelze/Wasser-
 Wechselwirkung

W/Re-Tauch-Thermoelemente
 2 Video-Kameras
 Bündel von Typ K-Thermoelementen
 Druckaufnehmer
 Schnelle Kamera

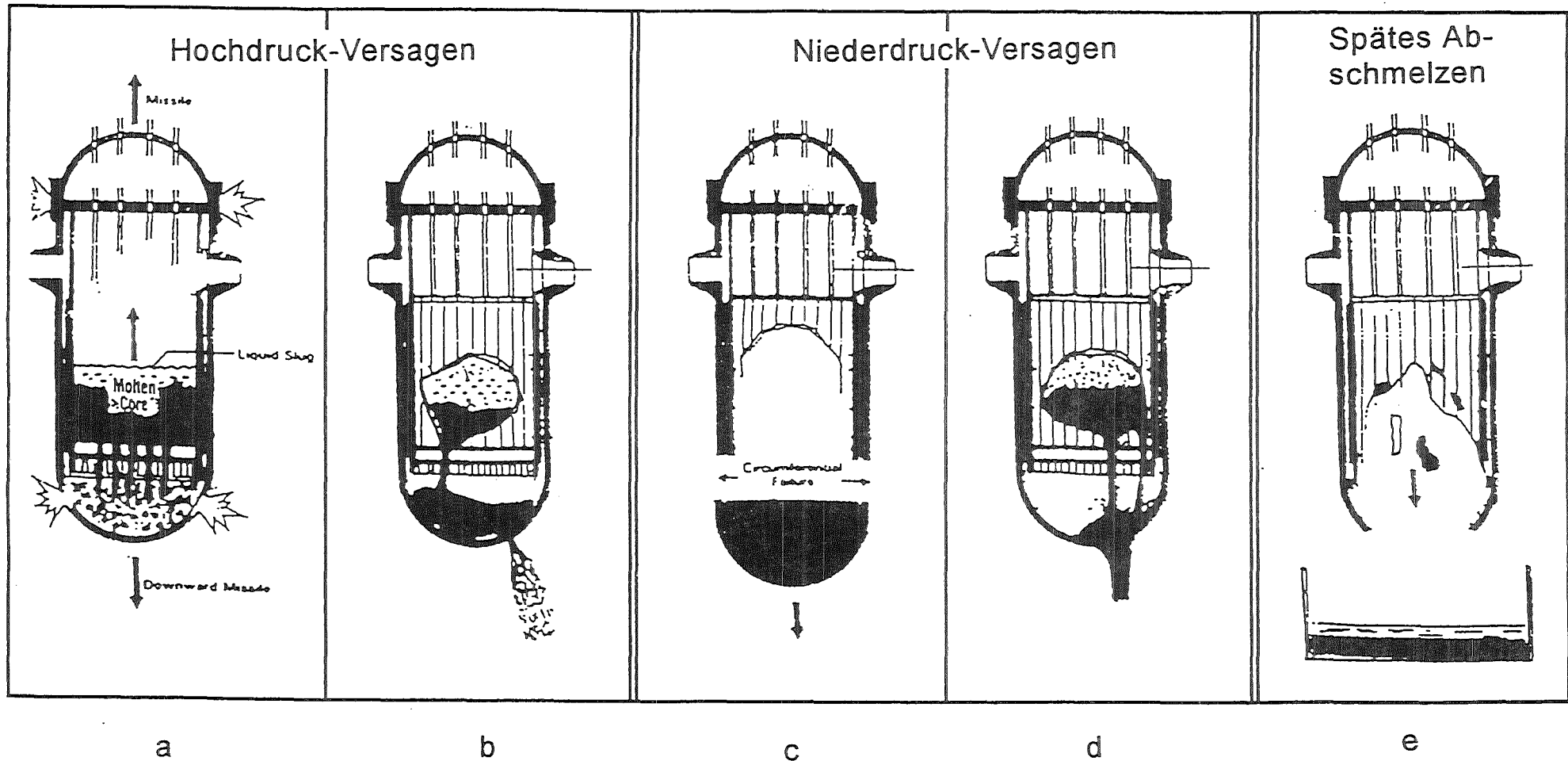


Abb. 1 Versagensarten des Druckbehälters und Austritt der Schmelze

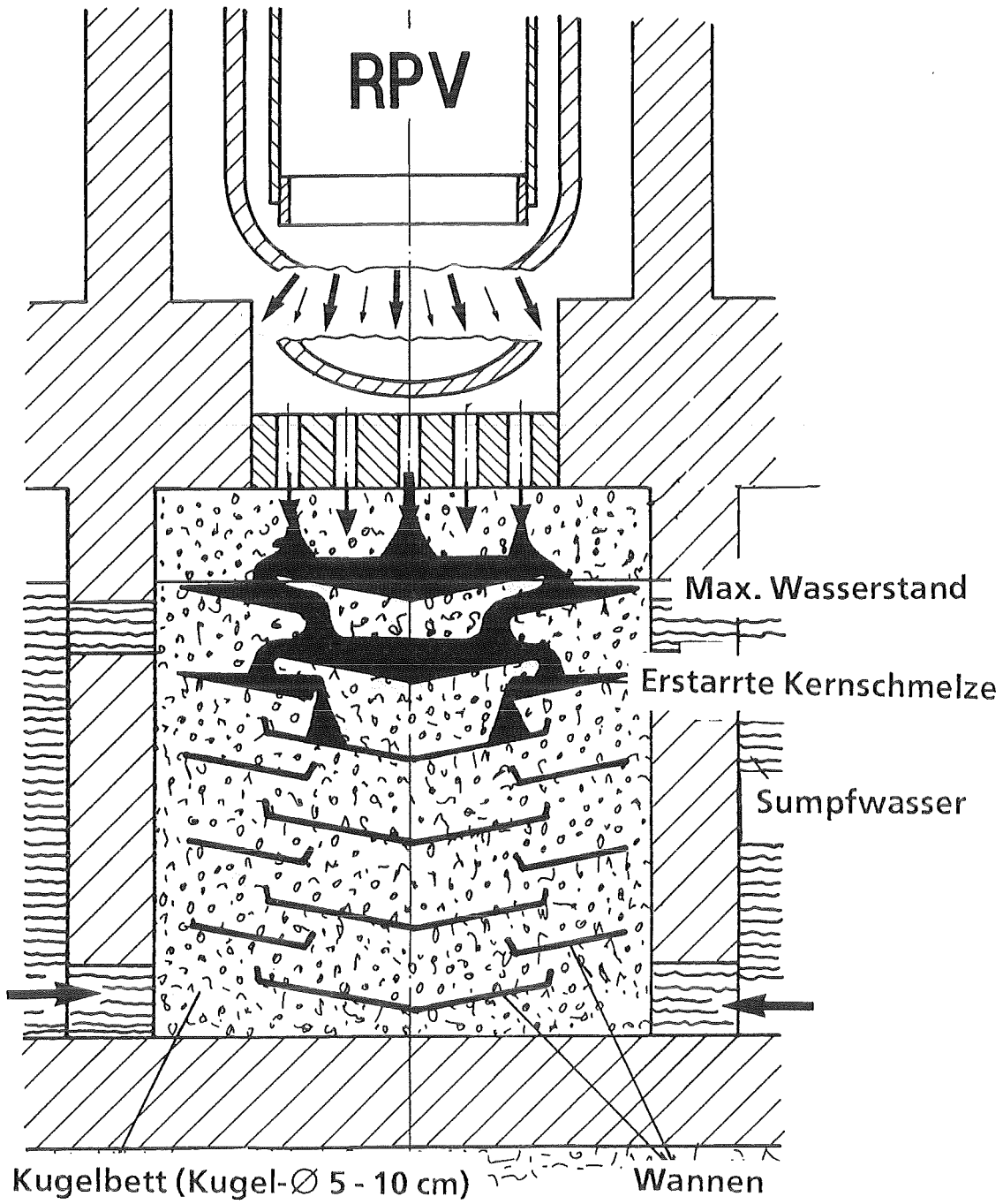


Abb. 2 "Wannen-Stapel"-Kernfänger (schematisch)

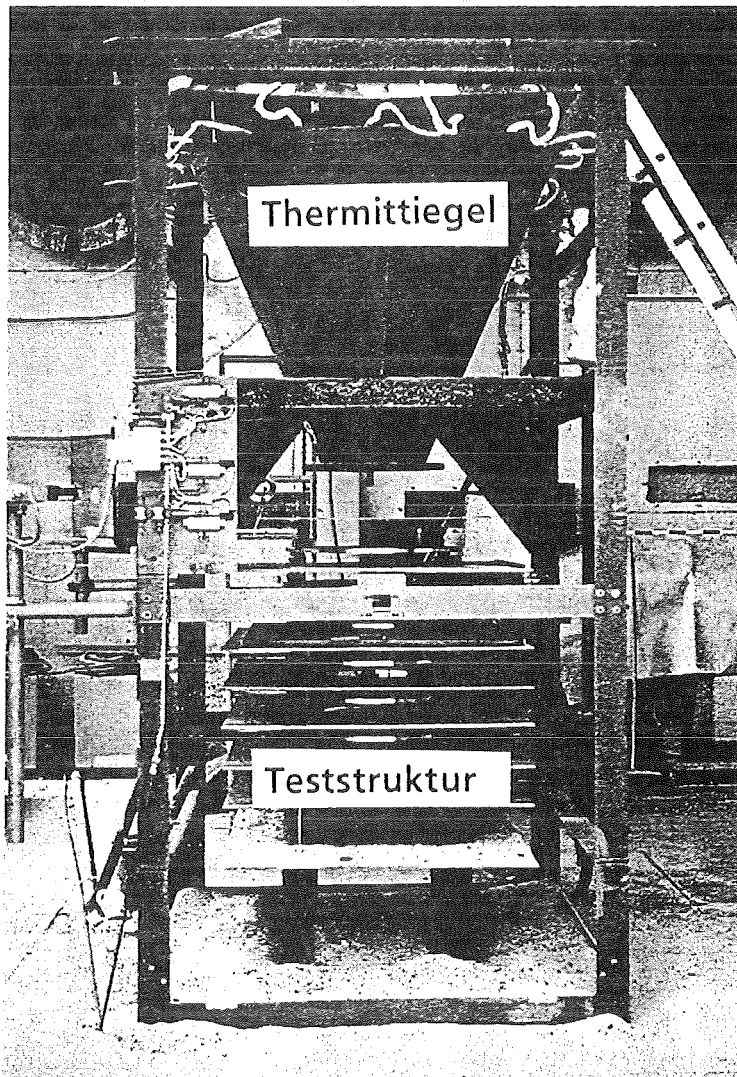


Abb. 3 Thermit-Anlage

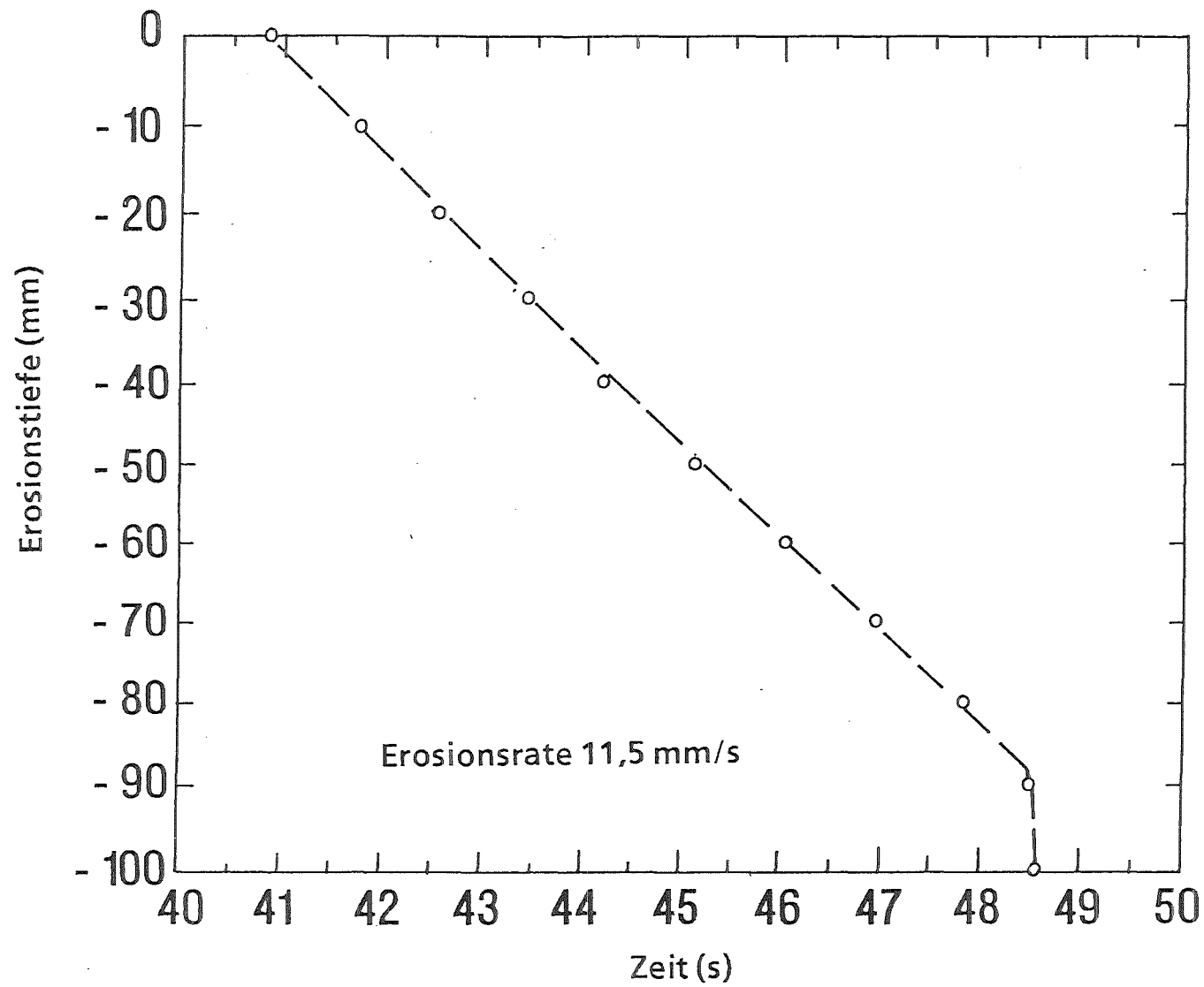


Abb. 4 Zeitabhängige Erosion einer 100 mm dicken Stahlplatte durch einen 20 mm \varnothing -Eisenstrahl

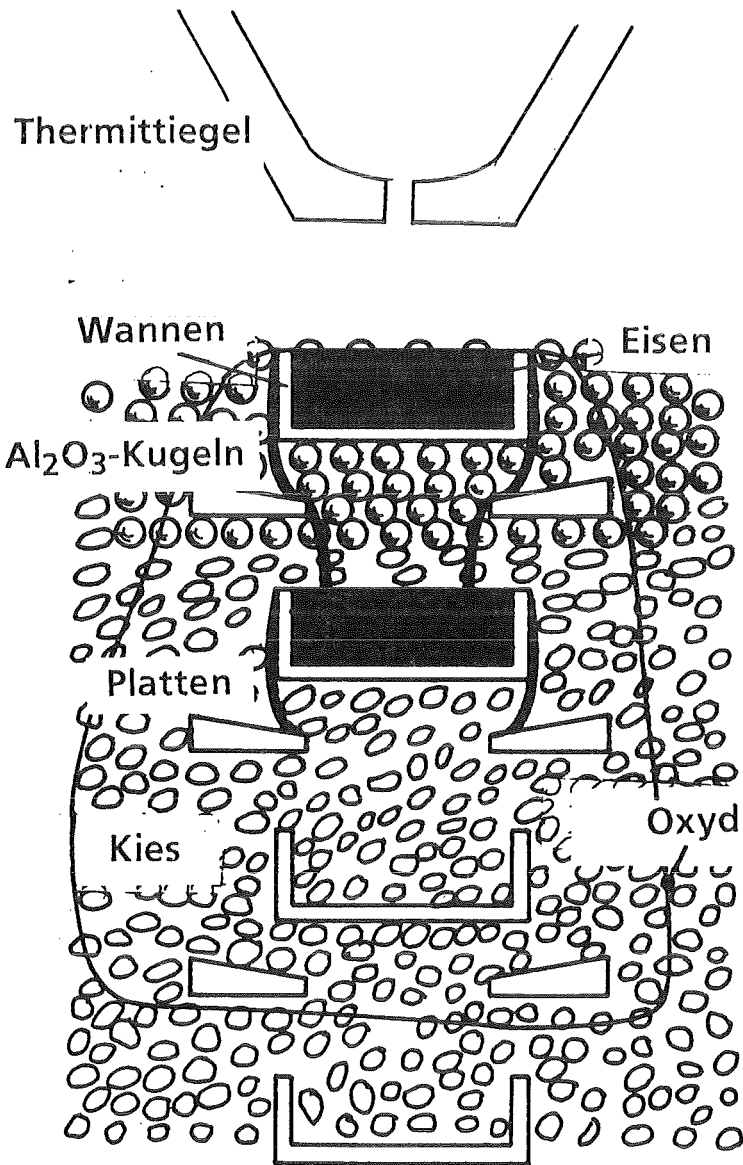
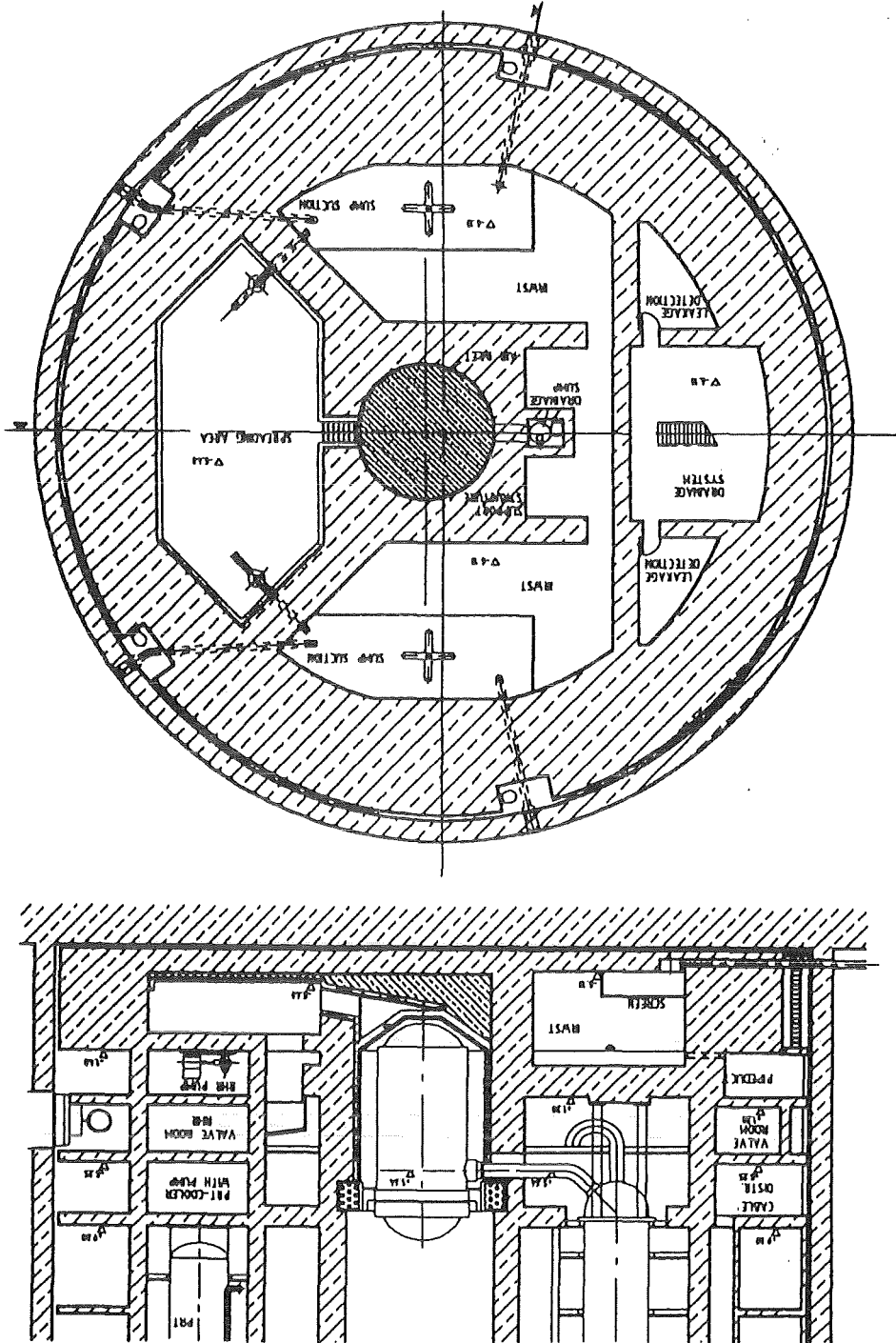


Abb. 5 Verteilung der beiden Komponenten einer Thermitschmelze im "Wannen-Stapel"-Kernfänger

Abb. 6 Das EPR-Referenzkonzept zur Stabilisierung und Kühlung der Schmelze



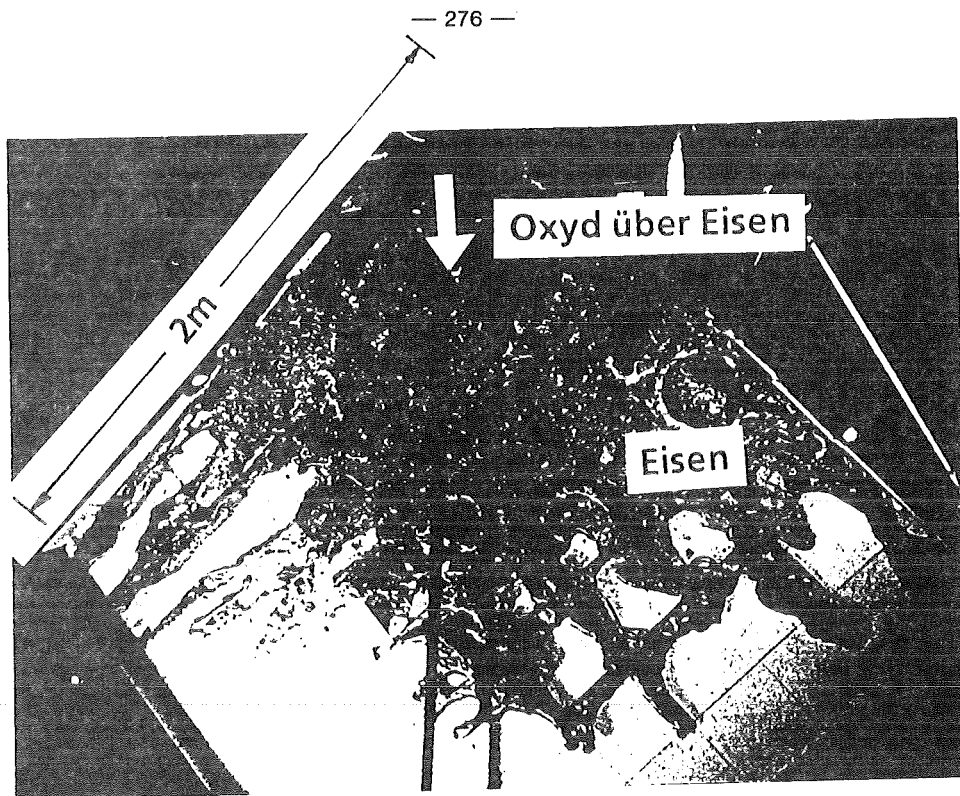


Abb. 7 Experiment KATS-1: Erstarrte Schmelze

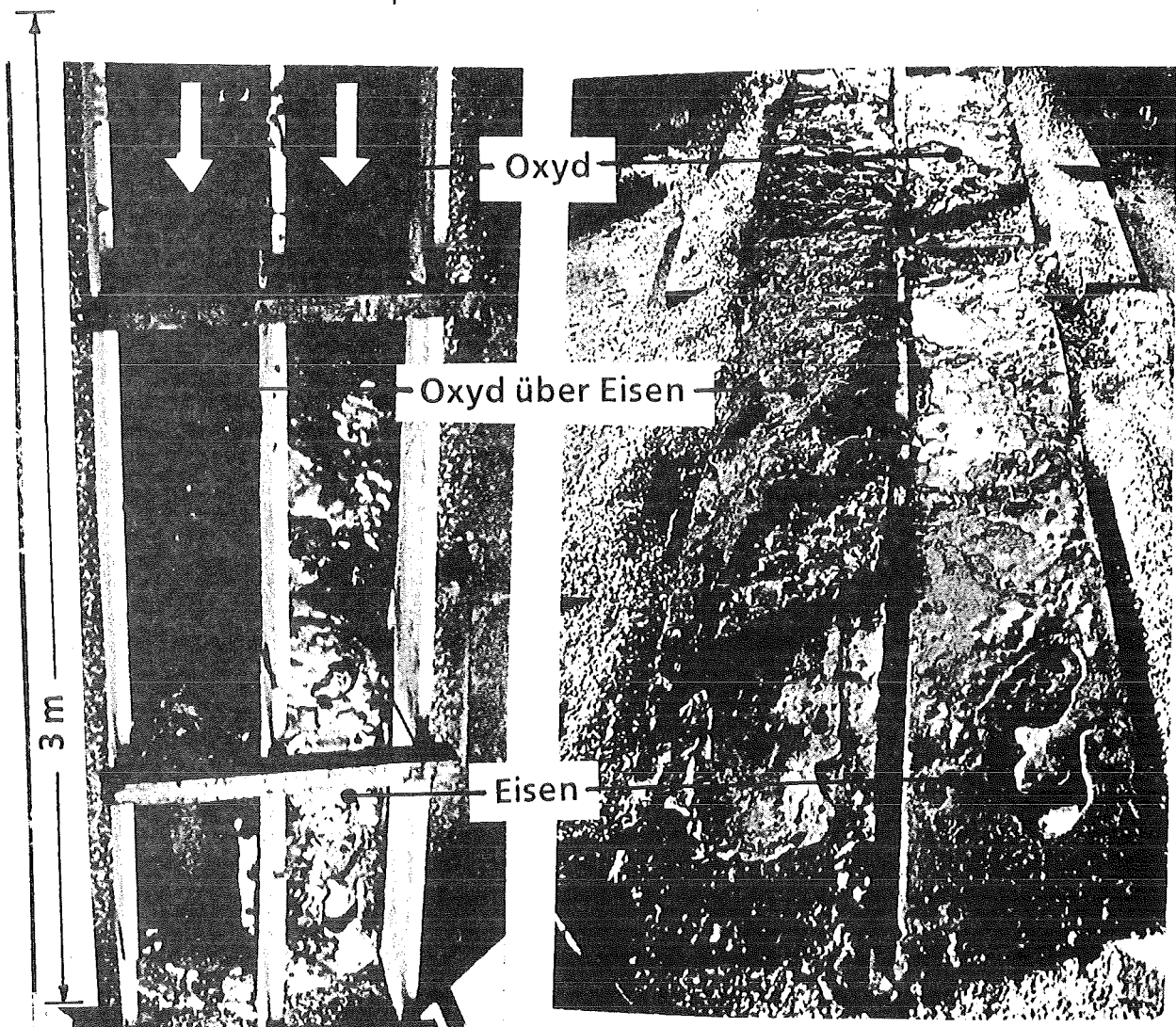
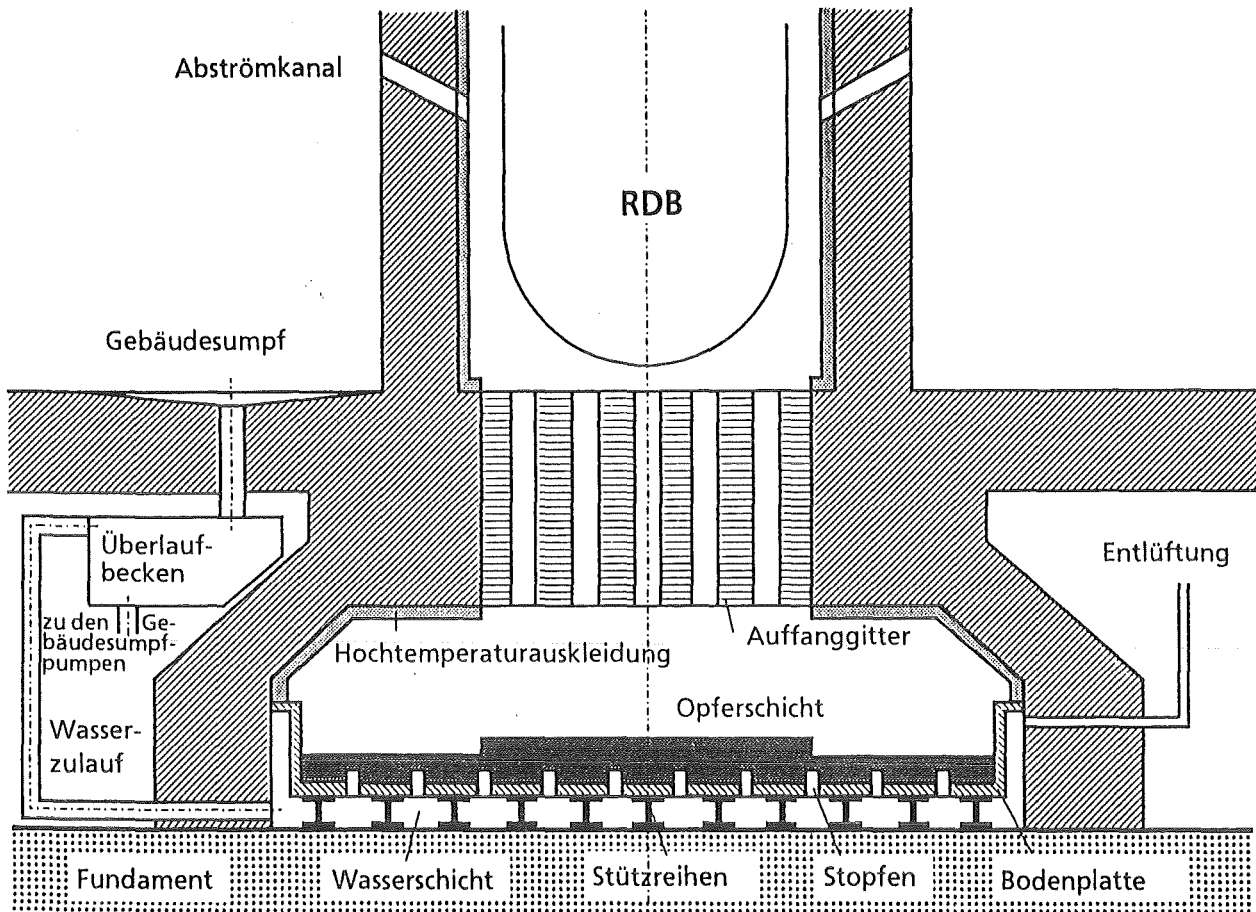


Abb. 8 Experiment KATS-2: Erstarrte Schmelze



Kühlung durch passiven Wasserzutritt von unten:

- o Wassereintritt - Verdampfung - Fragmentierung
- o langfristig: Flutung der porösen Schmelze

Experimentelles Vorgehen:

- o COMET-P: Phänomenologie in Laborexperimenten
- o COMET-T: Transiente Experimente mit Thermitschmelzen
- o COMET-H: Thermitschmelzen mit Nachwärmesimulation in der modifizierten BETA-Anlage



Abb. 9 Das COMET-Konzept und seine experimentelle Entwicklung

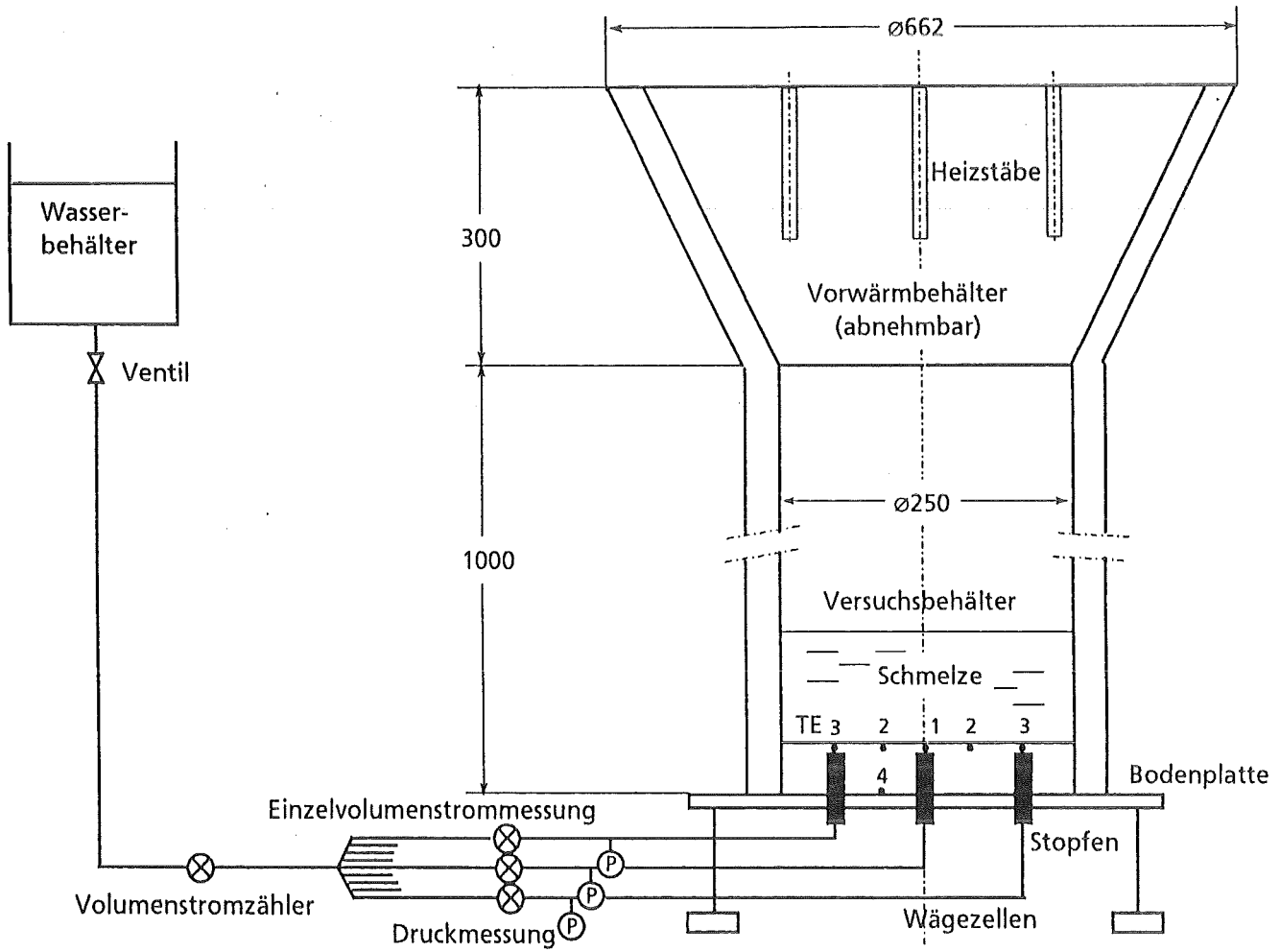


Abb.10 Transiente Experimente zum COMET-Konzept mit Thermitschmelzen von 50 bis 100 kg

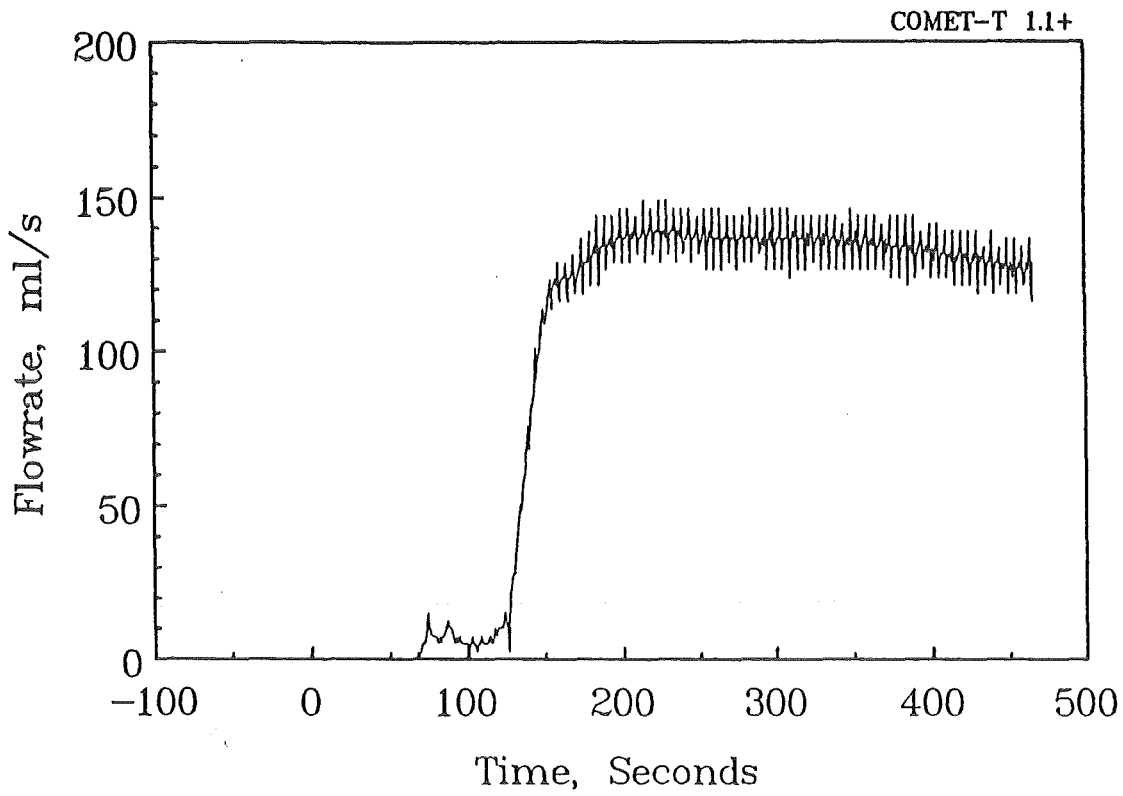


Abb. 11 Wasserzutrittsrate bei Kühlung einer 50 kg-Thermitschmelze

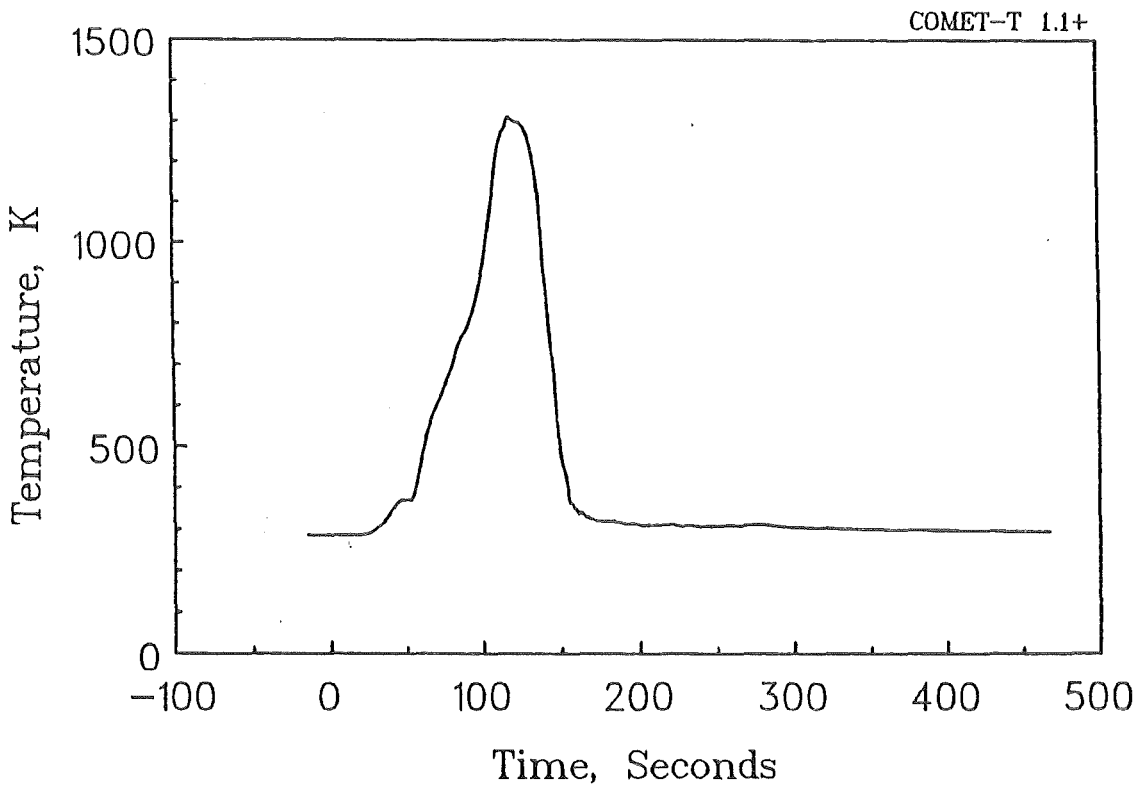


Abb. 12 Betontemperatur nahe der Metallschicht beim Thermitexperiment

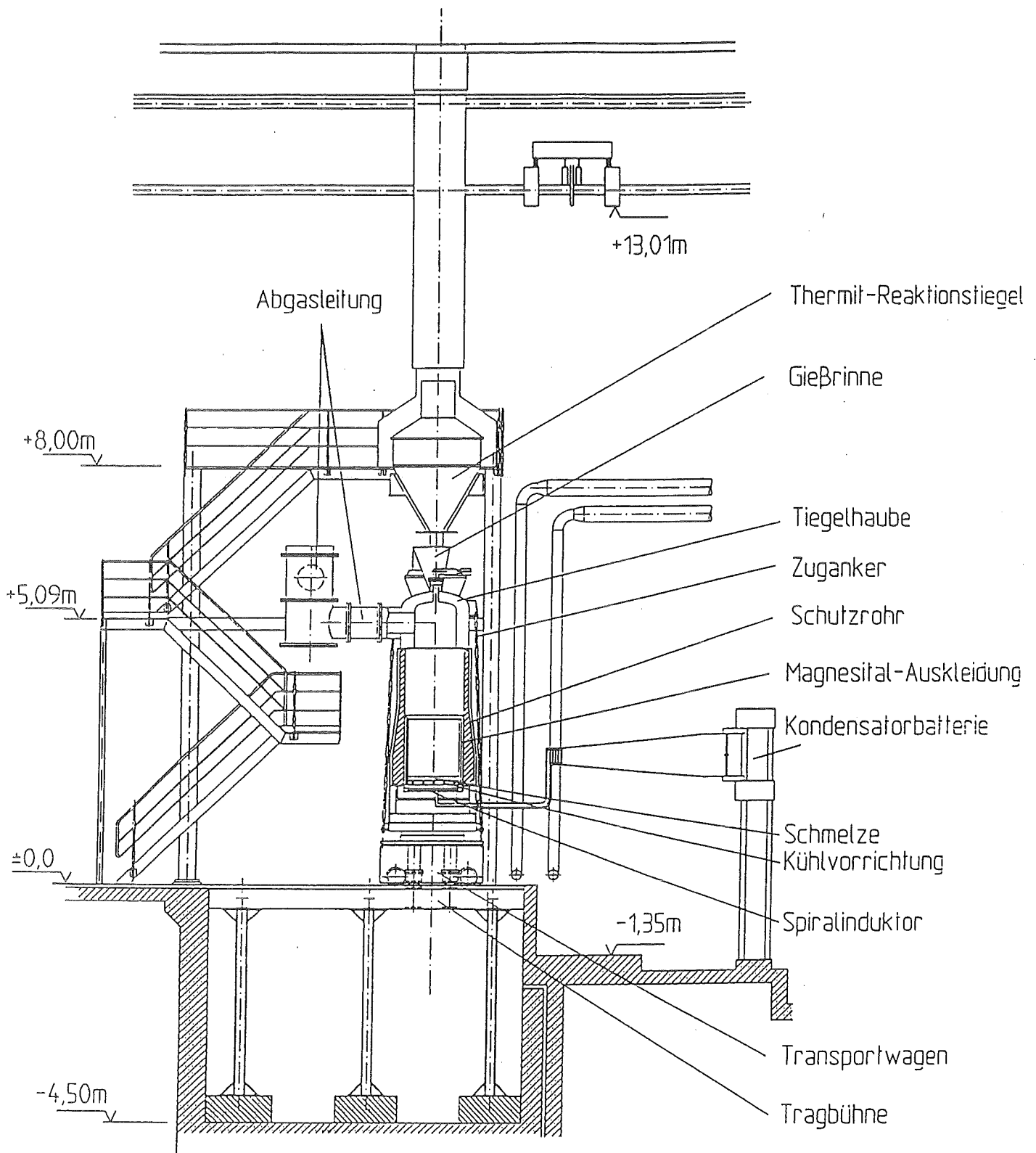


Abb. 13 Aufbau der COMET-H Experimente mit Nachbeheizung der Schmelze, Schnitt Ost-West