

KfK 3070
Februar 1981

Sammlung der Vorträge zum Jahreskolloquium 1980 des Projektes Nukleare Sicherheit

Karlsruhe, am 25. November 1980

Projekt Nukleare Sicherheit

Kernforschungszentrum Karlsruhe

KERNFORSCHUNGSZENTRUM KARLSRUHE

PROJEKT NUKLEARE SICHERHEIT

KfK 3070

Sammlung der Vorträge zum
Jahreskolloquium 1980 des
Projektes Nukleare Sicherheit

Karlsruhe, am 25. November 1980

Kernforschungszentrum Karlsruhe GmbH, Karlsruhe

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

Kernforschungszentrum Karlsruhe GmbH

ISSN 0303-4003

ISSN 0171-2691

Inhaltsverzeichnis

Seite

Menschliches Fehlverhalten:

Ein Kernproblem der Kernkraftwerke?

Human Failure: A Basic Problem of Nuclear
Power Plants?

D. Smidt, KfK - Institut für Reaktorentwicklung

1 - 22

Fortschritte der Reaktorsicherheitsforschung im
Projekt Nukleare Sicherheit

Recent Advances of Reactor Safety Research in
the Nuclear Safety Project

H. Rininsland, A. Fiege, F. Horsch, J.P. Hosemann
KfK - Projektleitung PNS

23 - 65

NRC's Core Melt Research Program and its
Relation to Current Regulatory Activities

T.E. Murley, R. DiSalvo, R. Sherry, M. Silberberg
U.S. Nuclear Regulatory Commission

67 - 100

US Steam Explosion Research:

Risk Perspective and Experimental Results

R. Sherry, U.S. Nuclear Regulatory Commission
M. Berman, M. Corradini, D. Mitchell, L. Nelson
Sandia National Laboratories

101 - 166

Analyse des Ablaufs hypothetischer
Kernschmelzenunfälle

Analysis of the Course of Hypothetical Core
Meltdown Accidents

M. Reimann, KfK - Institut für Reaktorbauelemente
K. Hassmann, Kraftwerk Union Erlangen

167 - 193

Zweiphasenmassenstrom-Messungen:

Ein Vergleich verschiedener Meßverfahren

Two-Phase Mass Flow Measurements:
Comparison of Different Methods

J. Reimann, H. John, U. Müller
KfK - Institut für Reaktorbauelemente

195 - 231

Methoden zur Fluid- und Strukturdynamik bei der
Analyse von Störfällen in LWR

Methods of Fluid and Structural Dynamics Applied
to Postulated LWR Accidents

R. Krieg, U. Schumann, KfK - Institut für
Reaktorentwicklung

233 - 251

Messung der Brennstab-Hüllrohrtemperatur
mit LOFT-typischen Thermoelementen unter
Blowdown-Bedingungen in COSIMA

Measurements of Clad Temperatures with
LOFT-typical Thermocouples in the COSIMA
Facility under Blowdown Conditions

G. Class, R. Meyder,
KfK - Institut für Reaktorentwicklung
K. Hain,
KfK - Hauptabteilung Ingenieurtechnik

253 - 283

Anhang: Literaturverzeichnis

285 - 301

PROJEKT NUKLEARE SICHERHEIT
JAHRESKOLLOQUIUM 1980

MENSCHLICHES FEHLVERHALTEN:
EIN KERNPROBLEM DER KERNKRAFTWERKE ?

D. SMIDT

KERNFORSCHUNGSZENTRUM KARLSRUHE
INSTITUT FÜR REAKTORENTWICKLUNG

Menschliches Fehlverhalten: Ein Kernproblem der Kernkraftwerke?

D. Smidt

1. Einleitung

Die vom amerikanischen Präsidenten eingesetzte Kemeny-Kommission sagt in ihrem Bericht /1/ über den Vorfall in der Anlage TMI-2: "Die Ausrüstung der Anlage war ausreichend gut, so daß ohne menschliches Fehlverhalten der schwerwiegende Unfall von TMI nur ein kleinerer Zwischenfall gewesen wäre. Aber, wo immer wir hinschauten, fanden wir Probleme mit den Menschen, die die Anlage in Betrieb halten, mit dem Management, das die Schlüsselorganisation leitet und mit der Behörde, die die Sicherheit von Kernkraftwerken zu vertreten hat."

Folgerichtig gibt die Kommission ein Bündel von Empfehlungen zum Sektor menschliches Fehlverhalten, und entsprechend äußert sich auch die von der NRC selbst eingesetzte Rogovin-Kommission /2/. Auf einer Tagung über die Sicherheit thermischer Reaktoren im April dieses Jahres in Knoxville gab es dann auch zahlreiche Beiträge über den menschlichen Faktor, aber keinen einzigen über mögliche technische Verbesserungen.

Ich möchte gleich zu Beginn sagen, daß ich der These vom reinen menschlichen Versagen entschieden widerspreche. Man könnte sogar, und ich werde später einige Hinweise dazu geben, eine der Kemeny-Kommission diametral entgegengesetzte Schlußfolgerung ableiten im Sinne: "Hätte die Anlage in TMI eine zufriedenstellende Technik gehabt, so wäre es auch bei gleichen menschlichen Fehlleistungen nicht zu diesen Folgen gekommen."

Im Hinblick auf eine unzureichende Technik gilt das sogenannte Gesetz von Murphy: "Wenn etwas schiefgehen kann, dann geht es auch schief."

Umgekehrt gilt natürlich auch, daß selbst die beste Technik nicht auf die Dauer ohne den Menschen funktionieren kann. Wir können keinen der Aspekte isoliert betrachten, sondern müssen eine integrale Methodik entwickeln.

In den letzten Jahren ist viel mehr oder weniger Programmatisches über die sog. Schnittstelle Mensch - Maschine im Zusammenhang mit der Reaktorsicherheit gesagt worden und die Ergonomen kommen zunehmend in die Kernkraftwerke. Aber auch hier ist keine isolierte Behandlung zulässig, und man muß die tiefliegenden Strukturen nicht nur der Technik, die wir kennen, sondern auch des menschlichen Verhaltens einschließlich der Verbindungsstelle genauer herausarbeiten.

Während die Verhaltensmuster der technischen Anlage heute aber bekannt und durch die probabilistischen Studien gut beschreibbar sind, haftet der menschlichen Seite das Odium der Unberechenbarkeit und somit auch Unregierbarkeit an. Deshalb möchte ich in diesem Vortrag hierauf etwas ausführlicher eingehen, ohne die technischen Aspekte aus dem Auge zu verlieren und mich so dem gleichen Vorwurf wie unsere amerikanischen Kollegen auszusetzen.

Zuerst möchte ich die Rolle des Menschen im Kernkraftwerk genauer definieren, um dann auf die Struktur seines taktischen und strategischen Fehlverhaltens genauer einzugehen. Auf eine Diskussion der taktischen Fehler und ihrer Vermeidung folgt ein Bericht über den Iststand der Anlagentechnik und möglicher Verbesserungen. Dann schließt sich eine Untersuchung der strategischen Fehler an, bis wir zu den heute schon angebbaren Schlußfolgerungen kommen. Es sollte deutlich gesagt werden, daß meine Aussagen nur eine erste Näherung darstellen können und vertiefende und erweiternde Arbeiten noch bevorstehen.

2. Die Rolle des Menschen im Kernkraftwerk und die allgemeine Struktur seines Fehlverhaltens

Kernkraftwerke sind heute, in der Bundesrepublik mehr als in den USA, weitgehend automatisiert. Dies gilt vordringlich für die Sicherheitssysteme, d. h. für die Funktionen des Abschaltens und der autarken Nachwärmeabfuhr bzw. auch des Kühlmittlersatzes bei Lecks. Hierzu verlangen die KTA-Regeln 3501 und 3701.1 einen vollautomatischen Ablauf ohne Eingreifen des Betriebspersonals für die ersten 30 Minuten nach Beginn der Störung oder des Störfalls.

Alle Sicherheits- und Betriebsfunktionen werden in der Ebene unter der übergeordneten Sicherheitsautomatik durch die sog. Funktionsgruppensteuerung geführt, eine Art Halbautomatik, die im Prinzip vom Operateur lediglich das Ein- und Ausschalten und ggf. die Vorgabe von Sollwerten erfordert, wobei er sich um untergeordnete Funktionen, wie die Schmierung von Pumpen oder Motoren, die Sperrwasserversorgung von Pumpen, die Kühlwasserversorgung von Dieselaggregaten und dergl. nicht unmittelbar zu kümmern braucht. Auch das ist eine in den USA nicht allgemein übliche Praxis. Der direkte Betrieb des Kraftwerkes kann sich also auf eine große Zahl von untergeordneten Regelkreisen abstützen.

Welche Funktionen hat nun hier der Mensch?

Vom Grundsatz her hat er zwei deutlich unterscheidbare Aufgaben (Abb. 1):

- a) Die Überwachung und Instandhaltung der allgemeinen Funktionsfähigkeit und Funktionsbereitschaft des Systems einschließlich seiner vielschichtigen Automatik. Das reicht von der Durchführung komplexer Testverfahren bis zum Auswechseln ausgebrannter Glühbirnen am Kontrollpult. Die hier erforderlichen Prozeduren sind genau vorgeschrieben und erfordern neben dem Verständnis für ihre Bedeutung vor allem Zuverlässigkeit und Genauigkeit.
- b) Den Betrieb des Systems mit Anfahren, Leistungsbetrieb, Abfahren mit den zahlreichen daraus abgeleiteten Tätigkeiten, wie Abbrandkontrolle, Wasseraufbereitung, Abgas- und Abwasserkontrolle usw. Einige dieser Tätigkeiten, wie insbesondere das Anfahren können auch vollautomatisch durchgeführt werden, allerdings mit einer Automatik ohne die Redundanz der Sicherheitsautomatik. Sie wird aus verschiedenen Gründen allerdings selten benutzt. Mit den beim Betrieb auftretenden Störungen sollte das Personal fertig werden, möglichst bevor die automatischen Sicherheitssysteme eingreifen. Hier muß der Operateur die aus den vielen einzelnen Instrumenten ablesbaren Teilinformationen in ein Vorstellungsbild des gesamten Systems integrieren und dessen Zustand samt den nun erforderlichen Aktionen daraus ableiten. Die hier erforderliche Integrations- und Vorstellungskraft möchte ich Systembewußtsein nennen. Dessen Grundoperationen sind prinzipiell die gleichen wie sie im Reaktorschutzsystem realisiert sind: Einzelne Signale,

wie Neutronenfluß, Temperatur, Druck, Durchsatz usw., werden, evtl. nach vorheriger Filterung im Prinzip durch die Operationen des logischen "und" bzw. "oder" zu Systemzuständen, wie Überleistung, Lastabwurf oder Kühlmittelverlust, verbunden und in entsprechende Aktionen umgewandelt. Abb. 2 zeigt deshalb eine total verkehrte Situation, wo zwar Aktionen, aber keine Diagnose möglich sind /3/. Nun erwarten wir vom Menschen, daß er in bestimmten Situationen komplexere Zusammenhänge als eine Automatik überblicken und verwerten kann. So arbeitet er dort, wo die Automatik aus Sicherheitsgründen nicht erforderlich ist, aber auch an jener Grenze, wo die Risikostudien mit geringer Wahrscheinlichkeit ein Versagen der Sicherheitsautomatik erwarten und eine Kernschmelze voraussagen. Hier kann der Mensch mit seinem Systembewußtsein dazwischentreten und genau diese Voraussage widerlegen. So geschah es ganz sicher bei dem berüchtigten Kabelbrand von Browns Ferry und letztlich und endlich auch, trotz anfänglicher Fehler, in TMI.

Ich möchte mich im Folgenden deshalb nur noch mit der zweiten Anforderung an den Menschen, dem Systembewußtsein, befassen.

Nun zur allgemeinen Struktur des menschlichen Fehlverhaltens. In unabhängigen Arbeiten haben E. Zebroski, der Leiter des Safety Analysis Center von EPRI und ich zwei verschiedene Muster des Fehlverhaltens unterschieden /4,5/. Ich möchte aber hier die Nomenklatur von Zebroski verwenden, weil sie mir besser gefällt.

Wir unterscheiden:

- a) das taktische Fehlverhalten, auch stochastische Fehlverhalten, bei dem der Operateur eine singuläre falsche Handlung oder falsche Instrumentenablesung macht. Das kann durch Unaufmerksamkeit, Ablenkung oder anderes verursacht sein. Der wichtige Punkt ist, daß er dies unkorreliert zu seinen sonst korrekt ausgeführten Aufgaben tut, so daß man auch von einem menschlichen Einzelfehler sprechen kann.
- b) den strategischen Fehler, bei dem das Betriebspersonal konsequent von einem falschen Szenario, einem falschen Situationsbewußtsein, ausgeht. Dabei

führt es einen bestimmten Alarm vielleicht auf eine falsche Ursache zurück, glaubt nicht der Anzeige eines bestimmten Instruments und hält auch dann noch daran fest, wenn die Situation deutlich problematisch wird. Das bekannteste Beispiel für strategisches Fehlverhalten ist sicherlich TMI, aber es gibt auch kleinere Beispiele dieser Art bei uns und vor allem aus dem Flugverkehr, wo die Piloten mit ungeheurer Hartnäckigkeit und unter Mißachtung von Instrumenten und Alarmen ihre Maschinen samt Passagieren zum Absturz brachten.

Beide Fehlertypen und die erforderliche Gegenstrategie sollen anschließend genauer behandelt werden.

3. Taktisches Fehlverhalten

Taktisches Fehlverhalten wird im wesentlichen durch eine schlechte Maschine ermöglicht und kann sich dort auch zu schlimmen Folgen auswachsen. Mit dem Terminus "schlechte Maschine" meine ich eine Anlage mit

- a) schlechtem Sicherheitskonzept, das dem Menschen zu viele und womöglich einander widersprechende Sicherheitsaufgaben in zu kurzer Zeit auflädt,
- b) oder schlechtem Interface zum Menschen, also einem schlechten Wartenkonzept.

Zu a) glaube ich, daß das schon erwähnte Automatikkonzept eine zufriedenstellende Lösung darstellt.

Zu b), dem Interface, ist eine besonders umfassende Arbeit über Kernkraftwerkswarten in den USA im Auftrag des EPRI durchgeführt worden und 1977 erschienen /6/. Das Ergebnis ist einigermaßen beunruhigend. Ich zitiere als Beispiel einige Aussagen:

- Möglichkeit unbeabsichtigter Aktionen, weil die Kontrollelemente identisches Aussehen, Form und Textur bei unterschiedlicher Funktion haben
- Betätigungsmöglichkeit durch zufälliges Berühren
- zu großes, unübersichtliches Schaltpult (Abb. 3)

- korrelierte Funktionen werden an weit voneinander entfernten Stellen ausgeführt (Abb. 4). Die beiden Operateure weisen auf das Speisewasserregelventil und das Speisewasserabsperrentil.
- Instrumente und zugehörige Steuerhandgriffe sind zu weit voneinander entfernt
- Anzeigeelemente oder -tafeln an unzugänglichen Stellen (Abb. 5)
- Bei Kontrollräumen, von denen aus zwei Anlagen gefahren werden, ist das Schaltpult der einen Anlage spiegelbildlich zum Schaltpult der anderen Anlage aufgebaut.
- Das Personal muß sich an eine Vielzahl von undifferenzierten Alarmen gewöhnen (Abb. 6).

Man sollte natürlich eines nicht vergessen: Viele der aufgezeigten Probleme sind sicherheitstechnisch weniger bedeutsam, da sie keine Sicherheitsfunktionen betreffen. Eine derartige Wertung kann von Ergonomen allein nicht verlangt werden. Trotzdem muß vieles geändert werden.

In unseren Anlagen sieht es besser aus als in den genannten Beispielen. Die erwähnte Funktionsgruppensteuerung in Verbindung mit miniaturisierten Steuerelementen in einer Bausteintechnik erlaubt eine übersichtlichere, kompaktere Anordnung der sicherheitstechnisch wichtigen Elemente. Zusätzliche Freigabetasten verhindern eine ungewollte Fehlbetätigung. Integrierte Fließschemata, die Anordnung an leicht ablesbarer Stelle, eine geordnete Struktur der Alarme auf dem Rechner und andere Merkmale zeigen die ergonomischen Fortschritte. Abb. 7 zeigt das sogen. Fahrpult eines Kernkraftwerks der mittleren Generation. Auf einer Länge von etwa 4 m sind alle für den Betrieb erforderlichen Funktionen untergebracht; die übrigen Funktionen befinden sich davon getrennt im hier nicht gezeigten sogen. Steuerpult. Die Diagnose des Anlagenzustandes wird durch den Rechner und eine alphanumerische Bildschirmdarstellung unterstützt. Abb. 8 zeigt einen Ausschnitt, aus dem die Bausteintechnik, Druckknopfschalter und die funktionale Zuordnung durch Blindschaltbilder hervorgehen. Abb. 9 zeigt ein neueres Wartenmodell mit verstärkter, auch graphischer Bildschirmdarstellung und ausgefeilter ergonomischer Gestaltung. Natürlich sind hier noch Verbesserungen im Detail möglich und geplant, doch bilden sie sicher kein "Kernproblem" im Sinne dieses Vortrages. Ich möchte hier deshalb darauf nicht weiter eingehen. Auch die amerikanischen Hersteller legen heute übrigens hervorragende Konzepte vor.

Über alles hinaus gilt das Prinzip, das man den ersten Hauptsatz der Anthropotechnik im Kernkraftwerk nennen kann: Daß in keinem Fall taktische Fehler die Anlage in einen gefährlichen, nicht mehr beherrschbaren Zustand bringen dürfen. Die Erfüllung dieses Prinzips wird einerseits durch den automatischen Sicherheitsschirm gewährleistet, andererseits dadurch, daß etwa im Vergleich zum Flugzeug unbeherrschbare Situationen sich meist langsam, größtenteils mit Zeitkonstanten von 1 bis 2 Stunden ausbilden, so daß Zeit für Korrekturen besteht.

4. Technische Verbesserungen

Bevor ich nun von den taktischen zu den strategischen Fehlern komme, möchte ich einige technische Aspekte darstellen, damit der integrale Zusammenhang nicht verlorenght.

Nach dem TMI-Ereignis sind bei uns alle Anlagen noch einmal untersucht worden, wie sie bei entsprechenden Vorkommnissen reagiert hätten, und ob dies auch unter anderen als den speziellen TMI-Randbedingungen gegolten hätte. Einige der bei uns verfolgten Auslegungsstrategien haben dabei eine sehr allgemeine Bedeutung. Ich darf sie nochmals aufzählen (s. auch /7/):

- a) Ein gutmütiges Transientenverhalten läßt es bei solchen Störungen im Speisewassersystem, wie sie in TMI am Anfang standen, gar nicht zum Öffnen des Entlastungsventils kommen. Man kann das beeinflussen, indem man festlegt, von welcher Stelle und wann das Schnellabschaltsystem seinen automatischen Aktionsbefehl bekommt.
- b) Sicherheitseingriffe dürfen niemals ein Unsicherheitspotential haben, das die Mannschaft zu rechzeitigem Abschalten des betreffenden Sicherheitssystems zwingt. Dennoch ist bei vielen US-Anlagen, wie auch TMI, der von der Hochdrucksicherheitseinspeisepumpe gelieferte Druck höher als der Ansprechdruck des Entlastungsventils am Druckhalter. Bei zu langem Betrieb hätte sich dieses also öffnen können und einen Kühlmittelverlust bewirkt - daß es schon offen war, wußte man ja nicht. Das ist nach meiner Kenntnis der technische Grund für die im Training eingehämmerte Weisung, auf gar keinen Fall den Wasserspiegel im Druckhalter zu hoch ansteigen zu lassen. Und so wird auch im Betriebshandbuch gestanden haben, daß unter bestimmten Bedingungen nur dieser Wasserstand für das Abschalten der Pumpen maßgebend sei. Die Operateure in TMI mögen manches falsch gemacht haben, hier haben sie mit dem von den Untersuchungskommissionen gerügten Drosseln der Notkühlpumpen wohl nach Vorschrift gehandelt. Das steht leider aber in keinem der Berichte.

- c) Es war einer der frühen Erfolge der Deutschen Risikostudie (von Herrn Birkhofer), daß die Schwachstelle Entlastungsventil erkannt und durch Automatisierung der Schließfunktion eines Vorventils beseitigt wurde.
- d) Als vierte und wiederum unabhängige Gegenmaßnahme hätte das bei uns vorgeschriebene und teilweise automatisierte Abkühlen des Sekundärkreises ebenfalls vor Eintritt der Schäden im Kern ein Wiederauffüllen des Primärkreises ermöglicht. Das gilt ebenso für alle anderen Störfälle mit kleinen Lecks.

Mit diesen Argumenten im Hintergrund habe ich zu Beginn dieses Vortrages der Kemeny-These vom reinen menschlichen Versagen bei TMI widersprochen.

Darüberhinaus hat die RSK aber über weitere technische Maßnahmen beraten, um unter dem TMI-Aspekt die technische Reaktorsicherheit weiter zu verbessern. Lassen Sie mich die wichtigsten Punkte aufzählen:

- e) Verbesserte Instrumentierung und Diagnostik im Primärkreis
 - Detektierung des unterkühlten oder gesättigten Zustandes durch Auswertung der verfügbaren Daten über Druck und Temperatur. Entsprechende Einrichtungen werden demnächst installiert.
 - Verbesserte Temperaturüberwachung des Kerns durch Ausdehnung des Meßbereiches der verfügbaren Thermoelemente.
 - Direkte Anzeige des Wasserstandes im Reaktordruckbehälter. Ein entsprechender Detektor wird in der PKL-Anlage der KWU getestet.
 - Bildschirmdarstellung des Zustandes des Primärsystems durch einen Rechner. Ist in Entwicklung.
- f) Verbesserte Sicherheitssysteme
 - Verfügbarkeit der Hochdruck-Sicherheitseinspeisung auch im sog. Sumpfbetrieb nach Erschöpfung des Wasserinhaltes der Flutbehälter.
 - Verbesserte, fernbetätigte Entgasung von Druckbehälter und Primärkreis.
 - Untersuchungen über einen verbesserten Abschluß des Sicherheitsbehälters.

g) Sicherheitseigenschaften der Anlage

- Im PKL der KWU wird das Naturumlaufverhalten des Primärkreises unter Sättigungsbedingungen untersucht.

h) Anlagenbetrieb, speziell unter gestörten Bedingungen

- Verbesserte Software für das Simulatortraining unter Störfallbedingungen
- Weiterführung des bereits begonnenen Störfallfolgenrechners
- Studien zu einer externen Informationsdarstellung

i) Unfallfolgenbegrenzung

Die Arbeiten der letzten Jahre haben ergeben, daß nach einem Kernschmelzunfall die Aktivitätsfreisetzung in die Umgebung nicht so sehr durch ein Durchschmelzen des Containmentfundaments (China-Syndrom), als vielmehr durch das Überdruckversagen des Containments als Folge des aus dem Beton gebildeten Wasserdampfes bestimmt wird. Dieser Druckaufbau kann bei den bei uns üblichen Stahlcontainments durch ein Besprühen von außen (im Ringraum) verhindert und so das Containmentversagen stark verzögert oder sogar unterbunden werden. Der Wasserdampfgehalt im Containment sollte allerdings hoch genug bleiben, um eine Wasserstoffreaktion zu unterdrücken. Der so erzielbare Zeitgewinn kommt den Notfallschutzmaßnahmen zugute.

5. Strategisches Fehlverhalten

Beim strategischen Fehlverhalten folgt die Betriebsmannschaft konsequent einem falschen Situationsverständnis. Hierzu ein Beispiel /8/: Am späten Abend des 8. Mai 1978 befand sich eine Boeing 727 der National Airlines im Anflug auf den kleinen Flughafen von Pensacola, Florida. Durch ein an sich unbedeutendes Kommunikationsproblem mit dem örtlichen Radar-Operateur begann die Besatzung ihre Landeroutine später als gewöhnlich, orientierte sich zeitlich aber in der Folge an ihrer "inneren Uhr". Der Pilot hatte die Steuerung übernommen und arbeitete seine Checkliste ab, der Kopilot, der laufend die Flughöhe hätte ausrufen sollen, beobachtete noch den einzigen Lichtpunkt auf der sonst schwarzen Wasserfläche. Ihrem Gefühl nach waren sie noch sehr hoch oben. Da ertönte der akustische Alarm, der auf eine zu niedrige Höhe hinwies. Der Pilot führte das Signal aber auf eine zu hohe Sinkgeschwindigkeit, statt auf zu geringe Höhe zurück und korrigierte erstere, ohne auch nur auf den Höhenmesser zu blicken. Der Flugingenieur schaltete den Alarm daraufhin ab, wodurch sich

der Pilot wieder in seiner Annahme bestätigt sah. Wenige Sekunden später erfolgte die Bruchlandung im glücklicherweise hier flachen Wasser.

Ich hatte das Systembewußtsein als die Fähigkeit definiert, einzelne Signale in Verbindung mit der gespeicherten Erfahrung durch logische Operationen zu einem Vorstellungsbild des Systemzustandes zu integrieren. An dieser Stelle ist nun speziell die Operation des Filterns zu nennen, die ebenso wichtig ist und durch die die relevante von der irrelevanten Information getrennt wird. Ohne diese Operation wäre der Mensch so handlungsunfähig wie der berühmte Esel zwischen den beiden Heubündeln, weil er sich nie auf die Signale konzentrieren könnte, die sein vordringliches Agieren erfordern.

Die Filterung ist ganz offenbar nicht immer ein bewußter Prozeß. Das genannte Beispiel aus der Luftfahrt zeigt, daß sie unter Umständen auch lebenswichtige Informationen unterdrücken kann. In TMI winkte der leitende Elektroingenieur ab, als zwei Techniker übermäßig hohe Coretemperaturen gemessen hatten /2/, weil eben nicht sein konnte, was nicht sein durfte. Ebenso wurden positive Aktionen, wie das Öffnen der Speisewasserventile, das Schließen des Vorventils am Druckhalter und das schließliche Überführen in den sicheren Nachkühlbetrieb jeweils von außen bzw. durch neu hinzukommende Leute angeregt, weil die Mannschaft innen offenbar auf ein zu enges Systembild fixiert war.

Bestimmte Gewohnheiten oder Routinen, fehlende Erfahrung, aber auch Streß führen zu solchen Erscheinungen. Blum und Sargent /9/ unterscheiden in diesem Zusammenhang zwei unterschiedliche Verhaltensformen (Abb. 10): Den normalen, flexiblen aktualisierenden Modus (A-Modus) und den unflexiblen programmierten Modus (P-Modus), auf den der Mensch besonders unter Stress übergehen kann. Während im A-Modus der Mensch in der Lage ist, vielfache Optionen zu prüfen und auch wieder in Frage zu stellen, rastet er im P-Modus in eine einzige, früher gelernte Verhaltensweise ein und ist starr auf eine einzige Interpretation der Ereignisse fixiert, sei sie nun richtig oder nicht. Das mag Vorteile haben gegenüber einem zähnefletschenden Tiger oder in einem schleudernden Auto, wo schnellstes Handeln erforderlich ist, nicht aber in einer sich entwickelnden Reaktorkrise.

Der Übergang in den starren P-Modus vollzieht sich für den Betroffenen unmerklich; und wenn er dann die Verkehrtheit seines Tuns entdeckt, lähmt ihn die damit verbundene Angst erst recht. Das Team kann den Einzelnen aus diesem Festgefahrensein herausreißen, kann aber auch "angesteckt" werden und dieses Verhalten eher verstärken.

Es ist aber auch erwiesen, daß Stress nicht in dieser Weise lähmen muß, das zeigen die Raumfahrtexperimente, das zeigte aber auch die Mannschaft von Browns Ferry, die kaltblütig neue Stromkabel für Ventile verlegte, als durch den Kabelbrand die Nachwärmeabfuhr für eine Reaktor praktisch ausgefallen war.

Was kann man nun gegen das strategische Fehlverhalten tun?

- a) Zunächst sei noch einmal daran erinnert, daß nach der in Kap. 4 beschriebenen Vorgehensweise das technische Sicherheitskonzept und die Automatik einen Fallschirm bilden, der im Gegensatz zum Flugzeug und praktisch unabhängig vom Menschen das System auch unter ungünstigen Bedingungen noch landen läßt. Da hier im Prinzip ja nichts weiter gewährleistet werden muß, als das Core abgeschaltet und mit Wasser bedeckt zu halten, ist diese Aufgabe physikalisch einfach und übersichtlich.
- b) Die Verbindungsstelle Kraftwerk - Mensch ist bei uns heute gut durchdacht. Ich habe einige weiterführende Entwicklungen genannt, die noch klarere und direktere Informationen über den Systemzustand liefern. Es ist bekannt, daß strategische Fehler nicht zuletzt auch durch erratische Information eingeleitet werden, wenn der Mensch, wie in TMI, vor einem System steht, das völlig unvorhersehbar auf Aktionen reagiert. Der hier P-Modus genannte Zustand eingeschränkter Handlungsfähigkeit wird z. B. von den Technikern der Gehirnwäsche durch absichtlich unberechenbares Verhalten bewirkt und ist vorher auch schon durch Pawlow an Hunden studiert worden. Deshalb ist gute Informationsdarbietung auch unter diesem psychologischen Aspekt wichtig. Auch hier könnte man Browns Ferry, wo die Diagnose von Anfang an klar war, von TMI unterscheiden.
- c) Die Betriebsmannschaft ist technisch gut geschult und hat Erfahrungen an der Anlage und am Simulator gesammelt. Zudem verfolgen die Kraftwerksbetreiber das Konzept, daß bei Störungen sehr rasch eine zusätzliche und in Bezug auf die Vorgeschichte "frische" Eingreifreserve besonders qualifizierter Ingenieure bereit-

steht. Dennoch sollte die Schulung im Hinblick auf das strategische Verhalten und Fehlverhalten des Menschen noch gezielter vertieft werden. Gerade hier, hinter der Automatik, hat, sicherlich im Bereich sehr geringer Wahrscheinlichkeiten, die "Schutzbarriere Mensch" ihre besondere Bedeutung. Abb. 11 listet die wesentlichen Punkte auf.

An noch weiter verbesserten Methoden zur Diagnosehilfe unter Zuhilfenahme von Rechnern wird an verschiedenen Stellen gearbeitet. Einiges haben wir in Abb. 5 gesehen. Ich möchte deshalb nicht weiter darauf eingehen.

Auf dem Gebiet der Personalauswahl fordern die Behörden heute unter anderem, daß nur noch Ingenieure und nicht mehr wie früher Kraftwerksmeister als Schichtleiter eingesetzt werden sollen. Das ist im Grundsatz ein Schritt in die erwünschte Richtung auf die Befähigung zum flexiblen, operationalen Systemdenken hin. Aber wie zuverlässig diese Fähigkeit mit der Ingenieurausbildung der heute meist aus der Oberschule kommenden Studenten korreliert ist, bedarf weiterer Klärung.

Die Lufthansa etwa unterzieht ihre Pilotenbewerber sehr ausführlichen Befähigungstests, die teilweise auch das Attribut "psychologisch" verdienen. Entsprechende Tests werden auch für Schichtleiter und Betriebspersonal erwogen. Man sollte allerdings dazu wissen, daß die Luftlinien diese Tests nicht in erster Linie durchführen, um das Fliegen sicherer zu machen, sondern um die beträchtlichen Ausbildungskosten für die 90 % der Bewerber zu sparen, die aus den verschiedensten Gründen nicht geeignet sind. Die endgültige Auswahl wird erst durch die Ausbildungsergebnisse bestimmt. Bei der Ausbildung des Wartenspersonals ist die Ausfallquote wesentlich geringer, und die Ausbildungskosten fallen nicht sehr ins Gewicht. Die Kraftwerksbetreiber halten deshalb zusätzliche, auch psychologisch orientierte Eingangstests nicht für erforderlich. Da solche Tests immer durch die praktische Erfahrung in der Ausbildung verifiziert werden müssen, können sie in der Tat per definitionem nicht besser sein als diese. Dennoch sollten wir in diesem Zusammenhang die Rolle des Menschen im weitgehend automatisierten Kraftwerk mit noch mehr Detail definieren und, vielleicht auch über Tests, die über das reine Fachwissen hinausgehenden Aspekte stärker formalisieren.

Ähnliches gilt für das weitere Training. Über die regelmäßig wiederholte Arbeit am Simulator hinaus sollten wir zusätzliche Methoden für ein dauerndes Systemtraining mit Einübung einer rationalen Hypothesenprüfung entwickeln. Dabei sollten neben der Schicht auch die Ingenieure der Betriebsleitungsbereitschaft einbezogen werden, die im Ernstfall ja dabei sind und damit auch in das gruppenspannungsdynamische Spannungsfeld hineinkommen.

Eine so noch weiter entwickelte professionelle Souveränität in der Diagnose ungewohnter Situationen und die Übung, alle Arbeitshypothesen zu prüfen, ist sicherlich eine wesentliche Voraussetzung für das Unterlaufen kognitiver Blockaden. Aber auch die spezielle Schulung sollte weiter entwickelt werden.

Meine Damen und Herren, damit komme ich zum Schluß. Wenn wir zuerst das technische Anlagenkonzept in Richtung heute wohlbekannter Grundsätze sicher machen, wenn wir die Verbindungsstelle zwischen Maschine und Mensch nach heutigen Erkenntnissen gestalten, und wenn wir schließlich auch die kognitiven und psychologischen Stärken und Schwächen des Menschen voll einsehen und in ausgewogener Weise berücksichtigen, wird das menschliche Fehlverhalten kein Kernproblem im Kernkraftwerk sein.

- /1/ The President's Commission on the Accident at Three Mile Island. Washington, D. C., Oct. 1979
- /2/ Three Mile Island, A Report to the Commissioner's and to the Public. M. Rogovin, Director, Washington, D. C., January 1980
- /3/ Private Mitteilung Prof. Edsberg, Halden
- /4/ E. Zebroski, The Accident at Three Mile Island, Conference Power Stations, Salzburg, Österreich, 4. Okt. 1979
- /5/ D. Smidt, Reaktorsicherheit und menschliche Unzulänglichkeit, Naturwissenschaften 66, 593 - 600, (1979)
- /6/ Human Factor Review of Nuclear Power Plant Control Room Design, EPRI-NP-309-SY November 1976
- /7/ D. Smidt, Reactor Safety after TMI, German-Brazilian Reactor Safety Conference, Rio de Janeiro, June 1980
- /8/ National Transportation Safety Board, Aircraft Accident Report, National Airlines Inc. Boeing 727-235, N 4744NA, Escambia Bay, Pensacola, Florida, May 8, 1978
- /9/ R. B. Blum, T. O. Sargent, Use of the Bimodal Theory in Reactor Crisis, ANS Topical Meeting on Thermal Reactor Safety, Knoxville, Tenn., April 1980

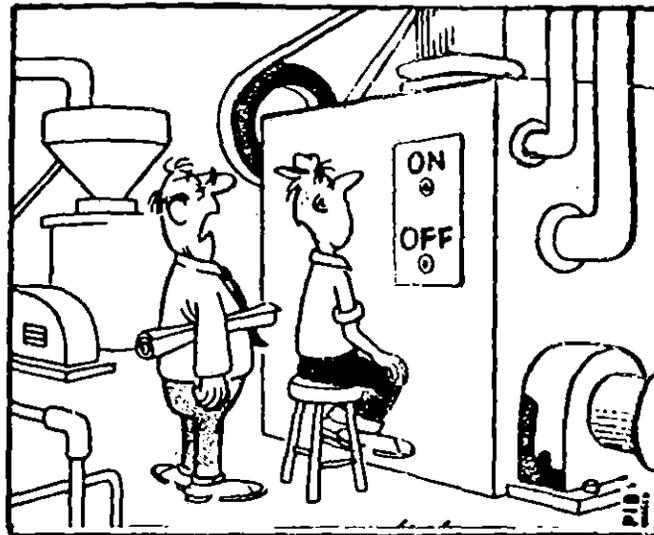
Rolle des Menschen

Instandhaltung
des
Systems

Diagnose + Aktion
bei
Normalbetrieb und Störungen

Abb. 1

Systembewußtsein ?



-GOT YOUR MENTAL MODEL RIGHT?

Abb. 2 (nach Edsberg, Halden)

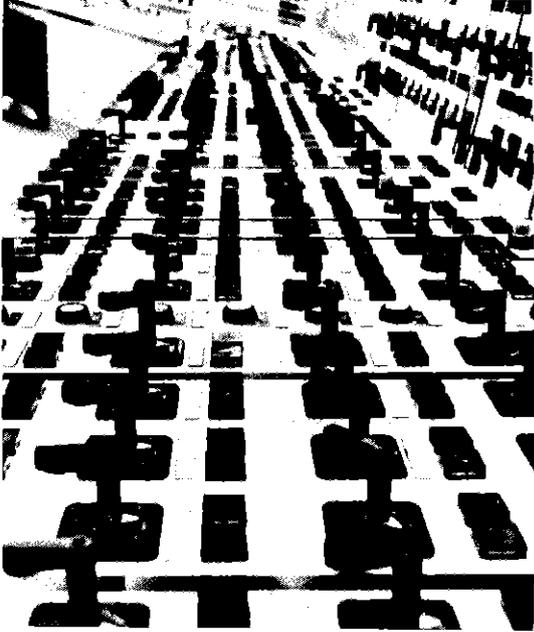


Abb. 3:

Große gleich aussehende Schaltelemente
geben große unübersichtliche Anordnungen

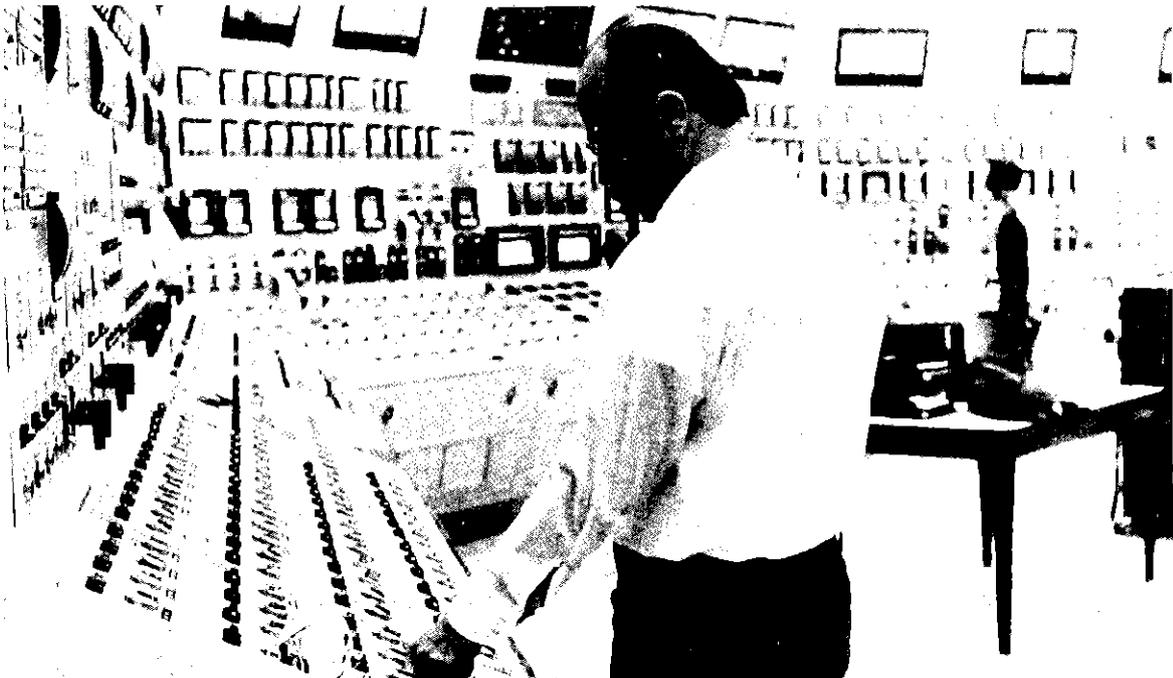


Abb. 4:

Die Position der Operateure zeigt die Entfernung zwischen Speisewasser-
abschluß- und Speisewasserregelventilen

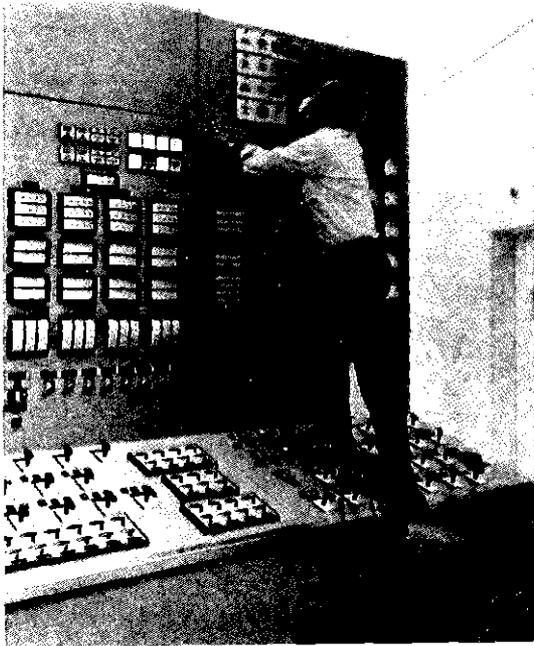


Abb. 5:

Das Schaltpult bietet sich als Trittpläche für das Auswechseln von Lampen an

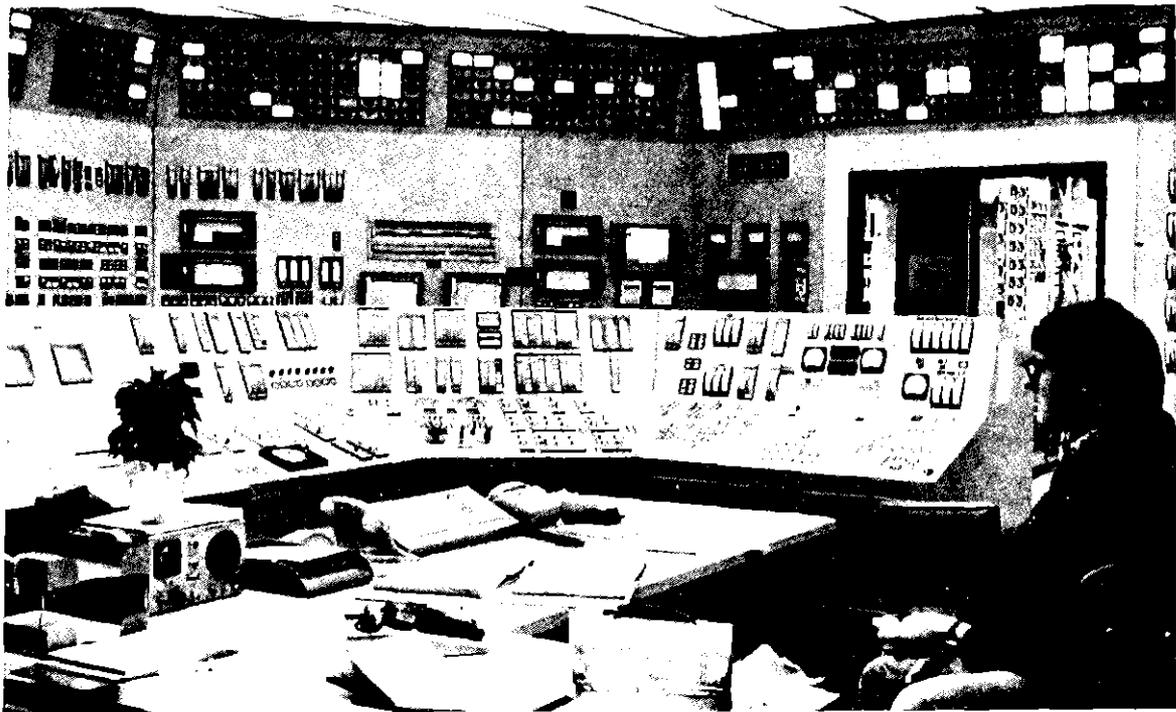


Abb. 6:

Das Personal muß mit vielen gleichzeitigen Alarmen leben

Abb. 7

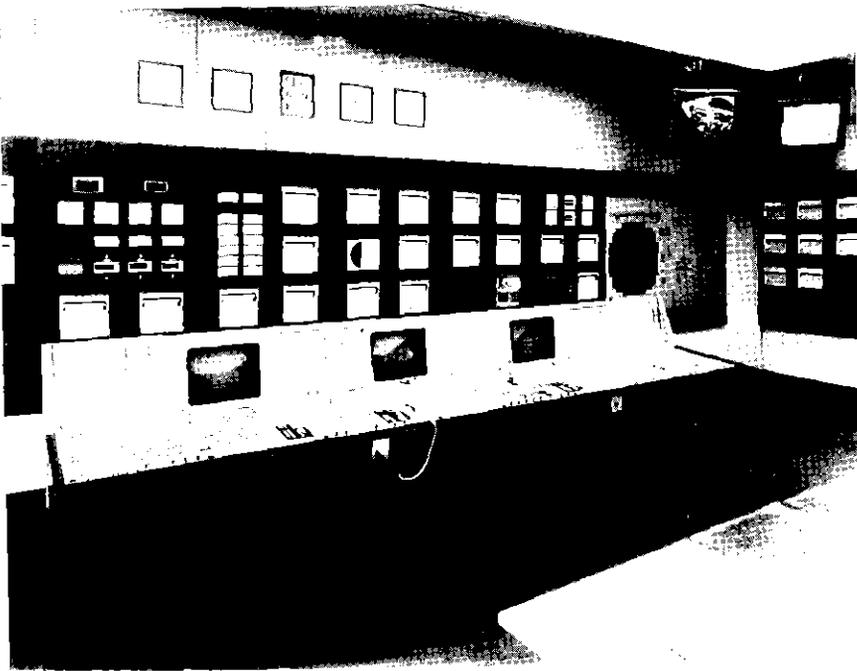


Abb. 8

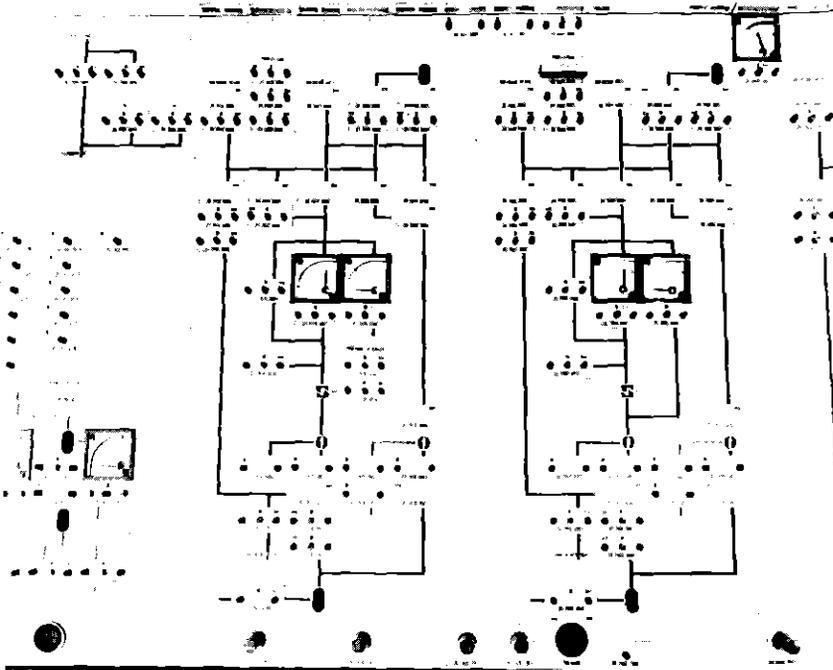
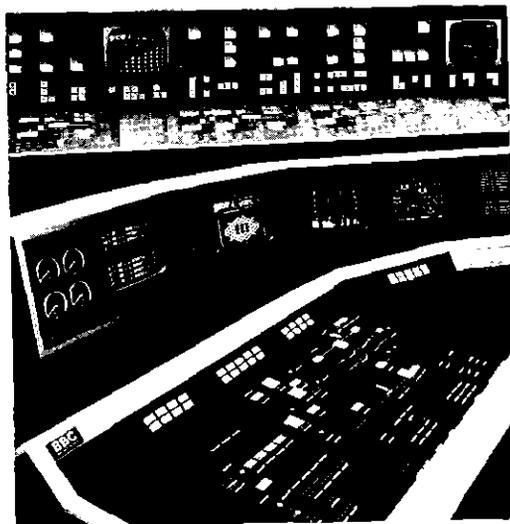


Abb. 9



Ausführungsformen von
Warten in deutschen
Kernkraftwerken

Mechanismus des strategischen Fehlverhaltens

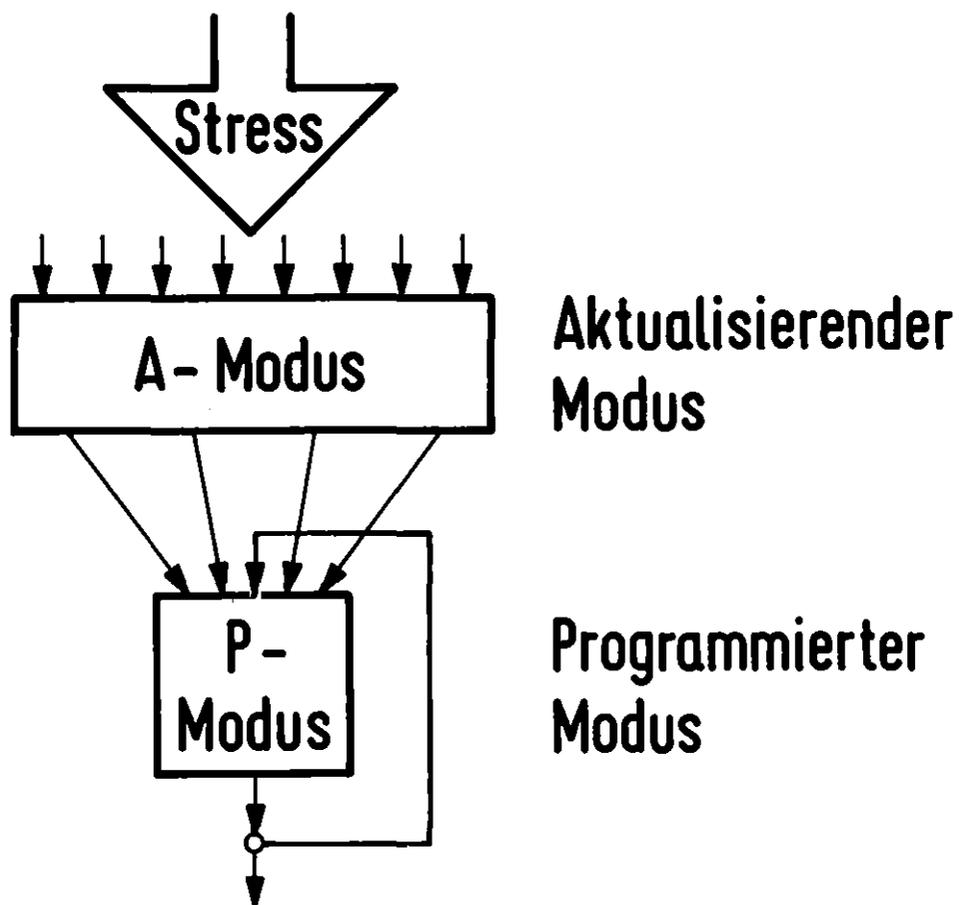


Abb. 10

Gewährleistung der "Schutzbarriere Mensch"

- Diagnosehilfe
- Personalauswahl und -betreuung
- Laufendes Systemtraining in der verantwortlichen Führungsebene
- Einübung in Methoden zum Unterlaufen kognitiver Blockaden

PROJEKT NUKLEARE SICHERHEIT
JAHRESKOLLOQUIUM 1980

FORTSCHRITTE DER REAKTORSICHERHEITSFORSCHUNG IM
PROJEKT NUKLEARE SICHERHEIT

H. RININSLAND
A. FIEGE
F. HORSCH
J.P. HOSEMANN

PROJEKT NUKLEARE SICHERHEIT
KERNFORSCHUNGSZENTRUM KARLSRUHE

KERNFORSCHUNGSZENTRUM KARLSRUHE

JAHRESKOLLOQUIUM 1980
des
PROJEKTES NUKLEARE SICHERHEIT

Fortschritte der Reaktorsicherheitsforschung im
Projekt Nukleare Sicherheit

H. Rininsland

A. Fiege, F. Horsch, J.P. Hosemann

Projekt Nukleare Sicherheit
Kernforschungszentrum Karlsruhe

1. Einleitung

In meinem Bericht über Fortschritte der Reaktorsicherheitsforschung im Rahmen der Forschungsarbeiten des Projektes Nukleare Sicherheit muß ich mich bei der Fülle der Ergebnisse, die im vergangenen Berichtszeitraum angefallen sind, auf eine Auswahl aus den verschiedenen Projektbereichen beschränken.

Das Projekt Nukleare Sicherheit umfaßt wesentliche Teile des deutschen Reaktorsicherheitsforschungsprogramms des Bundesministers für Forschung und Technologie, die etwa ein Drittel des Gesamtvolumens ausmachen. Die übergeordneten Ziele der Reaktorsicherheitsforschung sind nach wie vor:

- Die verbesserte Quantifizierung der vorhandenen Sicherheitsreserven für die sicherheitstechnische Beurteilung.
- Die Entwicklung verbesserter Systeme und Sicherheitseinrichtungen zur Verhinderung von Störfällen und zur Eindämmung der Folgen hypothetischer Störfälle.

Das Arbeitsprogramm des Projektes Nukleare Sicherheit untergliedert sich in folgende Arbeitsschwerpunkte:

I. Dynamische Beanspruchung von Reaktorkomponenten bei Störfällen

In diesem Arbeitsschwerpunkt werden u.a. im Rahmen der HDR-Blow-down-Versuche, die fluid- und strukturdynamischen Auswirkungen von Kühlmittelverluststörfällen auf Reaktorkomponenten untersucht, sowie fortgeschrittene Rechenprogramme zur Beschreibung der fluid-strukturdynamischen Vorgänge entwickelt und mit Hilfe der Versuchsergebnisse verifiziert.

R. Krieg und U. Schumann berichten in ihrem Vortrag "Methoden zur Fluid- und Strukturdynamik bei der Analyse von Störfällen in LWR" über diese Rechenprogramme.

II. Brennelementverhalten bei Störfällen

- Entwicklung und Verifizierung von Brennstabverhaltenscodes unter Störfallbedingungen und von Analysen der Auswirkungen von Brennstabschäden auf Notkühlung
- Untersuchung der Schadensmechanismen
- Quantitative Beschreibung des Brennstabverhaltens bei verschiedenen Störfällen
- Quantitative Bestimmung des Schadensumfangs am Brennstab
- Nachweis der Nachkühlbarkeit des Kerns bei Auslegungsstörfällen
- Quantifizierung der Sicherheitsreserven

III. Ablauf von Kernschmelzunfällen und Freisetzung von Spaltprodukten

- Quantitative Beschreibung der Spaltproduktfreisetzung aus einer Kernschmelze unter Berücksichtigung der Wechselwirkung zwischen Kernschmelze und Beton

- Untersuchung der Wechselwirkung zwischen Kernschmelze und Beton und die dadurch entstehende Druckbelastung des Sicherheitsbehälters
 - Aufzeigen passiver Maßnahmen zur Verringerung möglicher Folgen hypothetischer Kernschmelzenunfälle
- IV. Verbesserung der Spaltproduktrückhaltung im Sicherheitseinschluß und damit Reduktion der Strahlenbelastung
- Adaption der Filter an Störfallbedingungen
 - Reduktion der Vergiftung von Jodfiltern
 - Bestimmung der Jodverbindungen in der Abluft
- V. Störfallablaufanalysen für die große Wiederaufarbeitungsanlage
- In Zusammenarbeit mit dem Projekt Wiederaufarbeitung und Abfallbeseitigung (PWA) sowie der Deutschen Gesellschaft für Wiederaufarbeitung Karlsruhe (GWK) F+E-Arbeiten zur Abgasreinigung für die große Wiederaufarbeitungsanlage.
- VI. Ausbreitung und Auswirkungen von freigesetzten nuklearen Schadstoffen
- Untersuchung des physikalischen und chemischen Verhaltens biologisch besonders wirksamer Radionuklide in der Umwelt
 - Untersuchung der atmosphärischen Ausbreitung nuklearer Schadstoffe im Nah- und Fernbereich
 - Untersuchung der radiologischen Folgen von kerntechnischen Unfällen unter probabilistischen Gesichtspunkten.

Auf der Basis von internationalen Verträgen des BMFT und von direkten Verträgen des Kernforschungszentrums mit ausländischen Partnern steht das Projekt Nukleare Sicherheit in einer engen Kooperation und einem intensiven Austausch von Ergebnissen und Erfahrungen sowie in Abstimmung der Programme mit

- der USNRC (US Nuclear Regulatory Commission)
- dem CEA (Commissariat à l'Energie Atomique)
- dem EPRI (Electric Power Research Institute)
- der UKEA (United Kingdom Atomic Energy Authority)
- der JAEC (Japanese Atomic Energy Commission),

darüber hinaus mit weiteren internationalen Laboratorien und Institutionen.

2. Fortschritte auf dem Gebiet des Brennstabverhaltens

Ziel dieser Forschungsarbeiten ist die Untersuchung der physikalischen und chemischen Phänomene, die beim Versagen der Zirca-loyhüllrohre von Bedeutung sind; ferner die Bereitstellung von experimentell abgesicherten Rechenmethoden für realistische Störfallanalysen.

Von besonderer Bedeutung sind in diesem Zusammenhang:

- die Ermittlung des Schadensumfangs im Reaktorkern (insbesondere Zahl der verformten bzw. geborstenen Stäbe, das Ausmaß der plastischen Verformungen, die Hüllrohrversprödung durch Sauerstoff- und Wasserstoffaufnahme während des Störfallablaufs und die Reduktion der Kühlkanalquerschnitte), sowie
- die Untersuchung der Auswirkung von Brennstabschäden auf die Kühlbarkeit des Kerns und auf die Spaltproduktfreisetzung.

Die meisten Forschungsarbeiten zum Brennstabverhalten wurden 1972/73 begonnen und konzentrierten sich zunächst auf die bei schweren Kühlmittelverluststörfällen mit doppelendigem Leitungsbruch zu erwartenden Randbedingungen, d.h. schneller Abfall des Systemdruckes, Temperaturen bis 1200 °C und KVS-typische Zeiten von wenigen Minuten. Diese Untersuchungen sind weit fortge-

schritten und haben wichtige Ergebnisse gebracht. Umfangreiche Grundlagenexperimente im IMF und IRB des KfK haben z.B. dazu beigetragen, daß die relevanten Einzelphänomene des Brennstabverhaltens wie z.B.

- die Deformations- und Versagensmechanismen der Zircaloy-Hüllrohre,
- die Hochtemperatur-Wasserdampfoxidation und -Versprödung,
- der Einfluß von Brennstoff und Spaltprodukten auf das Deformationsverhalten der Hüllen sowie
- der Einfluß der Bestrahlung

heute gut verstanden werden. Über diese Ergebnisse und ihre Umsetzung in Rechenmodelle ist bereits vielfältig berichtet worden, so daß ich heute nicht näher auf sie eingehen möchte.

In der letzten Zeit konzentrierten sich die Arbeiten auf die Durchführung von mehr ingenieurmäßig angelegten Experimenten, bei denen das Verhalten von Einzelstäben und Stabbündeln unter realistischen Bedingungen, d.h. im Zusammenwirken aller relevanten Phänomene unter Einbeziehung der thermohydraulischen Randbedingungen getestet wird. Diese Experimente, die in der Versuchsanlage FABIOLA des IMF, in der Blowdown-Versuchsstrecke COSIMA von IRE/IT, in den Flutversuchsständen REBEKA und FEBA des IRB und im DK-Loop des FR2 durchgeführt werden, liefern das Datenmaterial, mit dessen Hilfe die auf der Basis von Einzeleffektversuchen erstellten Rechenmodelle verifiziert werden.

Aufgrund dieser Experimente wissen wir heute, daß das Deformations- und Berstverhalten von Zircaloy-Hüllrohren in oxidierender Atmosphäre bei gegebenem Differenzdruck ganz entscheidend von der Temperatur, der azimuthalen und axialen Temperaturverteilung und der Aufheizgeschwindigkeit bestimmt wird. (Abb. 1)

In dieser Abbildung ist die Berstumfangsdehnung verschiedener Out-of-pile-Versuche und der FR2 - Inpile-Experimente über der Bersttemperatur aufgetragen. Man sieht, daß insbesondere im

sicherheitstechnisch relevanten α -Bereich um 800 °C die Umfangsdehnungen um so größer sind, je kleiner die Aufheizrate und/oder je gleichmäßiger die Temperaturverteilung auf dem Umfang des Hüllrohres ist. Solche extremen Verhältnisse findet man z.B. bei Kriechberstversuchen an direkt beheizten Hüllrohren oder an Einzelstabversuchen mit beheiztem Umgebungsrohr.

Je größer die Aufheizrate oder je ungleichmäßiger die Temperatur auf dem Hüllrohrumfang ist, desto geringer sind in der α -Phase die Berstumfangsdehnungen. Solche Verhältnisse hat man z.B. bei den Out-of-pile-Bündelversuchen des ORNL und des KfK/IRB, die mit indirekt beheizten Brennstabsimulatoren und unter Einbeziehung reaktorähnlicher thermohydraulischer Randbedingungen durchgeführt wurden, ebenso bei den Inpile-Experimenten im DK-Loop des FR2-Reaktors, die mit frischen und hochabgebrannten Stäben gefahren wurden.

(Hinweis: im β -Bereich kehrt sich aufgrund der versprödenden Wirkung des eindringenden Sauerstoffs der Einfluß der Aufheizrate um !)

Insgesamt wird deutlich, daß bei möglichst realistischer Versuchsführung die Mehrzahl der Stäbe auch im Bündelverband Umfangsdehnungen von weniger als 60% erreicht.

Wichtig für die Beurteilung der Kühlfähigkeit ist nun allerdings nicht nur die Umfangsdehnung der einzelnen Stäbe, sondern auch ihre axiale Verteilung im Kern und die resultierende Kühlkanalverengung.

Abb. 2 zeigt die Umfangsdehnung der 9 zentralen Brennstabsimulatoren und die resultierende Kühlkanalverengung aus dem REBEKA-Bündelversuch 3. Dieser Versuch wurde mit einem 25-Stab Bündel voller Länge unter thermohydraulischen Randbedingungen durchgeführt, die für die Wiederauffüll- und Flutphase eines Kühlmittelverluststörfalles typisch sind. Man sieht, daß sich als Folge der axialen Leistungsverteilung und des Abstandshaltereinflusses nur relativ kleine und lokal begrenzte Hüllrohrverformungen ausbilden. Die resultierende Kühlkanalversperrung beträgt an der engsten Stelle etwa 52 %.

Die Auswirkung von Kühlkanalversperrungen auf die Kernnotkühlung wurde in der Versuchsanlage FEBA des IRB untersucht (Abb. 3). Diese Einzeleffektuntersuchungen mit verschiedenen Blockade-Formen und Blockade-Graden lassen erwarten, daß selbst bei sehr konservativ angenommenen koplanaren Blockaden von 90% und relativ niedrigen Flutraten von 2-3 cm/s die maximalen Hüllrohrtemperaturen in der Flutphase nicht sehr über die Temperatur unblockierter Brennelemente ansteigen (gemessen wurden 20 - 50 K).

Es muß allerdings darauf hingewiesen werden, daß diese Untersuchungen mit relativ kleinen Anordnungen von max. 25 Stäben unter Zwangsflutung durchgeführt wurden. Die FEBA-Ergebnisse sollen im Rahmen des internationalen 2D/3D-Projektes mit Hilfe von größeren teilblockierten Bündelanordnungen abgesichert werden, bei denen auch die Umströmung der Teilblockaden repräsentativer simuliert werden kann.

(Abb. 4) Screening Tests zur Langzeitkühlbarkeit eines gefluteten Kerns mit Teilblockaden (ebenfalls in der Versuchsanlage FEBA des IRB) haben gezeigt, daß die langfristige Nachwärmeabfuhr aus einem stark verformten Kernbereich nicht gefährdet ist, solange es gelingt, den Kern so mit Zweiphasengemisch gefüllt zu halten, daß die Kühlung am oberen Kernrand ausreicht. Auch wenn nur noch 10 % der nominellen Kühlkanäle frei sind (das war durch Bohrungen von 4 mm simuliert), wenn zusätzlich die Blockade radial ausgedehnt ist (das war durch einen gasgefüllten Isolierspalt simuliert) und wenn die Blockade mit 400 mm so lang ist, wie sie zwischen zwei Abstandshaltern maximal werden kann, verhindert der sich einstellende Restdurchsatz, daß unzulässig hohe Temperaturen im Blockadebereich entstehen. Das obere Ende der Stäbe ist bei abnehmender Wasserzufuhr früher gefährdet als der Blockadebereich ($T_1 < T_2$).

Ob die Kühlbarkeit auch bei weniger idealisierten Geometrien aus Brennstab-Bruchstücken ebenfalls gewährleistet ist, soll in weiteren Untersuchungen geprüft werden.

Zusammenfassend können wir also erwarten, daß bei funktionierender Notkühlung und dann praktisch immergegebenen ungleichförmigen Temperaturverteilungen im Kern die Hüllrohrdehnung auf relativ kleine lokale Bereiche der Hülle konzentriert ist, so daß große Umfangsdehnungen, die sich auch über große axiale Bereiche erstrecken und die für die Wirksamkeit der Notkühlung gefährlich werden könnten, verhindert werden.

Das experimentelle Programm wurde von Anfang an von analytischen Modellarbeiten begleitet. Im Vordergrund dieser Arbeiten stand die Entwicklung des modularen Rechenprogramms SSYST, das gemeinsam vom IRE und INR des KfK und IKE-Stuttgart entwickelt wurde. Die z.Zt. eingefrorene Version SSYST-2 ermöglicht deterministische Einzelstabrechnungen für den gesamten Ablauf von Kühlmittelverluststörfällen mit großen Leitungsquerschnitten.

Für Mitte 1981 ist die Fertigstellung der Version SSYST-3 geplant, mit deren Hilfe auch probabilistische Schadensumfangsanalysen für den Reaktorkern durchgeführt werden können.

Abb. 5 zeigt schematisch als Ergebnis einer probabilistischen Schadensumfangsanalyse für ein hochbelastetes BE zu Beginn des 2. Zyklus Zahl und Lage stark verengter Kühlkanäle.

$(F_{red} < \frac{F'}{F_0} \cdot 100 \leq 20 \%)$.

Es muß darauf hingewiesen werden, daß diese Rechnung, die noch vorläufigen Charakter hat, bereits mit sehr pessimistischen Annahmen für die sogenannten "globalen" Parameter durchgeführt wurde (Globale Parameter sind z.B. Reaktorleistung, Multiplikator der Nachwärmeezeugung und Wärmeübergangskoeffizienten). Alle Dehnungsmaxima wurden koplanar angenommen. Stab-zu-Stab-Wechselwirkungen wurden nicht berücksichtigt.

Die Kühlbarkeit dieses Bündels ist selbst unter so pessimistischen Randbedingungen nicht in Frage gestellt.

Es ist vorgesehen, die meisten Arbeiten zum Brennstabverhalten beim 2F-LOCA in 1981/82 abzuschließen. Die z.Zt. noch laufenden Arbeiten sind darauf ausgerichtet, die gefundenen Ergebnisse abzusichern und zu dokumentieren und die erstellten Rechenmodelle und Verfahren systematisch zu verifizieren und ggf. zu verbessern. Außerdem werden Out-of-pile- und Inpile-Experimente mit Bündelanordnungen von 25 - 49 Stäben vorbereitet (z.B.

REBEKA 2, NRU, PHEBUS, SUPER SARA, et al.), mit deren Hilfe das Problem der Stab-zu-Stab-Wechselwirkungen, die Frage einer potentiellen Schadenspropagation und die Auswirkung gecrackter Pellets auf das Deformationsverhalten der Stäbe bei niedrigen Kriechgeschwindigkeiten untersucht werden können. Parallel dazu erfolgt eine Schwerpunktsverlagerung hin zur Untersuchung kleiner Lecks und spezieller Transienten, die bei zusätzlichem Ausfall eines der angeforderten Sicherheitssysteme zu einer Überhitzung der Brennstäbe führen können.

Falls dieser Systemausfall - ähnlich wie bei dem Störfall von Three Mile Island - nur vorübergehend ist, kann das wieder- verfügbare Sicherheitssystem die Temperaturexkursion noch vor dem eigentlichen Kernschmelzen abfahren. Dann stellt sich die Frage nach den physikalischen Phänomenen bei relativ langsamen Transienten, die von Betriebsbedingungen bis zum Schmelzen der Zircaloy-Hüllrohre und bis zur Bildung schmelzflüssiger Phasen zwischen Hüllrohr und Brennstoff laufen können. Von besonderem Interesse sind hier:

- Art, Ausmaß, Ausbreitung und Auswirkung von Schmelzfronten im Spalt zwischen Hüllrohr und UO_2 -Pellets sowie die Oxidationskinetik schmelzflüssiger Phasen,
- Oxidationskinetik des Zircaloy bei Temperaturen > 1200 °C, längeren Haltezeiten und evt. abnehmendem Dampfangebot,
- resultierende Wasserstoffbildung bei Zircaloy-Wasserdampfreaktionen bis zur Schmelztemperatur des Zircaloy,
- Kühlbarkeit eines Reaktorkerns, der bis zum Anschmelzen an der Grenzfläche Hüllrohr/ UO_2 aufgeheizt wurde und
- Spaltproduktfreisetzung bei schweren Kernschäden.

Ein entsprechendes Versuchsprogramm wird z.Zt. diskutiert. Abstimmungsgespräche mit entsprechenden Programmen der USNRC, des CEA, der Europäischen Gemeinschaft, sind angelaufen.

3. Fortschritte auf dem Gebiet der Untersuchung des Ablaufs von Kernschmelzunfällen und der Spaltproduktfreisetzung

Bei der Untersuchung der Spaltproduktfreisetzung an der Schmelzanlage SASCHA wurden Versuche durchgeführt, bei denen kurze Brennstab-Prüflinge in oxidierender Atmosphäre, d.h. in Luft und auch in Wasserdampf, auf Temperaturen bis zu 2800 °C aufgeheizt wurden. Die Abb. 6 zeigt einen Ausschnitt aus der experimentellen Anordnung: Das Tiegelsystem mit einem Außentiegel aus Aluminiumoxid und einem Innentiegel aus Thoriumoxid sowie das Absaugsystem aus Glas, das gleichzeitig den ersten Teil der Spaltprodukt-Meßstrecke darstellt. Das Schmelzgut besteht aus jeweils 3 Zircaloy-Kapseln mit 6 Brennstoffpellets, die aus Fissium bestehen. Um bei der Zusammensetzung der Kernschmelze auch die Stahleinbauten des RDB zu berücksichtigen, enthält das Schmelzgut zusätzlich einen Anteil von 18 % Edelstahl, was der Definition von Corium A entspricht.

Aus der Fülle der Ergebnisse des SASCHA-Programms sollen zwei Beispiele gezeigt werden.

Die Abb. 7 gibt den Verlauf der Freisetzungsraten für einige relativ leichtflüchtige Spaltprodukte wieder (in % Freisetzung/Min.) als Funktion der Temperatur. Man erkennt, daß die wichtigen Elemente Jod und Cäsium bei etwa 1800 °C mit Raten von ca. 15 %/min bzw. 5 %/min aus den Brennstäben entweichen. Je nach dem zeitlichen Verlauf der Aufheizung im Reaktorkern ist es demnach denkbar, daß bis 1800 °C bereits das gesamte Jod und Cäsium freigesetzt wird; andererseits kann bei einer schnellen (transienten) Aufheizung auch oberhalb von 2000 °C noch ein wesentlicher Anteil des Anfangsinventars von Jod und Cäsium in den Brennstäben verbleiben.

Die Abb. 8 zeigt in entsprechender Weise die Freisetzungsraten einiger schwerflüchtiger Elemente. Von diesen wird Barium mit 0,1 %/min bei 2400 °C noch am stärksten freigesetzt. Ähnliches dürfte für das chemisch verwandte Strontium gelten. Die anderen in der Abbildung dargestellten Elemente spielen wegen der niedrigen Freisetzung bezüglich einer potentiellen radiologischen

Belastung bei einem Kernschmelzenunfall eine nur untergeordnete Rolle. Der eine Meßpunkt für Neptunium steht wegen der chemischen Ähnlichkeit für Plutonium. Deshalb erlaubt dieser Meßpunkt die Aussage, daß aus einer Kernschmelze bei 2400 °C durchaus nennenswerte Mengen von Plutonium freigesetzt werden könnten, wenn man an aufgearbeiteten Brennstoff mit Pu/U-Mischoxid denkt.

Die Freisetzungsexperimente mit künstlichem Fissium in der Schmelzanlage SASCHA werden den kompletten Freisetzungsquellterm einerseits für die radiotoxisch bedeutsamen und andererseits für die hinsichtlich der Nachzerfallswärme wichtigen Isotope bei einem unkontrolliert schmelzenden Reaktorkern in Dampfatosphäre liefern. Hierbei wird unter Freisetzung die Freisetzung der aus dem Primärkreis luftgetragen in den Sicherheitsbehälter transportierten Partikelmasse verstanden. Wie später gezeigt wird, spielen dabei gerade auch die nichtaktiven Aerosolpartikeln eine Rolle, die rund 94 % der freigesetzten Partikelmasse beim Kernschmelzen ausmachen. Auch sie müssen deshalb quantitativ untersucht werden.

Beim Kernschmelzen sind die Verhältnisse hinsichtlich des oben definierten Quellterms thermodynamisch einigermaßen übersichtlich, nämlich:

- Die maximal im Kernschmelzfall aus dem Brennstoff bzw. aus der Schmelze freigesetzten Massen von Elementen und chemischen Verbindungen ergeben sich aus den SASCHA-Experimenten bei der maximalen Temperatur der Schmelze (ca. 2400 °C) bei einer Haltezeit für diese Temperatur, die dem Ablauf der Kernzerstörung entspricht.
- Die Rückhaltung im Primärkreis dürfte nach unseren Abschätzungen 20 % nicht übersteigen und ist damit wahrscheinlich vernachlässigbar, da der natürliche Partikelabbau im Sicherheitsbehälter schon im Bereich von nur 20 Stunden mehrere Größenordnungen beträgt.
- Beim schmelzenden Kern spielt der tatsächliche Einbau der

Spaltproduktverbindungen in die UO_2 -Matrix der noch festen Pellets und die radiale Verteilung im Pellet praktisch keine Rolle. Damit erscheint die Verwendung von Fissium unproblematisch.

- Leichtflüchtige Verbindungen werden unabhängig von ihrer chemischen Form ebenso wie die Edelgase zu 100 % freigesetzt. Eine Untersuchung erübrigt sich damit für den Kernschmelzenfall.
- Bis zum Versagen des Druckbehälters werden zwischen 80 und 100% des Kerns und aller inneren Strukturen erschmolzen. Die integrale Spaltproduktfreisetzung kann damit hinreichend genau quantifiziert werden.

Ganz anders sieht die Situation aus, wenn quantitative Aussagen zum Quellterm für Temperaturbereiche gemacht werden sollen, bei denen der Kern zwar schon massiv zerstört werden kann, aber noch nicht unkontrolliert schmilzt. Einige der wichtigsten Einflüsse auf den dann geltenden Freisetzungsquellterm, die unmöglich in vollem Umfang experimentell nachgebildet werden können, sind:

- Anzahl der Brennstäbe mit zerstörten Hüllrohren. Da im Reaktorkern einige 10^4 Brennstäbe vorhanden sind, kann die Zahl der defekten Brennstäbe je nach Unfallablauf in der gleichen Größenordnung variieren.
- Länge der trockenstehenden und defekten Brennstäbe. Die Brennstäbe sind 4 m lang. Je nach Absenkung des Wasserspiegels beim korrespondierenden Unfallablauf können sie im Bereich von einigen cm oder im Bereich von einigen m zerstört werden.
- Plate-out-Effekte der Freisetzungserzeugnisse innerhalb des Hüllrohres. Sie hängen stark von der geometrischen Lage der Hüllrohrberststelle und vom Zerstörungsgrad der Hüllrohre ab. Je nach Unfallablauf sind für die partikelförmig freigesetzten Spaltprodukte Abscheidungsgrade zwischen 0 und 100 % denkbar.

- Dampf- oder Wasserzutritt an die Pellets im defekten Brennstab. Wahrscheinlich wird hierdurch sehr drastisch das Freisetzungsverhalten von Spaltprodukten in den Primärkreis und aus der Leckstelle in den Sicherheitsbehälter beeinflusst. Die Variationsbreite je nach speziellem Unfallablauf kann hier nicht exakt abgeschätzt werden, ist aber sicher in der gleichen Größenordnung wie für die oben genannten Effekte.
- Pellet-Cracking und -Absturz. Beim Cracking und beim Absturz von Pellets auf die nächste Abstandshalterebene kann die für die Freisetzung zur Verfügung stehende Pelletoberfläche bis zum Faktor 5 vergrößert werden. Bei größenordnungsmäßig 10^7 Pellets im Reaktorkern hat damit der spezielle Unfallablauf einen außerordentlich starken Einfluß auf die für die Spaltproduktfreisetzung zur Verfügung stehende Brennstoffoberfläche.

Für alle denkbaren Unfallabläufe wird also bei Kernzerstörungen (vor Kernschmelzen), die z.B. in den USA "Degraded Core" oder "Severe Core Damage" heißen, eine riesige Unsicherheitsbandbreite für die temperaturzugehörige Spaltproduktfreisetzung denkbar. Sicher ist deshalb mit höchster Priorität die Forderung nach einer möglichst guten Kernschadensumfangsanalyse, wie sie im Brennstabverhaltensprogramm geplant ist, zu stellen. Diese muß eindeutig auf Ereignisabläufe einer gegebenen Reaktoranlage bezogen werden können. Gemessen an der großen Unsicherheit hinsichtlich des Kernzerstörungsgrades bei gegebenen Unfallabläufen reicht es sicherlich völlig aus, wenn als Freisetzungsterm aus dem Brennstoff die maximalen Daten aus den SASCHA-Experimenten bei der jeweils zugeordneten Haltetemperatur benutzt werden.

Wenn man nur nach den Personenschäden außerhalb eines Kernkraftwerkes fragt, in dem sich ein Kühlmittelverluststörfall ereignet hat, der jenseits der Auslegungstörfälle einzuordnen ist, dann spielen sicher nur die Freisetzungserzeugnisse eine Rolle, die im Sicherheitsbehälter luftgetragen sind. Nicht zuletzt aus den Ergebnissen des Störfalles TMI-2 haben wir aber verstanden, daß offenbar ein großer Anteil der leichtflüchtigen Spaltprodukte

- wie z.B. Jod und Cäsium die zugleich radiotoxisch besonders bedeutsam sind - sofort in die wässrige Phase gelangen kann, und damit nicht luftgetragen im Sicherheitsbehälter zur Verfügung steht. Die Aufteilungsfaktoren können offenbar so groß sein, daß bis zu 10^5 mal mehr Jod und Cäsium in Wasser gelöst vorhanden sind, als dispergiert in der Atmosphäre des Sicherheitsbehälters. Sollte sich dieser Tatbestand theoretisch und experimentell erklären und absichern lassen, dann wäre dies ein Grund, die "Jod-Problematik" zukünftig wesentlich entspannter zu betrachten, als das noch heute der Fall ist. Das bedeutet z.B. bei einem Kernschmelzenunfall mit sofortiger Freisetzung aus einem großen Leck des Sicherheitsbehälters, daß die kumulierte akute Dosis sich ca. um den Faktor 3 reduziert. Dies ist eine erhebliche Erleichterung für vorzusehende Notfallschutzmaßnahmen.

Vor diesem Hintergrund ist es verständlich, daß im Rahmen des PNS mit hoher Priorität Forschung zur Aufteilung von Jod und Cäsium auf die Wasser- und auf die disperse Phase durchgeführt werden sollen.

Ebenfalls aus dem Störfall TMI-2 haben wir gelernt, daß bei Kernzerstörung (ohne Schmelzen) offenbar Spaltprodukte durch Wasser aus dem Brennstoff ausgelöst und ausgewaschen werden können, die dann natürlich in der Wasserphase verbleiben und für eine weitere Freisetzung in den luftgetragenen Zustand nicht mehr zur Verfügung stehen. Der im Vergleich zu den gezeigten SASCHA-Ergebnissen viel zu hohe Barium-Anteil im Sumpf von TMI-2 spricht dafür. Wie aus Abb. 8 hervorgeht, hätte die Freisetzung von Barium durch reines Abdampfen aus dem Brennstoff um mehrere Größenordnungen geringer sein müssen. Auch die Beantwortung dieser Fragestellung haben wir bereits in unsere zukünftige F+E-Planung aufgenommen. Schließlich soll noch ein experimenteller Befund aus den SASCHA-Experimenten mitgeteilt werden, der uns z.Zt. intensiv beschäftigt, der noch vorläufigen Charakter hat und für den wir noch keine plausible Erklärung gefunden haben:

Bei sonst gleichen Versuchsparametern hat sich nämlich gezeigt, daß die Freisetzung von z.B. Jod, Cäsium, Tellur, Antimon und besonders Silber in Dampfatosphäre deutlich höher ist als in Luft. Solche zunächst überraschenden Versuchsergebnisse - wie z.B. auch höhere Freisetzungsraten bei zunehmendem Systemdruck - waren Grund dafür, warum wir uns vor 2 Jahren entschlossen haben, parallel zu den SASCHA-Experimenten des IRCH auch quantitative Daten über die Flüchtigkeit von Spaltprodukten und Brennstoffkomponenten unter Berücksichtigung der Verteilung und insbesondere des Reaktionsverhaltens im Brennstoff während möglicher Unfallabläufe zu ermitteln. Diese Arbeiten werden im IMF I durchgeführt. Wir wollen damit die Möglichkeit eröffnen, unerwartetes Freisetzungsverhalten zu erklären und die SASCHA-Daten mittels Anwendung anderer Methoden zu überprüfen und vor allen Dingen zu interpretieren.

Die aufeinander abgestimmten Programme erlauben den Vergleich zwischen der Freisetzung aus dem Brennstoff unter thermodynamisch überschaubaren Verhältnissen und der Freisetzung in den Sicherheitsbehälter bei Simulation der Gegebenheiten im tatsächlichen Reaktorstörfall, wobei sich hierbei nicht alle wichtigen Parameter technisch handhaben lassen. Bei den das SASCHA-Programm begleitenden Untersuchungen zum Reaktions- und Abdampfverhalten von Kernkomponenten bedient man sich verschiedener Methoden:

- Im Temperaturbereich bis 1500 °C (inerte und oxidierende Umgebung) wird die Thermogravimetrie angewendet,
- im Temperaturbereich von 600 °C bis 2600 °C werden die abgedampften Freisetzungsprodukte auf Kühlfallen kondensiert und anschließend einer Röntgenfluoreszenzanalyse oder einer Auger-Elektronenspektroskopie unterzogen,
- schließlich werden im Temperaturbereich von 1400 °C bis 2600 °C einfache Differenzthermoanalysen bei integralen Abdampftests aufgestellt.

Systematisch wird zunächst das Abdampfverhalten der reinen Spaltprodukte in inerte und in oxidierender Atmosphäre ermittelt. Anschließend wird das reine Abdampfverhalten des zu betrachtenden Spaltproduktes aus Mischungen mit UO_2 und evtl. anderen Spaltprodukten untersucht, ebenfalls in inerte und oxidierender Atmosphäre; dann wird unter sonst gleichen Bedingungen Zirkon bzw. Zircaloy als Reaktionspartner hinzugegeben und schließlich wird die vollständige SASCHA-Fissium-Mischung untersucht. Im kommenden Jahr wird diese systematische Untersuchung noch ergänzt durch Abdampfversuche an tatsächlich abgebranntem Brennstoff.

Erste Ergebnisse liegen für eine Reihe von Spaltprodukten vor. Beispielhaft und wegen der Aktualität werden hier einige Befunde zum Abdampfverhalten von Cäsium mitgeteilt:

Unter inerten Bedingungen wird reines Cäsium schon bei Temperaturen unter 600°C vollständig freigesetzt. Das Abdampfen von Cäsiumoxid unter inerten und oxidierenden Bedingungen zeigt Abb. 9 als ein Ergebnis der Thermogravimetrie. Jeweils über der Zeit sind auf der linken Ordinate die Temperaturen angegeben und auf der rechten von oben nach unten zunehmend die Gewichtsverluste in Prozent. In diesem Fall wurde die Probe linear aufgeheizt und dann auf einer Temperatur von 1500°C gehalten. Es wird deutlich, daß bereits bei 700°C ein merkliches Abdampfen von Cäsiumoxid beginnt. Bei Erreichen von 1200°C sind schon mehr als 50 % des vorhandenen Cäsiums freigesetzt. Auf die gleiche Weise zeigt Abb. 10 das Abdampfen von Cäsiumoxid aus UO_2 -Cäsium-Molybdän-Mischungen. Unter inerten Bedingungen setzt eine starke Freisetzung bei 1150°C ein, während unter oxidierenden Bedingungen eine noch stärkere Freisetzung bereits bei 1100°C beginnt. Nähere Analysen haben gezeigt, daß dabei offensichtlich auch geringfügig Uran freigesetzt wird. Abb. 11 zeigt das Abdampfen von Komponenten der gleichen Oxidmischung in oxidierender Atmosphäre, wobei zusätzlich 50 Gew.-% Zirkon in Pulverform bzw. Zircaloy in Stücken als Reaktionspartner zugefügt wurde. Im Vergleich mit Abb. 10 erkennt man, daß erstens der Beginn der Freisetzung auf 1300°C heraufgesetzt und daß zweitens die Freisetzungsrates deutlich verringert worden ist.

Bei allen Störfällen, die nicht in ein unkontrolliertes Kernschmelzen münden, ist es vom sicherheitstechnischen Standpunkt aus bei weitem am wichtigsten, daß der Sicherheitsbehälter seine Aufgabe als letzte Barriere gegen eine Spaltproduktfreisetzung in die Umgebung eines Kernkraftwerkes voll erfüllt. Wenn die ungestörte Funktion des Sicherheitsbehälters gewährleistet werden kann, spielt die luftgetragene Aktivität innerhalb des Containments für die Beurteilung der Folgen eines Reaktorstörfalles für die Bevölkerung keine Rolle. Die Situation ändert sich drastisch, wenn der Kühlmittelverluststörfall in einen unkontrollierten Kernschmelzenunfall einmündet. Untersuchungen bei PNS und bei KWU haben klar gezeigt, daß bei allen Leichtwasserreaktoren der Kernschmelzenunfall zum Überdruckversagen des Sicherheitsbehälters führen wird. Selbst wenn demnächst gezeigt werden kann, daß Dampfexplosionen irgendwelcher Art nicht zum Zerstören des Sicherheitsbehälters führen, wenn Wasserstoffdetonationen ausgeschlossen werden können und wenn ein Sumpfwassereinbruch auf die Schmelze vermieden werden kann, führt doch der bei der Betonzerstörung freigesetzte Wasserdampf und die dabei zusätzlich entstehenden nicht kondensierbaren Gase H_2 , CO und CO_2 langfristig zu einem Druckaufbau, der den Sicherheitsbehälter zerstört.

Vor diesem Hintergrund spielt die Penetration des Betonfundaments, das nach unseren neuesten Berechnungen erst Jahre nach Störfalleintritt zu erwarten ist, eine völlig untergeordnete Rolle. Die PNS-Aktivitäten beim Kernschmelzenunfall haben deshalb folgerichtig zum Ziel, diejenigen physikalischen Abläufe rechnerisch möglichst gut zu erfassen, die den Zeitpunkt des Überdruckversagens des Sicherheitsbehälters bestimmen. Diese Thematik wird in dem Beitrag von M. Reimann, K. Hassmann zur Analyse von Kernschmelzenunfällen näher betrachtet und braucht deshalb hier nicht behandelt zu werden. Der Zeitpunkt des Versagens des Sicherheitsbehälters nach Beginn der Einleitung eines Kernschmelzenunfalls spielt nicht nur für die Evakuierungsmaßnahmen eine wesentliche Rolle, sondern beeinflusst auch in ganz entscheidender Weise die Größenordnung der beim Containmentversagen freigesetzten Radioaktivität. Das im Sicherheitsbehälter luftgetragene Inventar an freigesetzten Spaltprodukten wird

nämlich in genügend langer Zeit drastisch wirksamen Abscheidemechanismen unterworfen. Z.B. hat ein DWR vom Typ Biblis A Abscheideflächen von ca. 40.000 m².

Der bei PNS inzwischen bis zur Anwendungsreife entwickelte Reencode NAUA, über den in früheren PNS-Kolloquien bereits ausführlich berichtet wurde, erlaubt die zeitabhängige Berechnung der Aerosolabscheidemechanismen (durch Sedimentation, Diffusion und Thermophorese sowie durch Koagulation, Dampfkondensation an den Partikeln und Wash-out durch die Wirkung von künstlichen Spraysystemen). Während beim Kernschmelzenunfall unter ungünstigsten Bedingungen die akuten Todesfälle bei Conatainmentversagen im wesentlichen auf die Direktstrahlung von Jod und Cäsium zurückzuführen sind - das wurde zuvor abgehandelt - sind die nur im statistischen Mittel zu beschreibenden Spätschäden ausschließlich auf die langfristige Ganzkörperbestrahlung durch am Boden abgelagerte radioaktive Aerosole zurückzuführen. Aus SASCHA-Experimenten können wir heute abschätzen, daß beim Kernschmelzenunfall etwa 2,5 t Aerosolpartikeln freigesetzt werden. Davon sind nur etwa 6 % radioaktiv. Abb. 12 zeigt den mit NAUA berechneten Abfall der radioaktiven Aerosolmasse im Sicherheitsbehälter als Funktion der Zeit. Es wird deutlich, daß die luftgetragene aktive Masse im Zeitraum von 100 h um mindestens 4 Größenordnungen durch aerosolphysikalische Effekte verringert wird, wobei die Koagulation und die dadurch beschleunigte Sedimentation der aktiven und inaktiven Aerosolpartikeln bei der hohen Partikelkonzentration (pro m³) der ausschlaggebende Effekt ist. Je höher die Anfangskonzentration, desto stärker der Abfall.

Bei Risikobetrachtungen muß man natürlich davon ausgehen, daß der Sicherheitsbehälter nicht vollständig dicht ist. Deshalb ist in der Abbildung für die halbe, die einfache und die 10-fache Auslegungsleckage (0,25 Vol.-% / Tag) die integrale, radioaktive Partikelmasse aufgetragen, die aus dem Sicherheitsbehälter in den Ringraum übergehen kann. Bereits nach etwa 10 Stunden sind über 90% der maximalen Masse freigesetzt worden, d.h. es werden in den ersten 10 h durch die Lecks so viele radioaktive Partikeln freigesetzt, wie beim Conatainmentversagen zu den Zeitpunkten, wo

sich die jeweiligen Kurven schneiden. Natürlich bedeutet das nicht, daß deshalb sehr spätes Überdruckversagen keine Rolle mehr spielt, da bei Druckentlastung beim Aufkochen des Sumpfwassers ein großer Anteil des darin vorhandenen Jods wieder luftgetragen werden könnte. Aus dem hier geschilderten Tatbestand folgt konsequent für das zukünftige F+E-Programm des PNS, daß gerade die Mechanismen in den NAUA-Code eingefügt werden müssen, die zu einer merklichen Aerosolreduktion während der ersten 10 h nach Freisetzung der Spaltprodukte in den Sicherheitsbehälter führen können. Dazu gehört in erster Linie die Anwendung des NAUA-Codes auch auf die luftgetragene Aktivität innerhalb des Ringraums. Denn Aerosolpartikeln, die durch Leckagen des Sicherheitsbehälters in den Ringraum gelangt sind, unterliegen vor Freisetzung in die Umgebung des Kernkraftwerkes auch dort den gleichen Abscheidemechanismen wie im Sicherheitsbehälter. Die theoretischen und die experimentellen Arbeiten des NAUA-Programms konzentrierten sich schon immer auf den für die Entfernung der Aerosolpartikeln aus dem luftgetragenen Zustand besonders wirksamen Effekt der Wasserdampfkondensation an den Partikeln. Die bisherigen Anwendungsrechnungen mit NAUA haben noch nicht Kredit genommen vom Effekt des verstärkten Partikelabbaus durch Wasserdampfkondensation. Das liegt daran, daß der Aufteilungsgrad von Wasserdampfkondensation an den Partikeln und an den Einbauten des Sicherheitsbehälters nicht korrekt abgeschätzt werden kann. Wir sind sicher, daß wir im nächsten Jahr dazu in der Lage sein werden. Es erscheint sehr wahrscheinlich, daß dann der Abbau der luftgetragenen Aktivität in gleichen Zeitabschnitten um mindestens eine Größenordnung stärker angesetzt werden kann.

Der NAUA-Code wurde inzwischen der USNRC übergeben. Selbstverständlich ist vorgesehen, NAUA-Rechnungen auch für die deutsche Risikostudie, Phase B, durchzuführen.

4. Fortschritte auf dem Gebiet der Spaltproduktrückhaltung und Reduktion der Strahlenbelastung

Aus dem Projektbereich, der sich mit der Spaltproduktrückhaltung und Reduktion der Strahlenbelastung befaßt, soll über beispielhafte Ergebnisse berichtet werden.

Von den Radionukliden, die von Kernenergieanlagen freigesetzt werden, ist das Jod-131 entscheidend bei der Betrachtung der Strahlenbelastung der Bevölkerung in der unmittelbaren Umgebung dieser Anlagen. Radioaktives Jod führt in erster Linie durch Ingestion auf dem Weide-Kuh-Milch-Pfad zur Strahlenbelastung. Die Ablagerungsgeschwindigkeit des freigesetzten luftgetragenen Jods ist abhängig von seiner physikalisch-chemischen Bindungsform. In der Empfehlung der Strahlenschutzkommission wird ein Verhältnis der Ablagerungsgeschwindigkeiten von 100 : 10 : 1 für das elementare, partikelförmige und organische Jod bei der Abschätzung der Ingestionsdosen durch Jod-131 angegeben.

Im Laboratorium für Aerosolphysik und Filtertechnik werden daher seit ca. 3 Jahren die Anteile an elementarem und organisch gebundenem (CH_3I , Methyljodid) Jod-131 in der Ab- und Fortluft von Druckwasser- und Siedewasserreaktoren bestimmt. Die Bestimmung erfolgt mit Hilfe von diskriminierenden Jodsammlern, die im Prinzip aus geschichteten Filtermaterialien bestehen, die nacheinander das partikelförmige, das elementare und das organische Jod der Abluft entziehen, so daß diese anteilmäßig bestimmt werden können. Die Messungen an zwei Druckwasser-Reaktoranlagen wurden bereits 1979 abgeschlossen und ergaben ein Verhältnis von ca. 50 : 50 für das elementare und organische Jod.

Zu Beginn des Jahres 1980 wurden die gleichen Messungen in der Kaminfortluft eines Siedewasserreaktors in Zusammenarbeit mit dem Betreiber des KKW durchgeführt. In Abb. 13 sind über die Sammelperiode die gemessenen Jod-Konzentrationen in Ci/m^3 aufgetragen. Bis zur 14. Woche wurde der Reaktor im Leistungsbetrieb gefahren, ab der 15. Woche war der Reaktor aufgrund einer Revision abgeschaltet. Die Analyse der Ursachen für die Struktur des zeitlichen Verlaufs dauert noch an. Deutlich zu erkennen ist die kontinuierliche Abnahme der Freisetzung während der Revisionsphase.

In Abb. 14 ist der Anteil des elementaren (punktierte Linien) und des organischen Jod-131 (ausgezogene Linien) dargestellt. Es zeigt sich, daß je Zeiteinheit unterschiedliche Anteile fest-

gestellt wurden und daß der Anteil an organischem Jod zwischen 20 und 90%, an elementarem Jod zwischen 5 und 75% schwankte. Die Mittelwerte über den gesamten Meßzeitraum mit Angabe der Meßungenauigkeiten betragen

- Anteil des elementaren Jod-131 40 \pm 5 %
- Anteil des organischen Jod-131 55 \pm 5 %
- Anteil des partikel- oder
schwebstoffförmigen Jod-131 ca. 5 %.

Das Hauptziel dieser Messungen war ursprünglich eine Analyse der Anteile an unterschiedlichen Jodspezies für Belastungsrechnungen.

Wichtigstes Nebenprodukt ist jedoch die Verbesserung der Filterstrategie, die sich darin ausdrückt, daß an der richtigen Stelle gefiltert wird.

Im Zusammenhang mit den Messungen der Jodkonzentration in der Ab- und Fortluft von Kernkraftwerken wurde eine Untersuchung durchgeführt, die sich mit der Sorption von penetrierenden Jodformen wie der unterjodigen Säure (HOI) und dem aromatischen Jodbenzol (C_6H_5I) durch verschiedene Sorptionsmaterialien befaßt.

In einer amerikanischen Arbeit wurde berichtet, daß in der Abluft eines Leichtwasserreaktors ein relativ großer Anteil am insgesamt freigesetzten radioaktiven Jod durch die unterjodige Säure HOI dargestellt wird, und zwar beim Siedewasserreaktor ein Anteil von 20 % und beim Druckwasserreaktor sogar ein Anteil von 40 %.

Im Rahmen der oben bereits geschilderten Untersuchungen an deutschen Leichtwasserreaktoren und in zusätzlichen Laboruntersuchungen konnten diese Werte nicht bestätigt werden. Die Messungen ergaben, daß kein signifikanter Anteil unterjodiger Säure und aromatischer Jodverbindungen wie des Jodbenzols in der Abluft der untersuchten Anlagen zu finden ist.

Aus dem Vorhaben, das sich mit der Entwicklung und Verbesserung von Abluftfiltern für Störfallbedingungen beschäftigt, ist über

erste experimentelle Untersuchungen zur mechanischen Belastbarkeit von marktgängigen Schwebstofffiltern zu berichten. Diese Filtertests wurden an einem Blowdown-Prüfstand des Los Alamos Scientific Laboratory durchgeführt. Er besteht im Prinzip aus großen Druckbehältern, in denen Preßluft gespeichert ist, die man kontrolliert über das in die angeschlossene Teststrecke eingebaute Testfilter strömen läßt. Das Verhalten der Testfilter unter erhöhtem Differenzdruck wurde mit einer Hochgeschwindigkeitskamera registriert und die Belastbarkeit als Differenzdruck beim Auftreten des ersten sichtbaren Schadens definiert.

Die bisher getesteten, für Kernkraftwerke typischen Filterelemente wurden je nach Filtertyp bereits bei Differenzdrücken zwischen 0,04 und 0,115 bar beschädigt. Bei Vorbeladung des Filters ist mit einer Verminderung der Belastbarkeit zu rechnen. Außerdem zeigte sich, daß noch vor dem eigentlichen Schadenseintritt nennenswerte Mengen der eingespeicherten Schwebstoffe ausgetragen werden.

Dieser ersten Versuchsserie im Los Alamos-Prüfstand soll eine zweite mit weiteren Filtertypen und eingehenderer Untersuchung vorbeladener Filter folgen.

Da die Anlage im Differenzdruck mit max. 0,3 bar begrenzt ist, außerdem wesentliche Parametereinflüsse wie hohe Luftfeuchtigkeit und erhöhte Temperatur bei gleichzeitiger Druckstoßbelastung nicht untersucht werden können - Parameter, die bei Störfällen erwartet werden müssen - wird z.Zt. die Errichtung einer Anlage im Kernforschungszentrum geplant, die einen maximalen Differenzdruck von 0,7 bar gestattet, und in der versucht werden soll, 100 % rel. Luftfeuchte mit Temperaturen bis zu 90 °C zu realisieren.

Aus den ersten Versuchsergebnissen wird außerdem deutlich, daß die Entwicklung von Filtern mit hoher thermischer und mechanischer Beständigkeit wie Metallfaserpackfilter vorangetrieben werden muß.

5. Fortschritte auf dem Gebiet der Ausbreitung und Auswirkungen freigesetzter nuklearer Schadstoffe

Im Rahmen des Vorhabens "Das physikalische und chemische Verhalten biologisch besonders wirksamer Radionuklide in der Umwelt", das in der Hauptabteilung Sicherheit des Kernforschungszentrums durchgeführt wird, wird u.a. das Verhalten von Plutonium in terrestrischen und aquatischen Ökosystemen untersucht. Ich möchte heute beispielhaft über Untersuchungen in einem aquatischen Ökosystem - dem Altrhein - berichten. Der Altrhein dient dem Kernforschungszentrum und der Wiederaufarbeitungsanlage Karlsruhe als Vorfluter. In ihn werden die geklärten und gereinigten Abwässer, die nur noch extrem niedrige Konzentrationen von Radionukliden enthalten, eingeleitet. Diese Abwässer enthalten auch die Plutoniumisotope Pu-238, Pu-239 und Pu-240. Aufgrund einer ausgefeilten Analysetechnik, die in der Hauptabteilung Sicherheit entwickelt wurde, ist es möglich, diese extrem niedrigen Plutoniumkonzentrationen zu bestimmen.

Diese Tatsache ermöglicht es, den Mechanismus der Ablagerung und Verteilung von Plutonium in einem langsam fließenden Gewässer zu untersuchen. Abb.15 zeigt den Ort und Abb. 16 übersichtlich das Ergebnis der Konzentrationsmessungen der drei Plutoniumisotope Pu-238 sowie Pu-239 + 240 in der obersten Sedimentschicht des Linkenheimer Altrheins über eine Flußlänge von 3,5 km.

Es wurden vorerst die Korrelationen der Sedimentkontamination zur Fließgeschwindigkeit, Sedimenttiefe, Sedimentdichte u.a. Parametern untersucht. Dabei zeigte sich:

- Hohe Fließgeschwindigkeiten geben geringe Plutoniumdepositionen; eine eindeutige quantitative Beziehung zwischen deponierter Aktivität und Fließgeschwindigkeit besteht jedoch nicht.
- Die Sedimentdichte ist proportional der Fließgeschwindigkeit; der Plutoniumgehalt der Sedimente nimmt mit zunehmender Sedimentdichte rasch ab.

Im Rahmen dieses Vorhabens sind u.a. noch die Messung der Transferfaktoren Wasser/Fisch sowie Boden/Pflanze und deren Beeinflussbarkeit vorgesehen.

Die Untersuchung der radiologischen Folgen von Reaktorunfällen unter probabilistischen Gesichtspunkten, die im Institut für Neutronenphysik und in der Hauptabteilung Sicherheit durchgeführt wird, hat zum Ziel, das endgültige Unfallfolgenmodell für die deutsche Risikostudie zur Sicherheitsbeurteilung von Kernkraftwerken mit Druckwasserreaktoren in der Bundesrepublik Deutschland zu erstellen. Dies ist das Ziel der sogenannten Phase B der deutschen Risikostudie, während die Phase A, die sich stark an die Methodik der amerikanischen Reactor Safety Study anlehnte, im Jahre 1979 mit der Veröffentlichung des Hauptbandes der Risikostudie abgeschlossen wurde, dem die Drucklegung der acht Fachbände im Laufe dieses Jahres folgte.

Auf gemeinsame Initiative der Sandia Laboratories und des Kernforschungszentrums Karlsruhe wurde diese Arbeit inzwischen auf eine internationale Grundlage gestellt. Bei der OECD/NEA wird vom Committee for Security of Nuclear Installations ein Projekt "Benchmark Problem on Consequence Models" vorangetrieben, dessen wichtigste Ziele sind,

- einen vollständigen Überblick über alle existierenden Rechenmodelle zu gewinnen,
- die modellbedingten Unsicherheiten bzw. Fehlerbandbreiten abzuschätzen und
- Prioritäten für zukünftige Forschungsarbeiten zu setzen.

Das Projekt ist in sieben Teilaufgaben untergliedert, wie Vergleich der atmosphärischen Ausbreitungsmodelle, der Dosismodelle, der Modelle zur Berechnung gesundheitlicher Schäden, Vergleich von standortspezifischen Ausbreitungsrechnungen auf der Basis der konkreten Topographie usw.

Diese Teilaufgaben werden von sieben Koordinatoren betreut, von denen zwei aus dem Kernforschungszentrum stammen. Am Projekt sind mehr als 20 Forschungsinstitutionen aus 15 Ländern beteiligt.

Die ersten Teilaufgaben sind bereits ausgewertet, und es zeigt sich, daß es möglich ist, das komplexe Zusammenspiel sehr unterschiedlicher Modelle und Modellannahmen transparent zu machen. Die Ergebnisse dieses internationalen Vergleichs sollen im September 1981 anlässlich des ANS Topical Meeting on Probabilistic Reactor Safety and Related Physical Phenomena vorgestellt werden.

6. Zusammenfassung und Ausblick

- Die Arbeiten zum Brennstabverhalten beim 2F-LOCA und zur Schadensumfangsanalyse sind soweit fortgeschritten, daß sie zum größten Teil in 1981/82 abgeschlossen werden können.

Die Fragen der Stab-zu-Stab-Wechselwirkungen und einer möglichen Schadenspropagation sowie die Auswirkung ge-crackter Pellets auf das Deformationsverhalten der Stäbe bei niedrigen Kriechgeschwindigkeiten sind noch zu untersuchen. Parallel dazu erfolgt eine Schwerpunktverlagerung zur Untersuchung kleiner Lecks und spezieller Transienten, die bei zusätzlichem Ausfall eines Sicherheitssystems zu einem "degraded core" oder "severe core damage" führen können, ohne daß der Störfall zwangsläufig in den hypothetischen Kernschmelzenunfall übergeht. Hier gilt es Klarheit zu gewinnen über die physikalischen und physikalisch-chemischen Vorgänge im Temperaturbereich von 1200 bis ca. 2000 °C bei relativ langsamen Transienten.

Entsprechende Versuchsprogramme werden z.Zt. diskutiert und mit den internationalen Programmen der USNRC, des CEA oder der Europäischen Gemeinschaft abgestimmt.

- Bei den Arbeiten zum hypothetischen Kernschmelzenunfall werden die Freisetzungsexperimente mit künstlichem Fissium in der Schmelzanlage SASCHA den Freisetzungsquellterm sowohl für die radiologisch bedeutsamen, als auch für die hinsichtlich der Nachzerfallswärme wichtigen Isotope in Dampf-atmosphäre liefern.

Parallel dazu sollen quantitative Untersuchungen über die Flüchtigkeit von Spaltprodukten und Brennstoffkomponenten

unter Berücksichtigung ihrer Verteilung und ihres Reaktionsverhaltens im Brennstoff die Möglichkeit eröffnen, unerwartetes Freisetzungsverhalten zu erklären und die SASCHA-Ergebnisse zu prüfen und vor allem zu interpretieren.

Die Abscheidemechanismen der aktiven und inaktiven luftgetragenen Spaltprodukte oder Aerosole im Sicherheitsbehälter sind weitgehend verstanden und ihre zeitabhängige Berechnung im Rechencode NAUA zur Anwendungsreife entwickelt. Die zukünftigen Arbeiten werden sich im wesentlichen mit den Abscheidemechanismen im Ringraum, der genauen Untersuchung des Einflusses der Wasserdampfkondensation, der Verteilung von Jod und Cäsium in der Luft, im Wasserdampf und im Wasser sowie begleitenden Untersuchungen zum BETA-Programm beschäftigen.

- Es wurde über die Bestimmung des elementaren, partikelförmigen und organischen Jods in der Ab- und Fortluft von Kernkraftwerken berichtet.

In der nächsten Zukunft wird versucht, die Quellen der verschiedenen Jodanteile aus Siedewasserreaktoren quantitativ zu identifizieren, um Schwerpunkte eines verbesserten Lüftungskonzeptes angeben zu können. Für die fernere Zukunft ist die Untersuchung der Veränderung der Jodverbindungen vom Emittenten bis zum Aufpunkt geplant.

Erste Messungen zur mechanischen Standfestigkeit von Schwebstofffiltern im Prüfstand des Los Alamos Scientific Laboratory haben gezeigt, daß ein eigener Prüfstand gebaut werden muß, um die wesentlichen Parametereinflüsse wie Luftfeuchtigkeit und erhöhte Temperatur bei gleichzeitiger Druckstoßbelastung untersuchen zu können. Die Entwicklung von Filtern mit hoher thermischer und mechanischer Beständigkeit muß vorangetrieben werden.

- Beispielhaft wurde über die Verteilung von Plutonium in den Sedimenten des Altrheins berichtet. Die Bestimmung der Trans-

ferfaktoren Wasser/Fisch sowie Boden/Pflanze wird nach Entwicklung weiterer Messtechniken möglich sein. Außerdem sind Experimente zur Erhöhung der Mobilität der Aktiniden im Boden geplant. Sobald die notwendigen Kapazitäten zur Verfügung stehen, soll mit Untersuchungen der beiden wichtigsten Transferprozesse des Radiocäsiums in die menschliche Nahrungskette begonnen werden.

- Die Untersuchungen zur atmosphärischen Ausbreitung nuklearer Schadstoffe im Nah- und Fernbereich werden sich auf die Ausbreitung im regionalen Bereich über 15 km mit Transpondern, deren Entwicklung im Frühjahr 1981 abgeschlossen sein wird, auf die Ausbreitung im lokalen Bereich mit Emissionshöhen > 100 m und auf die Entwicklung von Ausbreitungsmodellen für besondere meteorologische Situationen konzentrieren.
- Bei der Untersuchung der radiologischen Folgen von Reaktorunfällen unter probabilistischer Betrachtungsweise steht die Sensitivitätsanalyse der wesentlichen Parameter und die Erstellung des endgültigen Unfallfolgenmodells im Rahmen der Phase B der Risikostudie im Vordergrund.

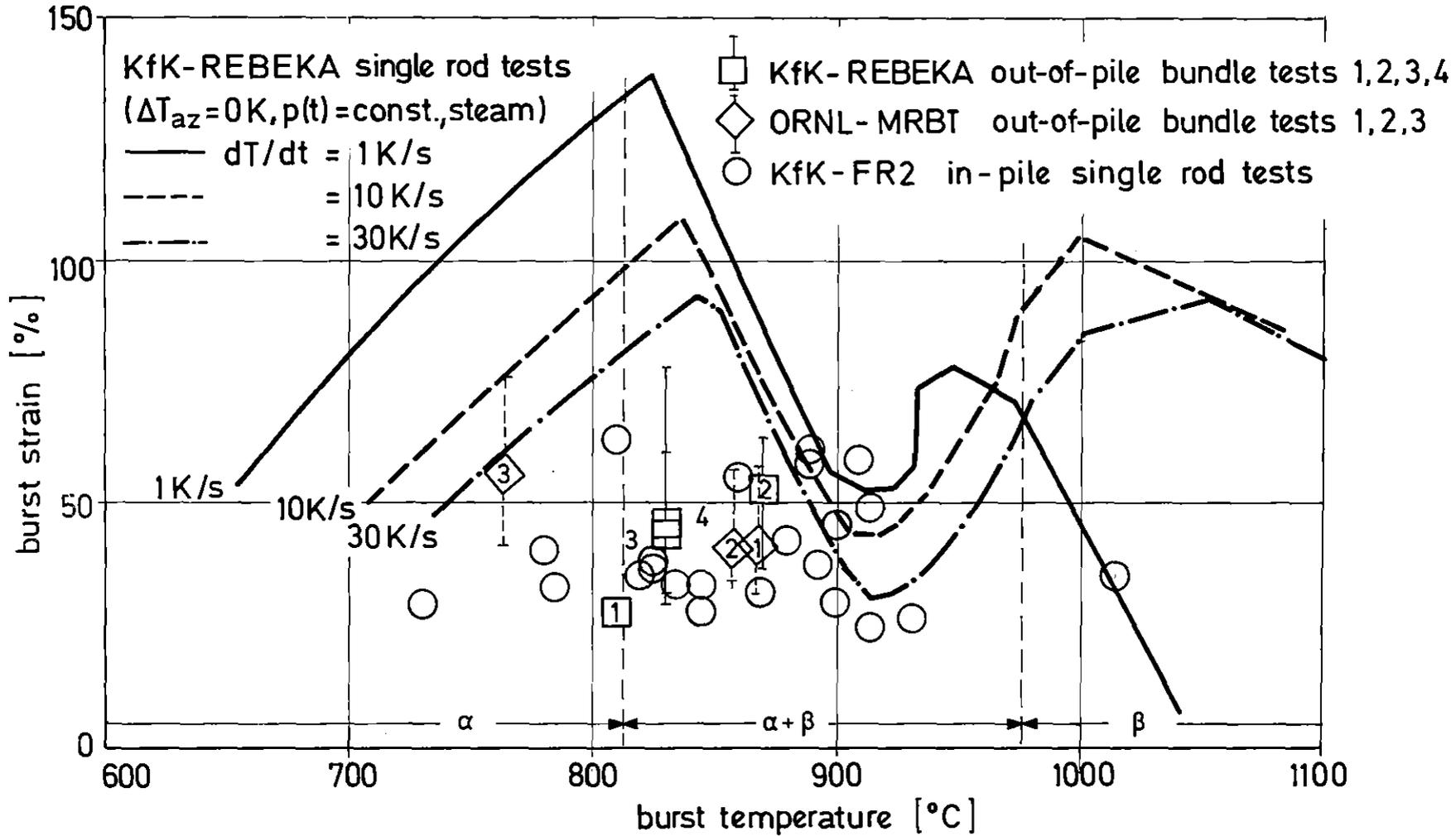


ABB.: 1

burst strain versus burst temperature of Zry claddings

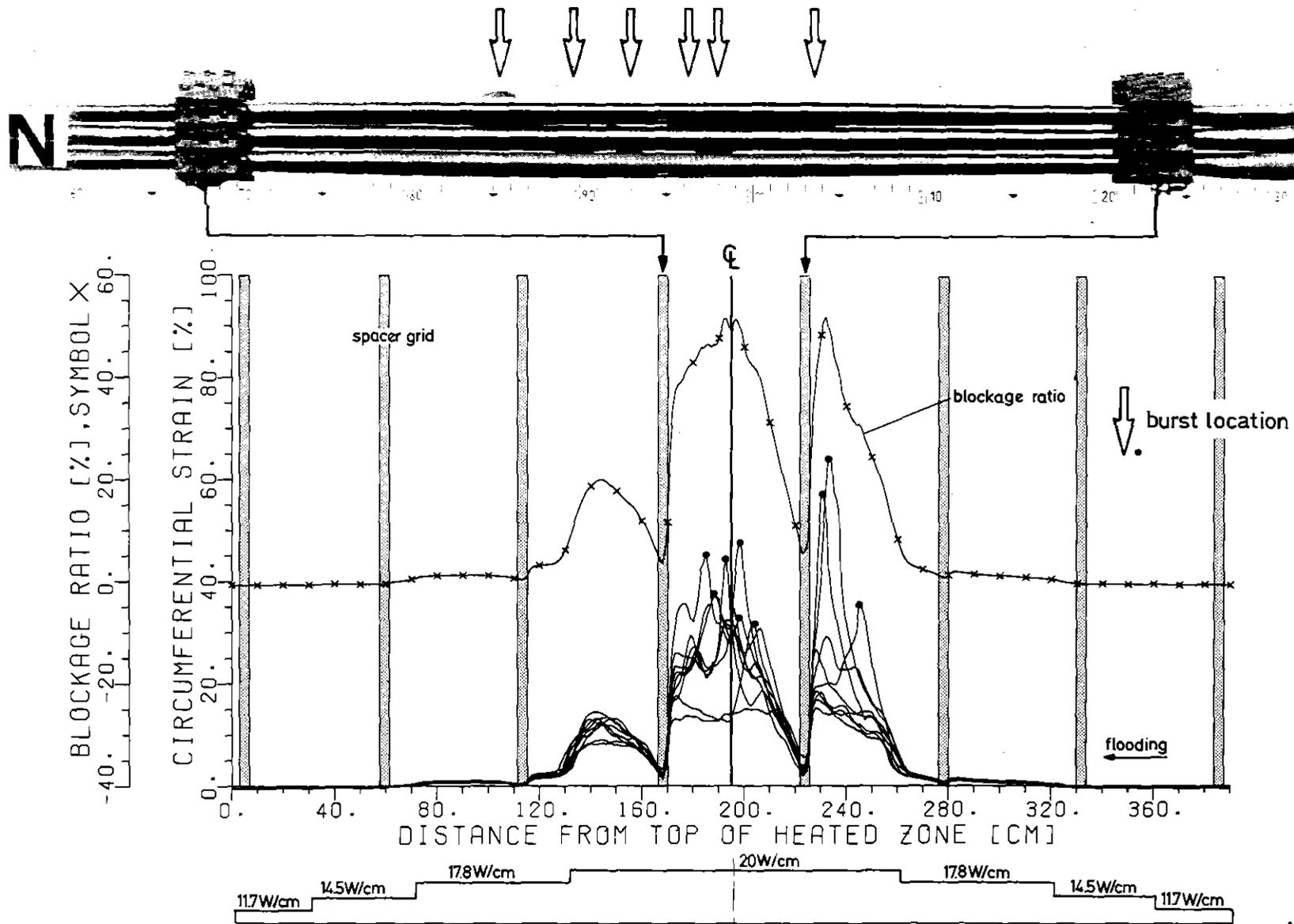
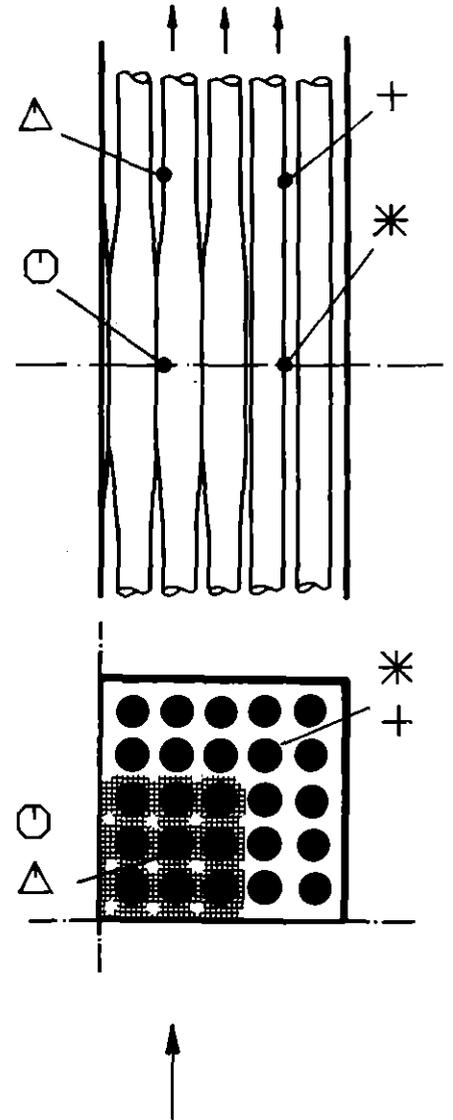
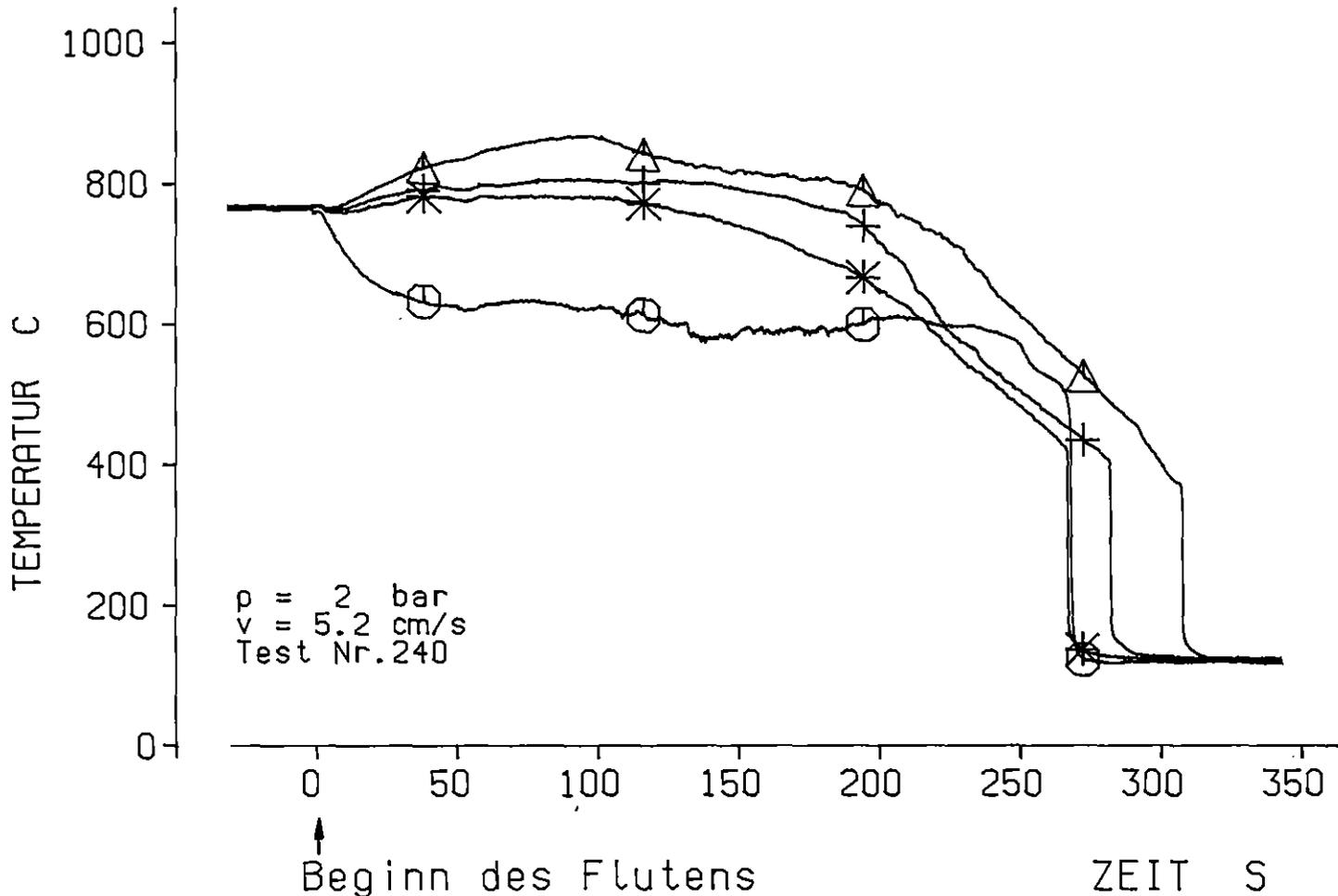


ABB.: 2



REBEKA 3

circumferential strain of the 9 Zircaloy claddings and coolant channel blockage



90 % blockiert

Hülltemperaturen in teilblockiertem 25-Stab-Bündel

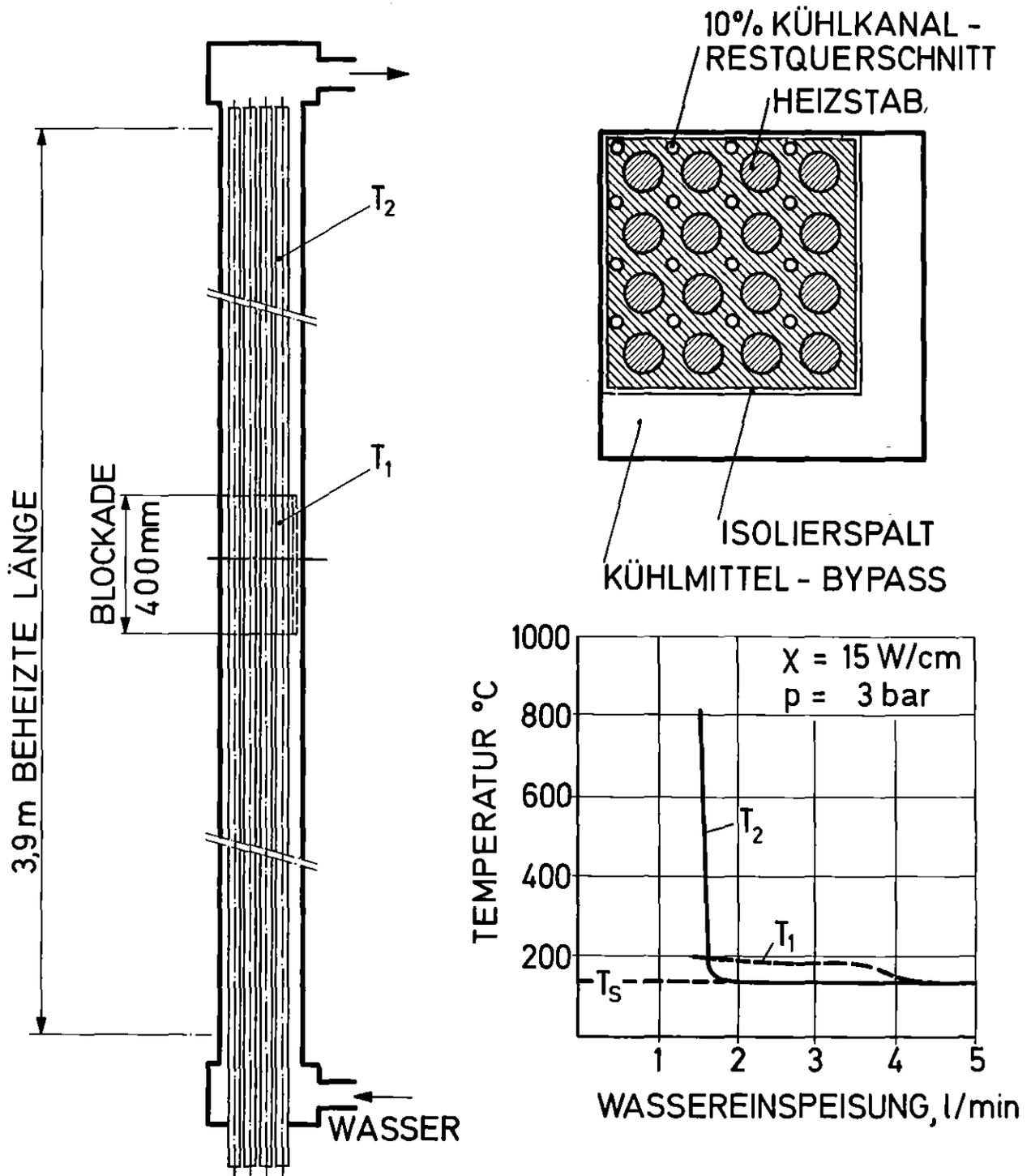


ABB. 4



LANGZEITKÜHLBARKEIT EINES TEILWEISE BLOCKIERTEN KERNS

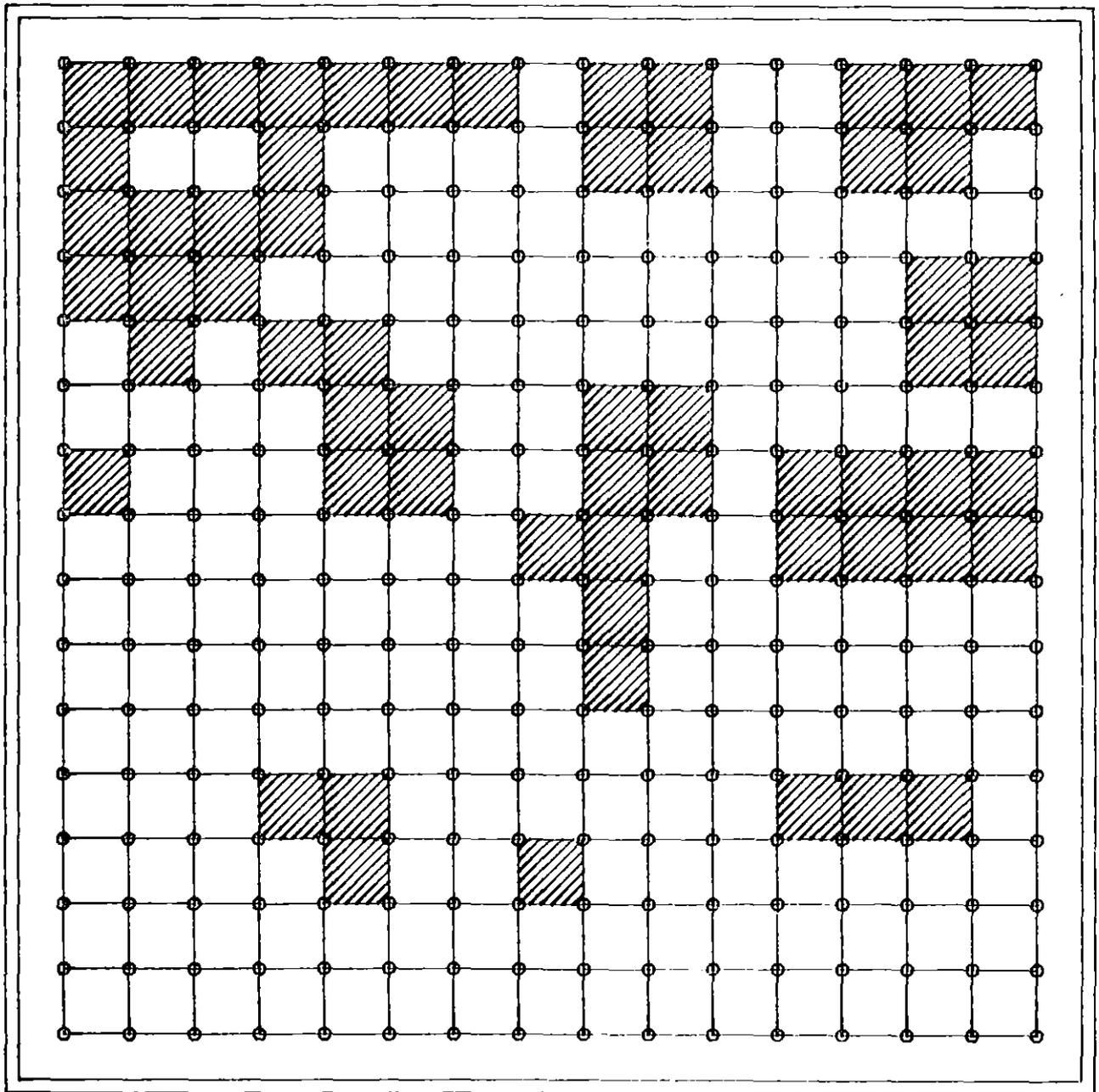


ABB. 5



Muster der geometrischen Anordnung stark verengter Kühlkanäle im Querschnitt durch die höchstbelastete axiale Zone des Referenz-BE; Ergebnis einer Monte-Carlo-Simulation

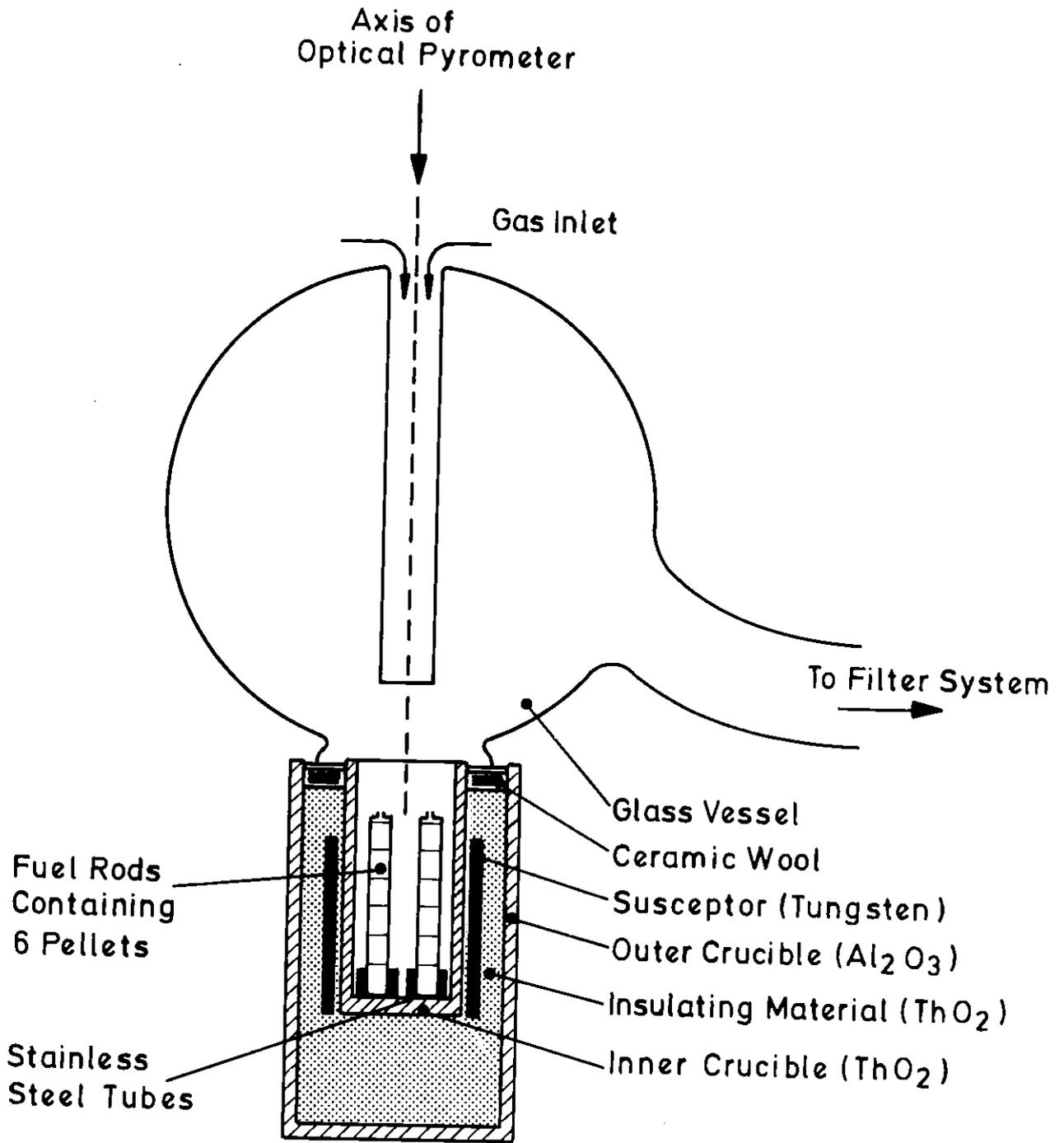


ABB.: 6



Crucible Arrangement and Glass Exhaust System

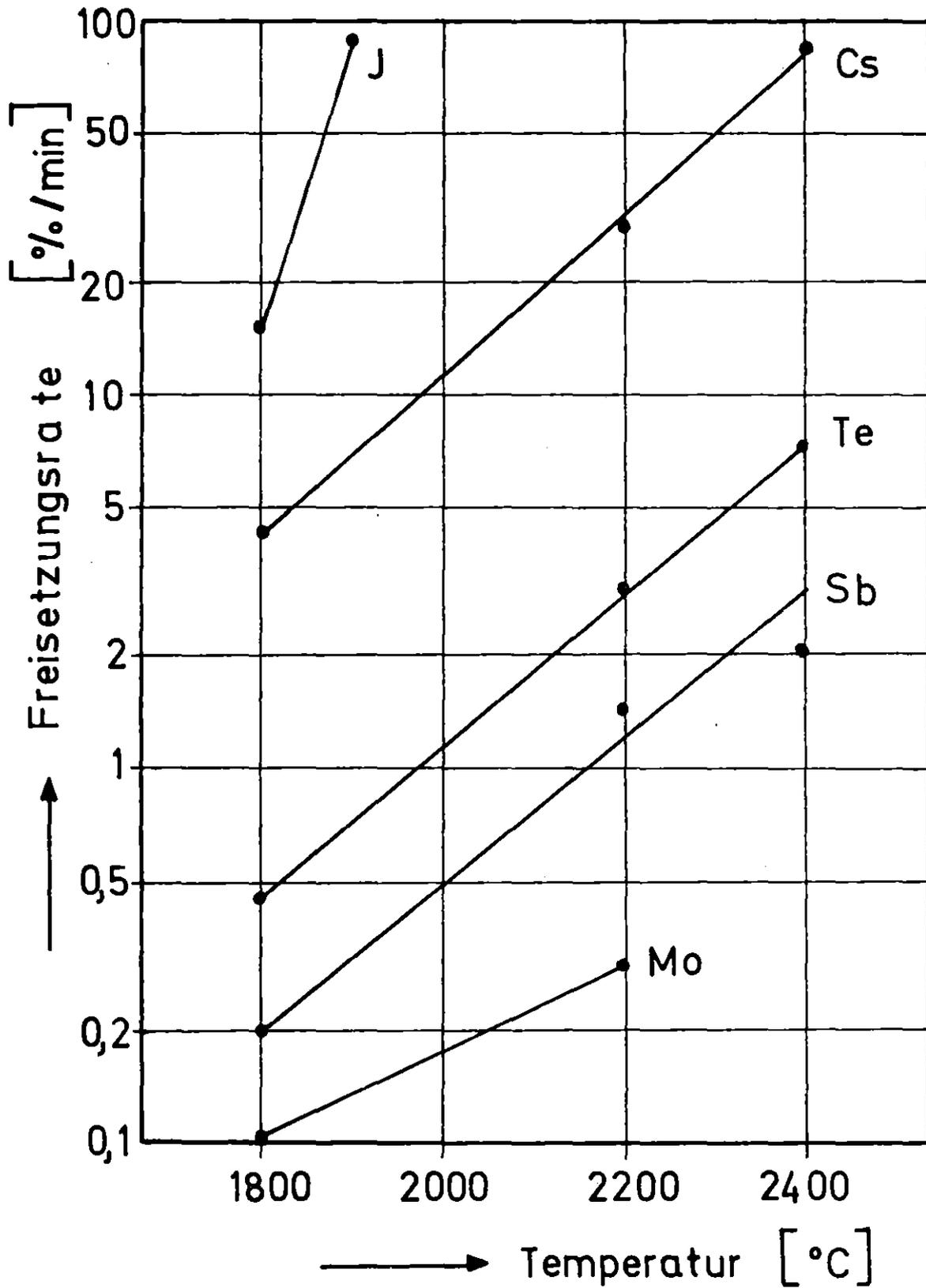


ABB.: 7



Freisetzungsraten von Spaltprodukten
in Luft bei 2 bar

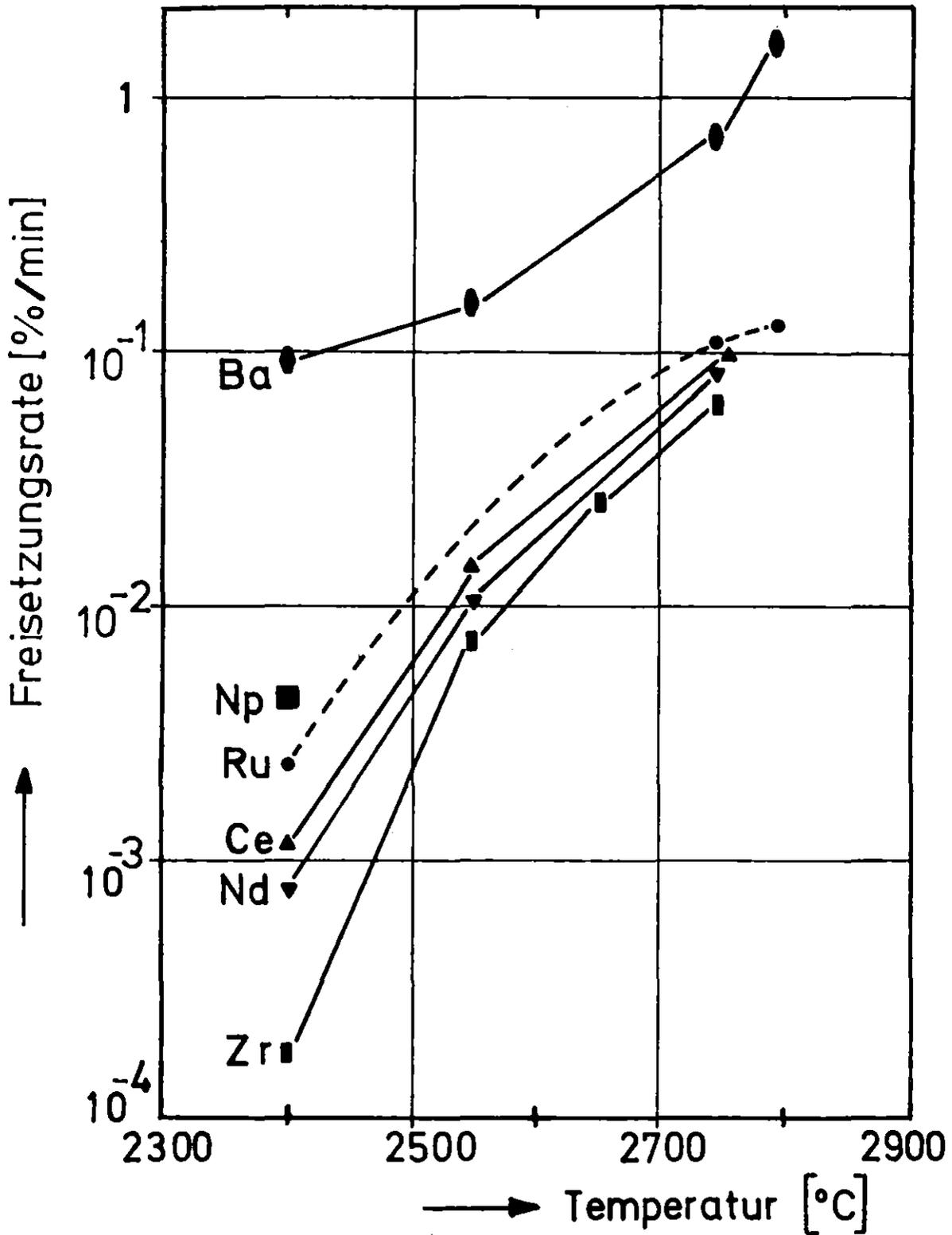


ABB. 1. 8



Freisetzungsraten von Spaltprodukten
in Luft bei 2 bar

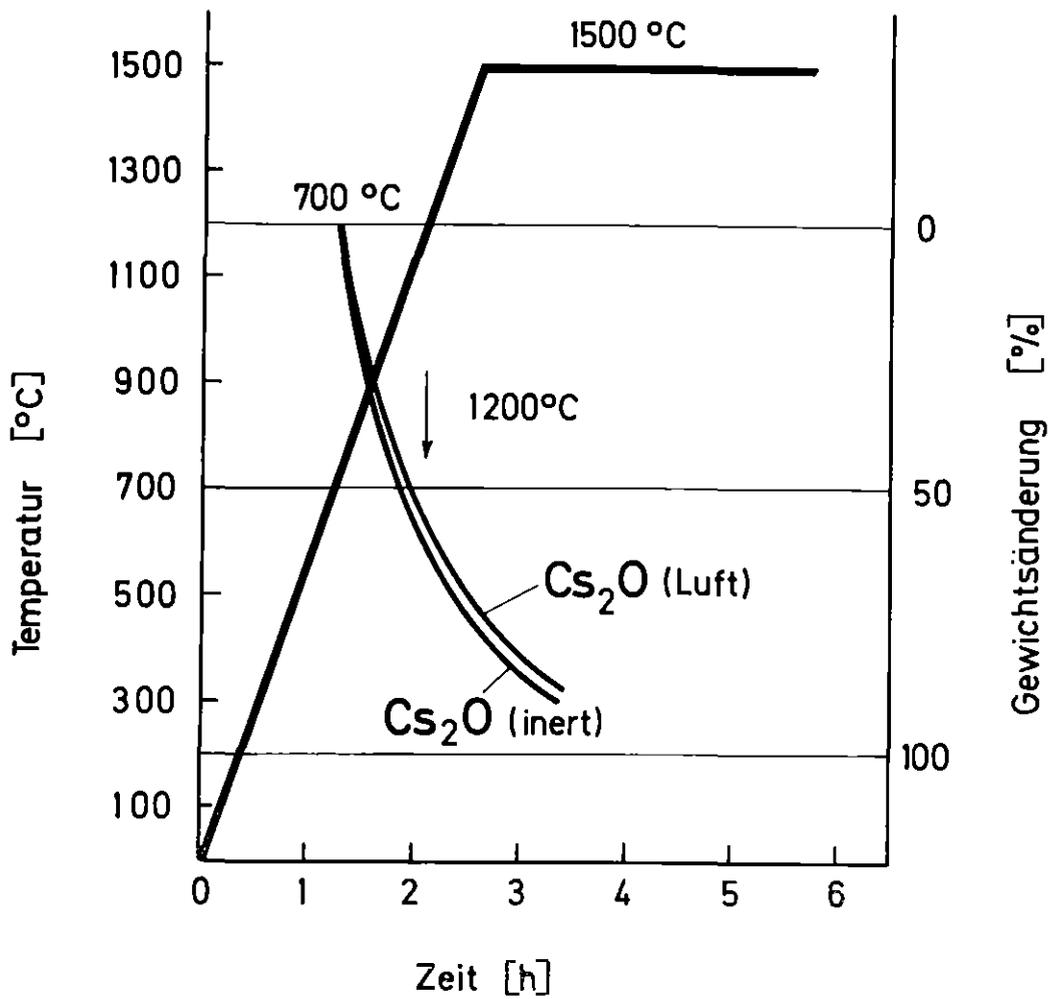


ABB. 1: 9



Abdampfen von Cs₂O unter inerten und oxidierenden Bedingungen

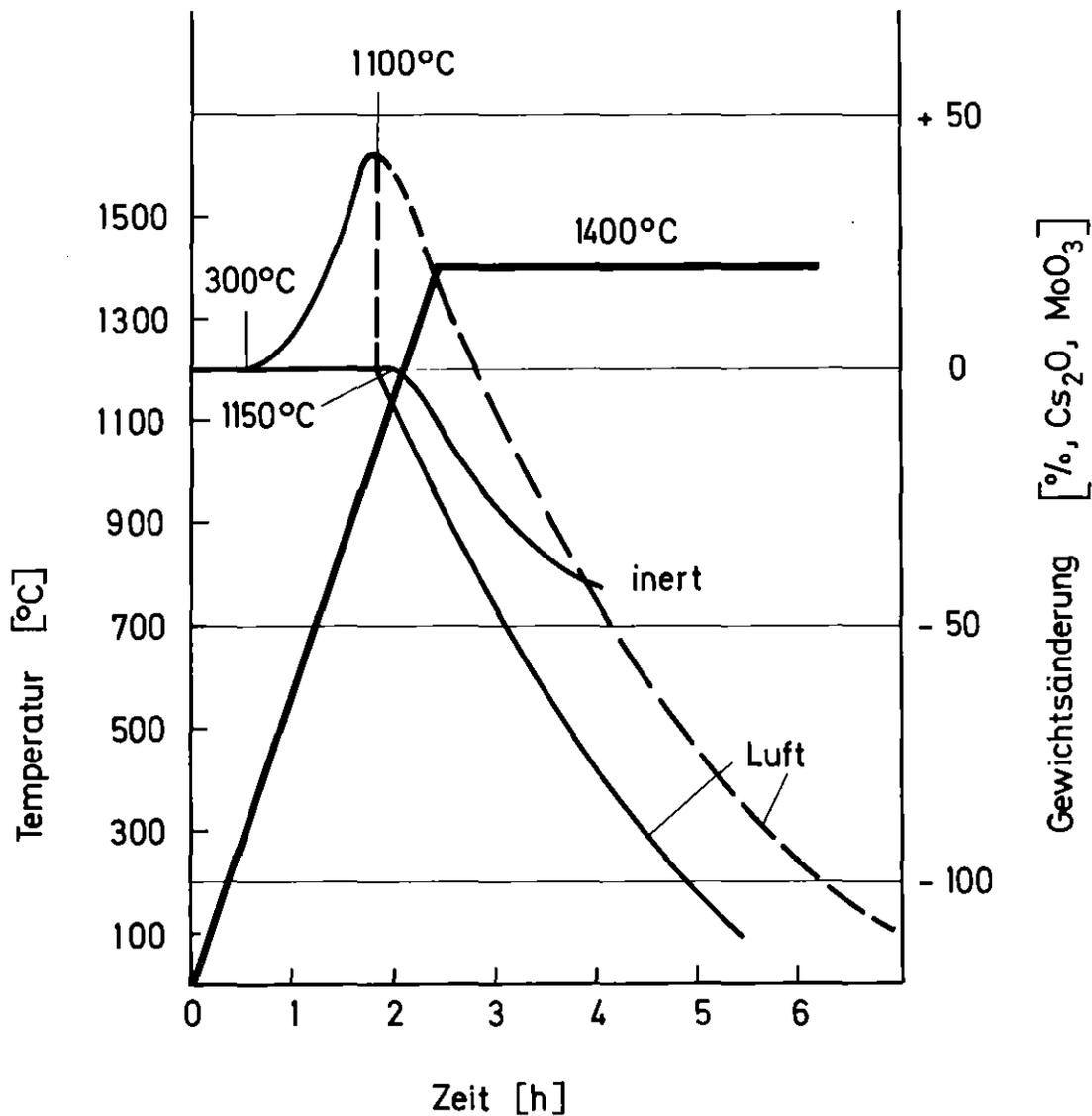


ABB.: 10



Abdampfen von Komponenten aus vorgeglühtem 90 UO₂/5 Cs₂O/5 MoO₃ (740°C, Zry) unter oxidierenden (Luft) und inerten Bedingungen

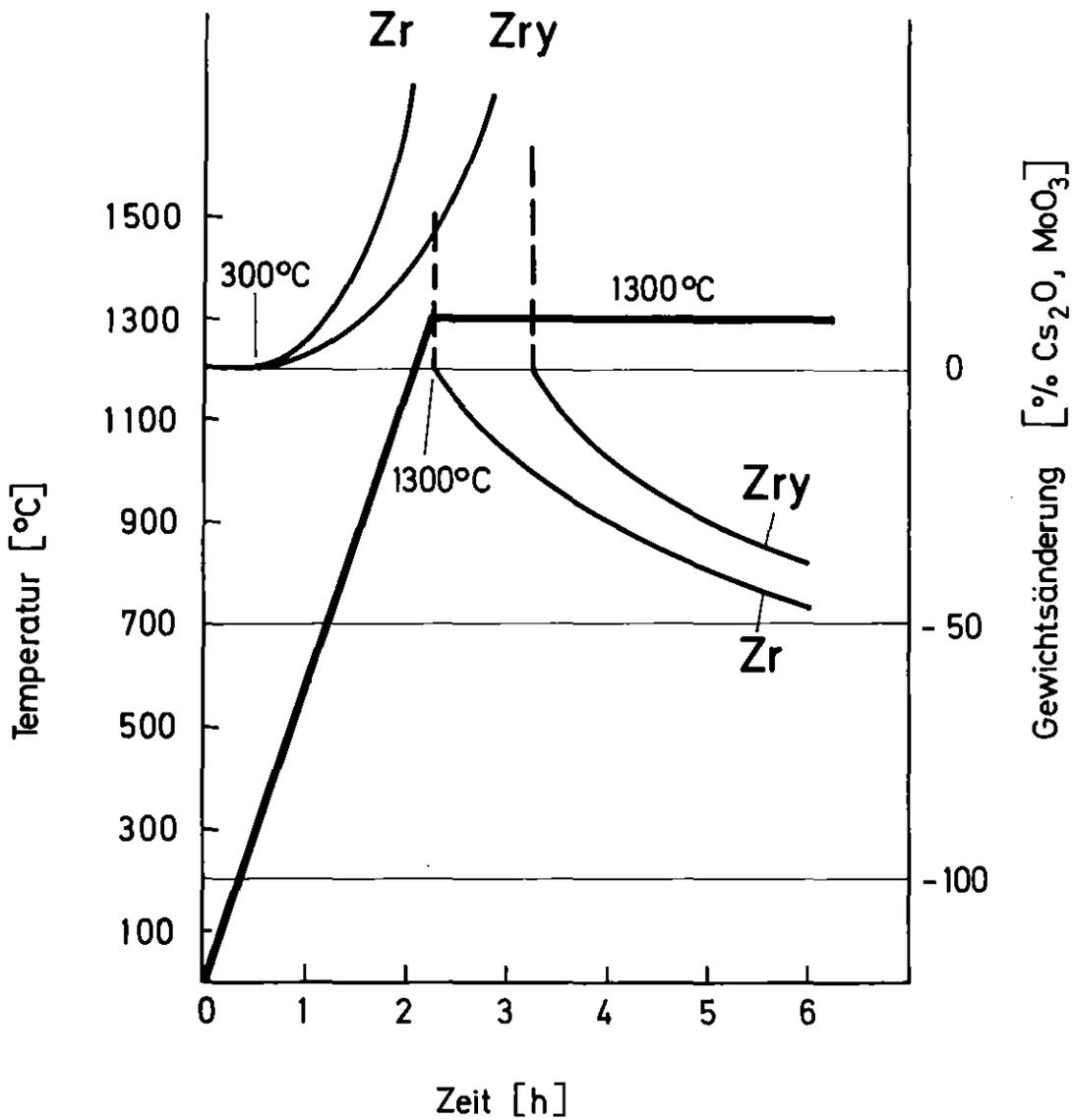
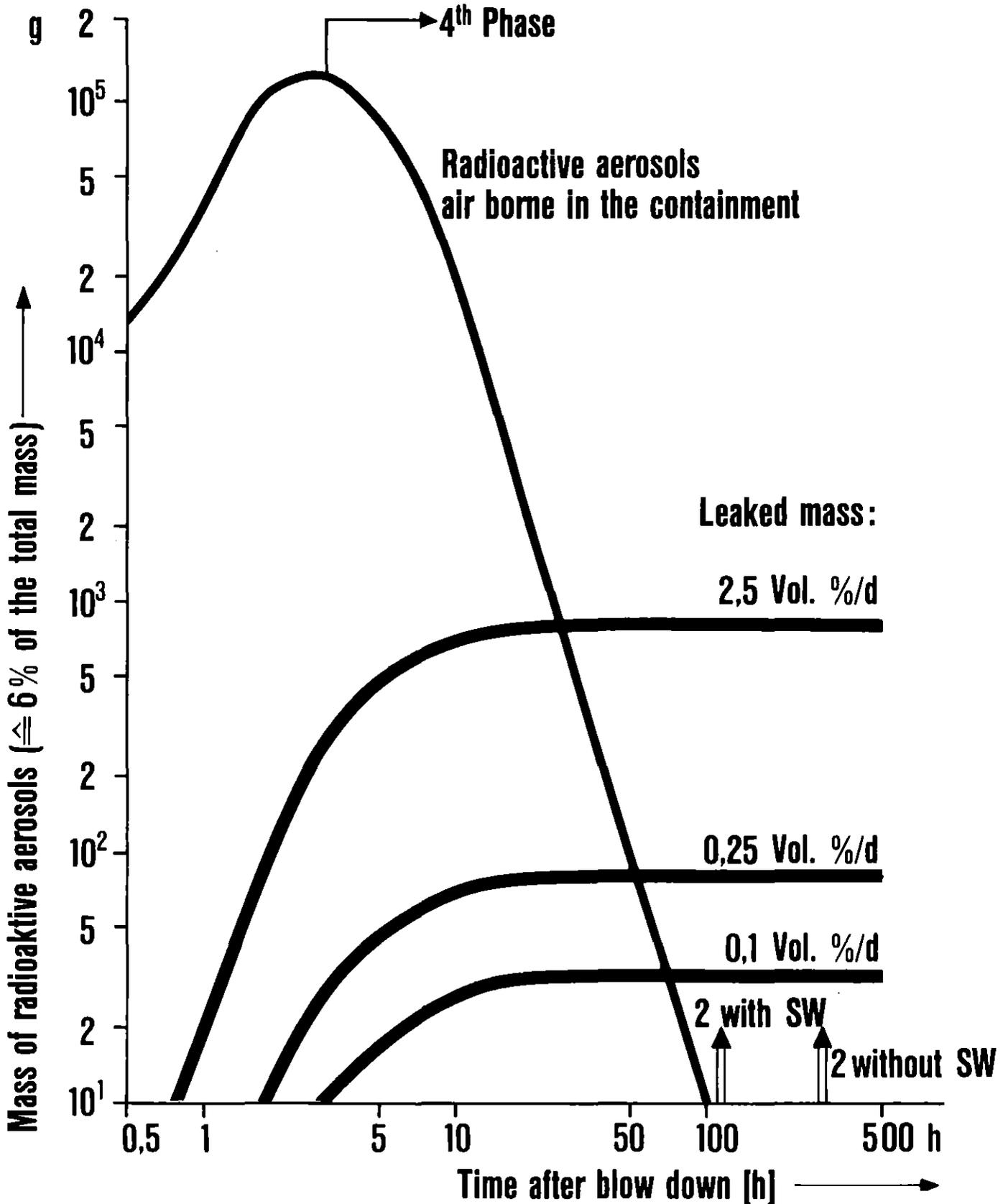


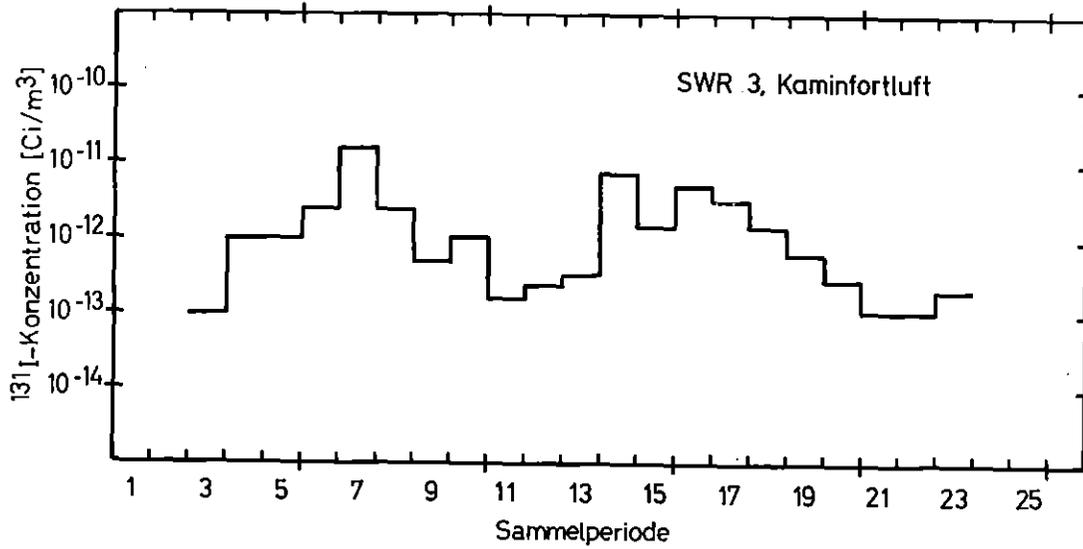
ABB. 11



Abdampfen von Komponenten aus vorgeglühtem 90 UO₂/5Cs₂O/5MoO₃ (740°C, Zry) unter oxidierenden Bedingungen (Luft) in Gegenwart von 50 Gew.% Zr (pulv.) bzw. Zry (Stücke)



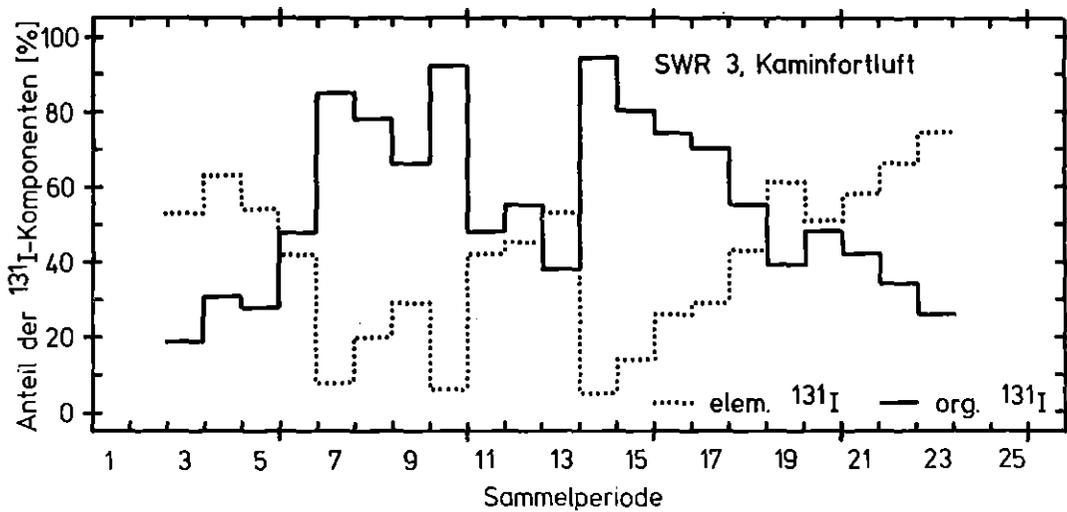
Radioactive aerosols and leaked mass (NAUA calculation without H₂O-condensation)



KfK LAF II D8029

Zeitlicher Verlauf der ^{131}I -Konzentration

ABB.: 13



KfK LAF II D8030

Zeitlicher Verlauf des Anteils der ^{131}I -Komponenten

ABB.: 14

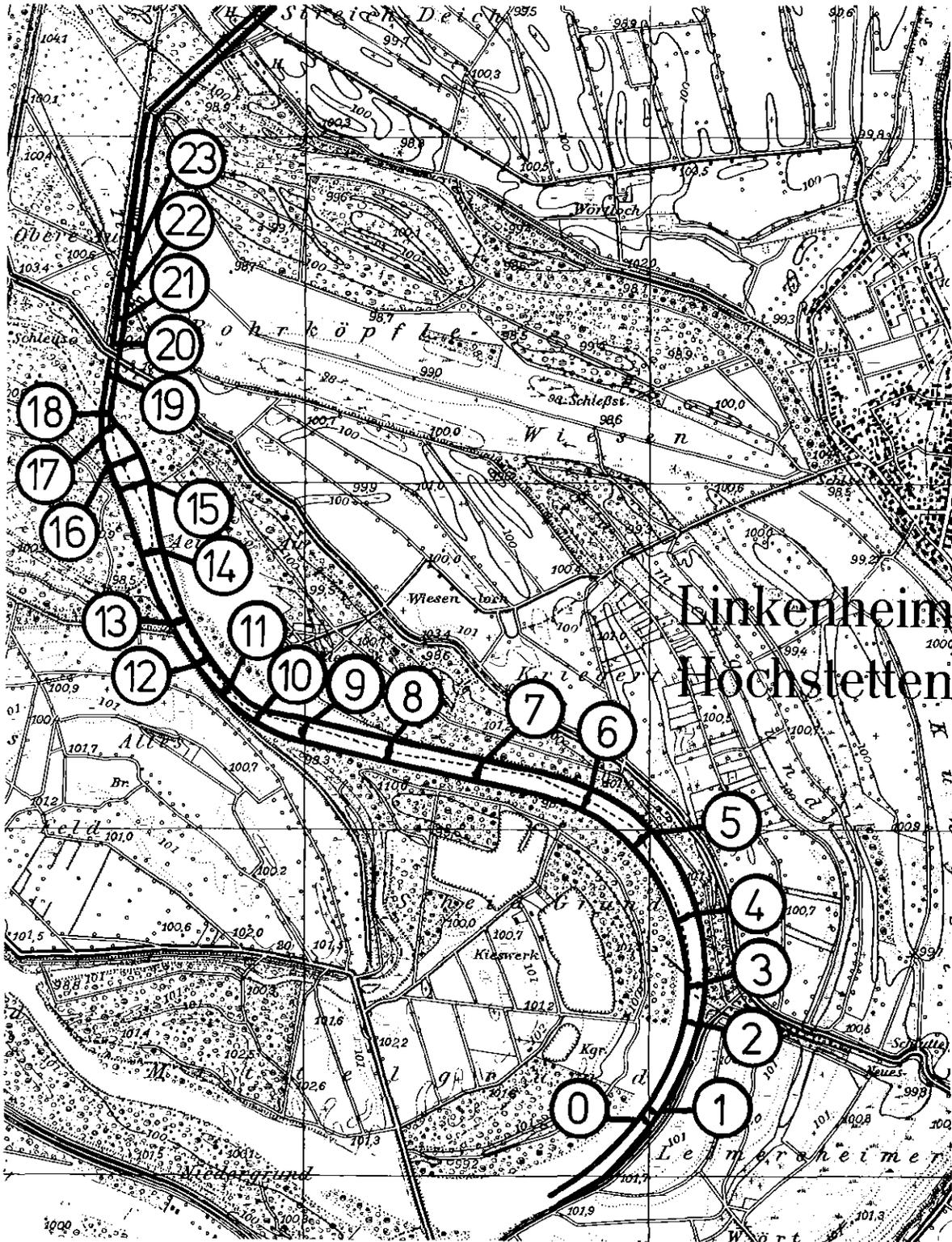
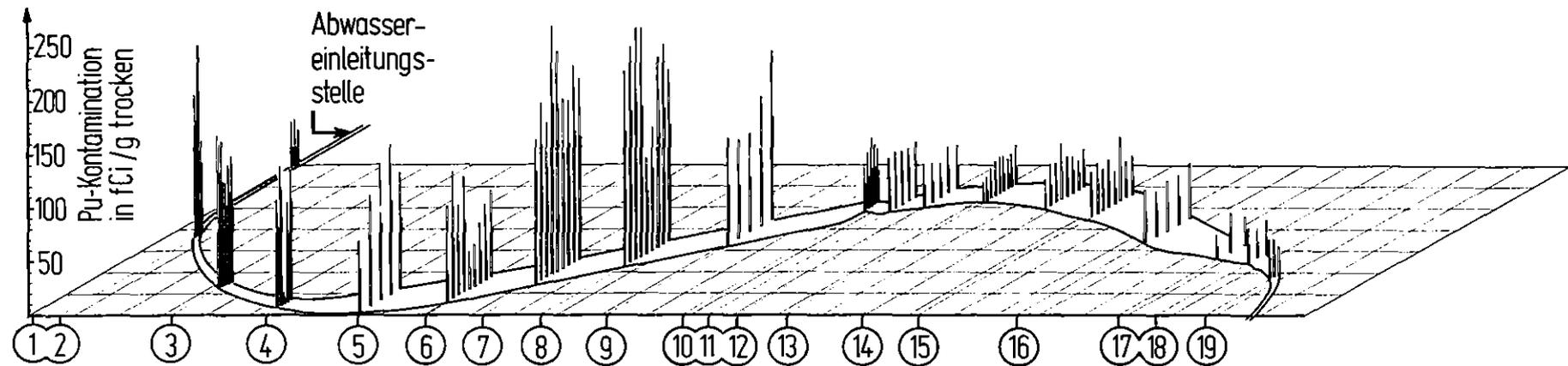


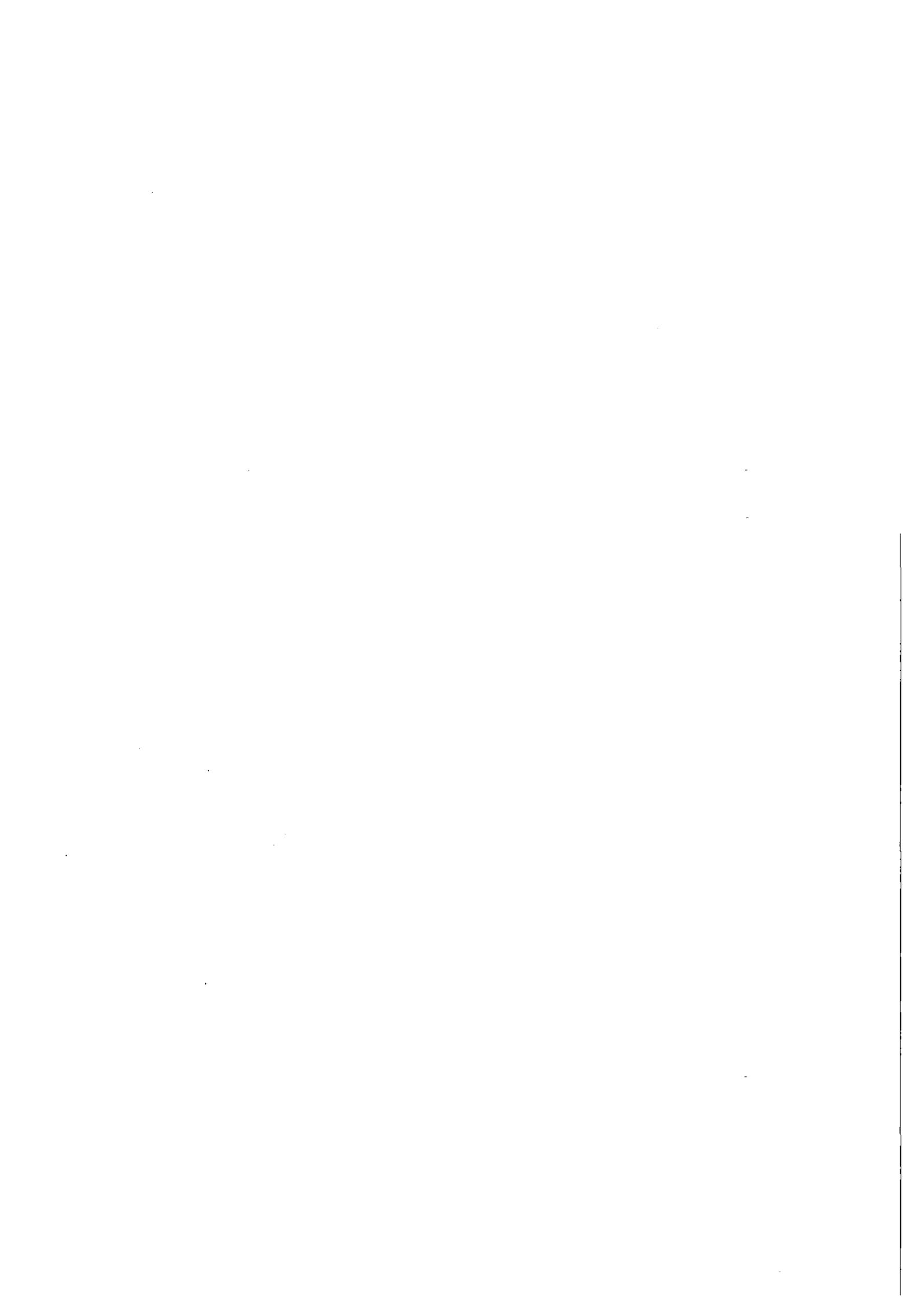
ABB. 15



Entnahmestellen zur Messung von Längs-, Quer- und Tiefenprofilen der Pu-Kontamination in den Sedimenten



SCHEMATISCHE DARSTELLUNG DER PLUTONIUMKONZENTRATIONEN IN PROBEN DER OBERSTEN SEDIMENTSCHICHT DES LINKENHEIMER ALTRHEINS (— $^{239+240}\text{Pu}$, — ^{238}Pu)



NRC'S CORE MELT RESEARCH PROGRAM
AND ITS
RELATION TO CURRENT REGULATORY ACTIVITIES

by

T. E. Murley, Speaker

and

R. DiSalvo
R. Sherry
M. Silberberg

U. S. Nuclear Regulatory Commission

Presented at the 1980 Project Nuclear Safety Colloquium

Kernforschungszentrum Karlsruhe

Federal Republic of Germany

November 25, 1980

I. Introduction

The U. S. Nuclear Regulatory Commission (NRC) has sponsored research in the areas of fuel melt and fission product behavior for several years. During the mid-1970's, the impetus for the research was to improve the models for consequence calculations for probabilistic risk analyses as a follow-on to WASH-1400.⁽¹⁾ Now, however, the research program is being expanded significantly, and its focus is changing somewhat to include the study of potential design features to mitigate the consequences of severe fuel damage accidents.

Immediately after the TMI-2 accident, the NRC took actions to improve nuclear plant designs, to upgrade operator training and to implement better emergency planning procedures. These requirements are embodied in the TMI Action Plan.⁽²⁾ In addition to these immediate actions, the NRC initiated a number of longer-term rulemaking activities to deal with Emergency Planning, Siting Policy, Minimum Engineered Safety Features and Degraded Core Cooling. One of the major questions to be considered during the Degraded Core Cooling Rulemaking is what design features, if any, should be included in nuclear plants to mitigate the consequences of severe fuel damage or core melt accidents. In order to provide a technical basis for addressing these questions, the safety research program is being expanded significantly. This paper describes the historical background as well as the future plans for NRC's core melt research program.

II. Historical Development of Regulations

The essential elements of nuclear power plant design and siting policy are derived from the Atomic Energy Act of 1954 and the National Environmental Policy Act of 1969 and are contained in Part 50, "Domestic Licensing of Production and Utilization Facilities" and Part 100 "Reactor Site Criteria," of Title 10 of the U. S. Code of Federal Regulations (CFR). The following discussion describes the philosophy and historical development of these U. S. nuclear regulatory policies.

A. Defense-in-Depth

Design, siting and regulation of nuclear power plants have been based on the concept of defense-in-depth. This safety philosophy consists of multiple levels of safety. The first level of safety requires

-
- (1) WASH-1400 (NUREG-75/014), "REACTOR SAFETY STUDY: An Assessment of Accident Risks in U. S. Commercial Nuclear Power Plants," U. S. Nuclear Regulatory Commission, October 1975.
 - (2) NUREG-0660, "NRC Action Plan Developed as a Result of The TMI-2 Accident" U. S. Nuclear Regulatory Commission, August 1980.

that the plant be soundly designed, constructed, tested, operated, and maintained in accordance with very high quality standards and engineering practices, and with a high degree of freedom from faults and errors. The basic design selected must be inherently stable and have a high tolerance (e.g., fail-safe features) for off-normal conditions, should they occur.

Despite the care that is taken in the first level of safety to avoid failures or operating errors which potentially could lead to safety problems, it is prudent to anticipate that some will occur during the service life of a nuclear power plant. A second level of protection is provided by reliable protection devices and systems, designed to assure that such incidents will be prevented, arrested, or accommodated safely. The requirements for these protection systems are based on a spectrum of occurrences which could lead to off-normal operation which the plant design must safely accommodate.

The third level of safety supplements the first two levels through features which provide additional assurance that protection to the public is provided even in the event of the occurrence of extremely unlikely and unforeseen circumstances. This margin is evaluated primarily by testing the design concept against severe hypothetical accidents, involving the postulation of independent failures of some of the redundant protective systems simultaneously with the accident they are intended to control. From analyses of these postulated events, several accident sequences are selected as a basis for the design and incorporation of the plant features and equipment required for protection of public health and safety. The sequences selected for this purpose are called Design Basis Accidents (DBA's).

B. Design Basic Accidents

For light water-cooled nuclear power plants the loss-of-coolant accident, wherein a large pipe rupture is assumed to occur, is the DBA for design and evaluation of certain plant safety features. This assumption has been made independent of the design characteristics, material and fabrication standards, and quality assurance practices employed in any specific plant.

The emergency core cooling systems (ECCS) and the secondary plant containment systems, which protect the public against the possible consequences of a wide spectrum of postulated events, are sized on the basis of the design basis loss-of-coolant accident (LOCA). The design basis loss-of-coolant accident is not the only accident considered and designed for in a nuclear plant, and other safety systems or protective features are provided that are not related to this DBA. It does provide, however, a very demanding requirement for the sizing and specifications of a significant number of systems.

C. Reactor Siting

A fourth element of the defense-in-depth concept is to provide for site isolation as an additional margin of safety to assure no undue risk to the health and safety of the public. The maximum credible accident concept was developed during the early 1960's to test whether the degree of site isolation and plant design would be sufficient for this purpose.

The maximum credible accident concept was carried into Part 100 in which an analysis of the consequences of the accident was used as a test of suitability of a proposed site and plant design. In Part 100, the maximum credible accident is defined as "...a major accident, hypothesized for purposes of site analysis or postulated from considerations of possible accidental events, that would result in potential hazards not exceeded by those from any accident considered credible." Although more severe accidents (now generally referred to as Class 9 accidents) are conceivable, the consequences of such accidents were normally not analyzed for assessing the suitability of a proposed site and plant design.

At the time Part 100 was prepared, the maximum credible accident was assumed to be a loss-of-coolant accident (LOCA) that would result in a substantial meltdown of the core with subsequent release of appreciable quantities of fission products. At that time, reactors were relatively small and the assumed substantial meltdown of the core was believed to be capable of being accommodated without loss of containment integrity. This provided an effective upper bound on offsite radiological consequences as long as the containment remained intact.

TID 14844 "Calculation of Distance Factors for Power and Test Reactor Sites," March 1962, provided a set of source term assumptions and sample dose calculations for the maximum credible accident for use in determining the suitability of the reactor sites and plant designs.

Part 100 has built in flexibility that permits unfavorable site characteristics to be compensated for by plant design improvements. During the same period of time that Part 100 was being prepared and in recognition of a relatively large fission product source term contained in TID 14844, applicants proposed and the AEC accepted various engineered safety features that tended to mitigate the radiological consequences of the loss-of-coolant accident.

Current U. S. designs that use engineered safety features such as dual containments and iodine removal systems (e.g., sprays and filters) have the capability for controlling virtually all of the radioactive material assumed to be released in the postulated LOCA. By using such designs, it is possible for present nuclear power plants to be located

at sites with a very small exclusion area and a small low population zone (LPZ) distance and still meet the dose criteria of Part 100. Thus, the distance factor contemplated in the regulations has been reduced. Since the early 1960's, the size of reactors has increased by about an order of magnitude, and emergency core cooling systems have become a requirement for all reactors. Successful performance of the emergency core cooling system would result in a fission product release from the core that is significantly smaller than that resulting from the previously assumed substantial meltdown. On the other hand, should the emergency core cooling system not function properly, a substantial meltdown might then occur, and the significantly greater size of present reactors could lead to the core melting and failure of the containment building.

As a result of the rapid scale-up in size and complexity of nuclear power plant designs and the introduction of new and improved engineered safety features during the late 1960's and early 1970's, licensing reviews become more detailed and thorough. These rapid changes presented problems for both the industry and the regulators (e.g., back-fitting), and calls were made for standardized reactor designs and licensing reviews. During the 1970's the regulatory staff prepared numerous Regulatory Guides, a Standard Review Plan, and participated with industry in developing joint standards. The industry in turn developed standardized reactor and balance of plant designs which aided in reducing the licensing review effort.

D. Confirmatory Research

During the late 1970's, the NRC research programs began to produce large quantities of information. These programs tended to confirm the large margins of conservatism that were intended for DBAs. For example, the NRC decay heating research program produced results which greatly reduced the uncertainty associated with decay heating calculations and showed that the value of 1.2 times the proposed 1971 ANS standard decay heating curve specified in the NRC ECCS Evaluation Model Criteria was very conservative. In addition, the Loss-of-Fluid Test Facility (LOFT) large break LOCA tests confirmed that the ECC systems would perform their design function of keeping the core cooled under design basis LOCA conditions.

III. Pre-TMI NRC Action

A. Risk Assessment and Core Melt Research

The Reactor Safety Study (WASH-1400) published in 1975 was a major milestone in analyzing reactor accidents. Major insights from this study were that core melt accidents were considerably more likely than previously perceived but also that the consequences were not necessarily catastrophic in terms of public health effects.

The need to perform calculations describing the physical phenomena associated with core melt accidents led to an appreciation of the short supply of experimental data on which to base analytical models. In order to fill these gaps in our understanding, the NRC conducted research in 1974 - 1978 on steam explosions, core-concrete interactions, molten core heat transfer, and fission product behavior. Our programs benefited appreciably from cooperative agreements with the Federal Republic of Germany and, in particular, from Project Kernschmelzen here at KfK. The results from this research have been widely disseminated and have led to significant improvements in our ability to quantify risks.

In 1978 the United States Congress passed a law requiring the NRC to develop a plan (NUREG-0438) to conduct research leading to improvements in LWR safety. This was a significant enhancement in NRC's previous research charter, which was primarily to confirm the safety of existing designs. Insights from the Reactor Safety Study played a major role in shaping the plan. In particular, WASH-1400 concluded that the public risk from reactors was dominated by accidents in which the core melted and the containment failed via overpressurization. If there were to be major improvements in safety, they could be achieved through improvements in:

- containment systems
- core decay heat removal systems
- man-machine interface.

Research on these topics was initiated in early 1979 prior to the TMI-2 accident. The subsequent events at TMI-2 would clearly substantiate the need for this work.

The accommodation of core melt accidents in U. S. nuclear plants, prior to TMI, was addressed by NRC in the licensing process for two special cases. The first case was the Clinch River Breeder Reactor (CRBR). For CRBR, because of the first-of-a-kind nature of the plant, the NRC staff decided that although a postulated core melt accident need not be considered as the DBA for the plant, the applicant would have to provide assurance that containment margins were available to accommodate core melt. In the case of the Floating Nuclear Plant (FNP) NRC required the applicant to incorporate a refractory core ladle in the reactor cavity to delay containment melt-through for at least two days in the event of a postulated core melt accident. The NRC decision was based upon the higher risk associated with core melt-through in an off-shore plant than for a land based plant.

B. Siting Policy Task Force

In August 1978, the Nuclear Regulatory Commission directed the staff to develop a general policy statement on nuclear power reactor siting. A Task Force was formed for that purpose and has prepared a statement

of current NRC policy and practice and has recommended a number of changes to current siting policy. The recommendations were made to accomplish the following goals.

1. To strengthen siting as a factor in defense in-depth by establishing requirements for site approval that are independent of plant design consideration.
2. To take into consideration in siting the risk associated with accidents beyond the design basis (Class 9) by establishing population density and distribution criteria.
3. To require that sites selected will minimize the risk from energy generation.

Among the recommendations made by the Task Force, and published in NUREG-0625, "Report of the Siting Policy Task Force," August 1979, are that Part 100 be revised to:

- a. Specify a fixed minimum exclusion distance based on limiting the individual risk from design basis accidents.
- b. Specify a fixed minimum emergency planning distance of 10 miles.
- c. Incorporate specific population density and distribution limits outside the exclusion area that are dependent on the average population of the region.
- d. Remove the requirement to calculate radiation doses as a means of establishing minimum exclusion distances and low population zones.
- e. Require a reasonable assurance that interdictive measures are possible to limit ground water contamination resulting from Class 9 accidents within the immediate vicinity of the site.

IV. Post-TMI NRC Actions

A. TMI Task Action Plan

The TMI-2 Action Plan was developed to provide a comprehensive and integrated plan for the actions judged necessary by the Nuclear Regulatory Commission based on the experience from the accident at TMI-2 and the official studies and investigations of the accident.

The list of groups who have investigated the accident include the Congress, the General Accounting Office, the President's Commission

on the Accident at Three Mile Island, the NRC Special Inquiry Group, the NRC Advisory Committee on Reactor Safeguards (ACRS), the Lessons-Learned Task Force and the Bulletins and Orders Task Force of the NRC Office of Nuclear Reactor Regulation, the Special Review Group of the NRC Office of Inspection and Enforcement, the NRC staff Siting Task Force and Emergency Preparedness Task Force, and the NRC Offices of Standards Development and Nuclear Regulatory Research. The TMI Action Plan collects those recommendations into five chapters, each of which covers one broad subject: namely, I. Operational Safety; II. Siting and Design; III. Emergency Preparedness and Radiation Effects; IV. Practices and Procedures; and V. NRC Policy, Organization, and Management.

Actions to improve the safety of nuclear power plants now operating were judged to be necessary immediately after the accident and could not be delayed until an action plan was developed, although they were subsequently included in the Action Plan. Such actions came from the NRC Inspection and Enforcement Bulletins and Commission Orders issued immediately after the accident, the first report of the Lessons-Learned Task Force issued in July, 1978, the recommendations of the Emergency Preparedness Task Force and the NRC staff and Commission. Among the recommendations included in the Bulletins, Orders, and the Short Term Lessons Learned Task Force Report (NUREG-578) are requirements for:

- (1) Improvements to assure the reliability of auxiliary feed water systems and primary system relief valves.
- (2) Small break LOCA and transient analysis
- (3) Improved Operator Training
- (4) Analysis of, and instrumentation to verify, natural circulation cooling
- (5) Improvements to plant emergency procedures
- (6) Inerting certain BWR containments
- (7) Improved shielding to permit access to important areas
- (8) Improved post-accident reactor coolant and containment sampling capability
- (9) On site Emergency Technical and Operations Support Centers

Development of the TMI Action Plan began after these immediate corrective actions were well underway and at the time when the principal external investigations were complete.

All the investigations agree that, although the TMI accident resulted

from many factors, the most significant were in the broad general area which is called operational safety. The actions in the plan directed toward increasing operational safety have two objectives. The first is to improve the operation of the plant so that the number of events that could lead to accidents is reduced. The second is to improve the ability of the operating staff to recognize such events and take appropriate corrective actions. The first objective, preventing the causes of accidents, is addressed through improvements in the selection and training of operators and plant staff, and improvements in utility management techniques and capabilities. Specific improvements are required in the content and level of training courses, in the use of plant simulators, in operating procedures, and in the design of the controls and instrument displays in the control room.

Means of improving current plant designs were also identified in studies of the accident. The accident re-emphasized the importance of high system reliability. Therefore, the action plan contains requirements for the assessment of the reliability of some of the engineered safety features (e.g., auxiliary feedwater, emergency core cooling, containment isolation, and decay-heat removal, including natural circulation) and an overall assessment of accident probabilities and consequences using simplified reliability analyses for all plants. These analyses are directed toward identifying and correcting specific weaknesses in current designs.

The action plan also contains studies of the desirability of additional requirements and safety systems to reduce the risk from accidents in which there is significant melting or degradation of the core, such as occurred during the accident at TMI. The plan contains interim improvements and rulemaking on the capability of nuclear power plants to mitigate the consequences of accidents in which the core is severely damaged, and a long-term study of the possibilities for mitigating accidents. The plan includes an interim rulemaking action to consider the need for interim hydrogen control features for small containment structures, where the potential for ignition of hydrogen is the greatest, and other interim consequence mitigation features for accidents involving core damage.

In addition to the weaknesses in operational safety and system design, the investigators of the TMI accident have generally agreed that the state of planning and preparedness for emergencies at nuclear power plants was inadequate.

The plan contains actions to be taken by the Commission to revise present policies, procedures, and organization to more effectively accomplish the mission of the agency. These include articulation

of a safety goal or safety policy objective. Also included are studies of the role, functions and organization of the commission and the offices so as to increase the application of human factors principles and integrated systems engineering.

B. Policy Changes

The Siting Policy Study, the TMI Lessons Learned Task Force Report, and the TMI Task Action Plan all recommend a review, and possible revision of, the basic rules guiding the licensing of nuclear reactors in the U. S.

The areas where major changes in the NRC regulations are being considered include: siting, degraded core cooling, emergency planning and requirements for minimum engineered safety features. The U. S. Congress has mandated certain aspects of new siting and emergency planning rules. This legislation has established among other things that siting be considered independent of reactor design features. Consequently, it will be necessary for the NRC to develop specifications for a minimum set of engineered safety features required for all plants. A closely related activity within the NRC is the work on developing a quantitative safety goal.

The emergency planning rule has already been issued. This rule requires that emergency plans be developed for two Emergency Planning Zones (EPZ) surrounding each commercial nuclear plant. The EPZ for airborne exposure is to be an area around the plant with a radius of about 16 kilometers, and for contaminated food and water, about 80 kilometers. The new rule, in addition, requires that the licensee and state and local government emergency plans be submitted to the NRC for review, and calls for public dissemination of basic emergency planning information. The new rule contains requirements for improved accident management and communication systems and procedures including the establishment of an on-site technical support center and a near-site emergency operations facility.

An advance notice of rulemaking for modifications to the NRC reactor siting regulations has been developed. The issues to be addressed in this rulemaking action include the recommendations made by the Siting Policy Task Force and contained in NUREG-0625, mentioned previously.

An advance notice of proposed rulemaking for "Consideration of Degraded or Melted Cores in Safety Regulation" was issued in October. The purpose of this rulemaking action is to determine to what extent commercial nuclear plants should be designed to cope with accidents beyond the

current "design basis accident" envelope. The following items, among others, are being considered for the proposed rule:

- (1) Consequence mitigation features for severe fuel damage accidents;
- (2) Requirements for the analysis of severe fuel damage and core melt accidents in safety analysis;
- (3) Vent-filter containment systems;
- (4) Additional hydrogen control features (or containment inerting);
- (5) Core retention devices; and
- (6) The role of probabilistic analysis in safety feature assessment.

Taken as a group, these rulemaking actions are very broad in scope and are expected to lead to a new post-TMI safety philosophy.

Finally, case by case licensing actions have a profound effect on the development of rules and subsequent guides and standards. Recent key examples are to be found in the licensing review of the Sequoyah ice condenser containment plant wherein a license condition was incorporated requiring successful demonstration of the capability to control the hydrogen generated from an extensive metal-water reaction. The proposed hydrogen control method is to use igniters, and both the licensee and the NRC have significant research efforts to evaluate this method, and to establish the feasibility of other methods. Another example is found in the licensing review of the Zion and Indian Point plants which are relatively near the large population centers of Chicago and New York, respectively. The focus of this review is to determine if any features should be added to deal with accidents including core melt. Some features that have been suggested for evaluation include: vented-filtered containment systems, core retention systems, and hydrogen control systems.

C. Impact on NRC Research

1. Severe Accident Sequence Analysis

It was clear from the post-mortem of TMI-2 that significantly greater attention has to be given to analyzing a broader spectrum of events than those design basis events covered in conventional safety analyses. In particular, we have to achieve better understanding of the phenomenology of reactor accidents, especially small breaks and transients, and of the interaction of the operators with the machine during these multiple failure events.

With these needs in mind, NRC has initiated a research effort entitled the Severe Accident Sequence Analysis (SASA) program. It includes

analytical studies to explore the probable course of events and potential consequences of a spectrum of accidents extending beyond the current design basis in terms of system failures, core damage, and release of radioactivity to the environment. Particular emphasis is placed on the perceptions of the operator, his needs for information, the alternative actions he might take given various combinations of component failures, and the consequences of those actions. The analyses consider the various recovery options available to the operator and the timing available for such actions.

These insights are being gained by applying best-estimate, state-of-the-art codes (e.g., RELAP, TRAC, MARCH/CORRAL) to several specific plants. The accident sequences initially selected for analysis have been determined according to their perceived contribution to risk (e.g., station blackout, loss of feedwater) as suggested by documented risk assessments.

Four national laboratories Idaho (INEL), Oak Ridge (ORNL), Los Alamos (LASL), and Sandia (SNL) are involved, each applying its particular strengths to the program. The tasks include:

- gathering information on specific plant designs,
- identifying questions to be addressed and accident sequences to be analyzed,
- generating operator action event trees,
- calculating the physical response of the plant,
- analyzing the results, and
- relating them to the questions being addressed.

This program can provide numerous opportunities for broadening our perspectives on reactor safety. Examples of results include:

- delineation of accident management strategies,
- insights into basic variations in the response of plants to given events as a function of plant design,
- potential improvements in instrumentation, control room displays, and diagnostic equipment,
- a handbook of accident signatures for use in improving simulators and operator training programs, and
- criteria for assessing the adequacy of symptom-oriented emergency operating procedures.

2. Degraded Core Cooling/Severe Core Damage

The TMI-2 accident underlined the need for a better understanding of reactor behavior under severe core damage conditions. For a reactor to be properly controlled during an accident of this type, and be brought to a successful and safe shutdown, the operators and engineers on the

site, as well as advisory personnel off-site, require a well-founded data and analytical information base for fuel assembly behavior and damage at temperatures exceeding 2200°F; e.g., severe core damage.

The research planned for severe core damage includes: (1) experiments in the Power Burst Facility (PBF) at the Idaho National Engineering Laboratories (INEL), (2) experiments in the Super Sara loop of the ESSOR reactor in Ispra, Italy, (3) examination of the Three Mile Island Unit 2 core, (4) out-of-pile experiments on fuel debris coolability, and (5) out-of-pile experiments on incipient fuel/clad melting similar to those conducted here at Kfk. These tests seek to determine the progression of fuel damage and debris formation, and the rate of delivery of such materials to the region of the lower core support plate. A key set of data is that related to the heat transfer for cooling the damaged fuel by steam, as well as the gross flow characteristics of the damaged bundles.

Modeling of severe core damage is being initiated with the development of the SCDAP code which can be used as a submodule in larger accident analysis codes such as MARCH/CORRAL to provide whole core analysis capability. Initial versions of the code will draw heavily upon FRAPCON, FRAP-T, MATPRO and EXMEL models already developed, until new data is available from the experimental program.

A new test series is being planned in LOFT to investigate core uncover phenomena up to and including very severe fuel damage. These tests will provide data with which to confirm severe core damage models and separate effects test results.

3. Core Melt Research

a. Fuel Melt Behavior

Analyses of TMI accident sequences by the NRC Special Inquiry Group showed that, had restoration of cooling been delayed a little longer than it was, substantial melting of the core would be expected. The TMI Action Plan calls for research on phenomena associated with fuel melting and rulemaking for degraded core cooling. The state of technology for core melt accident assessment in WASH-1400 is embodied in the MARCH-CORRAL code. In WASH-1400 sequences, once core melt was reached, vessel melt-through and the subsequent dropping of the melt into the reactor cavity was assumed. Evaluation of core melt accidents has revealed major phenomenological uncertainties in the MARCH-CORRAL simplified models which require improved data and analytical development for fuel melt behavior for (a) accident management assessment, (b) consequence assessment for dominant accident sequences, and (c) design evaluations of possible mitigation features.

The information needs to be addressed in this research are derived from the following questions related to assessing the threats to containment:

1. Can fuel debris from a severe accident be cooled within the reactor vessel; what conditions must be satisfied to assure coolability?
2. What conditions must be exceeded and what information does the operator need to conclude that an accident is progressing inexorably towards complete core meltdown, so that attention should be focused on maintaining containment integrity?
3. In what manner, and on what time scales, can a melted core breach the lower core support structure and the reactor pressure vessel?
4. Can a steam explosion in the reactor vessel generate missiles to breach containment, or can rapid steam generation from early fuel-water interaction in the reactor cavity overload containment?
5. Can hot core debris be cooled in the reactor cavity?
6. Can a hot core melt through the basemat?
7. Can the containment be overloaded by slow pressurization?

The research in this area includes the following areas: (1) Transition to Fuel Debris, (2) Fuel Debris Behavior, (3) Melt Interactions With Structures, (4) Steam Explosions, and (5) Severe Accident Analysis.

b. Fission Product Release and Transport

Studies consistently indicate the uncertainties associated with fission product release and transport behavior assumptions (and models) are among the largest contributors to uncertainties in the risk to public from severe nuclear power plant accidents. This result is not surprising for two reasons. First, offsite consequences are directly effected by the magnitude, timing, and makeup of the source term released from containment; and, secondly, there are large uncertainties regarding the actual potential source term. The aim of this research area is to improve the predictions of the potential time-dependent fission product source term released from containment under accident conditions. To accomplish this objective, it will be necessary to understand and model:

1. fission product vapor and aerosol release from the fuel during initial heatup, melting, and interaction with plant structures

(including the reactor cavity concrete basemat);

2. fission product and aerosol transport and deposition behavior within the reactor coolant system and containment; and
3. the effectiveness of engineered safety and mitigation features in reducing the potential source term released from containment.

Experimental and analytical programs are now in progress to address these needs.

c. Hydrogen Program

The TMI accident demonstrated forcefully to NRC that in-depth information on the formation, combustion, and handling of hydrogen in light water reactors was not immediately available, well organized, and in some cases non-existent. As a result, RSR began a program of research on hydrogen. This program provides for a compendium of hydrogen information and a program of analyses and experiments investigation: (1) the generation of hydrogen in reactor accidents, (2) the sampling and analysis of hydrogen, (3) the ignition of hydrogen/steam/air mixtures and the combustion of hydrogen in containment from deflagrations through detonations, (4) the pressure-time histories of hydrogen combustion events, (5) means of mitigating potential damage from hydrogen combustion, and (6) means of safely handling post-accident hydrogen.

d. Mitigation

The TMI accident raised the question whether severe accidents beyond the design basis should be considered in the siting and licensing of nuclear reactors. The importance of maintaining containment integrity as a line of defense was apparent. In WASH-1400 the following containment failure modes were identified: steam explosions, hydrogen combustion/detonation, overpressure from a loss-of-cooling capability, basemat melt-through, and isolation failure or interfacing system LOCA. The latter is a special case of isolation failure. The work on mitigation research is intended to analyze, test, and evaluate methods to improve containment integrity by improving cooling, by allowing for controlled filtering and venting to relieve overpressure prior to catastrophic failure, or by increasing the pressure which can be tolerated without failure. It is intended to investigate core retention devices to prevent basemat penetration and to reduce the contribution of gases generated by the core melt/concrete interaction to containment overpressurization. Finally, methods and/or devices to reduce the threat to containment integrity from hydrogen burning will be investigated.

ANNUAL COLLOQUIUM OF THE NUCLEAR SAFETY PROJECT (PNS)
KERNFORSCHUNGSZENTRUM KARLSRUHE

"NRC'S CORE MELT RESEARCH PROGRAM
AND ITS RELATION TO
CURRENT REGULATORY ACTIVITIES"

DR. T. E. MURLEY
DIRECTOR OF SAFETY TECHNOLOGY
U. S. NUCLEAR REGULATORY COMMISSION

LESSONS FROM THE TMI ACCIDENT

- The Defense in Depth Philosophy Was Not Followed in Practice
- The TMI Accident Exceeded the Design Basis for the Plant in Many Respects
- The NRC Was Not Prepared for Such a Severe Accident
- Emergency Planning by Local Authorities Was Seriously Inadequate for the Accident

DESIGN BASIS ACCIDENTS

- Design Basis Accidents (DBA) Are the Set of Severe Hypothetical Accidents Selected as a Basis for Evaluating the Safety Design of a Nuclear Plant.
- The Most Severe DBA Is a Sudden Break of a Large Cooling Pipe in the Reactor (Loss-of-Coolant Accident - LOCA)
- The Goal of the Design Basis Accident Concept Is to Design the Reactor Plant to Accommodate all Accidents Considered to Be Remotely Probable.

DEFENSE IN DEPTH SAFETY PHILOSOPHY

- Level 1** Careful Design, Construction and Operation to Minimize Malfunctions that Could Lead to Accidents
- Level 2** Anticipate that Malfunctions and Operator Errors Will Occur and Provide Protection Systems to Prevent Serious Accidents
- Level 3** Assume that Severe Accidents Will Occur and Provide Safety Systems to Limit the Public Consequences of Severe Accidents

IMMEDIATE ACTIONS AFTER THE TMI ACCIDENT

- Design Improvements
- Improved Operator Training
- Better Analysis of Operating Experience
- Improved Control Room Information Display
- More Emphasis on Inspection and Enforcement
- More Research on Small Pipe Break Accidents and Severe Fuel Damage Accidents
- Better Emergency Procedures in the Plant
- Better Off-Site Emergency Planning

10 CFR - 100 - DOSE GUIDELINES

Whole Body Dose for 2-Hour Exposure at Exclusion Area Boundary; Less than 25 REM

Thyroid Dose for 2-Hour Exposure at Exclusion Area Boundary; Less than 300 REM

Whole Body Dose at Outer Boundary of Low Population Zone During Cloud Passage; Less than 25 REM

Thyroid Dose at Outer Boundary of Low Population Zone During Cloud Passage; Less than 300 REM

REACTOR SITING

- Reactor Siting Is a Fourth Element in the Defense In-Depth Safety Philosophy
- Site Isolation Provides Additional Margins in the Event of a Severe Accident
- NRC Policy Is to Strengthen Siting as a Factor in the Defense In-Depth Safety Philosophy

LONGER RANGE ACTIONS AFTER THE TMI ACCIDENT

- Quantitative Safety Goal
- Rulemaking Proceedings
 - Emergency Planning
 - Siting
 - Minimum Engineered Safety Features
 - Degraded Core Cooling
- Specific Licensing Case
 - Sequoyah
 - Zion/Indian Point

Taken as a Group, the Above NRC Actions Are Expected to Lead to a New Post-TMI Safety Philosophy

TMI-2 ACTION PLAN

THE TMI-2 ACTION PLAN (NUREG-0660) WAS DEVELOPED TO PROVIDE A COMPREHENSIVE AND INTEGRATED PLAN FOR THE ACTIONS JUDGED NECESSARY BY THE NRC, BASED ON THE ACCIDENT AT TMI-2 AND THE OFFICIAL STUDIES AND INVESTIGATIONS OF THE ACCIDENT.

THE ACTION PLAN IS ORGANIZED INTO FIVE SUBJECT AREAS:

- OPERATIONAL SAFETY
- SITING AND DESIGN
- EMERGENCY PREPAREDNESS AND RADIATION EFFECTS
- PRACTICES AND PROCEDURES
- NRC POLICY, ORGANIZATION AND MANAGEMENT

MAJOR NRC SAFETY POLICY CHANGES

- QUANTITATIVE SAFETY GOAL
- RULEMAKING PROCEEDINGS
 - EMERGENCY PLANNING
 - SITING
 - MINIMUM ENGINEERED SAFETY FEATURES
 - DEGRADED CORE COOLING
- SPECIFIC LICENSING CASE
 - SEQUOYAH
 - ZION/INDIAN POINT

TAKEN AS A GROUP THE ABOVE NRC ACTIONS ARE EXPECTED TO LEAD TO A NEW POST-TMI SAFETY PHILOSOPHY.

..

DEGRADED CORE COOLING RULEMAKING

SOME OF THE ISSUES TO BE CONSIDERED IN THE DEGRADED CORE COOLING RULEMAKING PROCEEDINGS INCLUDE:

- ANALYSIS OF SEVERE FUEL DAMAGE AND CORE MELT ACCIDENTS IN NUCLEAR PLANT SAFETY ANALYSIS.
- VENTED-FILTERED CONTAINMENT SYSTEMS.
- ADDITIONAL HYDROGEN CONTROL FEATURES.
- CORE RETENTION DEVICES.
- ADDITIONAL CONSEQUENCE MITIGATION FEATURES FOR SEVERE FUEL DAMAGE ACCIDENTS.
- THE ROLE OF PROBABILISTIC ANALYSIS IN SAFETY FEATURE ASSESSMENT.

NRC RESEARCH PROGRAM IN SUPPORT OF REGULATORY ACTIVITIES

- Severe Accident Sequence Analysis (SASA)
- Fuel Behavior During Severe Accidents
- Hydrogen Behavior
- Fuel Melt Behavior
- Fission Product Release and Transport
- Severe Accident Mitigation Features

\$25 Million in 1981

\$40 Million in 1982

SEVERE ACCIDENT MITIGATION FEATURES

- Filtered, Vented Containment Systems
- Passive Containment Cooling Systems
- Hydrogen Combustion Control Systems
- Molten Fuel Retention Systems

FISSION PRODUCT RELEASE AND TRANSPORT

- Fission Product Release from Fuel
- Fission Product Transport and Deposition Within the Reactor Coolant System and Containment
- Effectiveness of Safety Systems in Reducing Fission Product Release from Containment

FUEL BEHAVIOR DURING SEVERE ACCIDENTS

How Does Fuel Behave Under Conditions of Partial or Complete Loss of Cooling?

- KfK Experiments Out-of-Pile
- PBF Experiments
- TMI-2 Core Examination
- Super SARA Experiments

HYDROGEN BEHAVIOR

- Hydrogen Generation During Accidents
- Hydrogen Sampling Methods in Primary Coolant System
- Ignition of Hydrogen/Air/Steam Mixtures
- Methods for Controlling Hydrogen Ignition
- Effect of Hydrogen Explosions on Containments

SEVERE ACCIDENT SEQUENCE ANALYSIS

- Investigate Complete Accident Sequences, not Isolated Phenomena
- Analyses Will Be Plant Specific
- Operator Actions Will Be Included, Including Potential Operator Errors
- Emergency Procedures Will Be Examined
- Expected Results:
 - Research Information Needs
 - Accident Management Strategies
 - Possible Improvements in Instrumentation and Diagnostics

BASIC QUESTION IN DEGRADED CORE COOLING RULEMAKING

To What Extent Should Severe Core Damage Accidents and Core Melt Accidents Be Considered in the Design of Nuclear Plants?

FUEL MELT BEHAVIOR

- Formation of Fuel Debris
- Coolability of Fuel Debris
- Steam Explosions
- Fuel Melt Interactions with Concrete and Sacrificial Materials
- Fuel Melt Behavior Codes

U. S. STEAM EXPLOSION RESEARCH:
RISK PERSPECTIVE AND EXPERIMENTAL RESULTS

By

M. BERMAN
M. CORRADINI
D. MITCHELL
L. NELSON

SANDIA NATIONAL LABORATORIES

R. SHERRY

U. S. NUCLEAR REGULATORY COMMISSION

PRESENTED BY

R. SHERRY

M. BERMAN

AT THE

1980 PROJECT NUCLEAR SAFETY COLLOQUIUM
KERNFORSCHUNGSZENTRUM KARLSRUHE
FEDERAL REPUBLIC OF GERMANY
NOVEMBER 25, 1980

In part 1 of this presentation I will discuss the significance of steam explosion events in reactor safety analysis. I will briefly describe the physical processes involved in a steam explosion event and review the results from the Reactor Safety Study, where the first attempt at quantifying the risk from steam explosions was made. I will describe the elements of the NRC steam explosion research program, present a summary of past results from this research program and indicate how these results have changed our perception of the importance of steam explosions as a safety concern in postulated meltdown accidents.

In the second part of this presentation, Dr. Berman will describe the Sandia steam explosion research program. He will present a summary of the results of the experimental and analytical programs which are investigating the physical processes involved in steam explosion events. He will also describe the technical basis for the containment failure estimates which are presented.

A steam explosion is a rapid and violent heat transfer event which can potentially occur when a cool liquid comes in contact with a hot liquid whose temperature is well above the boiling point of the cooler liquid.

The sequence of events which are believed to occur during a steam explosion during an LWR accident are the following:

- (1) A large mass of molten core material falls into the lower reactor vessel plenum (or into the lower reactor cavity) and contacts residual coolant water.
- (2) The molten core partially fragments and mixes with the coolant. Steam blankets develop around the suspended hot liquid particles. A period of stable film boiling exists.

- (3) Some local event causes a region of molten core droplets to fragment to much smaller sizes and intimately mix with the coolant. The steam explosion is said to have been triggered.
- (4) Rapid heat transfer from the molten core fragments to the coolant occurs because of the large increase in surface area created by the fragmentation to small particle sizes. The high heat transfer rates cause rapid coolant boiling and extremely high local pressures.
- (5) The high local pressure produces a propagating shock wave through the mixture which results in more fragmentation and steam generation.
- (6) The high internal pressures resulting from the rapid generation of steam, subsequently, accelerate the surrounding fluid (and solid materials) outward.

Steam explosions are a concern in reactor safety for the following reasons. I will concentrate on steam explosions that occur within the reactor vessel.

- (1) The shock wave which is produced by the propagating steam explosion could damage the reactor vessel or containment.
- (2) The high local pressures could result in failure of the lower regions of the reactor vessel and generation of a missile from part of the lower reactor vessel.
- (3) The acceleration of the materials which surround the expanding mixture could generate a slug of material which could impact upon the upper reactor vessel head with sufficient force to cause failure of the upper head and generate a missile from

part of the upper reactor vessel. The missile(s) if sufficiently energetic (and with the right trajectory) could strike the containment structure and fail the containment.

- (4) The forces generated by the steam explosion may cause gross motion of major reactor coolant system components to occur. If transmitted to the containment, failure of a containment penetration could occur.
- (5) The steam explosion could result in damage to engineered safety features designed to mitigate the consequences of severe accidents such as containment spray systems.

The question of the importance of steam explosions during reactor meltdown accidents was first systematically addressed during the Reactor Safety Study.

To evaluate the importance of steam explosions on reactor safety, this study concentrated on estimating the probability that a steam explosion event would fail containment.

The safety study group evaluated both in-vessel and ex-vessel steam explosions. They determined that for explosions in the reactor cavity no likely mechanism existed which could cause containment failure. Consequently, they concentrated their investigation on determining the potential threat to containment from steam explosions which might occur within the reactor vessel. The mechanism which they postulated as a credible threat to containment integrity involved a steam explosion in the lower reactor vessel which accelerates a layer of overlying material against the upper reactor vessel head, leading to vessel failure and generation of a large mass missile.

They developed a three factor formula for estimating the probability that such an event would fail containment.

This formula is:

$$P_{\alpha} = P_{fcc} \times P_f \times P_c$$

P_{α} = Probability of failing containment as a result of a steam explosion event.

P_{fcc} = Probability that a large mass of molten core (20%) will contact a similar mass of water during the meltdown process.

P_f = Probability that a steam explosion (fragmentation) event will occur when the molten core contacts water.

P_c = Fraction of steam explosions which cause containment failure.

The safety study group estimated that P_{fcc} , the probability that residual water would remain in the lower reactor vessel and that a large mass of molten core materials would come in contact with this water, was near unity.

Based on previous experience with the explosive interactions between molten materials and water and noting that little data existed for molten UO_2 in water, they estimated that P_f , the probability that a steam explosion would occur, when molten core material contacted water, was 10^{-1} .

Based on calculations performed by the safety study group they estimated that the probability (P_c) of failing the reactor vessel and generating a missile with sufficient energy to fail containment was also 10^{-1} , if a steam explosion occurred involving more than 20% of the molten core.

Consequently, after factoring in all three terms, the safety study group's best estimate for the probability of failing containment as a result of a steam explosion during a meltdown accident was 10^{-2} . The study group, however, assigned large uncertainties to their estimates for this event. Their upper bound estimate was one order of magnitude larger than their best estimate and the lower bound was two orders of magnitude less.

With a best estimate value of 10^{-2} , the importance of steam explosion containment failure modes in comparison to the other WASH-1400 PWR modes relatively small. However, as a result of the large uncertainty bounds associated with the steam explosion containment failure probability estimates, the NRC initiated a research program to investigate steam explosions phenomena and to obtain better estimates of the threat to containment integrity resulting from steam explosions. The initial program consisted of small scale, and intermediate scale, experiments with the objectives of determining if molten LWR core materials which come in contact with water would produce steam explosions and, if so, how much of the thermal energy of the molten core could be converted into potentially damaging work on the vessel.

The main conclusions drawn from this earlier research are:

- (1) steam explosions are highly probable when LWR molten core simulant materials contact water,
- (2) the conversion of thermal energy to work is very inefficient, (less than 2% in all tests to date), and
- (3) increased system pressures act to inhibit the initiation of steam explosions, although a steam explosion has been triggered at 10 bars, ambient pressure.

The areas being investigated in the current NRC research program at Sandia National Laboratory include in-vessel meltdown behavior of the core to determine the amount and rate of molten core contact with residual coolant. The program is also investigating the potential for coherent mixing of large masses of molten core materials and water, on the time scales short enough to preclude freezing of a large fraction of the melt. Investigations are under way to quantify the effect of system pressure on steam explosion triggering and propagation and to characterize realistic trigger magnitudes under core melt accident conditions. Models are being developed to describe fragmentation, and steam explosion propagation throughout the entire molten core/water mixture. The expansion phase of the steam explosion event is being modeled with sophisticated hydrodynamics codes and simple parametric models. These models are necessary for extrapolation of the results observed in smaller scale experiments to full scale LWR conditions and account for such effects as variations in melt/water ratio, different system constraints and hydrodynamic breakup of the accelerating fluid masses. Interaction with the reactor vessel, the response of the reactor vessel, missile generation, and the interaction of these missiles with the containment structure, are similarly being investigated using advanced structural dynamics codes. And lastly, the post-steam explosion configuration and condition of the molten core, and containment structures and systems are being addressed to determine the effect of steam explosions on core melt accident progression.

In order to provide the NRC licensing and the risk assessment staffs with the latest information regarding steam explosions, Sandia Laboratories has been directed to issue a yearly topical report summarizing the state of knowledge regarding steam explosions and updating, where possible, steam explosion containment failure estimates. I have just received an updated draft report from Sandia on this subject. Included in this report are estimates for the containment failure probability which take into account, research data which have accumulated since WASH 1400.

These estimates are for a particular PWR design (Zion) and may not be extrapolatable directly to other LWR designs (particularly BWRs and ice condenser PWRs).

In the updated estimate, the probability (P_{fcc}) of a large mass of melt contacting water remains unchanged from WASH 1400 at a value of 1. Based on the experimental evidence with core melt simulants and water, the probability (P_f) of a steam explosion event occurring has been assigned a probability of 0.5. This value is a factor of five larger than the WASH 1400 estimate for this parameter. The upper bound estimate for this term has been assigned a value of 1. The probability (P_c) of containment failure, given that a steam explosion occurs, is estimated to be $2(10)^{-4}$ and was determined from the following expression:

$$P_c = P_{slug} (P_{lm} + P_{sm}) + P_{sp} + P_{dp} + P_{gm} \text{ where}$$

P_{slug} = probability that a liquid/solid slug is generated with sufficient energy (300 MJ) to fail the reactor vessel and generate a missile.

P_{lm} = probability that a large mass missile is generated and fails the containment given that a slug with energy greater than 300 MJ occurs.

P_{sm} = probability that a small mass missile is generated and fails the containment given that a slug with energy greater than 300 MJ occurs.

P_{sp} = probability that quasistatic overpressure failure of the containment occurs due solely to the steam explosion event.

P_{dp} = probability that containment failure occurs due to dynamic pressure loading of the containment wall.

P_{gm} = probability that containment failure occurs due to gross motion of the primary system causing failure at a containment penetration.

The best estimate value for this parameter is a factor of 500 less than the WASH 1400 estimate and is mainly a consequence of the low thermal energy to work conversion ratios observed in the Sandia test programs combined with calculations of reactor vessel response and failure modes.

These recent analysis indicate that the best estimate for the steam explosion containment failure probability is 10^{-4} per meltdown event. This estimate is two orders of magnitude lower than the best estimate value given in WASH 1400.

The relative importance of steam explosion containment failure accident modes when the revised steam explosion containment failure estimate is used is 2 to 3 orders of magnitude, less, than the dominant failure modes (hydrogen burning, slow overpressurization and check valve failures) and is on the same level of importance as melt-through and containment isolation failure modes.

If these best estimate values for steam explosion containment failure probability are valid, then it is apparent that direct steam explosion containment failure modes are not significant contributors to core melt accident risks.

This conclusion is strictly true only for PWR plants similar in design to the Zion plant used in this calculation. Our future research work will be directed at (1) reducing the still large uncertainties associated with predicting steam explosion containment failure probabilities, (2) determining best estimate containment failure probabilities for other reactor and containment designs including BWRs and ice condenser PWR containments and (3) assessing the effect of steam explosions on overall core melt accident progression.

U. S. STEAM EXPLOSION RESEARCH:
RISK PERSPECTIVE AND EXPERIMENTAL RESULTS

By

M. BERMAN

M. CORRADINI

D. MITCHELL

L. NELSON

R. SHERRY

PRESENTED BY:

R. SHERRY

M. BERMAN

OUTLINE

PART 1 - R. SHERRY

STEAM EXPLOSION DESCRIPTION
REACTOR SAFETY SIGNIFICANCE
WASH 1400 RISK PREDICTIONS
ELEMENTS OF THE NRC RESEARCH PROGRAM
SUMMARY OF RESEARCH RESULTS TO DATE
IMPROVED STEAM EXPLOSION RISK ESTIMATES

PART 2 - M. BERMAN

DESCRIPTION OF SANDIA STEAM EXPLOSION RESEARCH INCLUDING:

LARGE AND SMALL SCALE EXPERIMENTS
MODEL DEVELOPMENT AND ANALYTICAL STUDIES
QUANTIFICATION OF CONTAINMENT FAILURE ESTIMATES

STEAM EXPLOSION DESCRIPTION

A STEAM EXPLOSION IS A RAPID AND VIOLENT HEAT TRANSFER EVENT WHICH CAN POTENTIALLY OCCUR WHEN A COOL LIQUID COMES IN CONTACT WITH A HOT LIQUID WHOSE TEMPERATURE IS WELL ABOVE THE BOILING POINT OF THE COOLER LIQUID.

- o MOLTEN CORE CONTACTS RESIDUAL REACTOR COOLANT
- o BREAKUP, MIXING, AND STEAM BLANKETING OCCUR
- o LOCAL FINE FRAGMENTATION
- o RAPID HEAT TRANSFER AND LOCAL PRESSURIZATION
- o PROPAGATION THROUGH THE MIXTURE
- o EXPANSION AND INTERACTION WITH STRUCTURES.

REACTOR SAFETY SIGNIFICANCE

THE EXTREMELY HIGH PRESSURES AND VIOLENT FORCES GENERATED BY THE STEAM EXPLOSION EVENT ARE A SAFETY CONCERN FROM THE STANDPOINT OF:

- (1) GENERATION OF PRESSURE SHOCK WAVES WHICH COULD FAIL THE REACTOR VESSEL OR CONTAINMENT
- (2) DIRECT OVERPRESSURE FAILURE OF THE REACTOR VESSEL
- (3) ACCELERATION OF OVERLYING MATERIALS (COOLANT AND FUEL AGAINST THE REACTOR VESSEL AND THE CREATION OF MISSILES WHICH COULD FAIL CONTAINMENT
- (4) CONTAINMENT PENETRATION FAILURES
- (5) DAMAGE TO CONTAINMENT EMERGENCY SAFETY SYSTEMS.

WASH 1400 STEAM EXPLOSION PROBABILITY ESTIMATED

$$P_d = P_{FCC} \times P_F \times P_C$$

P_d = PROBABILITY OF FAILING CONTAINMENT AS A RESULT OF A STEAM EXPLOSION EVENT

P_{FCC} = PROBABILITY OF A LARGE MASS (>20%) OF THE MOLTEN CORE CONTACTING A SIMILAR MASS OF WATER DURING THE MELTDOWN PROCESS

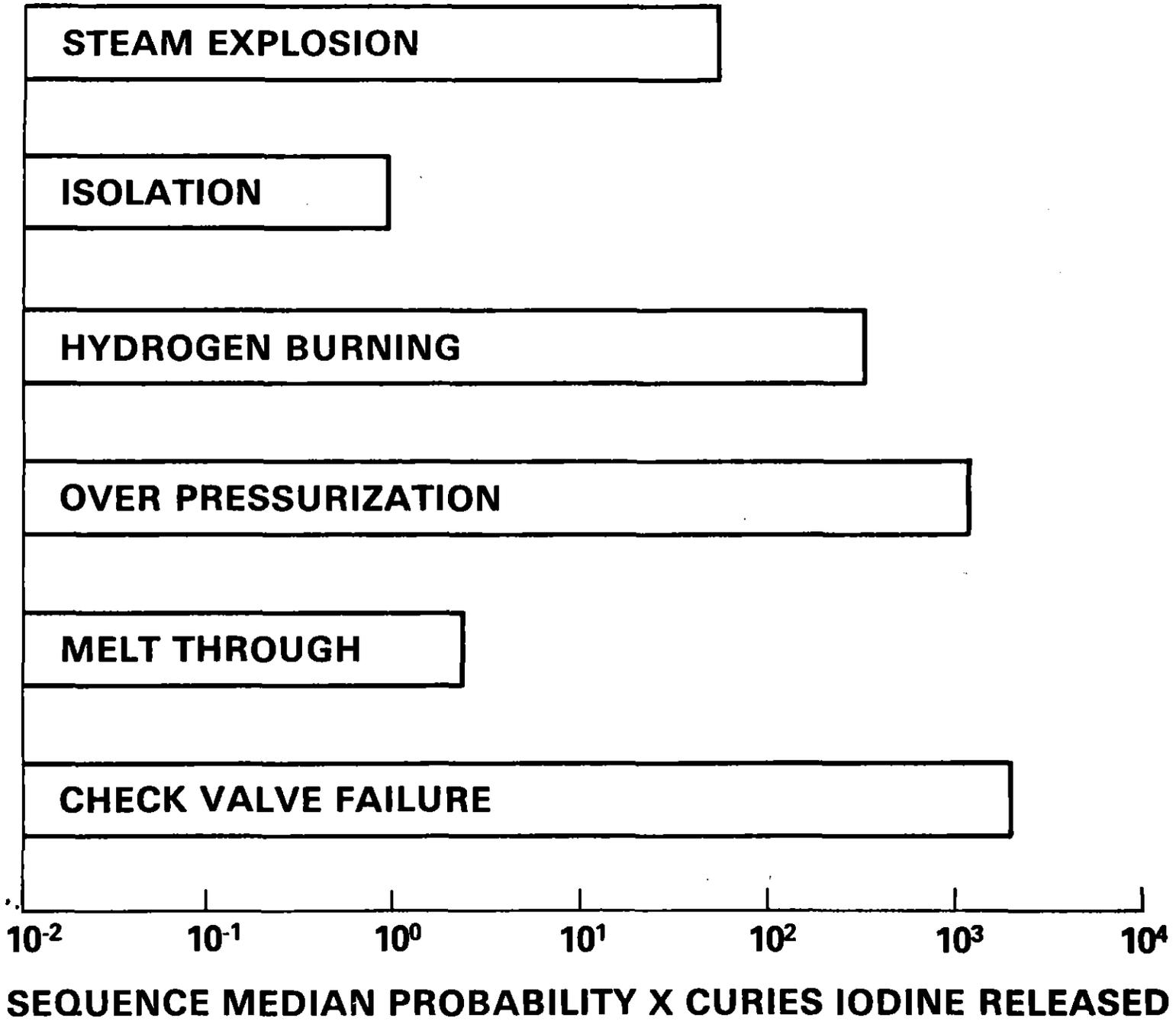
P_F = PROBABILITY THAT A FRAGMENTATION EVENT (STEAM EXPLOSION) OCCURS

P_C - THE FRACTION OF STEAM EXPLOSIONS WHICH FAIL CONTAINMENT

WASH 1400 PROBABILITY ESTIMATES - CONT.

BEST ESTIMATE	UPPER BOUND
$P_{FCC} \approx 1$	1
$P_F \approx 0.1$	0.3
$P_C \approx 0.1$	0.3
<hr/>	
$P_\alpha \approx .01$.1

**WASH-1400 PWR
CONTAINMENT FAILURE MODES**



CONCLUSIONS FROM EARLIER RESEARCH

- o STEAM EXPLOSIONS HIGHLY PROBABLE
- o CONVERSION RATIOS ARE LOW
- o STEAM EXPLOSION INHIBITED BUT NOT PREVENTED BY
ELEVATED SYSTEM PRESSURE

ELEMENTS OF CURRENT STEAM EXPLOSION PROGRAM

- o CONTACT MODES, RATES, AND AMOUNTS
- o MIXING PHENOMENA
- o INITIATION (TRIGGERING)
- o FRAGMENTATION AND PROPAGATION
- o EXPANSION AND INTERACTION WITH STRUCTURES
- o VESSEL RESPONSE, MISSILE GENERATION POTENTIAL AND CONTAINMENT RESPONSE
- o POST-STEAM EXPLOSION(S) CORE MATERIAL CONFIGURATION

UPDATED PROBABILITY ESTIMATES

$$P_d = P_{FCC} \times P_F \times P_C$$

$$P_C = P_{SLUG} \times (P_{LM} + P_{SM}) + P_{SP} + P_{DP} + P_{GM}$$

	BEST ESTIMATE	UPPER BOUND
P_{SLUG}	= .01	.1
P_{LM}	= .01	.05
P_{SM}	= .01	.05
P_{SP}	= SMALL (10^{-4})	SMALL
P_{DP}	= SMALL	.0001
P_{GM}	= SMALL	.0001
<hr/>		
P_C	= .0002	.01

UPDATED PROBABILITY ESTIMATES - CONT.

$$P = P_{FCC} \times P_F \times P_C$$

BEST ESTIMATE UPPER BOUND

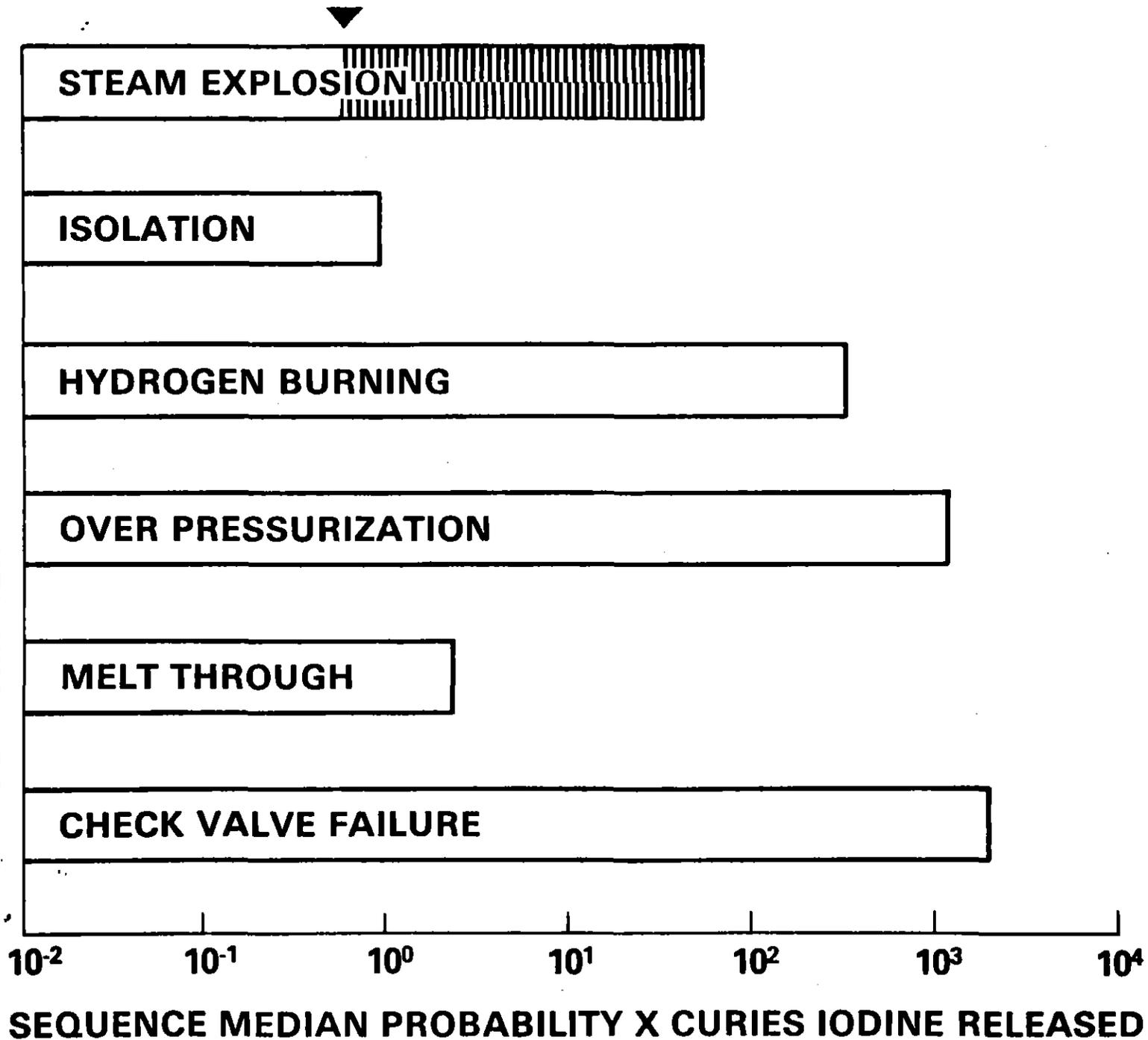
$$P_{FCC} = 1 \qquad 1$$

$$P_F = 0.5 \qquad 1$$

$$P_C = .0002 \qquad .01$$

$$P = .0001 \qquad .01$$

WASH-1400 PWR
CONTAINMENT FAILURE MODES



Part 2

The purpose of the steam explosion phenomena program at Sandia is to develop criteria to assess the probability and consequences of vessel and containment failure due to steam explosions during a postulated core meltdown accident in a Light Water Reactor (LWR).

In 1975, the Reactor Safety Study (WASH-1400) [1] estimated the probability of containment failure via a steam explosion to be 0.01. Large uncertainty bands were attached to this probability, and subsequent research has attempted to reduce that uncertainty. The steam explosion during a core melt can be thought of as consisting of four phases of energy transfer between the fuel and the coolant:

- (i) Fuel melting and subsequent fuel-coolant contact and mixing
- (ii) Triggering* of the rapid heat transfer process
- (iii) Propagation** of the explosive heat transfer through the fuel-coolant mixture
- (iv) Expansion of the resultant high pressure steam against the surroundings.

Fuel-Coolant Contact

The physical mechanisms pertaining to core melt down and subsequent fuel-coolant contact are not well characterized. There are large uncertainties concerning many of the initial phases of the melt-down; e.g., the motion of molten fuel and oxidized clad and the possibility of forming a large molten pool, the mechanisms that determine how the molten core material contacts any available water (e.g., radial barrel melt-through or structural creep), the amount of residual solid core material and upper internal structure existing at the time of molten-core/water contact. Based on his analysis using the parametric computer model, BOIL, Buxton [2] concluded that liquid water would be present in the lower plenum of the reactor vessel when the core was substantially molten ($\geq 20\%$). In this analysis he assumed that when the core melted, it formed a molten pool and was held up in the core region; therefore, he conservatively neglected some of the previously mentioned uncertainties.

Once the molten core material contacts the water it begins to mix with the coolant and fragments into smaller particles. Film boiling heat transfer between the molten core and water will aid this mixing and breakup of the fuel. As the fuel mixes and fragments quiescently, the mixture of fuel and coolant

* Triggering is the steam explosion analog of ignition (for combustion). It refers to the random (spontaneous) or deliberate application of a pressure pulse to collapse the vapor film and initiate an explosive increase in heat transfer and vapor production (steam explosion).

** Propagation is the process whereby the explosion of one droplet produces the pressure pulse (trigger) which leads to other droplet explosions, ultimately involving most of the fuel-coolant mixture.

becomes more and more homogeneous; i.e., smaller discrete fuel mass particles mixing more uniformly with the coolant. It is reasonable to assume that the more homogeneous the mixture becomes before an explosion occurs, the greater the explosion efficiency. At this time, there is no theoretical way to precisely predict the homogeneity of the fuel-coolant mixture before an explosion occurs, and its quantitative effect on the explosion efficiency. Experiments conducted by Mitchell [3] in the Fully Instrumented Test Series (FITS) indicated that simulant fuel melts (Fe-Al₂O₃, 5kg) can enter and rapidly mix with the water (0.2s) dispersing uniformly as small droplets (10-20 μm).

Explosion Triggering

Experiments at small and intermediate scale [3-8] indicate that steam explosion triggering is sensitive to a variety of initial conditions, any one of which may change the explosion work potential; e.g., the water temperature increased to near saturation, the ambient pressure increased, or the fuel composition made more metallic (less oxidic). These changes can be explained in terms of models of vapor film stabilization and collapse [9]. For example, increasing the ambient pressure increases the vapor film density, causing the film to behave as a more effective "spring" to resist film collapse and explosion triggering. Analysis of film boiling collapse around a single fuel droplet [9] suggested that a larger trigger pressure pulse could then reinduce the explosion; this was demonstrated by Mitchell [3] in the intermediate scale tests for an ambient pressure of 1.01 MPa, where a detonator-triggered explosion occurred. To take credit for possible suppressive effects during the meltdown accident, quantitative estimates of realistic trigger-magnitudes should be made (e.g., pressure pulses from falling objects).

Explosion Propagation

Small and intermediate scale experiments [3,5,8] using a realistic fuel melt composition, Corium-A, have never resulted in violent explosions. The maximum explosion work was less than 0.05% of the fuel melt thermal energy. This work was, in fact, less than the chemical energy of the explosive used to trigger the steam explosion.

In contrast, simulant fuel melts, Fe-Al₂O₃, have consistently produced violent spontaneous explosions² (conversion ratio ~ 1-2%). This difference may be due to partial solidification of the Corium-A melt. This result suggests that the fuel-coolant interaction in the reactor vessel may be much less violent than previously thought, if the expected molten core composition is like Corium-A and its temperature is near its liquidus ($T \leq 3100\text{K}$). Because this physical effect is not completely understood, more analysis and experiments are needed to demonstrate its applicability to the reactor system.

To predict the explosion propagation behavior during the meltdown, one- and two-dimensional explosion models have been developed [10]. These models show good qualitative agreement with the experimental data. For example, given the initial conditions from a FITS experiment, the explosion propagation velocity and the pressure pulse history can be predicted. In regard to a postulated meltdown accident, because the initial or boundary conditions are not well known, a unique value of the explosion yield cannot be specified. The fraction of fuel mixing with coolant can only be estimated. Therefore, a range of explosion energy yields were considered. Based upon these models and related analyses [3,11] explosion energies of 300 MJ (current best estimate conversion ratio 1%) and 3000 MJ (conservative conversion ratio - 12%) were used in subsequent structural analyses for in-vessel and ex-vessel steam explosions. The value of 300 MJ assumes that 10% of the core mixes and thermally equilibrates with an equal mass of water. The only mitigative effect considered in this 1-D calculation is heat transfer from the steam to surrounding colder liquid during the expansion. The conservative value of 3000 MJ assumes that 40% of the core mixes and thermally equilibrates with the available water in the lower plenum and undergoes an isentropic expansion.

Explosion Expansion Work and Containment Failure

For an in-vessel steam explosion based upon the above assumptions and fluid-structural analysis [12,13] for a specific Pressurized Water Reactor (PWR), it seems unlikely that large mass missiles would be generated. Small mass missile generation, although more likely, may not pose a threat to the containment because the missile would probably be stopped or destroyed by the control rod missile shield. These conclusions are based upon analyses that indicate: (1) vessel failure is possible depending upon the loading conditions, and it first occurs at the top of the reactor vessel; (2) if the explosion energy is increased from 300 to 3000 MJ, the lower plenum would probably fail first relieving the steam pressure downward and, therefore, reducing the destructive explosion work. Two-dimensional expansion effects may also mitigate the work potential. Finally, the remaining core structure and upper internal structure which was neglected in the analyses would reduce the explosion work further and increase the margin of safety.

For an ex-vessel explosion, containment failure was deemed unlikely for this PWR because no mechanism could be identified that could cause serious damage. Future structural analyses will concentrate on other reactor systems and designs; e.g., BWR-Mark I, BWR-Mark II.

Conclusions

Based upon current analysis of a specific PWR and experimental results, generation of large mass missiles by a steam explosion is unlikely, while small mass missiles, although more likely,

probably would not pose a threat to the containment. The conservative upper bound probability of containment failure due directly to steam explosions is estimated to be no greater than 0.01 while the best estimate value is probably two orders of magnitude smaller.

REFERENCES

- (1) WASH-1400-Reactor Safety Study, NUREG-75/0114, Appendix VIII, Nuclear Regulatory Commission, (October 1975).
- (2) L. D. Buxton, Molten Core/Water Contact Analysis for Fuel Melt Accidents, SAND77-1842, NUREG/CR-0391, Sandia Laboratories, (February 1979).
- (3) LWR Safety Research Program, Quarterly Report, Sandia Laboratories, July-September 1979; SAND79-1947 (May 1980); October-December 1979; SAND80-0927 (July 1980); January-June 1980; SAND80-1304, No. 1, 2 (August 1980).
- (4) L. S. Nelson, L. D. Buxton, Steam Explosion Triggering Phenomena: Stainless Steel and Corium-E Simulants Studied with a Floodable Arc-Melting Apparatus, SAND77-0998, NUREG/CR-0122, Sandia Laboratories (May 1978).
- (5) L. S. Nelson, L. D. Buxton, H. Planner, Steam Explosion Triggering Phenomena Part 2: Corium-A and Corium-E Simulants and Oxides of Iron and Cobalt Studied with a Floodable Arc-Melting Apparatus, SAND79-0620, NUREG/CR-9633, Sandia Laboratories, (February 1980).
- (6) L. S. Nelson, "Steam Explosion Studies With Single Drops of Molten Refractory Materials", ANS Thermal Reactor Safety Meeting, Knoxville, TN. (April 1980).
- (7) L. D. Buxton, W. B. Benedick, Steam Explosion Efficiency Studies, SAND79-1399, NUREG/CR-0947, Sandia Laboratories (November 1979).
- (8) L. D. Buxton, W. B. Benedick, M. L. Corradini, Steam Explosion Efficiency Studies: Part II - Corium Experiments, SAND80-1324, Sandia Laboratories (October 1980).
- (9) M. L. Corradini, Phenomenological Modelling of the Small Scale Vapor Explosion Experiments, SAND79-2003, NUREG/CR-1105, Sandia Laboratories (February 1980).
- (10) M. L. Corradini, Analysis and Modelling of Steam Explosion Experiments, SAND80-2131, Sandia Laboratories (to be published 1980).
- (11) M. L. Corradini, D. V. Swenson, M. Berman, Chapter II, Report of the Zion/Indian Point Study: Volume I, SAND80-0617/1, NUREG/CR-1410, Sandia Laboratories August 1980.

- (12) M. L. Corradini, R. L. Woodfin, L. E. Voelker, Preliminary Analysis of the Containment Failure Probability by Steam Explosions Following a Hypothetical Core Meltdown in an LWR, SAND79-2002, NUREG/CR-1104, Sandia Laboratories (February 1980).
- (13) M. L. Corradini, D. V. Swenson, Probability of Containment Failure by Steam Explosion Following a Postulated Core Meltdown in an LWR, SAND80-2132, Sandia Laboratories (to be published 1980).

STEAM EXPLOSION PHENOMENA

SANDIA NATIONAL LABORATORIES

PROGRAM MANAGER - Marshall Berman

PRINCIPAL INVESTIGATOR - Michael Corradini

SMALL SCALE EXPERIMENTS - Lloyd Nelson

LARGE SCALE EXPERIMENTS - Dennis Mitchell

ANALYTICAL SUPPORT - Douglas Drumheller

Daniel Swenson

STEAM EXPLOSION PROGRAM OBJECTIVES

DETERMINE THE PROBABILITY OF CONTAINMENT
FAILURE DUE DIRECTLY TO STEAM EXPLOSIONS

UNDERSTAND THE ROLE OF STEAM EXPLOSIONS
IN THE OVERALL CORE MELTDOWN SCENARIO

WE ADDRESS THESE TECHNICAL QUESTIONS

FUEL MELTING AND FUEL-COOLANT MIXING

TRIGGERING OF THE INTERACTION

EXPLOSION PROPAGATION AND EXPANSION

POSSIBLE VESSEL AND CONTAINMENT

RESPONSE DUE TO EXPLOSIONS

STEAM EXPLOSIONS CURRENT STATE OF TECHNOLOGY

- (1) THE AMOUNT OF MOLTEN CORE WHICH CAN COME INTO CONTACT AND MIX WITH WATER IS NOT WELL KNOWN. A BEST ESTIMATE AT THIS TIME IS 10-15% WITH A CONSERVATIVE BOUND BEING 50-60%.
- (2) THE CONVERSION RATIO OF THE EXPLOSION AT FULL SCALE IS ESTIMATED TO BE $\ll 1\%$ BASED ON EXPERIMENTS WITH A CONSERVATIVE BOUND BEING 1-2%.
- (3) GIVEN THESE ESTIMATES, CALCULATIONS INDICATE THAT FOR A SPECIFIC LWR (ZION)
 - PRESSURE PULSES FROM THE EXPLOSION DO NOT POSE A THREAT
 - LARGE MASS OR SMALL MASS MISSILES WOULD NOT FAIL CONTAINMENT BY IN-VESSEL OR EX-VESSEL EXPLOSIONS.
 - GROSS MOTION OF THE PRIMARY SYSTEM CAUSED BY THE EXPLOSION DOES NOT POSE A THREAT

FUEL-COOLANT MIXING

1. INTERIM CONCLUSIONS

- WATER (~20-35 MTONS) WILL PROBABLY BE PRESENT IN LOWER PLENUM WHEN THE CORE IS MOLTEN (~20-80%)
- EXO-FITS EXPERIMENTS INDICATE THAT USING 5 KG OF $\text{Fe-Al}_2\text{O}_3$:
 - MIXING OCCURS QUICKLY ($T < 0.2\text{S}$)
 - FUEL FRAGMENTS SMALL ($D \lesssim 1\text{-}2 \text{ CM}$)

2. CURRENT UNCERTAINTIES

- MODE OF FUEL-COOLANT CONTACT DURING THE ACCIDENT
- VESSEL GEOMETRY AT THE TIME OF CONTACT
- EFFECT OF LARGE SCALE ON MIXING
- BEHAVIOR OF CORIUM COMPARED TO SIMULANTS (E.G., SOLIDIFICATION & VISCOSITY EFFECTS)

FUEL-COOLANT MIXING

3. RESEARCH

- CONTINUE PHENOMENOLOGICAL MODELLING OF CORE MELTDOWN PROCESS
- ANALYZE POSSIBLE MODES OF FUEL-COOLANT CONTACT
- CONTINUE FITS TESTS WITH SIMULANT AND PROTOTYPIC MATERIALS
- LARGE SCALE (~100 KG) EXO-FITS TESTS
- DEVELOP MIXING MODELS FROM EXPERIMENTAL DATA

EXPLOSION TRIGGERING AND PROPAGATION

1. INTERIM CONCLUSIONS

- VIGOROUS EXPLOSIONS CAN BE TRIGGERED FOR MOST SIMULANT MATERIALS IN SMALL AND INTERMEDIATE SCALES

- EXPLOSIONS DEPEND ON INITIAL CONDITIONS: AMBIENT PRESSURE, WATER TEMPERATURE, TRIGGER MAGNITUDE, FUEL MELT COMPOSITION AND TEMPERATURE

- CONVERSION RATIOS ARE SCALE DEPENDENT:
 - SMALL SCALE: 0-3%
 - INTERMEDIATE SCALE 0-2%

EXPLOSION TRIGGERING AND PROPAGATION

1. INTERIM CONCLUSIONS (CONT.)

- CORIUM-A THERMITES SHOW MUCH LOWER CONVERSION RATIOS (< 0.1%) THAN IRON-ALUMINA THERMITES (1-2%)
- SPONTANEOUS EXPLOSIONS DO OCCUR AT BOTH SCALES
- FITS TESTS INDICATE RAPID SPATIAL PROPAGATION (200-600 M/S)
- SIMPLE MODELS CAN EXPLAIN EXPERIMENTAL RESULTS CONCERNING TRIGGERING (FILM COLLAPSE), PROPAGATION (MODIFIED HYDROCODE) AND CONVERSION RATIOS (BUBBLE EXPANSION)

EXPLOSION TRIGGERING AND PROPAGATION

2. MAJOR UNCERTAINTIES

- OCCURRENCE OF STEAM EXPLOSION AS FUNCTION OF INITIAL CONDITIONS
- DEPENDENCE OF CONVERSION RATIO ON INITIAL CONDITIONS

INITIAL CONDITIONS INCLUDE:

- MELT COMPOSITION
- FUEL AND COOLANT MASSES
- FUEL AND COOLANT TEMPERATURES
- AMBIENT PRESSURE
- TRIGGER MAGNITUDE

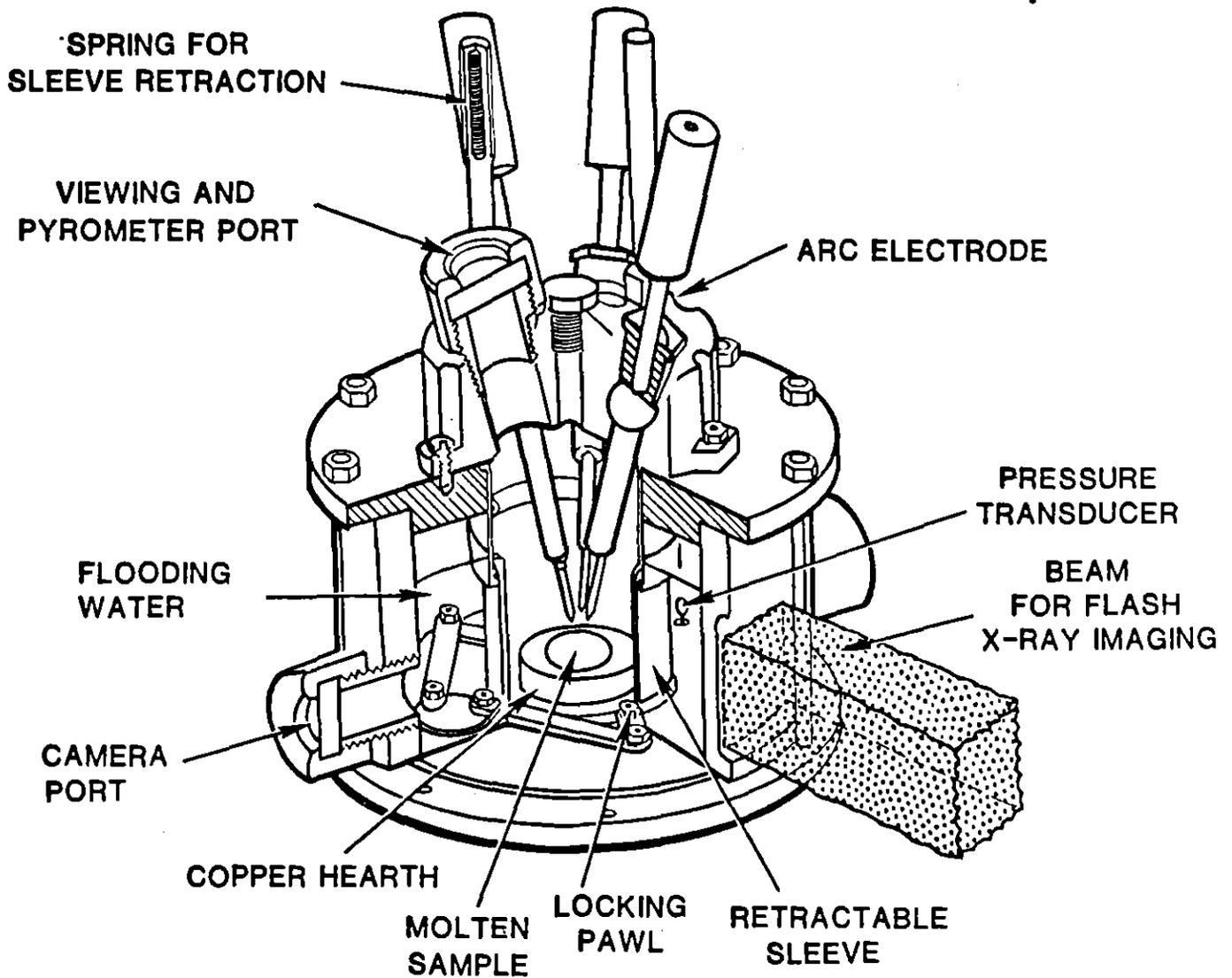
EXPLOSION TRIGGERING AND PROPAGATION

3. RESEARCH

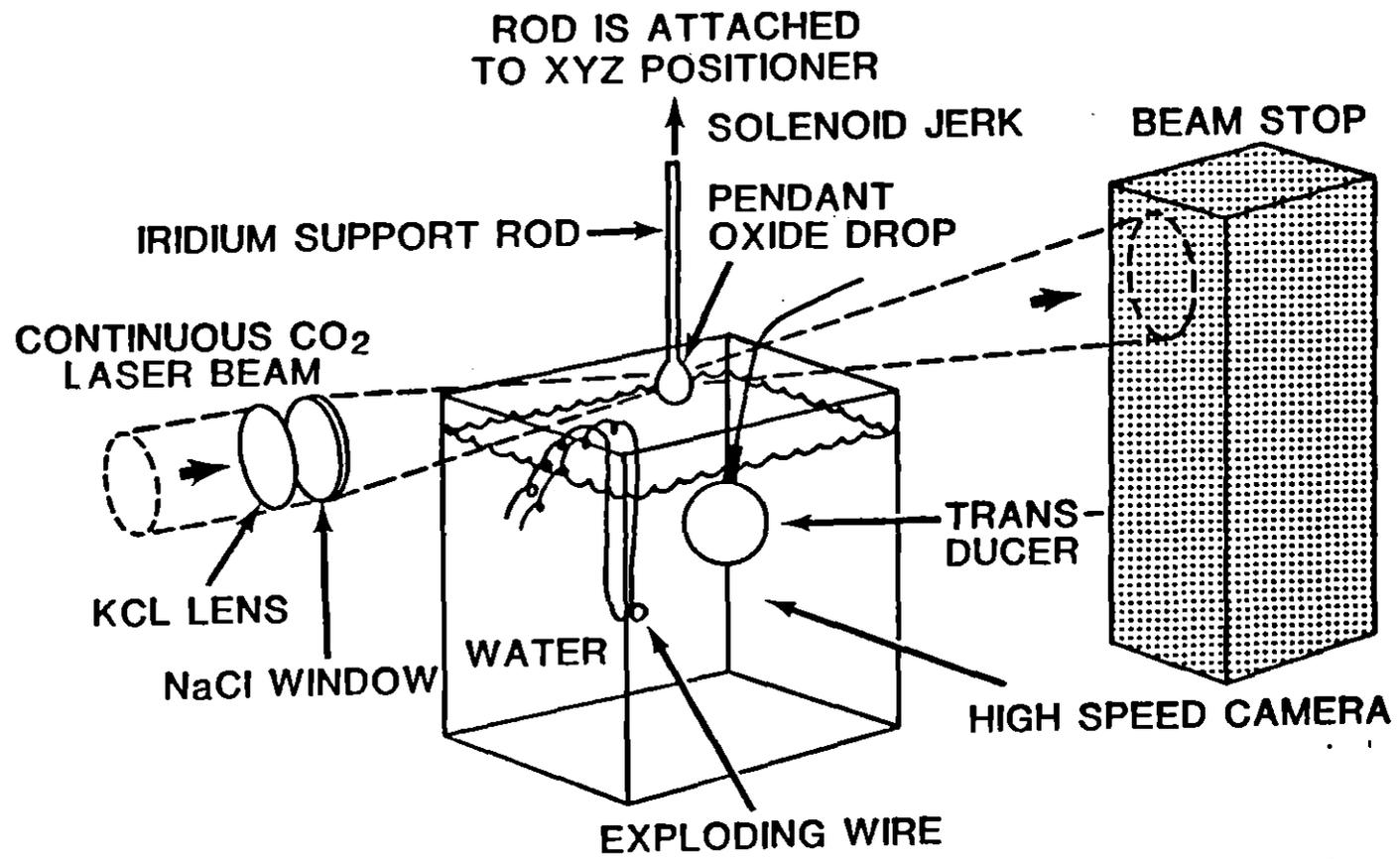
- SMALL SCALE EXPERIMENTS (0.1-15 G)
 - Fe , FeO_x , ZrO_x , CORIUM A, E
 - MAGNETIC PRESSURE TRIGGER AND BRIDGEWIRE
 - P_∞ , T (MELT), T (COOLANT)

- INTERMEDIATE SCALE EXPERIMENTS
 - A. FITS (1-20 KG)
 - $\text{Fe-Al}_2\text{O}_3$, FeO_x , CORIUMS EVENTUALLY
 - MELT, COOLANT MASSES AND TEMPERATURES
 - $P_\infty = 1 \rightarrow 10$ BARS
 - MEASUREMENTS = P, T, F, PHOTOGRAPHY
 - DERIVE: CONVERSION RATIOS, MIXING AND PROPAGATION DYNAMICS, EXPANSION PHASE AND DAMAGE MECHANISMS; INCOHERENT (MULTIPLE) EVENTS WITH CUMULATIVE DAMAGE.

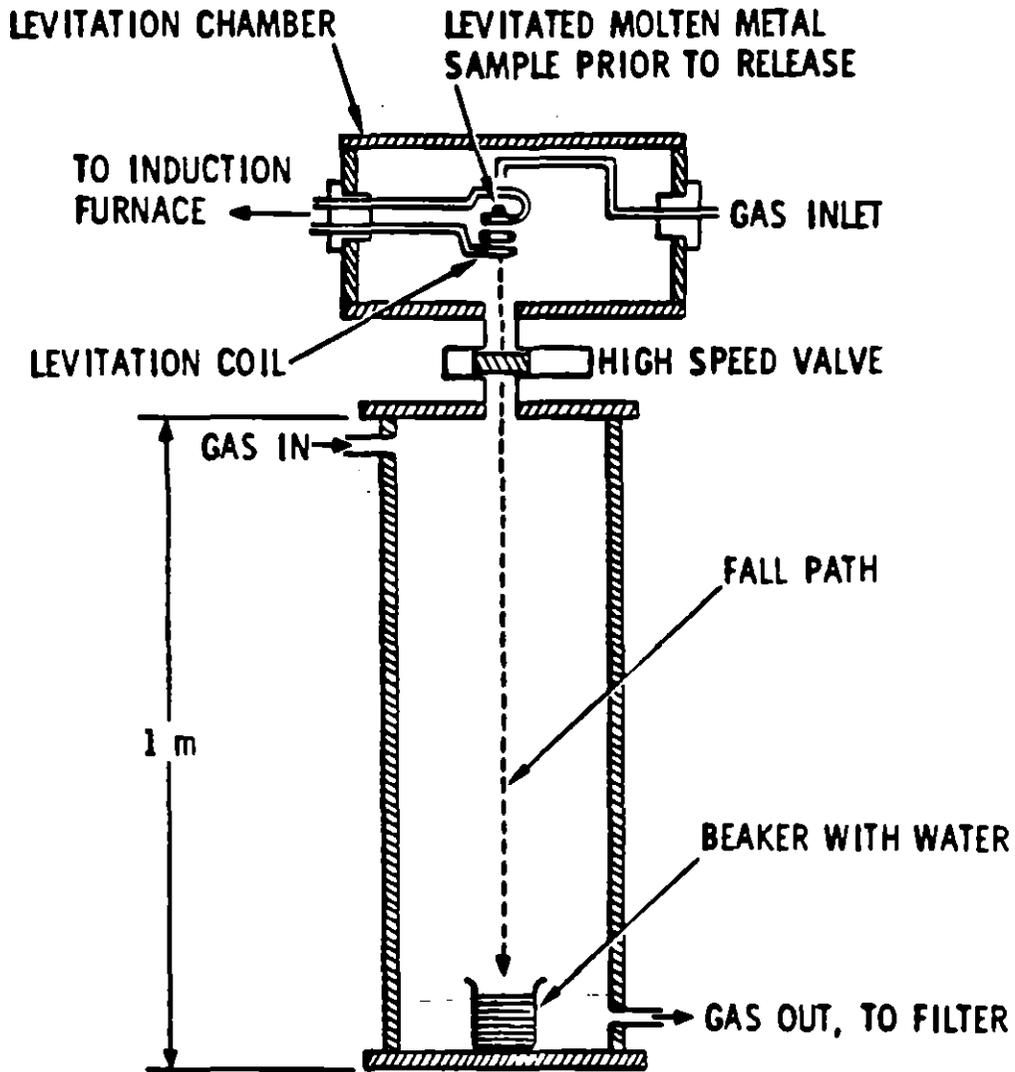
 - B. EXO-FITS (~100 KG)
 - THERMITES - $\text{Fe-Al}_2\text{O}_3$, CORIUM A+R



CUTAWAY DRAWING OF FLOODABLE ARC MELTER
FOR STEAM EXPLOSION TRIGGERING STUDIES



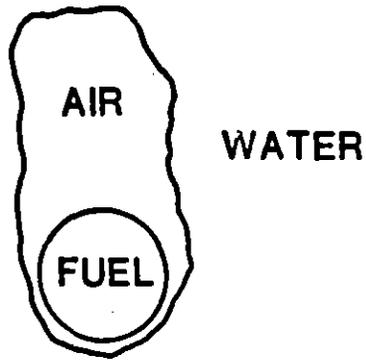
LASER MELTING ARRANGEMENT



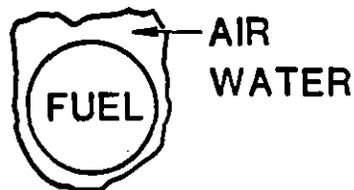
Levitation chamber (inert gas-filled)
with combustion chamber (oxygen-filled)
below.

Figure 3. Levitation/Combustion Arrangement

RELATIVE AMOUNTS OF NONCONDENSIBLE GASES ENTRAINED AS A FUNCTION OF FALL HEIGHT



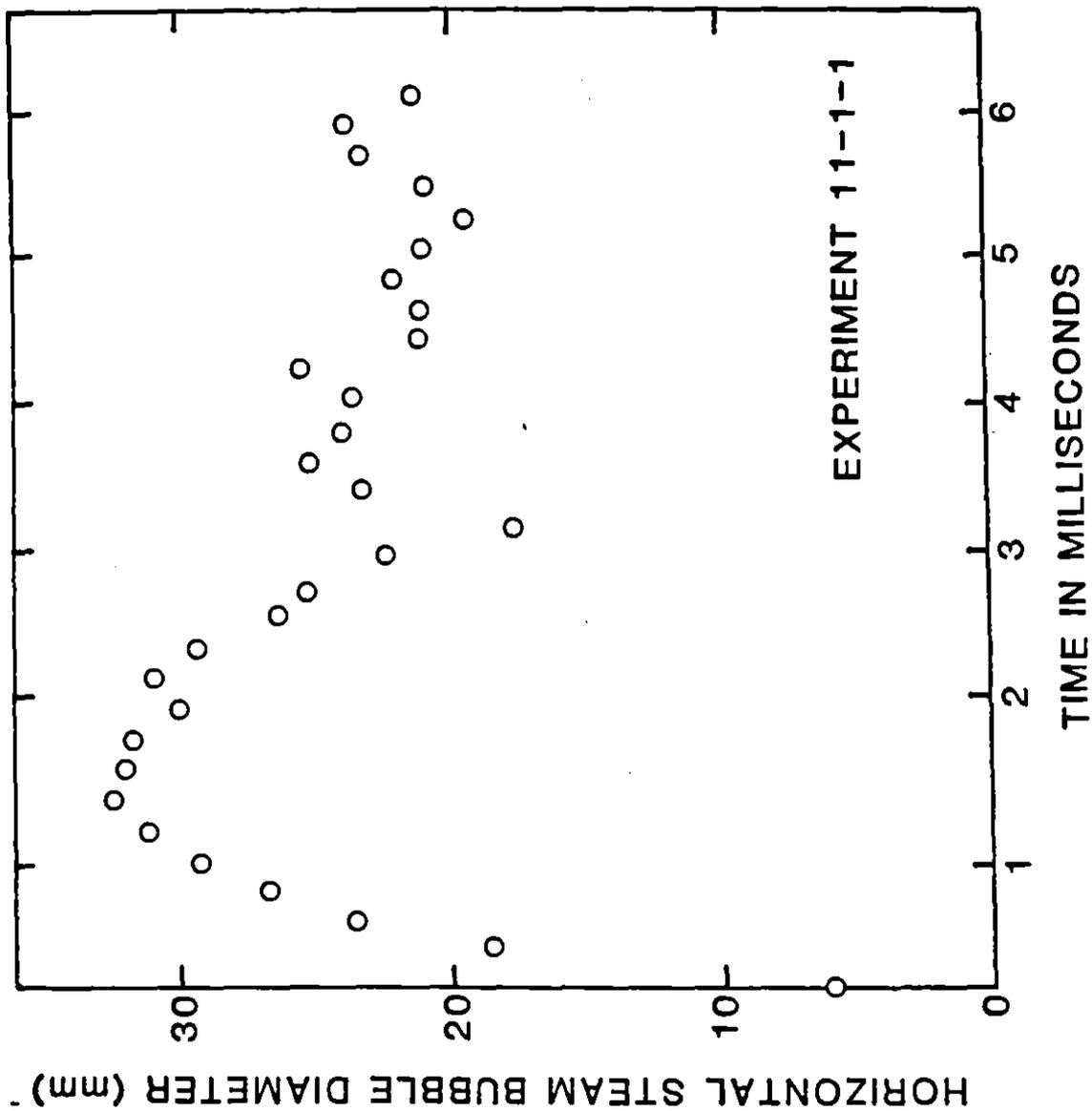
FALL HEIGHT 50mm



FALL HEIGHT 20mm



FALL HEIGHT-8mm



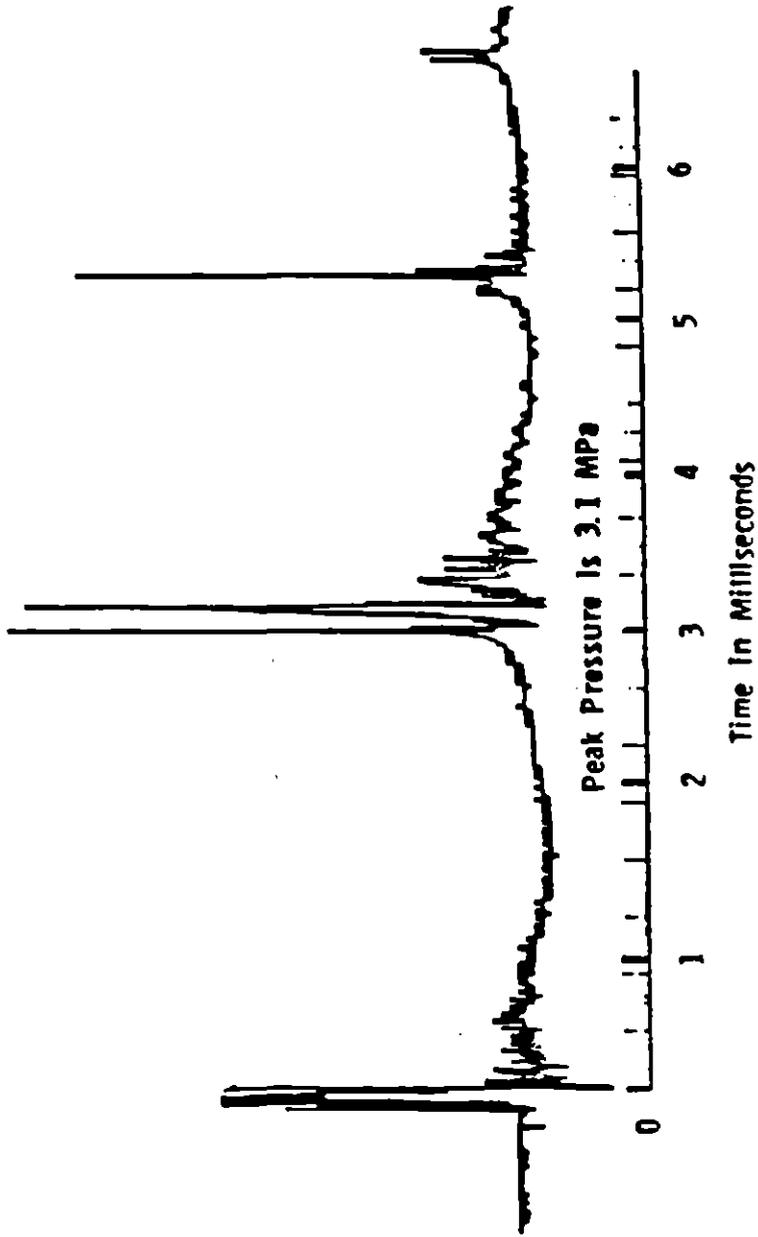


Figure 5b. Pressure Record, both vs. Time, for an Exploding FeO 1.3 Drop Injected into Water. Initial Drop Diameter was 2.7 mm.

TRIGGERING AN EXPLOSION BY AN ARTIFICIAL PRESSURE SOURCE
IS DEPENDENT ON THE INITIAL CONDITIONS

- FOR AN EXPLODING BRIDGEWIRE TRIGGER, EXPLOSIONS WERE SUPPRESSED BY
 - HIGH AMBIENT PRESSURE ($P_{\infty} > .5 \text{ MPa}$)
 - NONCONDENSIBLE GASES (H_2 BY METAL OXIDATION)
 - HIGH COOLANT TEMPERATURE ($T_c > 70^{\circ}\text{C}$)
- A FILM DYNAMICS MODEL INDICATES THAT THESE INITIAL CONDITIONS STABILIZE THE FILM, INHIBITING COLLAPSE
- IF THE TRIGGER MAGNITUDE IS INCREASED, FILM COLLAPSE CAN AGAIN BE INDUCED AND THIS MAY AGAIN INDUCE THE EXPLOSION
 - FOR $T_c > 80^{\circ}\text{C}$ AN ENERGETIC EXPLOSION WAS INDUCED USING A MINI-DETONATOR

NELSON'S SMALL SCALE TEST - 11-2-1

TEST CONDITIONS

$$T_H = 2200^\circ\text{K}$$

$$T_C = 300^\circ\text{K}$$

$$D_D = 2.7 \text{ MM}$$

COOLDOWN IN AIR ($T_{\text{AIR}} \cong 65 \text{ MSEC}$)

MAINLY DUE TO RADIATION

$$\Delta T \cong 75^\circ\text{C}$$

COOLDOWN IN WATER ($T_{\text{FB}} \cong 35 \text{ MSEC}$)

FILM BOILING

$$\Delta T \cong 25^\circ\text{C}$$

$$.3 \text{ MM}$$

PROPAGATION OF THE EXPLOSION ($T_{\text{EXP}} \cong 200 \mu\text{SEC}$)

FILM COLLAPSE FOR

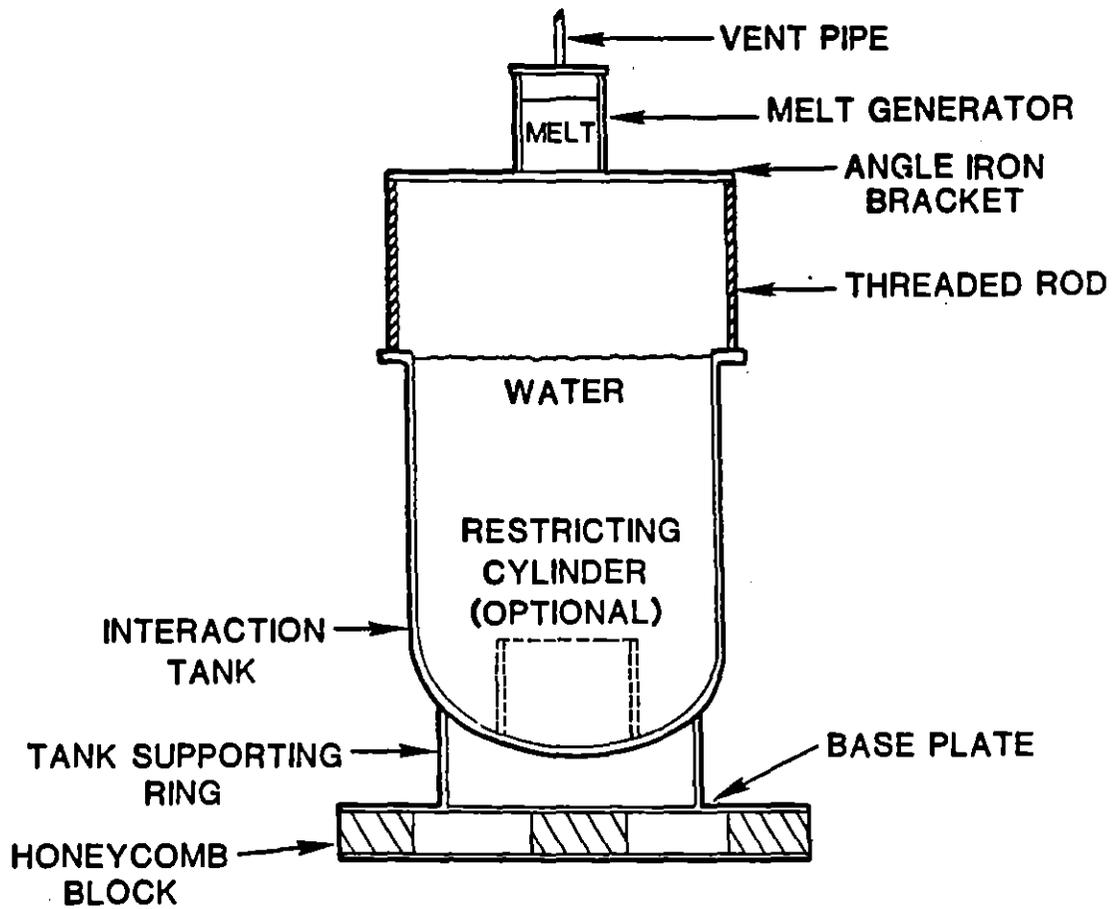
$$\Delta P = 1. \text{ MPA @ } 20 \mu\text{s}$$

$$T_{\text{COLL}} \cong 40 \mu\text{s}$$

PEAK BUBBLE RADIUS = 32 MM

BUBBLE PERIOD = 3.5 ms

CONVERSION RATIO = 3%



INTERACTION VESSEL AS USED IN MOST EXPERIMENTS

STEAM EXPLOSION PHENOMENA

OBSERVATIONS

EFFICIENCY

BIGGEST EXPLOSION ABOUT 1.35% CONVERSION RATIO

SCALING

NO OBVIOUS POUR RATE EFFECT
POSSIBLE MELT QUANTITY EFFECT
WATER QUANTITY EFFECT - TAMPING
NO INTERACTION VOLUME EFFECT

PRESSURES

5-10 MPA SUSTAINED PRESSURES IN LARGEST EXPLOSIONS
HIGHER SPIKES POSSIBLE
BRISANCE LESS THAN FOR HIGH EXPLOSIVES
ATMOSPHERIC SHOCK WAVE FORMATION

DEBRIS

SIMILAR TO SMALL SCALE EXPERIMENTAL
HIGH SURFACE AREA TO VOLUME RATIO
SMALLER PARTICLES FROM BIGGER EXPLOSIONS

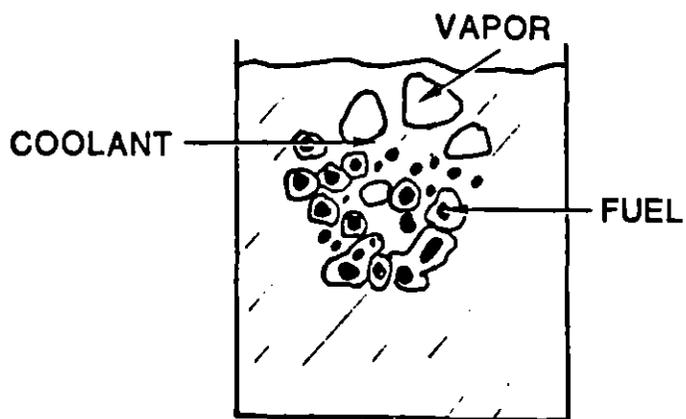
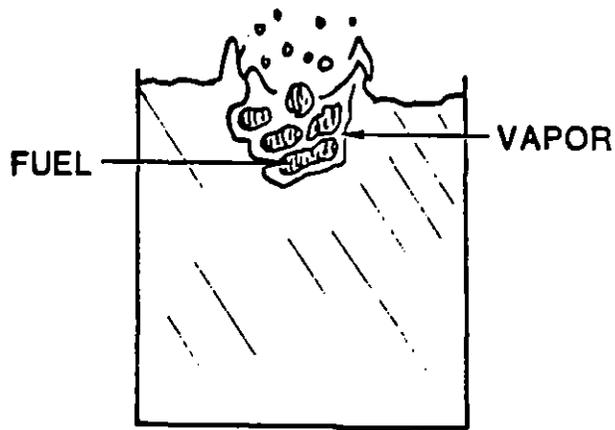
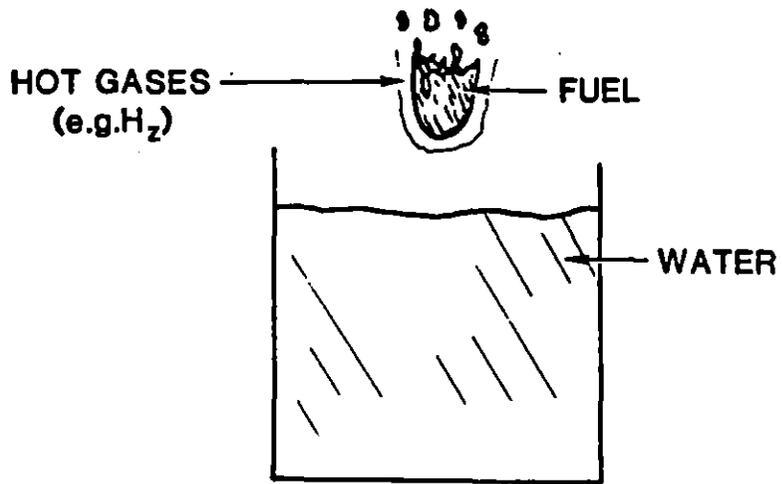
TRIGGERING

MULTIPLE EXPLOSIONS FREQUENTLY
SPONTANEOUS PROBABLY INVOLVES SURFACE CONTACT
CAN BE DETONATOR INITIATED
ARTIFICIAL TRIGGERS DONT MODIFY CONVERSION RATIO

TEMPERATURE

WATER TEMPERATURE HAS LITTLE EFFECT ON CONVERSION RATIO

FITS INITIAL FUEL-COOLANT MIXING

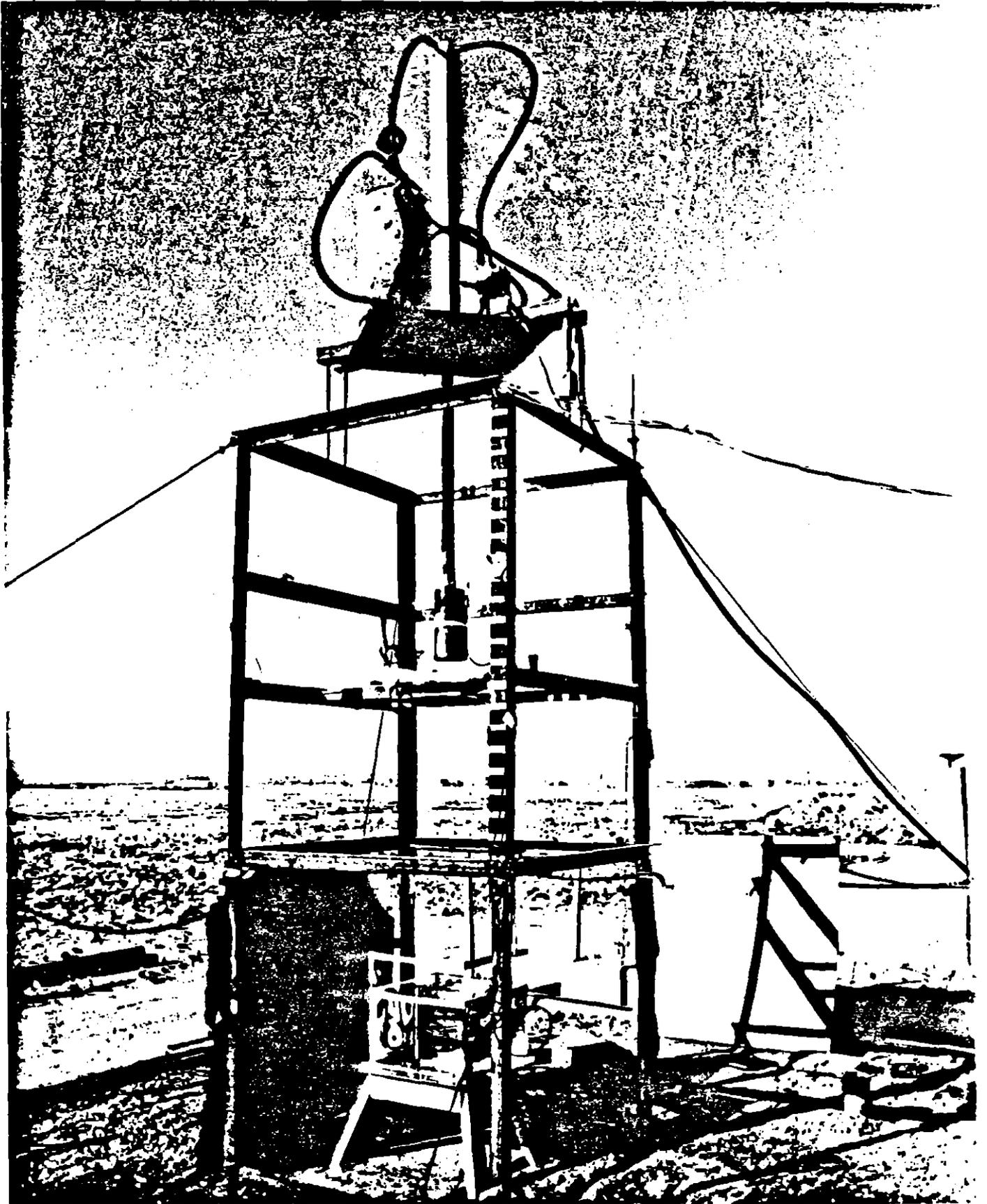


OBJECTIVES

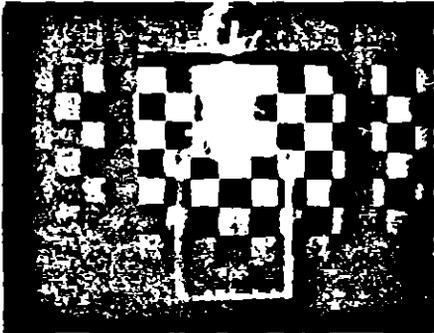
- **Quantify Mechanical to Thermal Energy Conversion Ratio as a Function of:**
 - **Scale**
 1 to 25 Kg
 - **Melt Composition**
 - **Water/Melt Mass Ratio**
 - **Debris**
 - **Chamber Pressure**

- **Study Types of Loadings on RPV's Due to FCI's**
 - **Shock Damage**
 - **Water/Debris Slug Motion and Impact**
 - **Overpressurization**

- **Provide a Data Base for Modeling**
 - **Kinetic Behavior**
 - **Detonation Behavior**



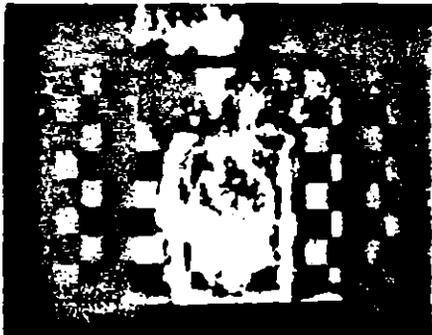
THE STEAM EXPLOSION PROCESS



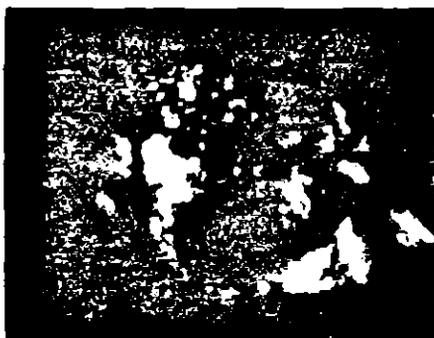
MELT ENTRY INTO WATER
TIME=0



MIXING OF MELT AND
WATER
TIME=0.15 (s)



INITIATION OF EXPLOSION
TIME=0.20 (s)



EXPANSION OF PRODUCTS
TIME=0.25 (s)

EXO-FITS (MD Series)
Data Summary
Fe₃O₄/AL Thermite-Ambient Conditions

(1) Expt.	(2) τ Sec.	Avg. Prop. Vel. M/S	Melt Col. Avg. Dia. CM(3)	Fuel Mass Kg(4)	Entry Vel. M/S	Water Mass/Temp. Kg/C	Comment
MD7	.09	-	-	(4.77)	5.3	75/-	Explosion
MD8	.180	415	34.7	(4.7)	6.4	259/10	Explosion, Base Triggered
MD9	.190	-	12.2	.60	-	56/9	No Explosion
MD10	.197	-	18.1	1.31	5.4	56/10	" "
MD11	.162	365	29.2	(4.7)	5.4	267/11	Explosion, Triggered Before Base Contact
MD12	.135	-	16.4	1.46	5.3	42/11	No Explosion
MD13	.104	-	27.9	1.69	4.4	66/11	" "
MD14	.210	555	36.2	(4.7)	4.8	264/10	Explosion, Triggered Before Base Contact
MD15	.121	249	19.6	(1.88)	4.5	90/10	Explosion, Base Triggered
MD16	.121	429	24.6	(1.85)	5.4	90/10	" " "
MD17	.149	-	-	(2.84)	5.2	152/18	No Explosion, Poor Delivery
MD18	.146	313	30.6	(2.74)	4.62	152/20	Explosion, Base Triggered
MD19	.176	427	42.0	(5.1)	5.8	224/26	Explosion, Base Triggered

- Notes: 1) MD7 in steel container all others in square plexiglas.
2) Time from melt water entry to explosion or to base contact for expts. that did not explode.
3) Average diameter at time τ
4) Numbers in parenthesis determined from initial thermite mass less residue that remains on crucible wall after drop.

EX-CHAMBER RESULTS

MD-SERIES

- Propagating Reactions Observed
 $200 \text{ M/S} < V_D < 600 \text{ M/S}$
- Propagation Velocity Depends on Melt/Water
Mixture Diameter
- Mixing Times 0.15 sec Average
Melt Fragments into 12-20 mm dia. Droplets
Prior to Explosion
- Explosivity Depends on Melt/Water Mixture Density

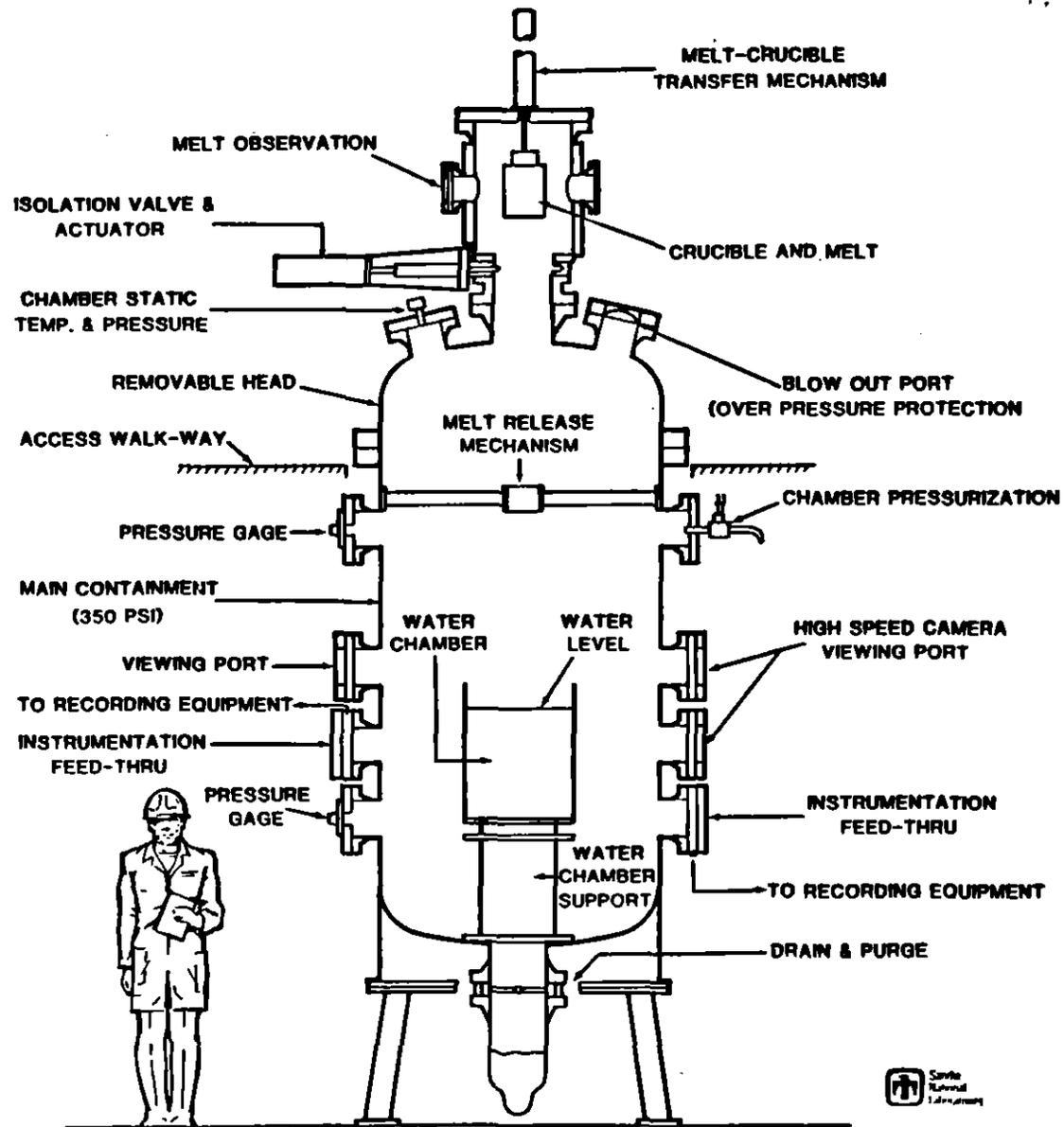
EX-CHAMBER RESULTS

MD-SERIES

- **Entry Velocity and Melt Shape Affect the Trigger Site Location**
- **Explosions Spontaneously Triggered at the Base of the Melt/Water Column**
- **Threshold for Spontaneous Explosions Near 2 Kg for this Simulant and Experimental Configuration**
- **Yield Estimates Made From Water Chamber Wall Velocities**

$$\frac{KE}{Q_m} \sim 2.0 \%$$

STEAM EXPLOSION RESEARCH FACILITY



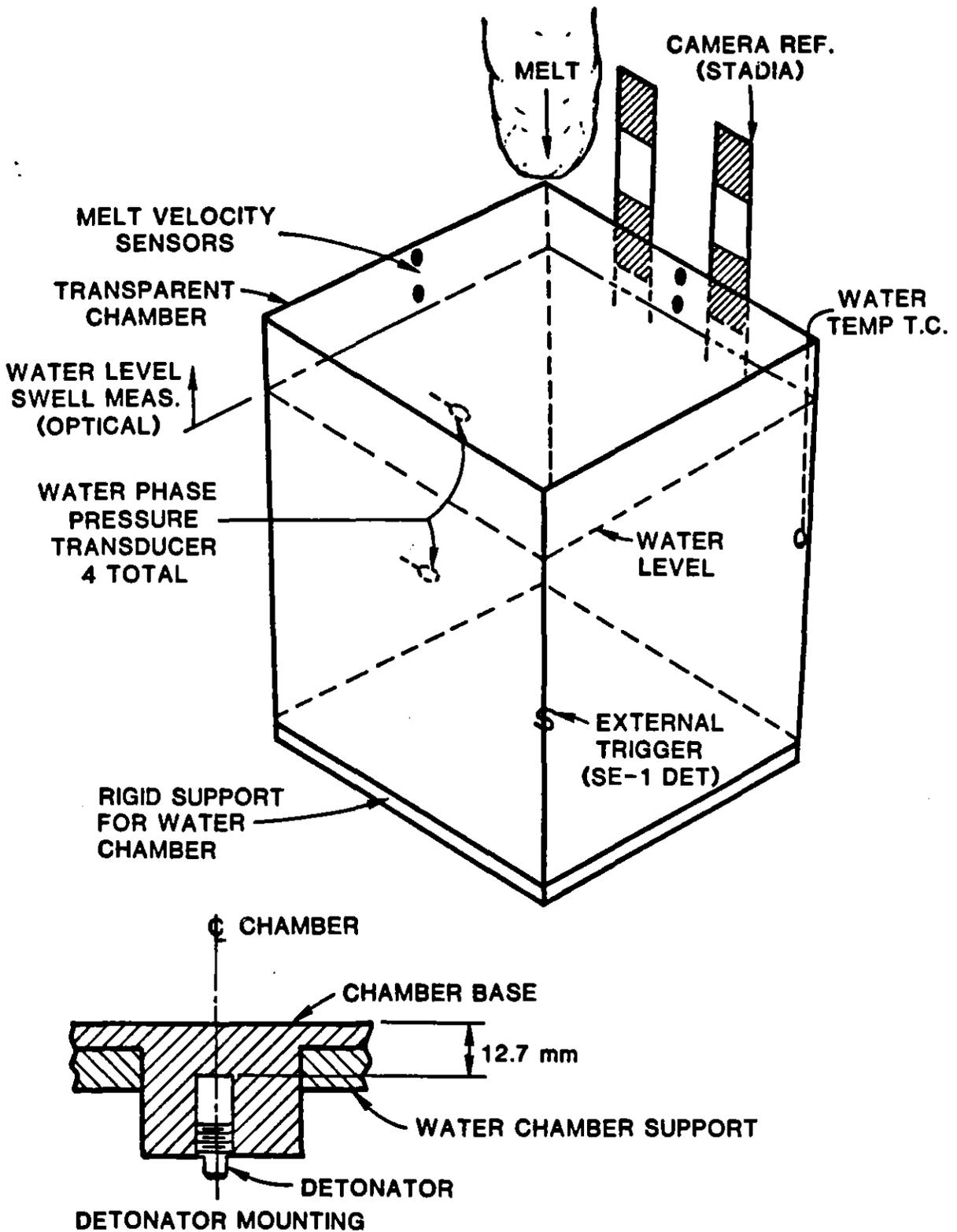


Figure 2. FITS5A Water Chamber

FITS-A SERIES DATA SUMMARY

Expt.	Fuel Mass Kg	Water Mass/Temp Kg/ C	Entry Velocity M/S	Purpose and Major Result
FITS1A 3/18/80	2.1	90/10	6.2	System checkout, Partial reaction, Velocity effect suspected
FITS2A 4/24/80	3.0	152/13	4.2	Surface triggered reaction .03 sec after entry
FITS3A 6/25/80	5.5	226/24	5.0	Propagating reaction
FITS4A 7/23/80	5.5	226/24	~7.0	P = .94 MPa, Delivery system failure, disperse melt no-explosion
FITS5A 9/10/80	5.5	226/24	5.7	No spontaneous explosion, Explosion triggered by external source

IN-VESSEL (FITS) RESULTS

- **Velocity/Shape Effect on Explosivity Observed**

FITS1A
FITS2A

- **Debris Distribution gives an Indication of Degree of Reaction**

FITS1A	2000 μm	Partial Reaction
FITS2A	260 μm	Surface Trigger
FITS3A	155 μm	Propagating Reaction
FITS4A	>3800 μm	No Explosion
FITS5A	155 μm	Triggered: High Pressure Environment

- **High Ambient Pressure may Suppress Spontaneous Explosions**

FITS4A: $P_{\text{amb}} = 0.94 \text{ MPa}$
FITS5A: $P_{\text{amb}} = 1.01 \text{ MPa}$

- **Explosions can be Triggered at High Ambient Pressure**

FITS5A

- **Melt Fragmentation Prior to Explosion (mixing phase) is not Affected by Chamber Ambient Pressure**

FITS5A

FY'81 PLANS AND ACTIVITIES

- Other Simulants
 - FeO_x/Fe Induction Melted
 - Corium A + R Thermite
- Steam Generation Experiments (FITS-G Series)
 - $1 \leq M_w/M_f \leq 2$
 - Saturated Water
 - Measurements of P, T, RH
 - Debris Characterization
- MD-Series
 - Ambient Experiments with other Simulants
 - Experiment Designs for Yield Measurements
 - Trigger Characteristics
- FITS-B Series
 - Corium A + R or FeO_x/Fe
 - Ambient and Elevated Pressure
 - Spontaneous and Triggered
 - Improved Yield Measurements

EXPLOSION TRIGGERING AND PROPAGATION

3. RESEARCH

- ANALYSIS AND MODELLING

- DEVELOP DYNAMIC FILM BOILING MODEL FOR TRIGGERING AND FILM COLLAPSE FOR DIFFERENT INITIAL CONDITIONS
- PROPAGATION MODEL TO ANALYZE NELSON'S SINGLE DROP EXPERIMENT (CSNI CANDIDATE EXPERIMENT)
- TRANSIENT MACROSCOPIC 1-D PROPAGATION MODEL TO ANALYZE FITS EXPERIMENTS
- EXPANSION MODEL TO PREDICT THE THERMAL TO MECHANICAL CONVERSION RATIO IN FITS AND OTHER EXPERIMENTS

CONTAINMENT FAILURE PROBABILITY

1. INTERIM CONCLUSIONS

- 3 POSSIBLE MODES OF CONTAINMENT FAILURE DIRECTLY DUE TO STEAM EXPLOSIONS
 - (1) MISSILE GENERATION BY THE EXPANSION OF THE FUEL-COOLANT MIXTURE AND ACCELERATION OF A LIQUID SLUG (FUEL AND/OR WATER) AND SUBSEQUENT IMPACT ON THE REACTOR VESSEL HEAD
 - (2) DYNAMIC PRESSURES DUE TO THE EXPLOSION FAIL CONTAINMENT
 - (3) LEAKAGE THROUGH CONTAINMENT PENETRATIONS CAUSED BY GROSS MOTION OF THE REACTOR VESSEL AND PIPING DUE TO AN EXPLOSION (IN-VESSEL OR EX-VESSEL)
- STEAM EXPLOSIONS AND/OR RAPID STEAM GENERATION CAN CONTRIBUTE TO CONTAINMENT FAILURE BY OVERPRESSURIZATION

CONTAINMENT FAILURE PROBABILITY

1. INTERIM CONCLUSIONS (CONT.)

● MISSILE GENERATION

- EARLY TIME VESSEL FAILURE BY STEAM EXPLOSION SHOCKWAVE
 - (1) RISE TIME IS LONG AND PEAK PRESSURE IS NOT LIKELY TO CAUSE SPALLATION OF VESSEL TO GENERATE MISSILE
 - (2) LOCAL FAILURE IN THE LOWER PLENUM MAY OCCUR BUT MISSILE GENERATION IS NOT A THREAT; COULD DISSIPATE EXPANSION WORK

- LATE TIME VESSEL FAILURE BY LIQUID SLUG IMPACT
 - (1) A LARGE MASS MISSILE (VESSEL HEAD) IS NOT LIKELY FOR REALISTIC IMPACT ENERGY (300 MJ) DUE TO LOCAL VESSEL FAILURE MODES
 - (2) A LARGE MASS MISSILE MAY BE PRECLUDED FOR VERY LARGE ENERGIES (3000 MJ) IF ENERGY DISSIPATION BY THE UPPER INTERNAL STRUCTURE, BY RESIDUAL SOLID CORE MATERIAL, OR BY TWO-DIMENSIONAL EFFECTS IS INCLUDED
 - (3) A SMALL MASS MISSILE (CONTROL ROD DRIVE) CANNOT BE PRECLUDED ALTHOUGH ROD BUCKLING COULD PREVENT ITS OCCURRENCE

CONTAINMENT FAILURE PROBABILITY

1. INTERIM CONCLUSIONS (CONT.)

- MISSILE ENERGY DISSIPATION AND PENETRATION CAPABILITY
 - (1) DISSIPATION OF THE MISSILE ENERGY CAN BE CAUSED BY CONCRETE MISSILE SHIELD OR STEEL STRUCTURE (PWR)
 - (2) COMPUTER CODE CALCULATIONS INDICATE A SMALL MASS MISSILE (100-400 M/S) WILL NOT PENETRATE THE CONTROL ROD MISSILE SHIELD
 - (3) EMPIRICAL CORRELATIONS PREDICT A WIDE RANGE OF PENETRATION DISTANCES (1-10 M) FOR SMALL MASS MISSILE

CONTAINMENT FAILURE PROBABILITY

2. MAJOR UNCERTAINTIES

- HOW RELIABLE ARE INTERIM CONCLUSIONS CONCERNING MISSILE GENERATION AND DAMAGE POTENTIAL FOR VARIOUS REACTOR DESIGNS?
- WHAT IS THE EFFECT OF STEAM EXPLOSIONS ON PRIMARY SYSTEM GROSS MOTION AND DYNAMIC PRESSURES FOR VARIOUS REACTOR DESIGNS?

CONTAINMENT FAILURE PROBABILITY

3. RESEARCH

- EVALUATE POSSIBILITY OF INCREASING CONTAINMENT LEAKAGE BY
 - IN-VESSEL STEAM EXPLOSION
 - VESSEL MELT-THROUGH OR LOWER PLENUM FAILURE BY STEAM EXPLOSION
 - EX-VESSEL STEAM EXPLOSION

- REFINE MISSILE GENERATION ANALYSIS
 - MITIGATION DUE TO LOWER PLENUM FAILURE
 - MITIGATION EFFECTS OF UPPER INTERNAL STRUCTURE
 - MORE CONSERVATIVE ASSUMPTIONS WHERE INDICATED BY EXPERIMENT OR THEORY

- SCALED FLUID-STRUCTURE EXPERIMENTS

CURRENT ESTIMATES
ON
CONTAINMENT FAILURE BY STEAM EXPLOSIONS

$$P_{\alpha} = P_{FCC} P_F P_C$$

	WASH-1400 (APP. VIII)	CONSERVATIVE UPPER BOUND	BEST ESTIMATE
P_{FCC}	1	1	1
P_F	0.1	1	0.5
P_C	0.1	0.01	0.0002
<hr/>			
P_{α}	0.01	0.01*	0.0001

*THIS ESTIMATE NEGLECTS MANY PHYSICAL EFFECTS

- LOW CORIUM-A EXPLOSION CONVERSION RATIOS
- MITIGATION BY UPPER INTERNAL STRUCTURE
- MITIGATION BY RESIDUAL CORE STRUCTURE
- TWO-DIMENSIONAL EXPANSION EFFECTS

FCC = MOLTEN FUEL (>20%) COOLANT CONTACT
 F = FUEL FRAGMENTATION <4 MM
 C = DIRECT CONTAINMENT FAILURE

PROJEKT NUKLEARE SICHERHEIT
JAHRESKOLLOQUIUM 1980

ANALYSE DES ABLAUFES
HYPOTHETISCHER KERNSCHMELZENUNFÄLLE

M. REIMANN +)
K. HASSMANN ++)

- +)
KERNFORSCHUNGSZENTRUM KARLSRUHE
INSTITUT FÜR REAKTORBAUELEMENTE
- ++)
KRAFTWERK UNION ERLANGEN

JAHRESKOLLOQUIUM 1980
DES
PROJEKTES NUKLEARE SICHERHEIT

ANALYSE DES ABLAUFES HYPOTHETISCHER KERNSCHMELZUNFÄLLE

M. Reimann⁺ und K. Hassmann⁺⁺

⁺) Institut für Reaktorbauelemente, Kernforschungszentrum Karlsruhe

⁺⁺) Kraftwerk Union AG, Erlangen

1. Einleitung

Im Teilprojekt 4300 des Projektes Nukleare Sicherheit werden seit 1972 experimentelle und theoretische Arbeiten zum Ablauf hypothetischer Kernschmelzunfälle durchgeführt, die einen wesentlichen Beitrag zur Reaktorsicherheitsforschung im Projekt Kernschmelzen des BMFT darstellen. Diese Arbeiten nehmen in Risikostudien eine zentrale Stellung ein und sind die Grundlage für Aussagen über die Gefährdung der Bevölkerung bei hypothetischen Reaktorunfällen.

Der Ablauf des Kernschmelzens wird in 4 Unfallphasen unterteilt, nämlich in Kernaufheizung (1. Phase), Restwasserverdampfung (2. Phase), Reaktordruckbehälter (RDB)-Aufheizung (3. Phase) und Betondurchdringung (4. Phase) (Abb. 1). In allen vier Unfallphasen wird Energie und Masse in den Sicherheitsbehälter transportiert und damit ein Druck aufgebaut, der letztlich die Integrität des Sicherheitsbehälters gefährdet.

Bisherige Untersuchungen zum Ablauf des Kernschmelzens in großen DWR-Standardanlagen haben gezeigt, daß die Vorgänge bis zum Verlust der Integrität der Stahlhülle als letzter Barriere gegen Spaltproduktfreisetzung in die Umgebung in erster Linie von der, im Vergleich zu den Ereignissen im RDB, viel länger andauernden Wechselwirkung der Kernschmelze mit dem Beton des Reaktorfundamentes bestimmt werden (z.B. /1/). Aus diesem Grunde liegt ein Schwerpunkt der aktuellen Arbeiten des PNS auf der Modellentwicklung und Analyse der 4. Phase, der Betonaufschmelzphase. Darüber hinaus wird ein Überblick über den Kenntnisstand der zu erwartenden Vorgänge im RDB und im Sicherheitsbehälter sowie über die noch offenen Fragen und Probleme gegeben. Auch soll anhand der Eingliederung in den Unfallablauf hypothetischer Störfälle die Relevanz anderer PNS-Aktivitäten aufgezeigt werden.

2. Vorgänge bis zum Durchschmelzen des RDB

2.1 Niederdruckpfad

Den bisher durchgeführten Arbeiten zum Ablauf des Kernschmelzunfall, nicht nur im Projekt Kernschmelzen, sondern auch in WASH 1400 /2/ und der deutschen Risikostudie (DRS) /3/, liegt der doppelendige Bruch der heißen Hauptkühlmittelleitung als einleitendes Ereignis zugrunde. Abb. 2 zeigt die bisher untersuchten Kernschmelzensequenzen. In der DRS wurden nur die Fälle 1 und 2 behandelt, bei denen der vollständige Ausfall der Niederdruckeinspeisung bzw. des Sumpfbetriebes postuliert wird. Die Fälle 3 und 4, bei denen ein Ausfall der Druckspeichereinspeisung angenommen wird, haben verschwindende Eintrittswahrscheinlichkeiten und können gegenüber den Fällen 1 und 2 außer Betracht bleiben.

Der Referenz-Kernschmelzenunfall auf dem Niederdruckpfad beginnt, wenn die Notkühl-Niederdrucksysteme bei Umschalten auf den Sumpfbetrieb ausfallen. Die sich daran anschließende Unfallsequenz ist in Abb. 3 wiedergegeben. Etwa 20 Minuten nach dem Blow Down ist der Reaktordruckbehälter bis zur

Stützenunterkante geflutet. Nach einer knappen Stunde ist der Restwasserspiegel auf das Niveau der Kernoberkante abgefallen. Sinkt der Wasserspiegel weiter ab, so reicht nach einiger Zeit der im benetzten Bereich des Kerns erzeugte Dampf-Massenstrom nicht mehr aus, die Nachwärmeleistung abzuführen. Als Folge davon heizen sich die unbenetzten Kernbereiche auf, wobei die Zr-H₂O-Reaktion bei etwa 1000°C einsetzt. Durch diese stark exotherme Reaktion entsteht eine im Vergleich mit der Nachzerfallswärme nicht unbeträchtliche, bei höheren Temperaturen überproportional ansteigende weitere Wärmequelle. Der Einfluß der Aufheizgeschwindigkeit auf das Oxidationsverhalten ebenso wie auf das Schmelzverhalten von Einzelstäben und Stabbündeln wurde bei PNS detailliert experimentell untersucht /4/.

Ein auf diesen Experimenten basierendes theoretisches Abschmelzmodell wurde erstellt /5/, die Integration in vorhandene Kernaufheizcodes wird zur Zeit durchgeführt /6/. Das Niederschmelzen des Kerns eines DWR-Standard-Reaktors kann aus den Einzelstabversuchen und Bündelversuchen nur schwer extrapoliert werden, wengleich wichtige Eckdaten, wie Schmelztemperaturen und lokale Versagensmechanismen bestimmt werden konnten. Parameteruntersuchungen haben jedoch gezeigt, daß das verwendete Abschmelzmodell beim untersuchten Niederdruck-Kernschmelzpfad in Bezug auf die Zeitspanne bis zum Kernabsturz keinen großen Einfluß besitzt. Bei anderen Kernschmelzpfaden mit partiellem Versagen oder verzögertem Ansprechen von Sicherheitssystemen kann die genaue Kenntnis des Abschmelzvorgangs notwendig werden, auch im Hinblick darauf, wie weit eine stark beschädigte Kerengeometrie noch kühlbar bleibt.

Es kann nach heutigem Kenntnisstand nicht ausgeschlossen werden, daß die während der Kernaufheizphase entstandene Schmelze in tiefer gelegenen, kälteren Bereichen des Kerns wieder erstarrt. Aufgrund der Leistungsverteilung schmilzt die innere Kernzone bevorzugt auf, während die Brennstäbe in der Randzone des Kerns unter Umständen die Versagenstemperatur noch nicht erreicht haben /7/. Nach 1 3/4 Stunden sind etwa 50 % des Kerns aufgeschmolzen,

und es ist damit zu rechnen, daß nach diesem Zeitpunkt die Kerntragestruktur thermisch versagt und der Kernabsturz erfolgt.

Mit dem Kernabsturz in das Restwasser im unteren Plenum des RDB endet die Kernaufheizphase. Während dieser Unfallphase wurde dem Sicherheitsbehälter zuerst Sattedampf, später überhitzter Dampf, Wasserstoff sowie die während der Aufheizung aus dem Brennstoff freigesetzten Spaltprodukte zugeführt. Die Spaltproduktfreisetzung wird im Rahmen eines PNS-Vorhabens sowohl während des Abschmelzens als auch aus völlig erschmolzenem Corium ebenfalls experimentell untersucht /8/. Weiter werden metallurgische Untersuchungen durchgeführt und Stoffdaten für geschmolzene Kernmaterialien bereitgestellt /9/.

Nach dem Kernabsturz kommt es zum direkten Kontakt von Schmelze mit Wasser. Bei dieser Interaktion kann es, wie Experimente gezeigt haben, unter gewissen bis heute noch nicht geklärten Randbedingungen nicht nur zu einer massiven Dampfentwicklung, sondern zu einer weit heftigeren Reaktion, der sogenannten Dampfexplosion, kommen. Dieser Vorgang läuft in Millisekunden ab, wobei die Voraussetzung für eine Dampfexplosion im großflächigen, kohärenten Kontakt von Schmelze und Kühlmittel zu suchen ist. Dabei wird ein Teil der in der Schmelze gespeicherten thermischen Energie in mechanische Energie umgesetzt. Ob die RDB-Integrität und als Folge eines RDB-Versagens die Containmentintegrität gefährdet ist, wurde in der DRS /3/ sowie in /10/ für einige ausgewählte Fälle untersucht. Mit umfangreichen Parameteruntersuchungen zur Bestimmung der zu unzulässigen Dehnungen der RDB-Wand führenden, mit Wasser interagierenden Schmelzmasse wurde bei einigen Forschungsstellen in der BRD sowie in den USA begonnen. Die zum Verständnis der Dampfexplosion und dabei vor allem der Fragmentation notwendigen theoretischen und experimentellen Grundlagenuntersuchungen werden in mehreren Ländern, unter anderem auch im Projekt Kernschmelzen /11/, durchgeführt.

Tritt keine Dampfexplosion auf, wird das im unteren Plenum des RDB vorhandene Restwasser in kurzer Zeit durch die in der Schmelze

gespeicherte Wärme verdampft. Danach heizen sich die erstarrten Kernmaterialien wieder auf. Dabei ist nicht auszuschließen, daß der RDB schon während dieser Zeit lokal thermisch sehr stark belastet wird, so daß frühestens nach ca. 2 1/2 Stunden die Integrität des RDB verloren gehen könnte. Auch spricht einiges für die Modellvorstellung, daß sich ein Schmelzsee im RDB ausbildet, womit nach 2 1/2 - 3 h die Phase 2 des Kernschmelzablaufes abgeschlossen ist.

Dem Containment werden während der Restwasserverdampfung massiv Satttdampf und während der Ausbildung des Schmelzsees auch Spaltprodukte zugeführt.

Die Aufheizung des RDB bis zum Versagen ist ebenso wie die Restwasserverdampfung ein relativ kurzfristiger Vorgang. Die Ergebnisse der experimentellen und numerischen Untersuchungen über Konvektion mit inneren Wärmequellen /12/ haben gezeigt, daß die maximalen Wärmeströme an der Oberfläche der Schmelze auftreten. Fließt jedoch aus dem Kernbereich zentral Schmelze nach, so treten am tiefsten Punkt des RDB hohe thermische Belastungen auf /13/.

Die Ergebnisse einer Gesamt-Energiebilanz im RDB /14/ zeigen, daß unter Berücksichtigung eines ungestörten Schmelzsees mit dem thermischen Versagen des RDB nach etwa 3 - 3 1/2 Stunden zu rechnen sein wird. Dem Containment werden in der 3. Phase nur Spaltprodukte zugeführt, wobei zu berücksichtigen ist, daß der Hauptanteil während der 1. Phase freigesetzt wurde.

2.2 Hochdruckpfad

Es sind auch Ereignisabläufe denkbar, die zum Kernschmelzen unter hohem Systemdruck führen können (Abb. 4). Dazu gehören Transienten mit dem Ausfall der Eigenbedarfs-Energieversorgung als einleitendes Ereignis. Danach müssen mehrere Ereignisse, wie der langfristige Ausfall mehrerer redundant vorhandener Notstrom-Dieselmotoren gleichzeitig eintreten. Erst dann ist die Nachwärmeabfuhr über den Sekundärkreislauf unterbrochen. In der Folge kommt es

zum Ausdampfen der Dampferzeuger sekundärseitig und danach zum Druckanstieg im Primärkreis bis zum Ansprechdruck der Druckentlastungsventile am Druckhalter. Danach wird Primär-Kühlmittel in den Abblasetank und nach Versagen der Berstscheibe in den Sicherheitsbehälter geblasen. Nach ca. 2 1/2 Stunden hat der Wasserspiegel die Kernoberkante erreicht, nach 3 1/2 bis 4 Stunden ist mit Versagen der Kerntragestruktur zu rechnen. Da sich der Druck im Primärkreis während des gesamten Ausdampfvorganges am Niveau des Ansprechdrucks der Druckentlastungsventile befindet, ist zwischen 4 und 4 1/2 Stunden mit der Druckentlastung des Primärkreises zu rechnen. Dieser Vorgang führt zur mechanischen Belastung der RDB-Aufhängung durch die dabei auftretenden Kräfte. Auch ist im Vergleich zum beschriebenen Niederdruck-Kernschmelzpfad mit einer kurzzeitig wesentlich massiveren Energiefreisetzung ins Containment zu rechnen, die zu einer Druckspitze im Sicherheitsbehälter führen wird. Erste ingenieurmäßige Abschätzungen /29/ haben gezeigt, daß die oben beschriebenen Phänomene nicht zum frühen Versagen des Sicherheitsbehälters führen. Detailliertere Analysen zu diesem Problemkreis sind im Forschungsprojekt Kernschmelzen geplant.

3. Betonzerstörungsphase

Beide beschriebenen Ereignisabläufe führen dazu, daß 3 1/2 bis 4 1/2 Stunden nach dem Blowdown die Kernschmelze mit dem Betonfundament in Kontakt tritt. Anfangsmassen und Anfangstemperaturen der Kernschmelze werden in Tabelle 1 angegeben. Durch die heiße Schmelze zersetzt sich der Beton thermisch in flüssige und gasförmige Produkte. Zunächst wurden im Projekt Kernschmelzen chemischen Wechselwirkungen von Corium mit Beton sowie das Erstarrungsverhalten /15/ und die Viskosität /16/ von Corium-Silikat-Gemischen erforscht. Weiter wurde das Verhalten von Beton unter dem Einfluß von hohen Wärmeströmen experimentell und theoretisch untersucht /17/. Die vereinfachte Zusammensetzung eines mittleren deutschen Reaktorbetons, wie er aus /18/ ermittelt wurde, zeigt Tabelle 2. Die freigesetzten Gase durchströmen zum Teil

in Form von Blasenschwärmen die Schmelze. Zum Wärmeübergang von der Schmelze an den Beton wurden Modellexperimente durchgeführt und theoretische Modelle entwickelt /19, 20, 21/, ebenso wie für andere Vorgänge in einer gasdurchströmten Schmelze mit metallischer und oxidischer Schicht /22/. Die physikalischen Modelle wurden in Rechencodes wie WECHSL (KfK), KAVERN (KWU) und CORCON (Sandia Labs.) zusammengefaßt.

In Abb. 5 werden die Material- und Energieströme angegeben, wie sie in WECHSL betrachtet werden. Die Kernschmelze liegt in zwei Schichten vor, einer metallischen Schicht aus erschmolzenen Kerneinbauten und aus dem Stahl des RDB sowie einer oxidischen Schicht aus erschmolzenem Brennstoff und dem oxidierten Zirkon der Brennstabhüllen. Die inneren Wärmequellen in den beiden Schichten werden zeitabhängig vorgegeben. Zwischen den beiden Schichten wird Wärme ausgetauscht, weiter wird Wärme von der Schmelzbadoberfläche abgestrahlt und zur Betonzersetzung verbraucht. Die bei der Betonerstörung freigesetzten Gase, Kohlendioxid und Wasserdampf, werden teilweise in der Metallschicht zu Wasserstoff und Kohlenmonoxid unter der Bildung von Metalloxiden reduziert. Diese Oxide und auch die flüssigen oxidischen Zersetzungsprodukte des Betons werden in die Oxidschicht eingemischt. So ändert diese Schicht laufend ihre Stoffeigenschaften.

Die Gasblasen rühren die beiden Schichten ideal, so daß diese bis auf Grenzschichten isotherm sind. Durch das Aufstiegsverhalten der Blasenschwärme wird der Void in den Schichten und damit die angegriffene Betonoberfläche festgelegt. Schließlich wird das Gasgemisch aus H_2 , H_2O , CO und CO_2 in den Sicherheitsbehälter abgegeben.

Zur Verifizierung der Rechencodes soll ein groß angelegtes Programm von Simulationsversuchen in der BETA-Versuchsanlage /23/ durchgeführt werden. In dieser Anlage können bis zu 600 kg thermitisch erzeugter Schmelze mit metallischer und oxidischer Phase in Betontiegeln reagieren, wobei die metallische Phase

induktiv nachbeheizt wird. Das Versuchsprogramm soll so angelegt werden, daß die vierte Phase abschnittsweise in Einzelversuchen mit Haltetemperaturen zwischen 2000 °C oder mehr und den Erstarrungstemperaturen der einzelnen Phasen simuliert wird. Die Untersuchung der durch feste Phasen verursachten Betonzerstörung ist ebenfalls geplant.

Ein erster Vergleich der verschiedenen Rechencodes soll mit zwei als Standardbeispielen ausgewählten COIL-Versuchen von Sandia Labs. durchgeführt werden, bei denen etwa 200 kg Stahlschmelze induktiv mit eingekoppelten Leistungen zwischen 90 und 70 kW nachbeheizt wurden. Die Versuchstiegel waren aus karbonatischem CRBR-Beton mit relativ hoher Schmelztemperatur und hoher Betonzerstörungsenthalpie gefertigt. Die Versuchsergebnisse werden bislang noch unter Verschuß gehalten, bis alle Vorausberechnungen vorliegen. In der BETA Versuchsanlage werden wesentlich höhere Heizleistungen und entsprechend höhere Schmelzbadtemperaturen möglich sein.

Da die Verifizierung der Rechencodes noch mehrere Jahre in Anspruch nehmen wird, können bisher vorliegende Rechenergebnisse zum Kernschmelzenunfall nur vorläufigen Charakter haben. Es ist trotzdem sinnvoll, schon jetzt derartige Rechnungen durchzuführen, da dadurch Aufschlüsse über Probleme erhalten werden, die der experimentellen Klärung bedürfen.

Wie stark die Auswirkung von Einzelmodellen auf die Rechenergebnisse sein kann, wird an dem folgenden Beispiel demonstriert, um einen Begriff von der noch zu leistenden Verifizierungsarbeit in BETA zu geben. In Abb. 6 wird die Kavernenausbildung im Reaktorfundament eines Standard-DWR sieben Stunden nach Beginn der vierten Phase gezeigt. Auf der rechten Seite des Bildes wurde der Wärmeübergang zwischen Schmelze und Beton mit dem Filmmodell /19, 20/ berechnet. Charakteristisch ist, daß der Wärmeübergang durch die schlechte Wärmeleitfähigkeit und die hohe Viskosität der Oxidschmelze behindert wird. Dadurch verläuft die Vorzugsrichtung der Betonerosion in vertikale Richtung. Auf der linken Seite des

Bildes erfolgte die Berechnung des Wärmeübergangs mit dem Einzelblasenmodell /21/. Es ergibt sich eine andere Kavernenform, wobei die Unterdrückung der Ausbreitung der oxidischen Schicht in horizontaler Richtung noch stärker ausgeprägt ist. Die vertikale Ausbreitung, für die die metallische Schicht maßgeblich ist, erfolgt langsamer als mit dem Filmmodell. Die Stahlschicht weist eine im Vergleich zum vertikalen Fortschritt der Schmelzfront stärkere horizontale Erosion auf, wodurch diese Schicht rasch sehr flach wird.

Die weiter vorgestellten Ergebnisse für den Kernschmelzenunfall wurden zunächst mit dem Filmmodell ermittelt. Abb. 7 zeigt den Verlauf der Temperaturen für die metallische Schicht, die oxidische Schicht und die Schmelzbadoberfläche. Es fällt auf, daß die Temperaturen innerhalb der ersten Stunde der Wechselwirkung steil von 2500 °C auf Werte unter 1700 °C abfallen. In diesem Zeitraum wird viel Beton zerstört und es werden dementsprechend große Gasmengen freigesetzt, so daß diese relativ kurze Hochtemperaturphase dennoch wichtig ist. Danach stellen sich sehr langsam abfallende Temperaturen ein, da sich Wärmezufuhr und Wärmeabfuhr etwa die Waage halten. Nach etwa 42 Stunden sind die oxidierbaren Bestandteile der Metallschmelze - Cr und Fe - nahezu vollständig ausgebrannt und die verbleibende Ni-Schmelze stellt nur noch 1 Gew.-% der Gesamtschmelze bei einer Schichthöhe unter 4 cm dar. Allerdings wurde bei dieser Rechnung die Zufuhr von erschmolzenem Armierungseisen in die Metallschicht nicht berücksichtigt. Abb. 8 zeigt die Betonerosion nach 42 Stunden. Nach diesem Zeitpunkt wird mit homogener oxidischer Schmelze weitergerechnet. Da aller Voraussicht nach kein stabiler Gasfilm mehr aufrechterhalten werden kann, erfolgt die Rechnung von diesem Zeitpunkt an mit dem Blasenmodell. Die Kaverne ändert sich danach unter diesen Annahmen über die Dauer von weiteren 42 Stunden nicht mehr signifikant, da die erzeugte Wärme im wesentlichen über die Schmelzbadoberfläche abgeführt wird.

Es ist noch nachzutragen, daß kleine Änderungen von Stoffwerten wie z. B. der Liquidus- und Solidustemperatur der Metallschmelze oder der Oberflächentemperatur und der Zersetzungsenthalpie des Betons großen Einfluß auf die Rechnungen haben können. So wurde auch eine Rechnung durchgeführt, bei der 1 Stunde 40 Minuten

nach Beginn der Wechselwirkung bereits die Liquidustemperatur der Metallschmelze unterschritten wurde und nach 3 Stunden 45 Minuten die gesamte Metallschmelze erstarrt war. Dies stellt jedoch keine stabile Konfiguration dar, da nach Erstarrung der Metallphase die Oxidschmelze nicht länger von Gasblasen durchströmt wird und deshalb alle Wärmeübergänge schlagartig verschlechtert werden, worauf die Temperatur in der Oxidschmelze wieder zu steigen beginnt. Zunächst ist die Produktion von brennbaren Gasen wie H_2 und CO unterbunden. Ob zu einem späteren Zeitpunkt wieder mit einem Aufschmelzen der Metallphase gerechnet werden muß, kann mit den heute in WECHSL verfügbaren Wärmeübergangsmodellen noch nicht ermittelt werden.

Nun soll wieder der Fall weiterverfolgt werden, bei dem beide Phasen der Schmelze über längere Zeit flüssig bleiben. Abb. 9 zeigt die während sämtlicher Unfallphasen in den Sicherheitsbehälter abgegebenen Gasmassenströme. Aus der Betonzersetzung und der Reduktion der Gase in der Metallschicht strömt ein Gemisch aus H_2 , H_2O , CO , CO_2 wechselnder Zusammensetzung in den Sicherheitsbehälter ein. Darüber hinaus ist die Schildgrube bei DWR-Standardanlagen der KWU so gestaltet (Abb. 1), daß die Schmelze zu Beginn der vierten Phase vom Reaktorsumpf durch eine massive Betonwand getrennt ist. Etwa 6 Stunden nach dem Blowdown ist diese Betonwand so weit aufgeschmolzen, daß ein Einbruch des Sumpfwassers auf die Oberfläche der Schmelze nicht auszuschließen ist. Als Folge davon wird nach dieser Zeit neben den Gasen aus der Betonzerstörung auch noch Wasserdampf durch die Verdampfung des Sumpfes zugeführt. Eine exkursionsartige Wärmeentspeicherung entsprechend der Dampfexplosion ist hier nicht mehr zu erwarten, da sich das Temperaturniveau der Oxidschmelze langfrisig zwischen Liquidus- und Solidustemperatur festgesetzt hat und deshalb sehr schnell Krusten ausgebildet werden.

4. Vorgänge im Sicherheitsbehälter

In Abb. 10 sind die mit dem Containment-Code COCMEL der KWU berechneten Partialdrücke von Dampf, H_2 , CO und CO_2 sowie der Gesamtdruck

eingetragen. Bis zum Kernabsturz halten sich die dem Containment zugeführten Energien mit den an die Strukturen abgeführten Energien die Waage, so daß der Druck in dieser ersten Phase konstant bleibt. Erst bei der Restwasserverdampfung kommt es nach $1 \frac{3}{4}$ Stunden zu einer Druckerhöhung von etwa 0,5 bar, die rasch wieder abgebaut wird. Der Sumpfwassereinbruch nach 6 Stunden bestimmt die Zeitspanne bis zum Überdruckversagen. Der in der Deutschen Risikostudie angesetzte Berstdruck der Stahlhülle des Sicherheitsbehälters von 8,5 bar wird nach etwa $3 \frac{1}{2}$ Tagen erreicht. Würde der Sumpfwassereinbruch nicht erfolgen, so würde der Berstdruck erst nach wesentlich längeren Zeiträumen überschritten /24/.

In der Risikostudie wurde ein Zeitraum von 28 Stunden bis zum Containmentversagen angegeben. Dieser Wert folgt aus sehr konservativen Annahmen, während den hier vorgestellten Ergebnissen best-estimate-Betrachtungen zugrunde liegen.

In der BRD und in den USA werden im Zuge der Ereignisse von Three Mile Island die Auswirkungen von H_2 -Explosionen auf die Integrität der Stahlhülle heftig diskutiert. Bei dieser Thematik sind vor allem die Verteilung des Wasserstoffs im Containment, die Folgen von H_2 -Deflagrationen sowie die Möglichkeit des Auftretens von Detonationen festzustellen. Im Vergleich zu H_2 -Entmischungsvorgängen nach Kühlmittelverlust aufgrund von Radiolysevorgängen im Reaktorsumpf werden beim Kernschmelzen wesentlich heftigere Konvektionsströmungen im Sicherheitsbehälter auftreten. Erste Zwischenergebnisse weisen darauf hin, daß unter diesen Randbedingungen mit homogener Durchmischung der Atmosphäre zu rechnen ist. Der Druckaufbau im Containment wurde mit einem Einraummodell abgeschätzt, in dem mit Hilfe von Energiebilanzen die Auswirkung der vollständigen Verbrennung von H_2 untersucht wurde /25/.

In Abb. 11 wird die zeitliche Zusammensetzung der Containmentatmosphäre in einem Dreistoffdiagramm H_2 -Luft- H_2O wiedergegeben. Es ist zu sehen, daß sich der Wasserstoff bis auf maximal 16 Vol.-% anreichert. Ergebnisse mit dem Einraummodell haben gezeigt,

daß sogar bei höheren Anreicherungen die Druckspitzen bei der Deflagration deutlich unter dem Berstdruck von 8,5 bar bleiben. Geplant sind noch Arbeiten zu offenen Fragen der H₂-Problematik, wie z.B. Druckaufbau in miteinander verbundenen Räumen bei lokaler Zündung in einem Volumen sowie der Relevanz von Detonationen, sollte sich bei der Analyse anderer Unfallabläufe herausstellen, daß sich in deren Verlauf wesentlich höhere H₂-Anreicherungen einstellen.

Im Rahmen der Ingenieurstudie /25/ zur H₂-Deflagration wurden auch die Auswirkungen des Abfackelns von H₂ an den Übertrittsstellen ins freie Containmentvolumen untersucht. Damit wäre zu rechnen, wenn sich der mit hoher Temperatur aus der Schmelze austretende Wasserstoff auf seinen Wegen in das freie Containmentvolumen nicht unter seine Selbstentzündungstemperatur abkühlte. Die Ergebnisse zeigen, daß der Druck bei diesem Vorgang nur unwesentlich ansteigt. Die Relevanz dieser Annahme, nämlich die Abkühlung der freigesetzten Gase in der Schildgrube, wird zur Zeit in einem anderen Vorhaben untersucht /26/.

Der Wasserinhalt der im Containment vorhandenen Betoneinbauten stellt ein großes Dampfpotential dar, das bei der bis zum Überdruckversagen andauernden Aufheizung der Strukturen teilweise zusätzlich freigesetzt werden könnte. Dazu werden zur Zeit Partialdruckmessungen des im Beton gebundenen Wassers bei der Aufheizung von Betonproben experimentell ermittelt /27/. Es ist jedoch nicht damit zu rechnen, daß dieser Effekt zum Druckaufbau im Containment wesentlich beiträgt. Die endgültige experimentelle Verifikation dieser Aussage wird 1981 erwartet.

Im Rahmen von Risikostudien ist nicht nur die Berechnung des Zeitpunkts des Überdruckversagens, sondern auch die Kenntnis der im Sicherheitsbehälter vorhandenen luftgetragenen Aktivität notwendig. Dazu werden bei KfK umfassende experimentelle und theoretische Arbeiten durchgeführt /28/. Mit dem Rechencode NAUA können heute bereits belastbare Aussagen über den zeitabhängigen Aerosolabbau im Sicherheitsbehälter gemacht werden. Offen ist noch die Frage der

chemischen Zusammensetzung der wichtigen Nuklide J und Cs und deren Ablagerungsverhalten, jedoch wird an diesem Problem ebenfalls intensiv gearbeitet.

- /1/ M. Peehs, K. Hassmann, S. Hagen: "Analysis of a Hypothetical Core Melt Down Accident of a Pressurized Water Reactor" Siemens Forsch.- u. Entwicklungsberichte 8(1979)2
- /2/ N.C. Rasmussen: "Reactor Safety Study- An Assessment of Accident Risks in US Commercial Nuclear Power Plants" USNRC, WASH 1400 (NUREG-75/014), 1975
- /3/ "Deutsche Risikostudie für Kernkraftwerke" Herausg. Bundesminister für Forschung und Technologie, Verlag TÜV Rheinland, Köln, 1979
- /4/ S. Hagen et al.: "Phenomena and Material Behavior during Melt Down of PWR Fuel Rods" Specialists Meeting on the Behavior of Water Reactor Fuel Elements under Accident Conditions, Spatind, Nord-Torpa (Norway), Sept. 13 - 16, 1976
- /5/ W. Türk et al.: "Untersuchungen zum Verhalten von Reaktorbrennstäben unter Abschmelzbedingungen und Vergleich mit Einzelstabexperimenten" 1. Techn. Fachber. RS 205, IKE Stuttgart, Dez. 1977
- /6/ "Untersuchung partiellen Kernschmelzens" GRS-Vierteljahresberichte RS 380, 1979/1980
- /7/ R. Bisanz et al.: "MELSIM 2 und LUECKE 2: Ein modulares Programmsystem zur Untersuchung des Kernschmelzens im RDB von LWR" Abschlußbericht RS 316 Teil 1, IKE Stuttgart, März 1980
- /8/ H. Albrecht, V. Matschoß, H. Wild: "Experimental Investigation of Fission and Activation Product Release from LWR Fuel Rods at Temperatures Ranging from 1500°C to 2800°C" IAEA-Specialists Meeting, Chalk River, Canada, Sept. 17 - 20, 1979
- /9/ S. Nazare, G. Ondracek, B. Schulz: "Über theoretische und experimentelle Möglichkeiten zur Bestimmung der Stoffwerte von Corium" KfK-Bericht 2217, Okt. 1975
- /10/ K. Hassmann, M. Peehs, W. Zeitner: "Analyse der Konsequenzen einer Dampfexplosion" Atomwirtschaft 24(1979)5, S. 241-244
- /11/ A. Fiedler et al.: "Theoretische und experimentelle Untersuchungen zur Dampfexplosion" Abschlußbericht RS 206, IKE Stuttgart, Apr. 1980
- /12/ F. Mayinger, M. Jahn, H. Reineke, U. Steinberner: "Numerische Berechnung der thermohydraulischen Vorgänge in einer Kernschmelze" Abschlußbericht RS 48/1, TU Hannover, 1974
- /13/ U. Steinberner: "Experimentelle Untersuchungen der Konvektion in einer Kernschmelze bei zufließendem Material von oben" Abschlußbericht RS 166, Band IIA2, TU Hannover, Juni 1980
- /14/ K. Hassmann, J. Artnik, P. Badur, W. Petri: "Theoretische Aufstellung der Energiebilanzen, Bilanzgrenze RDB-Wand und Containment für DWR und SWR" Abschlußbericht RS 72 a+b, Kraftwerk Union Erlangen, Nov. 1975
- /15/ A. Skokan, H. Holleck, M. Peehs: "Chemical Reactions between LWR Core Melt and Concrete" Nuclear Technology 46(1979)2, p. 255-262

- /16/ R. Skoutajan et al.: "Durchführung von Viskositätsmessungen an oxidischen Corium-Beton-Schmelzen" Abschlußbericht RS 214 A, Batelle Frankfurt, Mai 1979
- /17/ M. Peehs, A. Skokan, M. Reimann: "The Behavior of Concrete in Contact with Molten Corium in the Case of a Hypothetical Core Melt Accident" Nuclear Technology 46(1979)2, p. 192-198
- /18/ M. Peehs et al.: Eigenschaften und Verhalten von Reaktorbeton beim Aufheizen im Falle eines hypothetischen Kernschmelzenunfalls" 2. Technischer Fachbericht RS 154, Kraftwerk Union Erlangen, Aug. 1977
- /19/ H. Alsmeyer, M. Reimann: "On the Heat and Mass Transport Processes of a Horizontal Melting or Decomposing Layer under a Molten Pool" Nuclear Reactor Safety Heat Transfer, The Winter Annual Meeting of the ASME, Atlanta, Nov. 27 - Dec. 2, 1977, p. 47-53
- /20/ M. Reimann, W.B. Murfin: "Calculations for the Decomposition of Concrete Structures by a Molten Pool" European Applied Research Reports 1(1979)6, p. 1554 - 1566
- /21/ L. Rinkleff: "Experimentelle Bestimmung des Wärmeübergangs an gasenden Grenzflächen" Abschlußbericht RS 166, Band III, TU Hannover, Apr. 1979
- /22/ H. Werle: "Modellexperimente zum Kernschmelzen" PNS-Halbjahresbericht 1978/2, KfK-Bericht 2750, Okt. 1979
- /23/ J.P. Hosemann et al.: Unveröffentlichte Ergebnisse
- /24/ M. Reimann: "The Erosion Behavior of Different Types of Concrete Interacting with a Core Melt" ANS/ENS Topical Meeting, Thermal Reactor Safety, Knoxville, Tenn., April 7 - 11, 1980
- /25/ K. Hassmann, X. Jacobsen, M. Peehs, J.P. Hosemann, A. Skokan, M. Reimann, S. Dorner: "Abschätzung der H₂-Entwicklung aus der mit Beton wechselwirkenden Kernschmelze" Abschlußbericht RS 237, Kraftwerk Union Erlangen/Kernforschungszentrum Karlsruhe, März 1978
- /26/ "Detaillierung von KAVERN und Programmentwicklung zur Gasabströmung in der Schildgrube" GRS-Vierteljahresberichte RS 379, 1979/1980
- /27/ "Ergänzende Untersuchungen zum Verhalten von Reaktorbeton" GRS-Vierteljahresberichte RS 377, 1979/1980
- /28/ H. Bunz, W. Schoeck: "The Natural Removal of Particulate Radioactivity in an LWR-Containment during Core Melt Down Accidents" ANS/ENS Topical Meeting, Thermal Reactor Safety, Knoxville, Tenn., April 7 - 11, 1980
- /29/ F. Klöckner et al.: "Berechnungen zum Coreschmelzen unter vollem Primärkreisinnendruck" BMFT - FB 150 387, Bonnenberg und Drescher, März 1980

Tabelle 1:

Schmelzenmassen zu Beginn der 4. Phase

Metall, 10^3 kg	Fe	Cr	Ni	Σ
	53.0	11.0	6.4	70.4
Oxid, 10^3 kg	UO ₂	ZrO ₂	Cr ₂ O ₃	Σ
	116.0	40.9	3.5	160.4

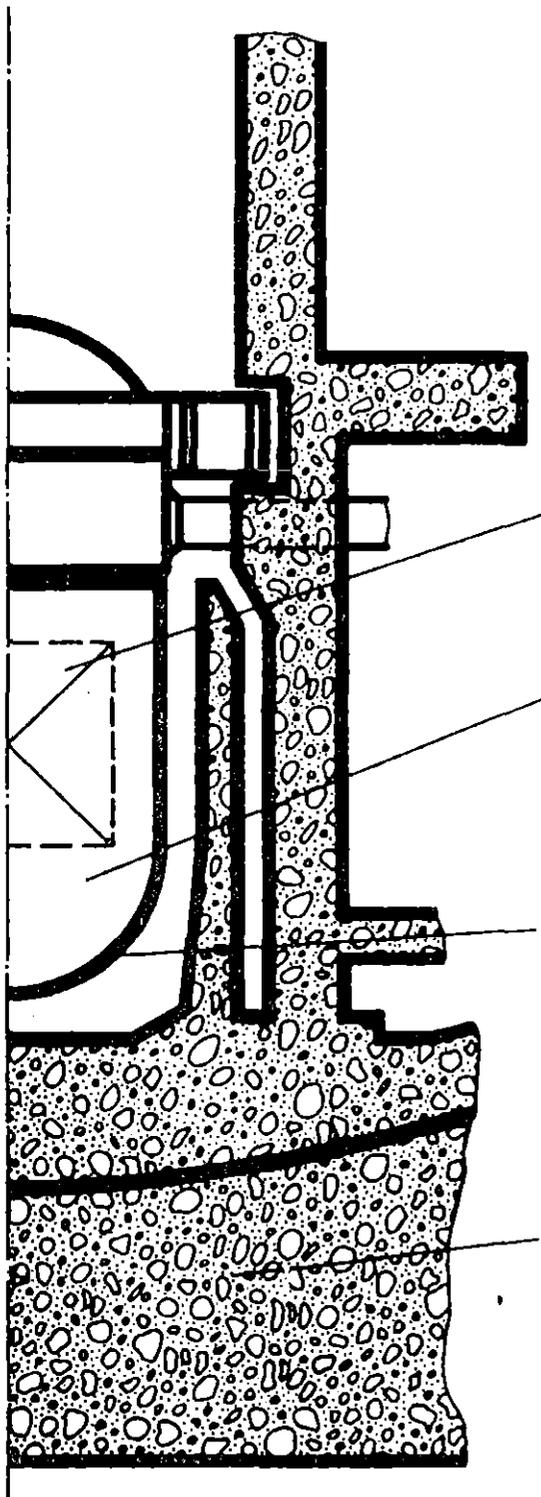
$$t_m = t_0 = 2500^\circ\text{C}$$

Tabelle 2:

Betonzusammensetzung in Gew. - Anteilen

SiO ₂	CaCO ₃	Ca(OH) ₂	H ₂ O
0.71	0.08	0.17	0.04

Beton ohne Armierungseisen



1. Phase: Kernaufheizung

2. Phase Restwasser-
verdampfung

3. Phase RDB-Aufheizung

4. Phase Betonzerstörung

Abbildung 1:

Die 4 Phasen eines Kernschmelzunfalles

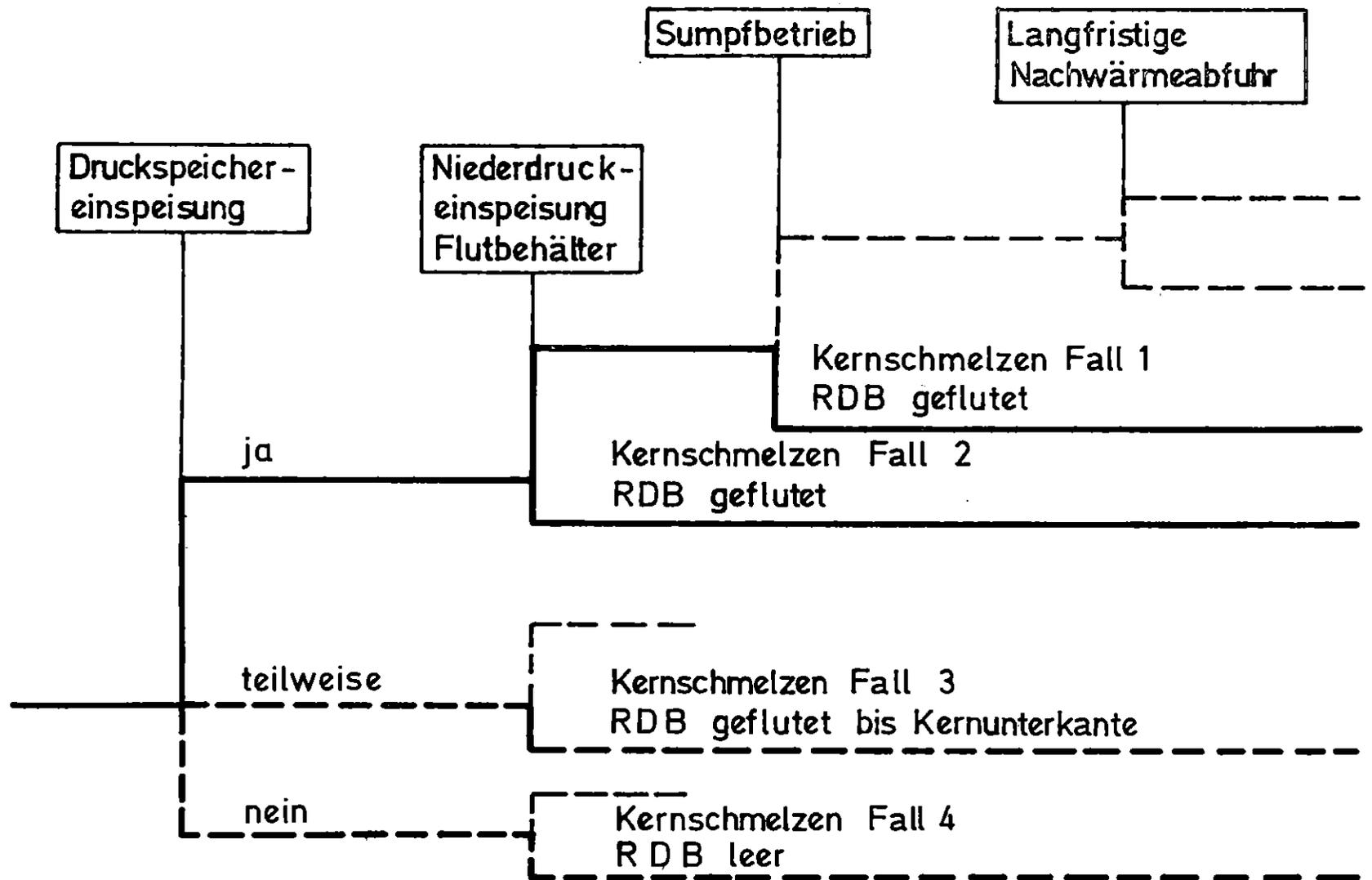


Abbildung 2:

Stöfallablaufdiagramm für einen 2 F-Bruch

Abbildung 3:

Niederdruckpfad des KSU

Einleitendes Ereignis

2-F Bruch mit Versagen der Niederdruck — Notkühlung

1. Phase: Kernaufheizung

20 min nach Blowdown: Wasserstand an Stützenunterkante des RDB
1 h: Wasserstand an Kernoberkante
1³/₄ h: ~ 50% des Kerns erschmolzen, Kernabsturz

2. Phase: Restwasserverdampfung

kurzfristig Möglichkeit der Dampfexplosion
2¹/₂ - 3 h: Ausbildung eines Schmelzsees im RDB

3. Phase: Aufheizung des RDB

3 - 3¹/₂ h: thermisches Versagen des RDB

Abbildung 4:

Hochdruckpfad des Kernschmelzenunfalls

Einleitendes Ereignis:

**Ausfall der Eigenbedarfs-Energieversorgung;
Ausfall der Notstromeinrichtungen.**

1. + 2. Phase:	Ausdampfen und Kernaufheizung Ausdampfen über Druckentlastungsventil
2^{1/2} h:	Wasserstand an Kernoberkante
3^{1/2} - 4 h:	Versagen der Kerntragestruktur
3. Phase:	Aufheizung des RDB
4 - 4^{1/2} h:	thermisches Versagen des RDB, Druckentlastung

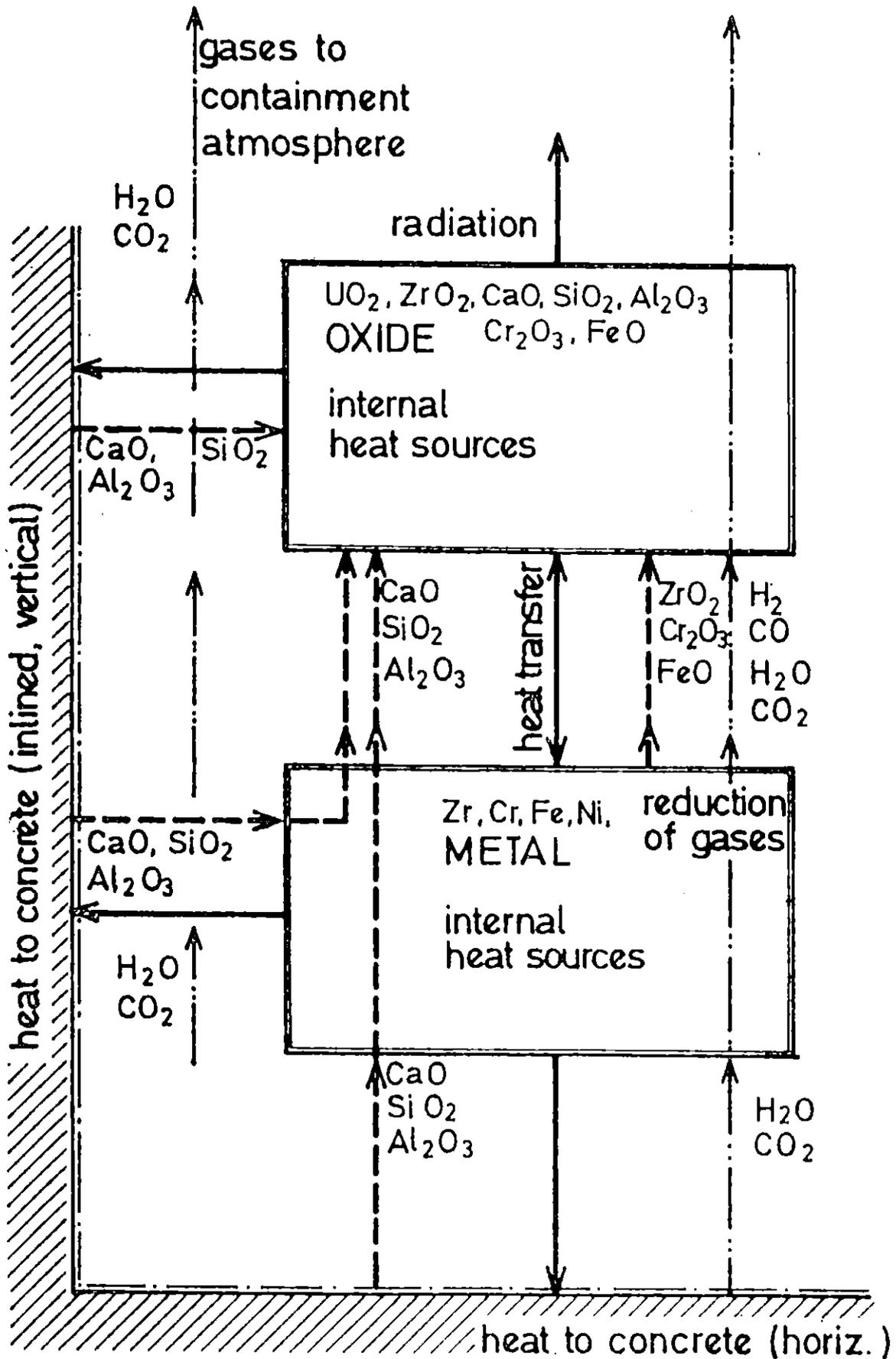
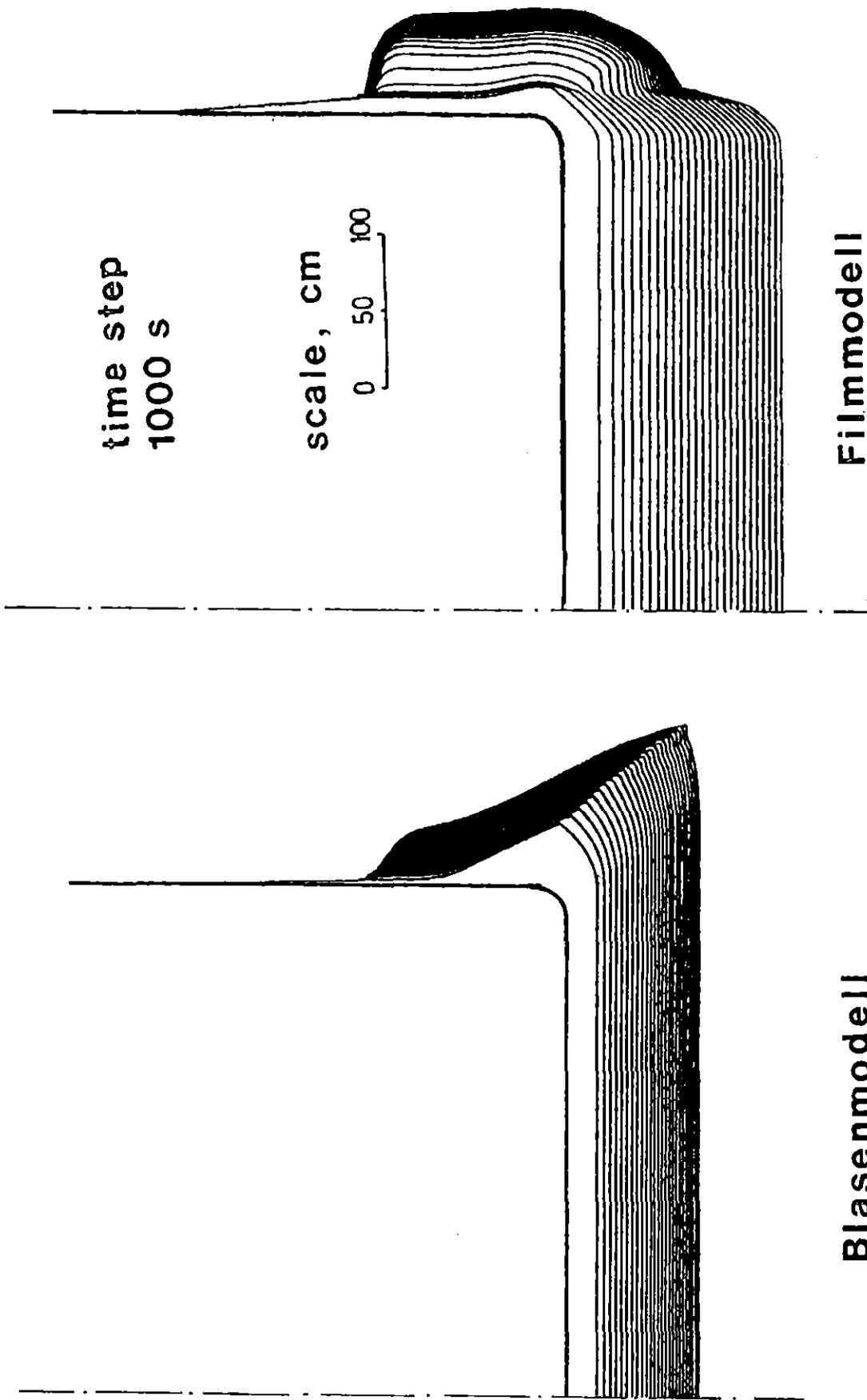


Abbildung 5: Material- und Energietransport in WECHSL



Blasenmodell

Filmmodell

Abbildung 6:

KAVERNENAUSBILDUNG IN DEN ERSTEN 7 STUNDEN DER 4. PHASE

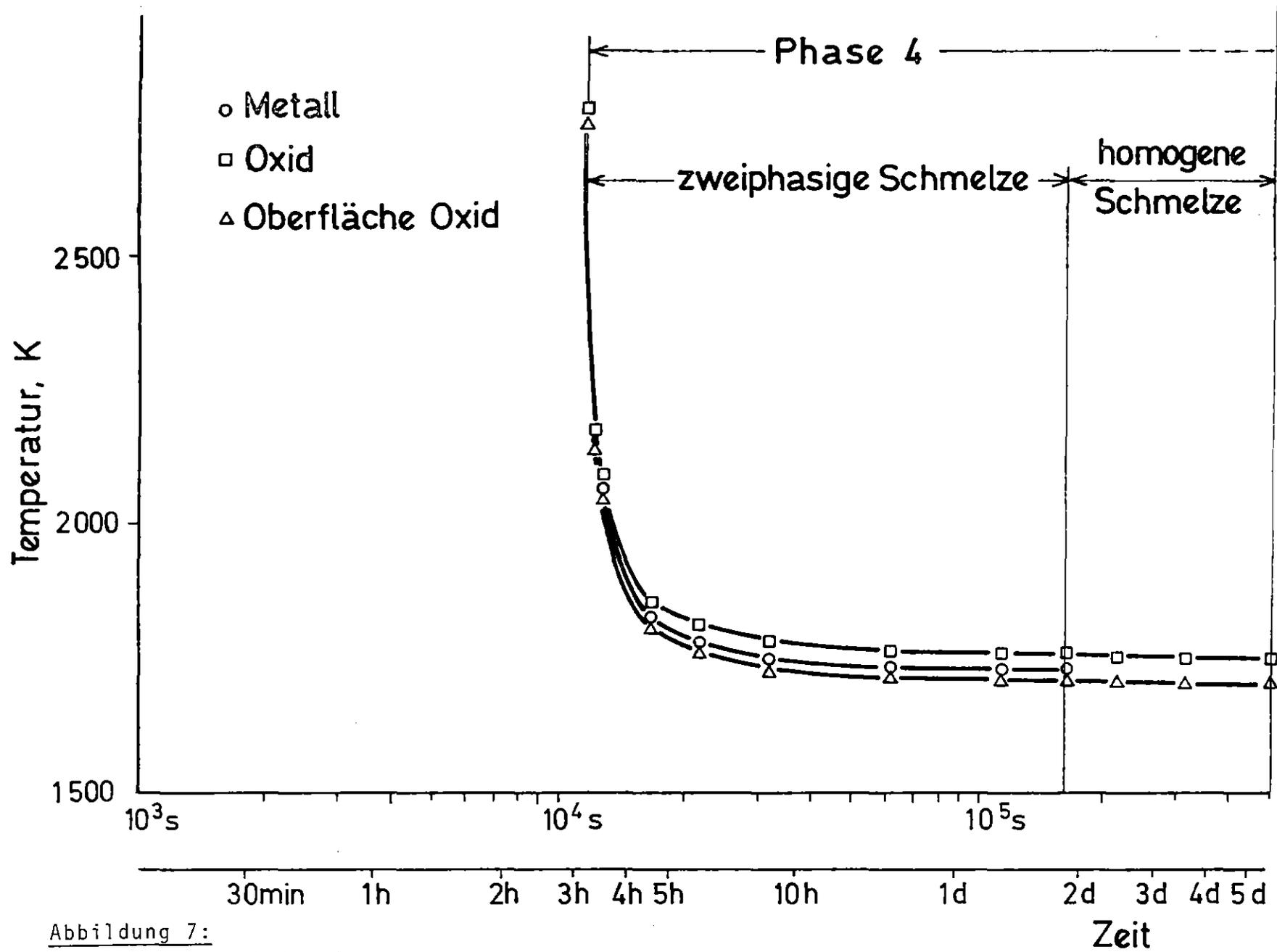


Abbildung 7:
 Schmelzbadtemperaturen

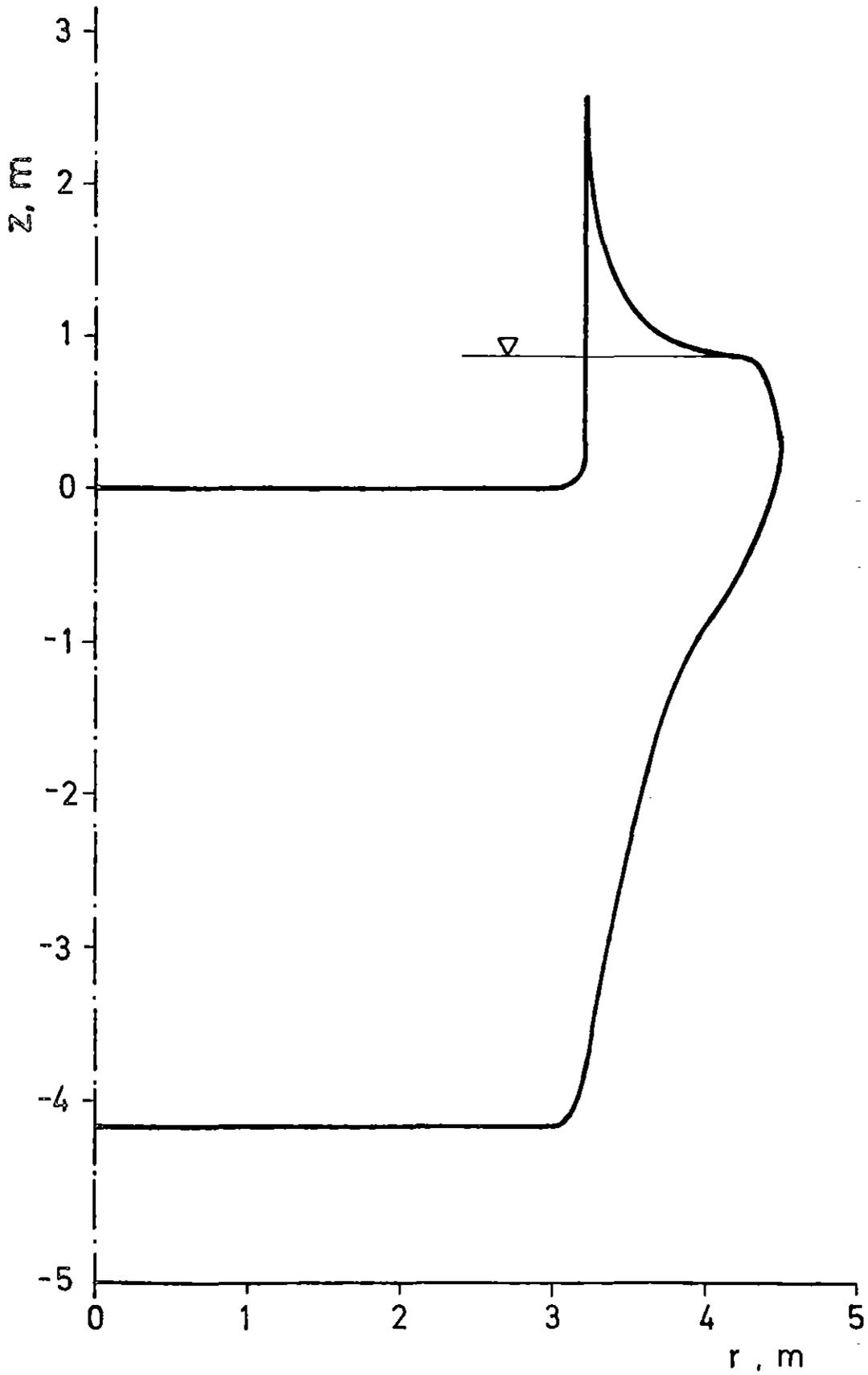


Abbildung 8:

Schmelzenkaverne im Reaktorfundament nach 42 h

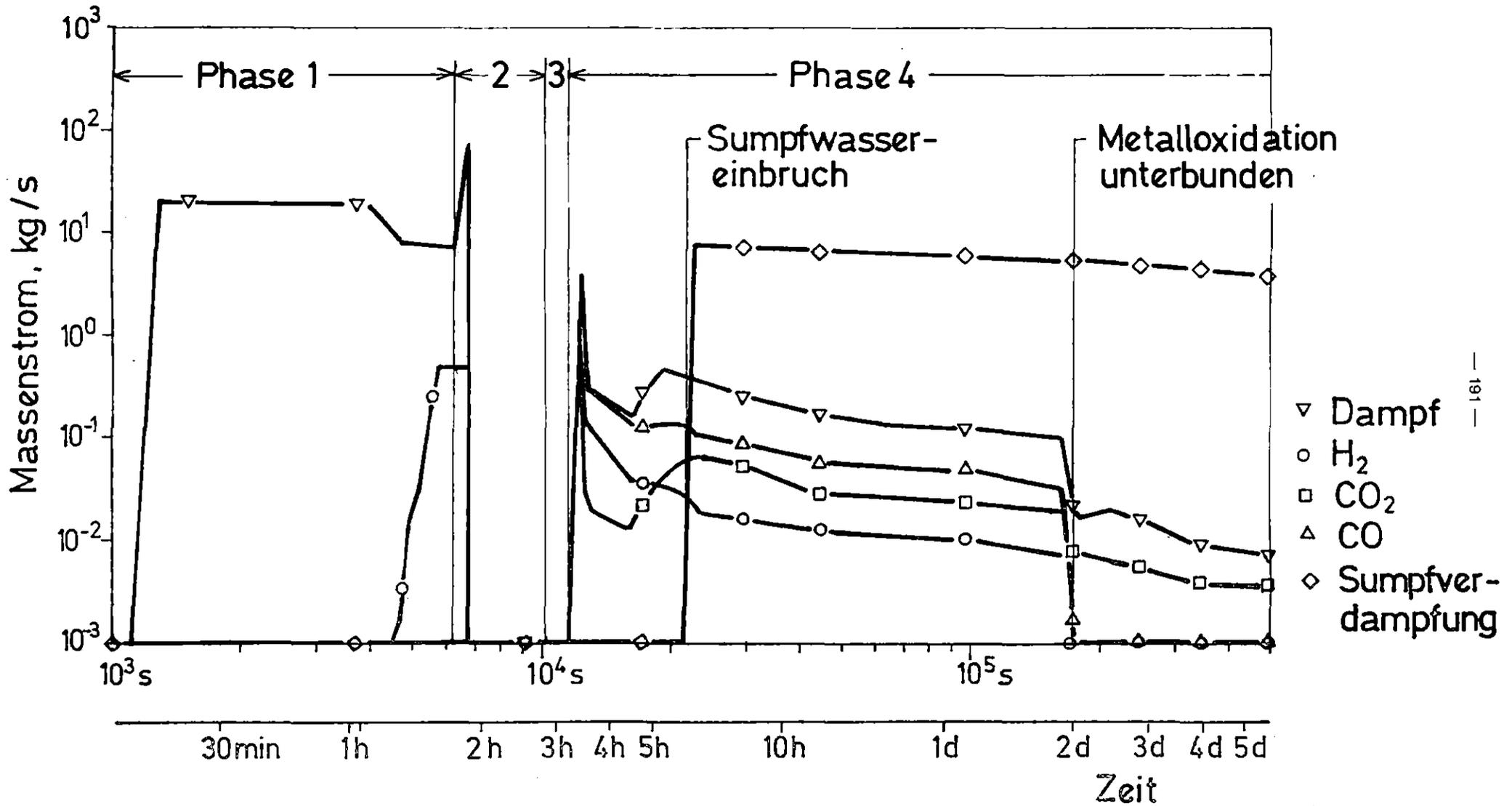


Abbildung 9:

Freigesetzte Gasmassenströme

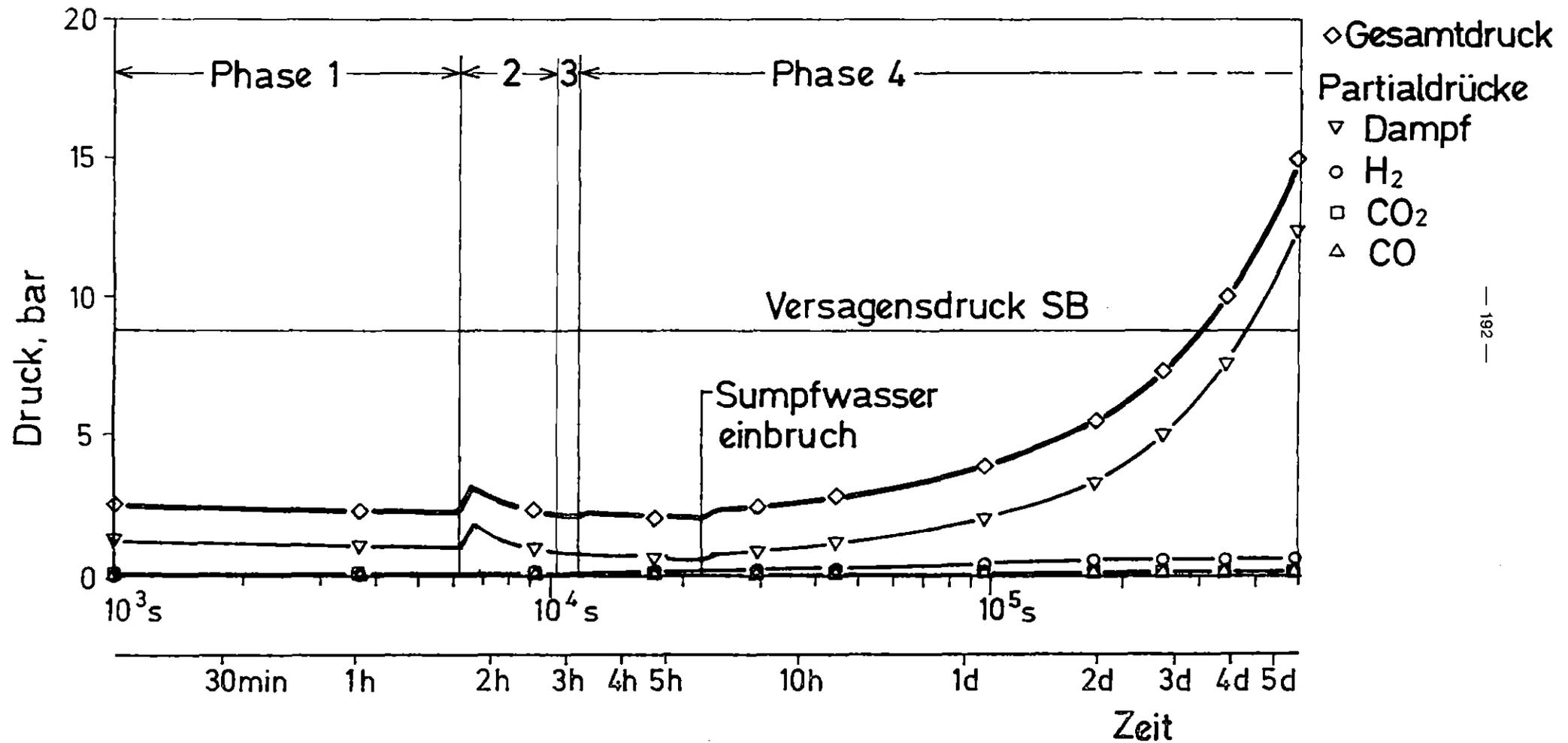


Abbildung 10:
 Drücke im Containment

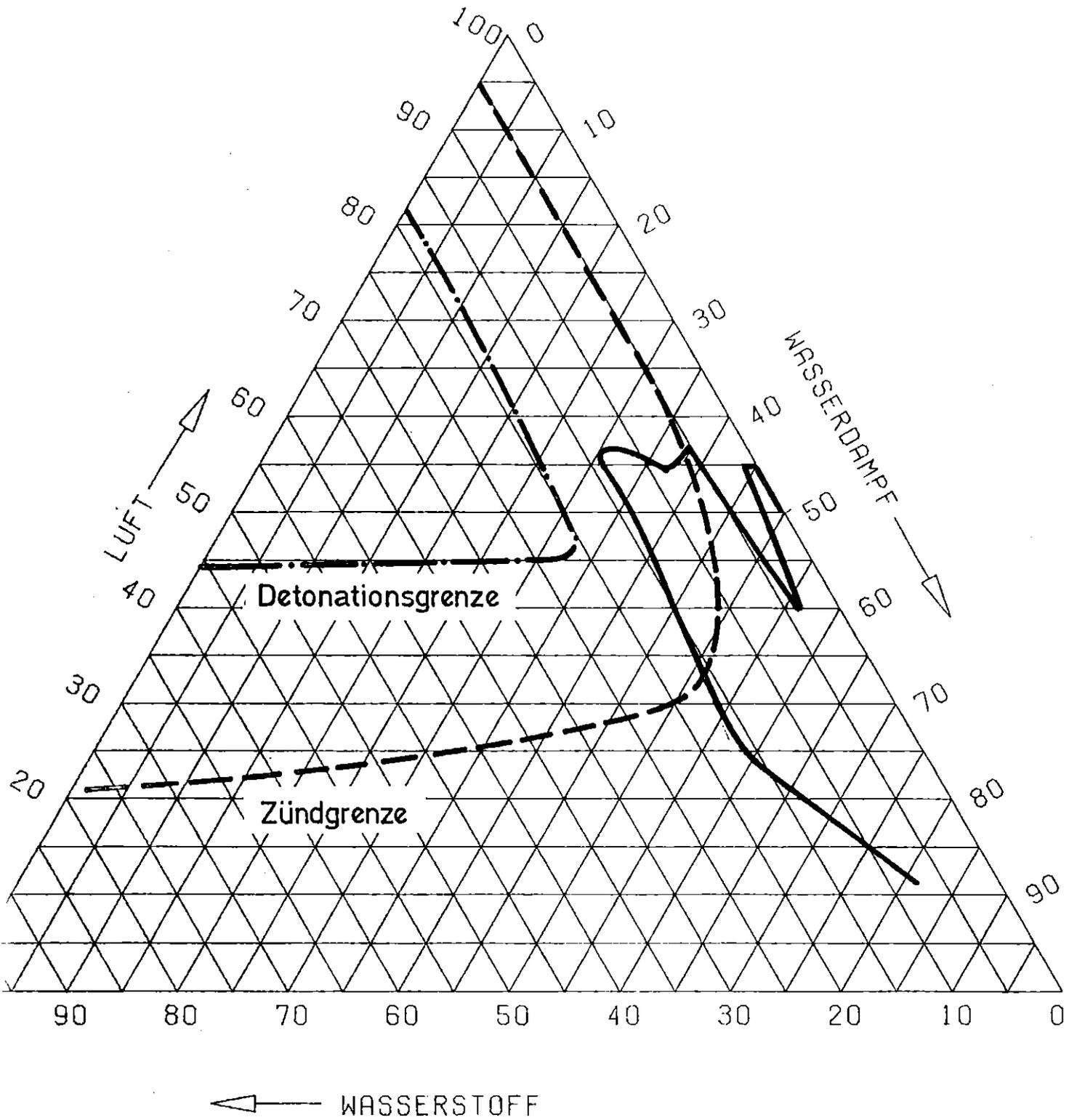
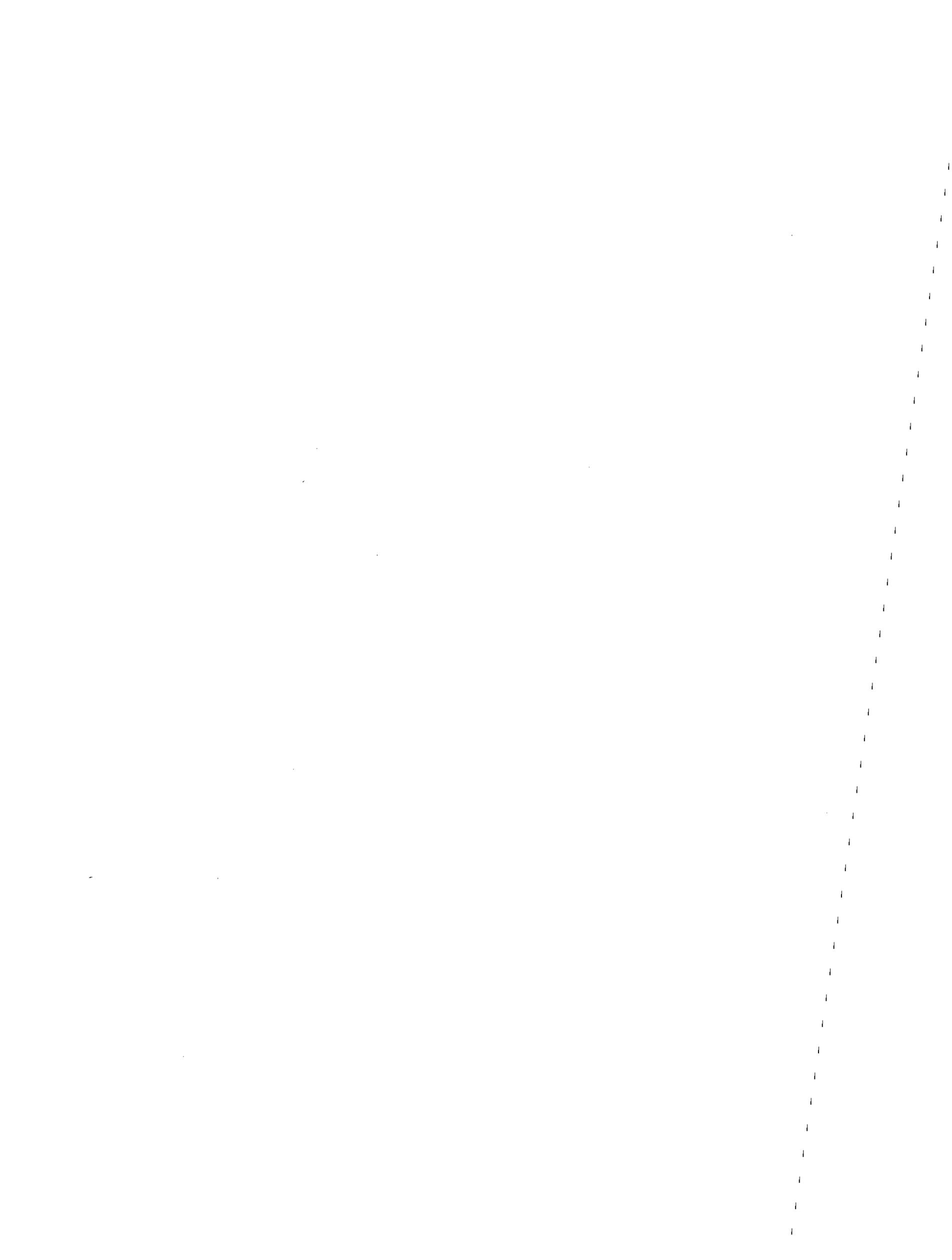


Abbildung 11:

Dreistoffdiagramm für Wasserstoff - Luft -
Wasserdampf (Vol. - %)



PROJEKT NUKLEARE SICHERHEIT
JAHRESKOLLOQUIUM 1980

ZWEIPHASENMASSENSTROM-MESSUNGEN - EIN VERGLEICH VERSCHIEDENER
MESSVERFAHREN

J. REIMANN, H. JOHN, U. MÜLLER

KERNFORSCHUNGSZENTRUM KARLSRUHE
INSTITUT FÜR REAKTORBAUELEMENTE

JAHRESKOLLOQUIUM 1980
DES
PROJEKTES NUKLEARE SICHERHEIT

ZWEIPHASENMASSENSTROM-MESSUNGEN - EIN VERGLEICH VERSCHIEDENER
MESSVERFAHREN

J. Reimann, H. John, U. Müller
Institut für Reaktorbauelemente

1. Einleitung

Bei der Analyse von Kühlmittelverluststörfällen von Leichtwasserreaktoren ist der Massenstrom des Kühlmittels aus einer Bruchstelle eine maßgebliche Größe. Das Kühlmittel strömt dabei sich zeitlich stark ändernd als zweiphasiges Gemisch aus Wasser und Wasserdampf aus der Bruchstelle.

Weltweit werden derzeit technische Großversuche zur Simulation von Kühlmittelverluststörfällen durchgeführt; z.B. im Rahmen des HDR-Programmes - BRD, bei den Flutexperimenten in der Large Scale Reflood Test Facility - Japan, bei den Blowdown Untersuchungen LOBI - Italien und im LOFT-Programm - USA.

Wenn die Übertragung der Ergebnisse aus diesen Simulationsversuchen auf reaktortypische Verhältnisse gelingen soll, dann müssen u.a. die Zweiphasenmassenströme mit hoher Genauigkeit ermittelt werden.

Die Messung von zweiphasigen Massenströmen ist gegenüber der Messung von einphasigen Massenströmen dadurch erschwert, daß die Phasen- und Geschwindigkeitsverteilung im Rohrquerschnitt vielfältige Formen besitzen können.

Die Vielfalt der Massenverteilungen wird in vereinfachender Weise durch typische Strömungsformen charakterisiert. Abb. 1 zeigt die bei waagerechter Rohrströmung charakteristischen

Strömungsformen: Disperse Blasenströmung, Blasenströmung, Schwallströmung, Ring-Spritzerströmung, Schichtenströmung und Wellenströmung. Welche Strömungsform sich einstellt ist im wesentlichen abhängig von den Massenströmen der einzelnen Phasen und den Stoffeigenschaften. Man versucht die Grenzen zwischen den einzelnen Strömungsformen in sog. Strömungskarten darzustellen. In Abb.1 ist als Beispiel dafür die Strömungskarte von Mandhane et al. /1/ enthalten, die als Koordinaten die bezogene Gas- und Flüssigkeitgeschwindigkeit (superficial velocities) verwendet.

Abb. 1 macht deutlich, daß solche komplexe Strömungen hohe Anforderungen an ein universell einsetzbares Zweiphasenmassenstrom-Meßgerät stellen. Die Notwendigkeit, die Zweiphasenmassenströme möglichst genau messen zu können, hat deshalb in den vergangenen Jahren bei verschiedenen Forschungsinstitutionen zur Entwicklung unterschiedlicher Meßverfahren geführt. Ein Überblick über derartige Meßverfahren ist in /2-4/ enthalten.

Auf Anregung des Sachverständigenkreises Notkühlung im Jahre 1974 wurden im Rahmen des Projektes Nukleare Sicherheit im Institut für Reaktorbauelemente Versuchseinrichtungen für stationäre Luft-Wasser- sowie Dampf-Wasser-Strömung geschaffen. Mit Hilfe dieser Versuchskreisläufe, die im Detail in /5/ beschrieben sind, werden im IRB seit einigen Jahren Arbeiten durchgeführt, die als Ziel haben, verschiedene Zweiphasenmassenstrom-Messverfahren unter vergleichbaren Bedingungen zu erproben, zu kalibrieren und die Auswerteverfahren methodisch zu verbessern.

Im Rahmen dieser Zielsetzung besteht eine enge Kooperation mit Forschungsgruppen anderer Institutionen, die Meßverfahren meist für spezielle Sicherheitsexperimente entwickeln. Tabelle 1 zeigt eine Zusammenstellung der im IRB getesteten Instrumentierungen in der zeitlichen Reihenfolge des Einsatzes.

Im folgenden werden einige dieser Verfahren herausgegriffen und näher erläutert. Dabei wird die Darstellung der Meßverfahren nach einer gewissen Rangfolge (Klassifizierung) der Verfahren vorgenommen. Eine Begründung für diese Rangfolge folgt später.

2. Beschreibung der Meßverfahren

Das Radionuklidverfahren /6/, /7/ basiert im wesentlichen auf einer Laufzeitmessung von Strömungsanzeigern und einer Messung des Gasvolumenanteils mit Hilfe eines Gamma-Densitometers (Abb.2). Die Strömungsanzeiger bestehen aus kleinen Mengen von kurzlebigen Radioisotopen. Die flüssige und die gasförmige Phase werden dabei getrennt markiert. In die Flüssigkeit wird das Radioisotop Mn 56 als Mangan-Azetatlösung eingebracht. Das Gas wird durch das Argon-Isotop 41 markiert. Eine hohe Verweilwahrscheinlichkeit der Isotopsubstanzen ist nur in den jeweiligen Phasen vorhanden. Stromab der Injektionsstelle werden die von der Zweiphasenströmung transportierten Isotopenwolken durch Szintillationszähler in zwei Meßebenen detektiert. Weil die Gamma-Energien der beiden Isotope unterschiedlich groß sind, können die Isotope mit elektronischen Energiefenstern getrennt detektiert werden. Eine Korrelation zwischen den Detektionsimpulsen ergibt eine Laufzeit. Aus dem räumlichen Abstand zwischen den Positionen der Detektoren können die Phasengeschwindigkeiten des Gases V_{Rg} und der Flüssigkeit V_{Rl} errechnet werden. (Der zusätzliche Index R soll darauf hinweisen, daß die Phasengeschwindigkeiten mit der Radiotracer-Technik ermittelt wurden). Die Massenstromdichte \dot{G} (Verhältnis von Massenstrom \dot{m} zu Rohrquerschnitt A) wird mit folgender Beziehung ermittelt

$$\dot{G}_{\text{Rad-}\gamma} = \alpha_{\gamma} \rho_g V_{Rg} + (1 - \alpha_{\gamma}) \rho_l V_{Rl} \quad (1)$$

wobei ρ_g und ρ_l die Dichten der Gas- und Flüssigphase sind und α der Gasvolumenanteil (void fraction) ist. Der Gasvolumenanteil wird üblicherweise mit Hilfe eines Gamma-Densitometers gemessen. Dieses Instrument basiert auf der Schwächung der Intensität eines dünnen Gammastrahls beim Durchdringen von Materie. Die Messung ergibt eine entlang des Strahls gemittelte Dichte. Um den über den Rohrquerschnitt gemittelten Wert zu bestimmen, werden in der Praxis mehrere Gammastrahlen verwendet. Zwischen der von einem Gamma-Densitometer gemessenen mittleren Dichte ρ_{γ} und dem mittleren Dampfvolumenanteil besteht folgender Zusammenhang

$$\alpha = (\rho_l - \rho_{\gamma}) / (\rho_l - \rho_g) \quad (2)$$

Für die in dieser Arbeit behandelten Ergebnisse wurde das 3-Strahl Gamma-Densitometer verwendet, das ein Teil der später beschriebenen LOFT-Instrumentierung ist. In der Zwischenzeit wurde im Rahmen der Entwicklung des Radionuklid-Verfahrens ein Gamma-Densitometer entwickelt, das in /7/ und /8/ beschrieben ist.

Das Radionuklid-Verfahren wurde bisher bei den Marviken I und II-Experimenten (Schweden) und einigen HDR-Experimenten (BRD) eingesetzt. Ein Einsatz in den LOBI Experimenten (Euratom Ispra, Italien) wird derzeit vorbereitet.

Das True Mass Flow Meter (TMFM) /9/, /10/ entspricht im Aufbau einer radialen Strömungsmaschine (Abb. 3): Das axial strömende Zweiphasengemisch wird durch einen mit konstanter Drehzahl umlaufenden Rotor in radiale Richtung umgelenkt. Die umgelenkte drallbehaftete Strömung übt dann auf ein Leitschaufelsystem ein Moment aus. Dieses Moment wird mit Dehnungsmeßstreifen gemessen und ist ein direktes Maß für den gesamten Massenstrom bzw. die gesamte Massenstromdichte. Der Zusammenhang zwischen Massenstromdichte G und Moment M ist durch folgende Gleichung gegeben:

$$G_{\text{TMFM}} = \frac{M}{A \omega r^2} \quad (3)$$

mit ω = Winkelgeschwindigkeit, r = Schaufelradius. In dieser Beziehung ist allerdings die Annahme enthalten, daß der Schaufelwirkungsgrad identisch 1 ist. Dies trifft nur für eine ideale Strömungsmaschine zu. Die Größe des tatsächlich vorhandenen Schaufelwirkungsgrades kann mit empirischen Beziehungen aus dem Strömungsmaschinenbau abgeschätzt oder durch Messungen in reiner Wasserströmung ermittelt werden.

Das in dieser Arbeit betrachtete TMFM wurde für das PNS-Cosima-Vorhaben entwickelt. Ergebnisse, die im Rahmen dieses Vorhabens in instationärer Strömung erzielt wurden, sind in /11/ und /12/ enthalten

Die Meßinstrumentierung, die in Abb. 4 dargestellt ist, besteht aus einer Stauscheibe (Drag Disc), einem Turbinenradzähler (Turbine Flow Meter) und einem 3-Strahl-Gamma Densitometer. Diese Art der Instrumentierung wird in mehreren Sicherheitsexperimenten verwendet, wobei die konstruktive Gestaltung der Einzelinstrumente verschieden ist. In diesem Beitrag wird die Instrumentierung betrachtet, die für LOFT (Loss of Fluid Test) in Idaho, USA /13/ verwendet wird. Hier ist die Stauscheibe und der Turbinenradzähler in einer Einheit zusammengefaßt, dem sogenannten Drag Disc Turbine Transducer (DTT) /14/. Der Durchmesser des DTT ist kleiner als der Rohrdurchmesser; die Messung erfolgt daher in gewissem Maße lokal (free field). Es besteht die Frage, auf welche Strömungseigenschaft die einzelnen Meßinstrumente ansprechen. Es wird angenommen, daß die Stauscheibe die querschnittsgemittelte Impulskraft mißt, d.h. die folgende Beziehung gilt:

$$(\rho v^2)_{DD} = \alpha \rho_g v_g^2 + (1-\alpha) \rho_1 v_1^2 \quad (4)$$

Für den Turbinenradzähler wird angenommen, daß das Ausgangssignal ein Maß für den gesamten Volumenstrom ist. Dividiert man den Volumenstrom durch die Rohrquerschnittsfläche, so erhält man eine Geschwindigkeit, die gleich der homogenen Geschwindigkeit V_{hom} ist:

$$V_T = \alpha V_g + (1-\alpha) V_1 \quad (5)$$

Das Gamma Densitometer soll die mittlere Dichte des Gemisches messen, die folgendermaßen gebildet ist:

$$\rho_\gamma = \alpha \rho_g + (1-\alpha) \rho_1 \quad (6)$$

Aufgrund der 3 Strahlen, die über den gesamten Rohrquerschnitt verteilt sind, wird mit dem Gamma Densitometer in sehr viel höherem Maße ein querschnittsgemittelter Wert bestimmt, als mit den DTT-Signalen.

Die Berechnung der Massenstromdichte erfolgt oft nach den folgenden Beziehungen, wobei jeweils die Meßwerte von zwei Meßgeräten kombiniert werden:

$$\dot{G}_{Y-T} = \rho_Y V_T \quad (7)$$

$$\dot{G}_{Y-DD} = (\rho_Y (\rho V^2)_{DD})^{0.5} \quad (8)$$

$$\dot{G}_{T-DD} = (\rho V^2)_{DD} / V_T \quad (9)$$

Diese Auswertebeziehungen sind zwar sehr einfach, sie gelten jedoch, wie sich leicht zeigen läßt (vgl. z.B. /14/), nur für homogene Strömung.

Eine andere Möglichkeit, die Massenstromdichte zu bestimmen, besteht darin, mit den 3 unabhängigen Meßwerten $(\rho v^2)_{DD}$, ρ_Y und V_T mit Hilfe von geeigneten Modellen den Dampfvolumenteil α und die Phasengeschwindigkeiten V_g und V_l zu ermitteln (vgl. z.B. /15/). Für die Massenstromdichte wird dann die Beziehung verwendet, die ohne Einschränkung gültig ist

$$\dot{G} = \alpha \rho_g V_g + (1-\alpha) \rho_l V_l \quad (10)$$

Eine weitere Meßmethode, die zum Vergleich herangezogen wird, besteht aus einer Venturidüse, einem Turbinenradzähler und einem 1 Strahl Gamma-Densitometer. (Abb. 5). Im Gegensatz zum LOFT-Meßeinsatz überstreicht hier der Turbinenradzähler den gesamten Rohrquerschnitt (full flow). Dieser Meßeinsatz wurde in CEN Grenoble entwickelt /16/ und wird bei den PHEBUS Experimenten in Cadarache, Frankreich eingesetzt. In diesem Beitrag wird zur Bestimmung der Massenstromdichte nur die Druckdifferenz über die Venturidüse Δp und die Drehfrequenz des Turbinenradzählers f verwendet:

$$G_V = K_V \sqrt{\rho_V (\Delta p + gh(\rho_o - \rho_a))} \quad (11)$$

$$G_T = K_T \rho_T f \quad (12)$$

wobei $K_{V,T}$ Beiwerte sind, die in einphasiger Strömung bestimmt werden, $g h(\rho_o - \rho_a)$ ist ein Korrekturterm, der bei vertikalem Einbau der Düse auftritt.

Zur Bestimmung der Massenstromdichte aus den obigen Beziehungen muß im wesentlichen die Annahme gemacht werden, daß $\rho_V = \rho_T$, eine Annahme, die a priori nicht erfüllt ist.

3. Einteilung der Meßverfahren

In Tab. 2 werden im folgenden analog zu der Vorgehensweise in /2/ die Meßsysteme nach der Art der Massenstrombestimmung eingeteilt und für jede Gruppe ein Beispiel angeführt:

Ein Verfahren wird als vollständig bezeichnet, wenn

- die Auswertebeziehung ohne Einschränkung gültig ist und
- die in der Auswertebeziehung vorhandenen Größen direkt gemessen werden.

Diese Bedingungen sind für das TMFM und das Radionuklid-Verfahren erfüllt.

Ein Meßverfahren wird als unvollständiges Verfahren bezeichnet, wenn entweder

- die Auswertebeziehung nur für spezielle Strömungsformen Gültigkeit hat

oder

- die Meßwerte über Modelle mit den eigentlichen Größen verknüpft sind, wobei der Gültigkeitsbereich der Modelle i.a. nicht genau bekannt ist.

Ein Beispiel für diese Gruppe ist die Massenstrombestimmung mit den 3 Meßwerten von Stauscheibe, Turbinenradzähler und Gamma-Densitometer. Hier ist die Beziehung für die Massenstromdichte zwar ohne Einschränkung gültig; die Modellbeziehungen für die Stauscheibe und den Turbinenradzähler sind jedoch unbefriedigend, wie die praktische Erfahrung zeigt (vgl. /15/).

In die Gruppe der unvollständigen Verfahren gehört ebenfalls die Massenstrombestimmung mit 2 der oben genannten 3 Meßwerte (z.B. wie in Tab. 2 dargestellt, die Kombination aus Gamma-Densitometer und Stauscheibe). Hier wird implizit eine homogene Strömung angenommen.

Entsprechendes gilt für die Massenstrombestimmung mit den Meßwerten der Venturidüse und des Turbinenradzählers: Hier wird die Dichte nicht direkt gemessen, sondern bei der Ermittlung der Massenstromdichte eliminiert, was nur zulässig ist, wenn die "Modellvorstellung" richtig ist, daß die für beide Instrumente maßgebenden Dichten gleich sind.

Als Konsequenz der in Tab. 2 getroffenen Einteilung der Meßverfahren kann man sagen, daß bei den vollständigen Verfahren auf eine Kalibrierung in zweiphasiger Strömung im wesentlichen verzichtet werden kann, die Meßbereichsgrenzen und Genauigkeiten können aus Messungen in einphasiger Strömung in befriedigender Weise bestimmt werden. Bei den unvollständigen Verfahren ist eine Kalibrierung in zweiphasiger Strömung unbedingt erforderlich.

4. Dampf-Wasser-Kreislauf

Eine ausführliche Darstellung der Versuchskreisläufe ist in /5/ enthalten, hier wird nur kurz der Dampf-Wasser-Kreislauf beschrieben (Abb.6): Zwei Dampferzeuger, von denen einer leicht überhitzten Dampf, der andere leicht unterkühltes Wasser bereitstellt, versorgen den Versuchsstand. Stromab der Mischkammer befindet sich die Teststrecke, die mit den zu untersuchenden Instrumenten bestückt ist.

Die Teststrecke ist mit einem 5-Strahl-Gamma-Densitometer /17/ (Teststreckendurchmesser 50 mm) und mit lokal messenden Impedanz-Sonden /18/, /19/ ausgestattet. Diese Meßinstrumente sind Teil der allgemeinen Kreislaufinstrumentierung und haben den Zweck, die Strömungszustände der Zweiphasenströmung in der Teststrecke zu identifizieren /20/, /21/.

In einem Kondensator wird das Zweiphasengemisch kondensiert und über Pumpen in die Dampferzeuger zurückgefördert.

Wesentliche Bestandteile des Kreislaufes sind Meßblenden, welche jeweils getrennt den einphasigen Massenstrom des Wasserdampfes und des Wassers vor dem Eintritt in die Mischkammer er-

mitteln. Die Summe der Massenströme ergibt den gesamten Massenstrom, der als Referenzwert zum Vergleich mit den Werten benutzt wird, die von den eingesetzten Meßverfahren gemessen werden.

5. Ergebnisse

Im folgenden werden die Meßergebnisse der einzelnen Verfahren miteinander verglichen. Die Tests wurden in Dampf-Wasser-Strömung durchgeführt bei vergleichbarer Variation von Massenstrom, Dampfgehalt und Druck. Die Versuchsmatrix umfaßte folgende Strömungsformen: Wellenströmung, Schwallströmung und exzentrische Ring-Spritzerströmung, also Strömungsformen, bei denen ausgeprägte Phasen- und Geschwindigkeitsunterschiede im Rohrquerschnitt auftreten. Das Radionuklid-Verfahren und der LOFT-Meßeinsatz wurden gemeinsam in waagerechter Strömung getestet. Das TMFM, dessen Rohrachse senkrecht orientiert sein muß, befand sich am Ende einer horizontalen Teststrecke. Der PHEBUS-Meßeinsatz wurde zusammen mit der bei den PHEBUS Experimenten vorhandenen Rohranordnung (vgl. Abb.5) getestet.

In den nächsten Abbildungen ist jeweils die von einem getesteten Verfahren gemessene Massenstromdichte über der Referenzmassenstromdichte aufgetragen.

Abb. 7 zeigt die TMFM-Ergebnisse: Die Streuung der Versuchspunkte ist sehr klein, der mittlere Fehler des Verhältnisses TMFM-Massenstromdichte zu Referenzmassenstromdichte beträgt $\approx 3\%$, die Standardabweichung $\approx 10\%$. Die Abweichungen von den Referenzwerten sind praktisch unabhängig von der Massenstromdichte und, was aus der Abb. 7 nicht zu ersehen ist, von Dampfgehalt und Druck, d.h. praktisch unabhängig von der Strömungsform in der Teststrecke /22/. Die Abweichungen sind im wesentlichen dadurch bedingt, daß in der Auswertung ein Schaufelwirkungsgrad von 1 angenommen wurde.

Abb. 8 zeigt die Ergebnisse, gewonnen mit dem Radionuklid-Verfahren (/14, /23/):

Auch hier ist eine gute Übereinstimmung zwischen gemessenen und Referenzwerten vorhanden. Der mittlere Fehler der Verhältnisse der Massenstromdichten beträgt + 5 %, die Standardabweichung 7 %. Die größten absoluten Abweichungen treten im oberen Bereich der Massenstromdichte auf. Es wurde in /15/ gezeigt, daß sie im wesentlichen durch die Bestimmung des querschnittsgemittelten Dampfvolumentanteils aus den Meßwerten der einzelnen Gamma-Strahlen verursacht werden. Verbesserungen sind hier dadurch möglich, daß aus den Signalen der einzelnen Strahlen des Gamma-Densitometers zunächst die Strömungsform bestimmt wird und anschließend die Querschnittsmittelung des Dampfvolumentanteils in Abhängigkeit von der Strömungsform vorgenommen wird /24/.

Abb. 9 zeigt die entsprechenden Ergebnisse gemessen mit dem LOFT-Meßeinsatz: Die Streuung der Meßwerte ist erheblich. Abweichungen bis zu einem Faktor zwei und mehr treten auf. Es ergeben sich für die einzelnen Meßkombinationen folgende Mittelwerte \bar{x} und Standardabweichungen σ :

	\bar{x}	σ
$G_{\gamma-T}/G_{Ref}$	1,36	0,43
$G_{\gamma-DD}/G_{Ref}$	0,95	0,20
G_{T-DD}/G_{Ref}	0,73	0,32

Von den drei Kombinationsmöglichkeiten ergibt die Kombination Gamma-Densitometer-Stauscheibe die besten Ergebnisse.

In Abb. 9 sind keine Meßpunkte vorhanden, bei denen ein Meßwert "falsch" gemessen wurde aufgrund von z.B. Verstärkerdrift oder Messen außerhalb des Gerätemeßbereichs. Die Abweichungen sind dadurch bedingt, daß zum einen die verwendeten Beziehungen nur für homogene Strömungsform gültig sind, zum anderen die Stauscheibe und der Turbinenradzähler in gewissem Maße örtliche Werte anzeigt.

Die Abweichungen, die durch die Meßwertbeziehungen (7) bis (9) hervorgerufen werden, sind in Abb. 10 dargestellt (aus /15/). Hierfür wurden in den Gleichungen (7)-(9) für ρ_Y (ρV^2)_{DD} und V_T die Gleichung (4)-(6) eingesetzt und die Werte durch die allgemein gültige Beziehung für die Massenstromdichte Gl.(10) dividiert. Abb. 10 zeigt die rechnerisch bestimmten Massenstromdichte-Verhältnisse als Funktion des Schlupfes S (Verhältnis aus Phasengeschwindigkeit des Gases zu Phasengeschwindigkeit der Flüssigkeit). Parameter ist der Dampfvolumenteil α .

Die Auswertebeziehungen, die die Meßwerte des Gamma-Densitometers und Turbinenradzählers sowie der Stauscheibe und des Turbinenradzählers kombinieren zeigen eine starke Abhängigkeit vom Schlupf. Dagegen ist die Auswertebeziehung für die Kombination Gamma-Densitometer-Stauscheibe vergleichsweise wenig vom Schlupf abhängig. Diese Tatsache erklärt zum Teil das günstigere Ergebnis für diese Kombination.

Wie erwähnt, überstreichen die hier betrachteten Versuche das Gebiet derjenigen Strömungsformen, die durch Schwerkrafteinfluß ausgeprägte Dichteschichtungen besitzen. Das bedeutet, daß die Strömungsgrößen in einem Rohrquerschnitt im wesentlichen von der Vertikalen abhängen.

Mit dem Gamma-Densitometer wird ein vergleichsweise guter Mittelwert der Dichte bzw. des Dampfvolumentails bestimmt. Ein Mehrstrahl-Gamma-Densitometer kann darüberhinaus noch Information über die Dichteverteilung im horizontalen Rohr liefern /24/. Für die hier diskutierten Versuche war es sehr vorteilhaft, mit Hilfe des Gamma-Densitometers die Höhe der Wasseroberfläche zu bestimmen, die bei einer idealen Schichtenströmung vorhanden wäre (Abb. 11 unten). Es zeigte sich, daß diese Höhe der Phasentrennfläche $(y/d)_{IF}$ geeignet ist, um einen einfachen Zusammenhang zwischen lokalen und integralen Meßwerten der Stauscheibe und des Turbinenradzählers herzustellen /15/.

Dieser Zusammenhang wird auch verwendet, um die LOFT-Massenstrom-instrumentierung zu kalibrieren. In Abb. 11 ist dies für die Kombination Stauscheibe-Gamma-Densitometer dargestellt: Die Beziehung (8) wird mit einem Koeffizienten C multipliziert, der in einfacher Weise von der Höhe der Phasenstromfläche abhängt. Die auf diese Weise bestimmte Massenstromdichte ist in Abb. 12 dargestellt. Die Streuung der Meßpunkte wurde deutlich reduziert; die mittlere Abweichung des Massenstromdichteverhältnisses beträgt $\approx 4 \%$, die Standardabweichung $\approx 15 \%$.

In der Abb. 13 sind die Ergebnisse der PHEBUS-Instrumentierung aufgetragen. Zusätzlich zu der Variation von Massenstrom, Dampfgehalt und Druck wurde hier auch die Strömungsrichtung variiert. Die Genauigkeit der Resultate für nach oben gerichtete Strömung ist gut, die Abweichung des Mittelwerts beträgt ca. 1% , die Standardabweichung 6% . Für abwärtsgerichtete Strömung treten größere Meßfehler auf. Hier ist die mittlere Abweichung -16% , die Standardabweichung 12% .

Die Abweichungen werden dadurch verursacht, daß die Annahme gleicher Dichten in den Meßquerschnitten nicht genau zutrifft. Aufgrund der Beeinflussung der Phasenverteilung durch Strömungsumlenkungen im Rohrsystem und durch die Meßgeräte selbst, kann der Dampfvolumenteil und damit die Dichte in den Meßquerschnitten verschieden sein. Dieser Sachverhalt läßt sich auch durch den Schlupf S erfassen, der sowohl für die Venturidüse, als auch für den Turbinenzähler mit Hilfe der Referenzwerte der Kreislaufinstrumentierung berechnet wurde /25/. Es zeigte sich, daß der Schlupf für jedes Meßinstrument nur schwach vom Massenstrom und Dampfgehalt abhängig war, jedoch eine deutliche Abhängigkeit vom Druck und der Strömungsrichtung besaß. Abb. 14 zeigt die für jeden untersuchten Druck gemittelten Werte, aufgetragen über dem Dichteverhältnis der Phasen bzw. dem Druck.

Das Prinzip der Kalibrierung dieser Instrumentierung beruht nun darauf, diese Abhängigkeit des Schlupfes in den entsprechenden Auswertbeziehungen zur Bestimmung der Dichten zu verwenden. Die Abb. 15 zeigt die Ergebnisse mit dieser Kalibrierungsmethode:

die Werte für abwärtsgerichtete Strömung, die erhebliche Abweichungen besaßen, wurden deutlich verbessert (Abweichung des Mittelwerts 3 %, Standardabweichung 13 %).

6. Besondere Merkmale der Meßgeräte

Im folgenden werden stichwortartig die Ergebnisse zusammengefaßt sowie sehr vereinfachend andere typische Merkmale der Meßgeräte kurz angesprochen:

TMFM:

Die Vorteile bestehen in der einfachen Bestimmung des Massenstroms da nur eine Meßgröße benötigt wird und der Unabhängigkeit von der Phasenverteilung (Strömungsform).

Als Nachteil ist zu werten, daß die Strömung stark gestört wird und das Meßgerät einen Druckverlust verursacht, der bis zu einigen bar betragen kann. Der mechanische Aufbau des TMFM ist sehr aufwendig.

Radionuklid-Verfahren

Als Vorteil ist zu sehen, daß die Phasengeschwindigkeiten direkt gemessen werden und damit auch der Dampfanteil der Strömung bestimmt werden kann, sowie die weitgehende Unabhängigkeit des Meßverfahrens von der Phasenverteilung.

Ein Nachteil besteht darin, daß die Verwendung von radioaktiven Isotopen einen erheblichen Aufwand mit sich bringt (Isotopenproduktion, - Transport, Strahlenschutz). Die Anforderungen an die Meßtechnik und Signalverarbeitung sind hoch.

Stauscheibe und Turbinenradzähler (DTT) und Gamma-Densitometer

Ein Vorteil ist, daß der DTT auch in erschwert zugänglichen Geometrien eingesetzt werden kann (Downcomer, Gitterplatte)

Nachteilig ist, daß eine starke Abhängigkeit der Meßwerte vom Strömungszustand vorhanden ist, was eine aufwendige Kalibrierung notwendig macht.

Venturidüse und Turbinenradzähler

Der Vorteil liegt hier im einfachen Aufbau und der einfachen Meßwertverarbeitung.

Nachteilig ist auch hier die Notwendigkeit der Kalibrierung.

7. Kalibrierung der Meßverfahren in instationärer Strömung

Die bisherigen Ausführungen beschränken sich auf Untersuchungen in stationärer Strömung obwohl die Meßverfahren für Experimente entwickelt wurden, in denen sich der Strömungszustand zeitlich stark ändern kann. Die Begründung für diese Vorgehensweise war, daß

- a) eine Referenzmessung des Massenstroms (z.B. durch Messung von einphasigen Massenströmen stromauf der Mischkammer, wie in Kap. 4 beschrieben) nicht existierte.
- b) eine Analyse der Abhängigkeit der Meßsignale von bestimmten Phasenverteilungen (Strömungsformen) nur möglich ist, wenn diese Phasenverteilungen über einen längeren Zeitraum (stationär) eingestellt werden und deshalb gemessen werden können (z.B. mit Impedanzsonde und Gamma-Densitometer).

Auf diese Weise wurden Erkenntnisse gewonnen, die zum Teil direkt auf instationäre Strömung übertragen werden können. So ist zu erwarten, daß ein Meßverfahren, dessen Meßgenauigkeit sich in stationären Tests als praktisch unabhängig von der Phasenverteilung erwiesen hat, auch bei instationären Tests keine merkliche Abhängigkeit von anderen Phasenverteilungen zeigen wird. Auf der anderen Seite ist diese Übertragbarkeit nicht a priori zulässig bei Meßverfahren, deren Genauigkeit vom Strömungszustand abhängt. Auch für die erstgenannten Meßverfahren gibt es Gründe, die Tests in instationärer Strömung notwendig machen. Hier ist zu erwähnen die starke mechanische Beanspruchung der Meßgeräte bei Beginn eines Blowdowns, der Einfluß starker Temperaturtransienten auf die Meßgenauigkeit und die zeitliche Auflösung der Meßverfahren.

Aus diesen Gründen wurde der Aufbau eines Versuchsstandes für instationäre Strömung (Blowdownversuchsstand) in Angriff ge-

nommen /26/, der 1981 für Tests verfügbar sein wird. Die Referenzmessung soll dabei mit einem TMFM erfolgen, das speziell für diese Betriebsbedingungen ausgelegt wurde. Als zusätzliche Instrumentierung in der Teststrecke werden Gamma-Densitometer eingesetzt, die sich in stationärer Strömung bewährt haben und für instationäre Strömung modifiziert werden.

Literatur

- /1/ Mandhane, J.M.; et al.:
Flow pattern map. Int. J. Multiphase Flow,
Vol. 1, 537 (1974)
- /2/ Reimann, J.:
Massenstrommeßverfahren für Zweiphasenströmungen
(Dampf/Flüssigkeit); KTG-Fachtagung: Experimentiertechnik
auf dem Gebiet der Reaktor-Fluidodynamik, Berlin,
10-12. März 1976.
- /3/ Barschdorff, D.; Class, G.; Loeffel, R.; Reimann, J.;
Mass flow measuring techniques in transient two phase
flow.
Specialists' Meeting on Transient Two-Phase Flow, Toronto,
August 31, 1976
- /4/ Riebold, W.; Barschdorf, G.; Class, G.; Hampel, G.;
Kosfeld, R.; Löffel, R.; Reimann, J.; Wesser, U.;
Summary of German Instrumentation Research; 6th Water
Reactor Safety Res. Inf. Meeting, Wash., Nov. 7-11, 1978.
- /5/ John, H.; Reimann, J.:
Gemeinsamer Versuchsstand zum Testen und Kalibrieren
verschiedener Zweiphasen-Massenstrommeßverfahren,
Anlagenbeschreibung.
KfK 2731 B, Febr. 1979
- /6/ Löffel, R.;
Durchflußmessung mit Radiotracern; Durchfluß-Meßtechnik
Tagung Düsseldorf, 10-11. März 1976, Düsseldorf:
VDI-Verlag 1976. VDI-Berichte 254, S. 133-142.
- /7/ Löffel, R.;
Massenstrommessungen an Ein- und Mehrphasenströmungen;
Atomkernenergie/Kerntechnik, Bd. 33(1979)139 - 143,
Verlag Karl Thieme, München.

- /8/ Löffel, R.;
Void Fraction Measurements in Two-Phase Flow; KfK 3003
(to be published)
- /9/ Class, G.; Cramer, M.;
True Mass Flow Meter - Ein Meßgerät zur Messung
instationärer Zweiphasenmassenströme; DAtF/KTG-Reaktor-
tagung Nürnberg, 8-11. April 1975; Paper No. 347.
- /10/ Class, G.; Hain, K.; Schloß, F.; Wagner, K.H.;
True Mass Flow Meter: Entwicklung und Einsatz eines
Massenstrom-Meßgerätes für instationäre Zweiphasen-
strömungen, KfK 2790, Juli 1979.
- /11/ Class, G.; Hain, K.; Meyder, R.;
Thermohydraulisch gesteuerte Blowdown-Versuche in der
Versuchsanlage COSIMA zum DWR-Brennstabverhalten:
Experimentelle und theoretische Ergebnisse,
KfK 2770, Feb. 1979.
- /12/ Class, G.; Wagner, K.; Reimann, J.;
Transient Two-Phase Mass Flow Rate Measurements with a
True Mass Flow Meter; Two-Phase Instrumentation Review
Group Meeting, Troy, New York, March 13-14, 1978.
- /13/ Reeder, D.L.;
Loft System and Test Description, NUREG/CR-0247,
TREE-1208, EG&G Idaho, Inc., July 1978.
- /14/ Reimann, J.; John, H.; Löffel, R.; Solbrig, C.W.;
Stephens, A.G.; Goodrich, L.D.;
EG&G Mass Flow Rate Instrumentation Tests at Kern-
forschungszentrum Karlsruhe, Data Report Vol. 1,
KfK 2784, 1980.
- /15/ Reimann, J.; John, H.; Löffel, R.; Solbrig, C.W.;
Chen, L.L.; Goodrich, L.D.;
EG&G Mass Flow Rate Instrumentation Tests at Kern-
forschungszentrum Karlsruhe, Analyses Report Vol. 1,
KfK 2812, 1979.

- /16/ Frank, R.; Mozars, J.; Ricque, R.;
Determination of Mass Flow Rate and Quality Using a
Turbine Meter and a Venturi, Heat and Fluid Flow in Water
Reactor Safety Manchester, Sept. 13-15, 1977.
- /17/ John, H.; Reimann, J.; Alsmeyer, H.; Hahn, H.; Megerle, A.;
Serielles 5-Strahl- γ -Densitometer zur Dichtemessung einer
Zweiphasenströmung
KfK 2783 (Nov. 79)
- /18/ Müller, St.;
Verfahren und Einrichtung zum Identifizieren einer Zwei-
phasenströmung, Reaktortagung 1978, Hannover (Germany)
Apr. 5-7, 1978 pp. 174-177.
- /19/ Reimann, J.; John, H.; Müller, St.;
Impedance Probe for Detecting Flow Regime and Measuring the
Phase Distribution in Horizontal Air-Water- and Steam-Water
Flow; Two-Phase Flow Instrumentation Review Group Meeting,
Troy, New York, March 13-14, 1978.
- /20/ Reimann, J.; John, H.;
Phasenverteilung in horizontaler Luft-Wasser- sowie Dampf-
Wasser-Strömung. Reaktortagung, Hannover, 4-7 April 1978,
Deutsches Atomforum e.V., Kerntechnische Ges. im Dt. Atom-
forum e.V. Leopoldshafen 1978: ZAED.S. 170-73.
- /21/ Reimann, J.; John, H.;
Measurements of the Phase Distribution in Horizontal Air-
Water- and Steam-Water-Flow; Second CSNI Specialist
Meeting on Transient Two-Phase Flow, Paris (France),
12th-14th June 1978.
- /22/ Wagner, K.; Reimann, J.; Class, G.; John, H.; Schloss, F.;
Transient and steady-state two-phase mass flow rate
measurements with a true mass flow meter.
Nuclear Power Option for the World,
Europ. Nuclear Conf., Hamburg, May 6-11, 1979
American Nuclear Society, Transactions 31 (1979) S. 431-33

- /23/ Reimann, J.; John, H.; Löffel, R.; Solbrig,, C.W.;
Chen, L.L.; Good, R.R.;
Mass Flow Rate Measurements in Horizontal Steam-Water Flow
with a Drag Disc Turbine Transducer, a Gamma Densitometer
and the Radiotracer Technique
Nuclear Reactor Thermal Hydraulics Topical Meeting, Saratoga
N.Y., Oct. 1980.
- /24/ Lassahn, D.G.;
LOFT Three-Beam Densitometer Data Interpretation;
THREE-NUREG-1111; 1976.
- /25/ Frank, R.; Reimann, J.; John, H.;
Mass Flow Rate and Quality Measurements with a Venturi
Nozzle and a Turbine Meter in Steam-Water Flow European
Two-Phase Flow Group Meeting
University of Strathclide, Glasgow, 3rd-6th June, 1980.
- /26/ Reimann, J., John, H.;
Gemeinsamer Versuchsstand zum Testen und Kalibrieren ver-
schiedener Zweiphasen-Massenstrom-Meßverfahren;
KfK 2800, S. 7-11, Februar 1980.

Instrumentation	Measured Quantities	Main Characteristics			Origin
		Measurements local	global	Evaluation of \dot{m} using	
a) radiotracer injection and detection + multibeam γ -densitometer	phase velocity + density		X	3 parameter equation	KfK-LIT Germany
b) drag body	momentum flux	X		2 parameter equation (additional density measurements needed)	Battelle-Frankfurt Germany
c) thermocouples	velocity	X			TU-Berlin Germany
d) 2 beam γ -densitometer + local turbines + drag bodies	density + volume and momentum fluxes	X	X	2 parameter equation	Euratom-Ispra Italy
e) 3 beam γ -densitometer + drag disc-turbine-transducer		X	X		2 and 3 param. equation
f) 2 beam γ -densitometer + full flow turbine + drag screen or drag disc		X	X	EG&G Idaho, Semiscale, USA	
g) true mass flow meter (TMFM)	stator torque		X	direct measurement	KfK-IRE-IT, Germany
h) single beam γ -densitometer + venturi nozzle + full flow turbine	density + differential pressure + volume flux		X	2 parameter equation	CEN-Grenoble France



Tab. 1: Tests of Two-Phase Mass Flow Rate Instrumentation

Zweiphasen-Massenstrom-Bestimmung

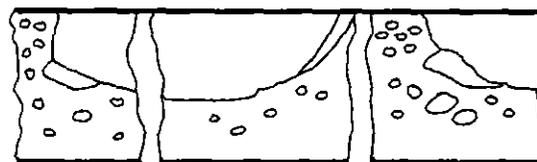
vollständige Verfahren			unvollständige Verfahren	
Beispiele	TMFM	Radionuklid Verf.	γ -DTT	γ -DD
Auswerte-Bez.	$G = M(Ar^2\omega)^{-1}$	$G = \alpha\rho_G V_G + (1-\alpha)\rho_L V_L$		$G = [\rho_\gamma(\rho V^2)_{DD}]^{1/2}$
Gültigkeits-Ber.	Für alle Strömungsformen			Homogene Strömung
Meßgrößen	M	α, V_G, V_L	$(\rho V^2)_{DD}, V_T, \alpha$	$\rho_\gamma, (\rho V^2)_{DD}$
Auswertung	direkt ohne Verwendung von Modellannahmen		indirekt über Modelle, z. B. $(\rho V^2)_{DD} = \alpha\rho_G V_G^2 + (1-\alpha)\rho_L V_L^2$ $V_T = V_{hom} = \alpha V_G + (1-\alpha)V_L$	direkt Modelle in Auswerte-Bez.
Information der Messung	Vollständig		Unvollständig	
	Auf Kalibrierung kann verzichtet werden		Kalibrierung in jedem einzelnen Falle erforderlich	



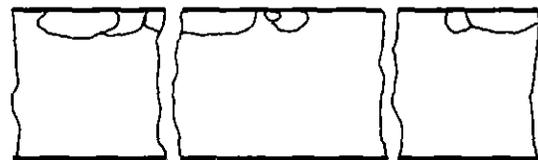
Tab. 2: Klassifizierung der Meßverfahren



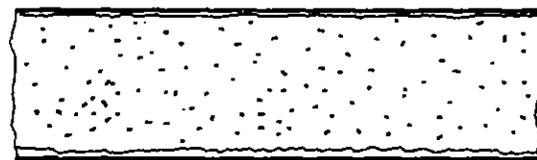
Disperse Blasenströmung
Dispersed Bubble Flow



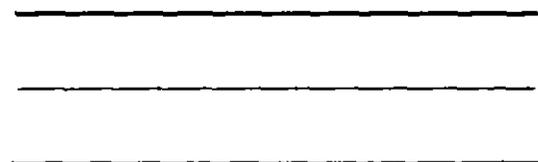
Schwallströmung
Slug Flow



Blasenströmung
Bubble, Elongated Bubble Flow



Ring-, Ring-Nebelströmung
Annular, Annular Mist Flow

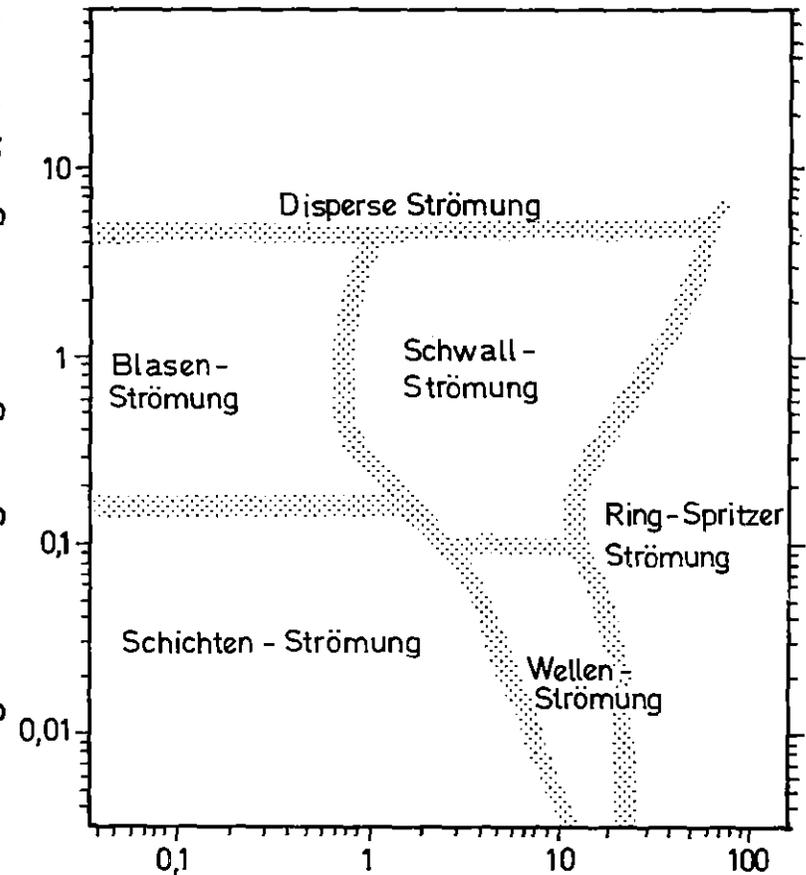


Schichtenströmung
Stratified Flow



Wellenströmung
Wave Flow

Bezogene Flüssigkeitgeschwindigkeit v_{sl} (m/s)



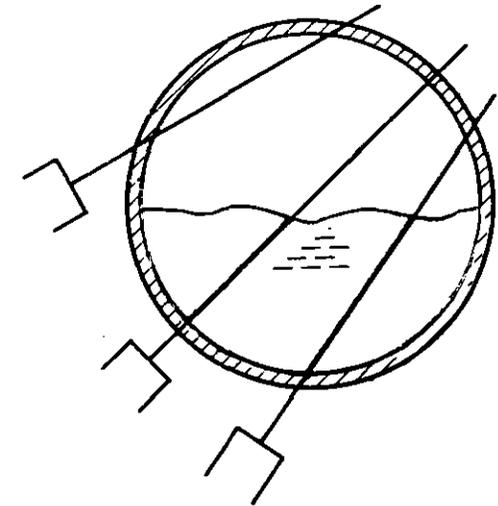
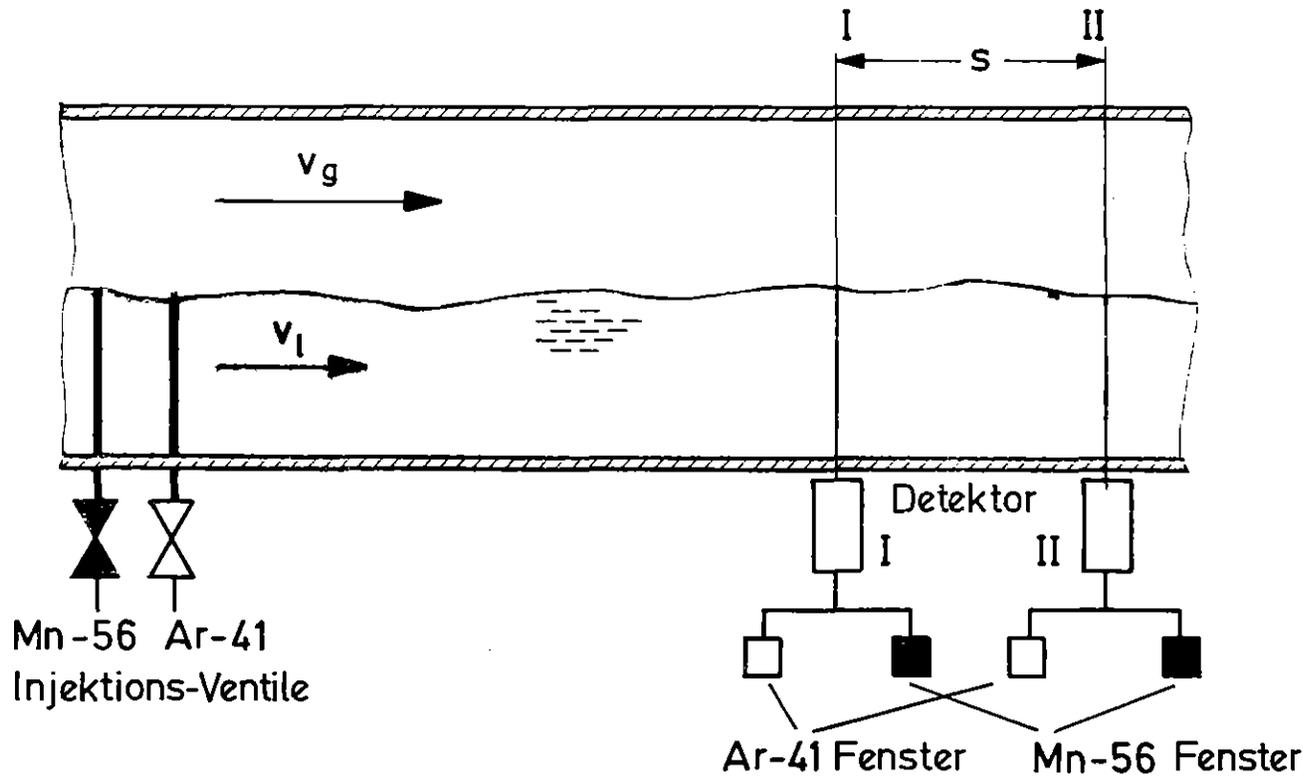
Bezogene Gasgeschwindigkeit v_{sg} (m/s)
Strömungskarte für horizontale Rohrstr. (Mandhane, Gregory, Aziz)



Abb. 1: Strömungsformen und Strömungskarte für horizontale Rohrströmung

RADIOTRACER INJEKTION

GAMMA DENSITOMETER



$$v_{Rg} = \frac{s}{\Delta t_g}$$

$$v_{Rl} = \frac{s}{\Delta t_l}$$

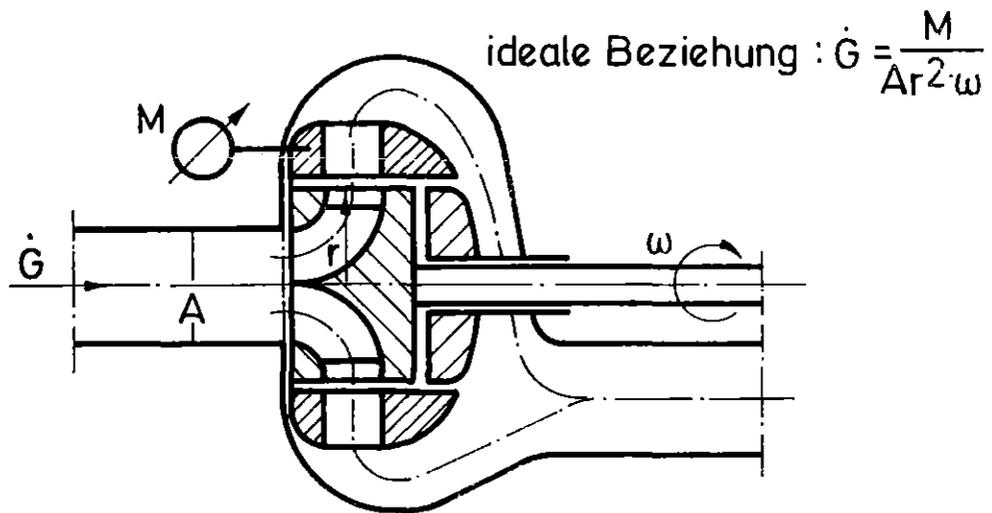
$$\alpha = \frac{\rho_l - \rho_g}{\rho_l - \rho_g}$$

Massenstromdichte

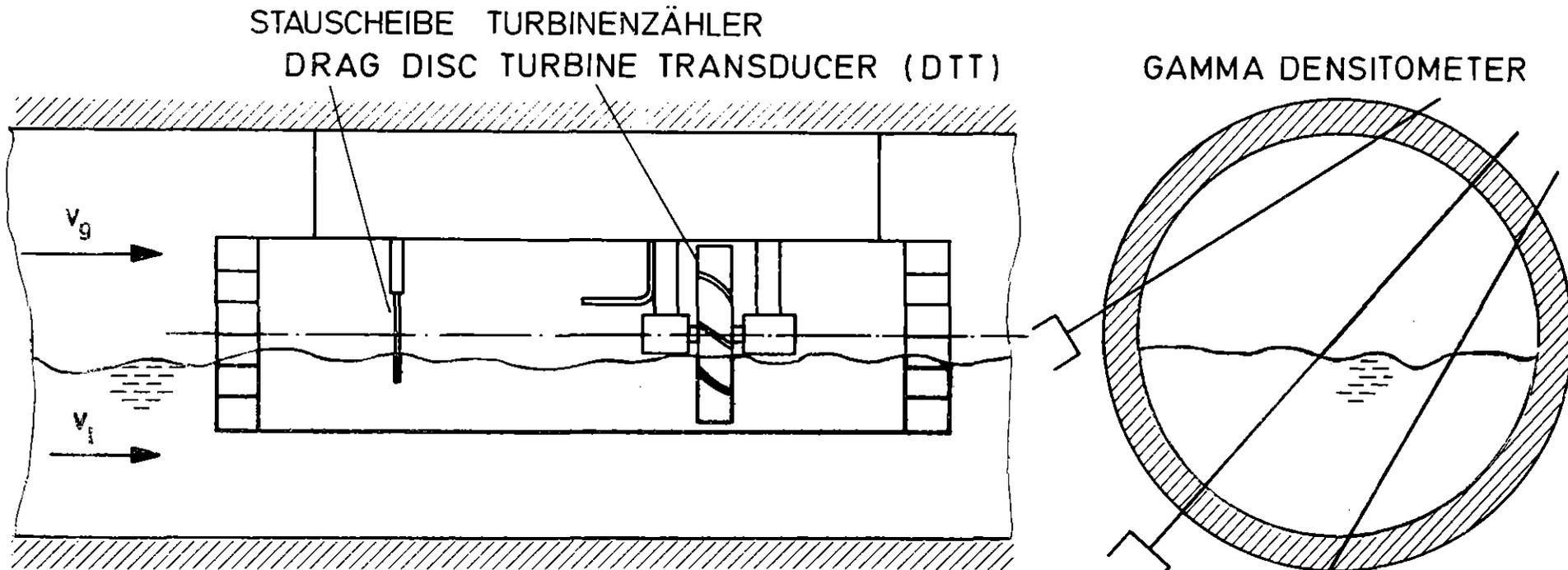
$$\dot{G}_{Rad-\gamma} = \alpha \rho_g v_{Rg} + (1-\alpha) \rho_l v_{Rl}$$

KfK

Abb. 2: Radionuklid-Verfahren (KfK-LIT)



Zweiphasen - Massenstrom - Meßgerät nach dem Prinzip einer radialen Strömungsmaschine (schematisch)



STAUSCHEIBE

$$(\rho v^2)_{DD} = \alpha \rho_g v_g^2 + (1 - \alpha) \rho_l v_l^2$$

TURBINENZÄHLER

$$v_T = (\dot{V}_g + \dot{V}_l) / A = v_{\text{hom}}$$

GAMMA DENSITOMETER

$$\rho_Y = \alpha \rho_g + (1 - \alpha) \rho_l \rightarrow \alpha = \frac{\rho_l - \rho_Y}{\rho_l - \rho_g}$$

MASSENSTROMDICHTE

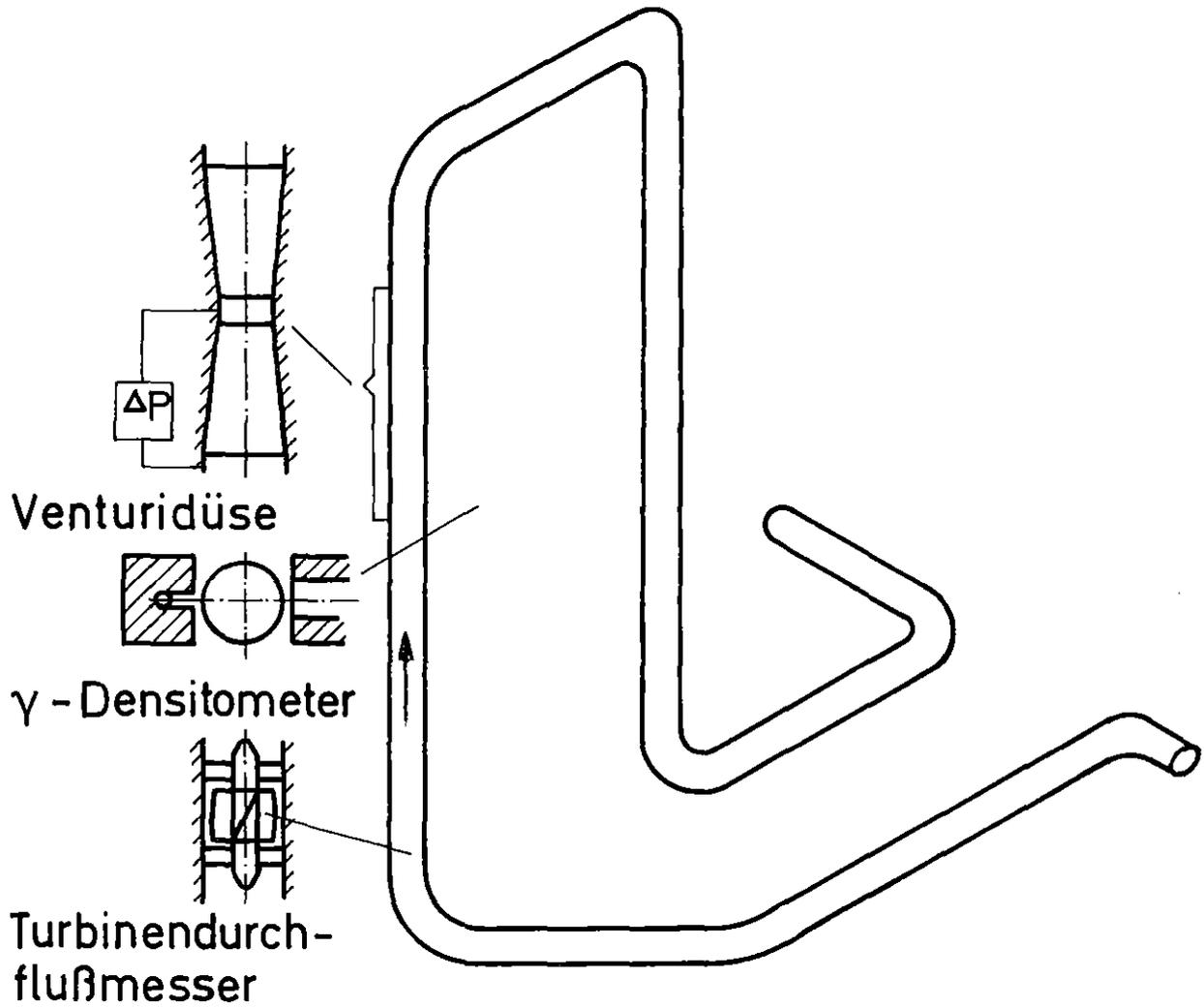
$$\dot{G}_{Y-T} = \rho_Y v_T$$

$$\dot{G}_{Y-DD} = (\rho_Y (\rho v^2)_{DD})^{0.5}$$

$$\dot{G}_{T-DD} = (\rho v^2)_{DD} / v_T$$

KIK

Abb. 4: LOFT-Meßeinsatz: Stauscheibe, Turbinenzähler und Gamma-Densitometer (EG & G Idaho)



Massenstromdichte

$$\dot{G}_V = K_V \sqrt{\rho_V (\Delta p + gh (\rho_o - \rho_a))}$$

$$\dot{G}_T = K_T \rho_T f$$



Abb. 5: PHEBUS-Meßeinsatz: Venturidüse, Gamma-Densitometer, Turbinenzähler

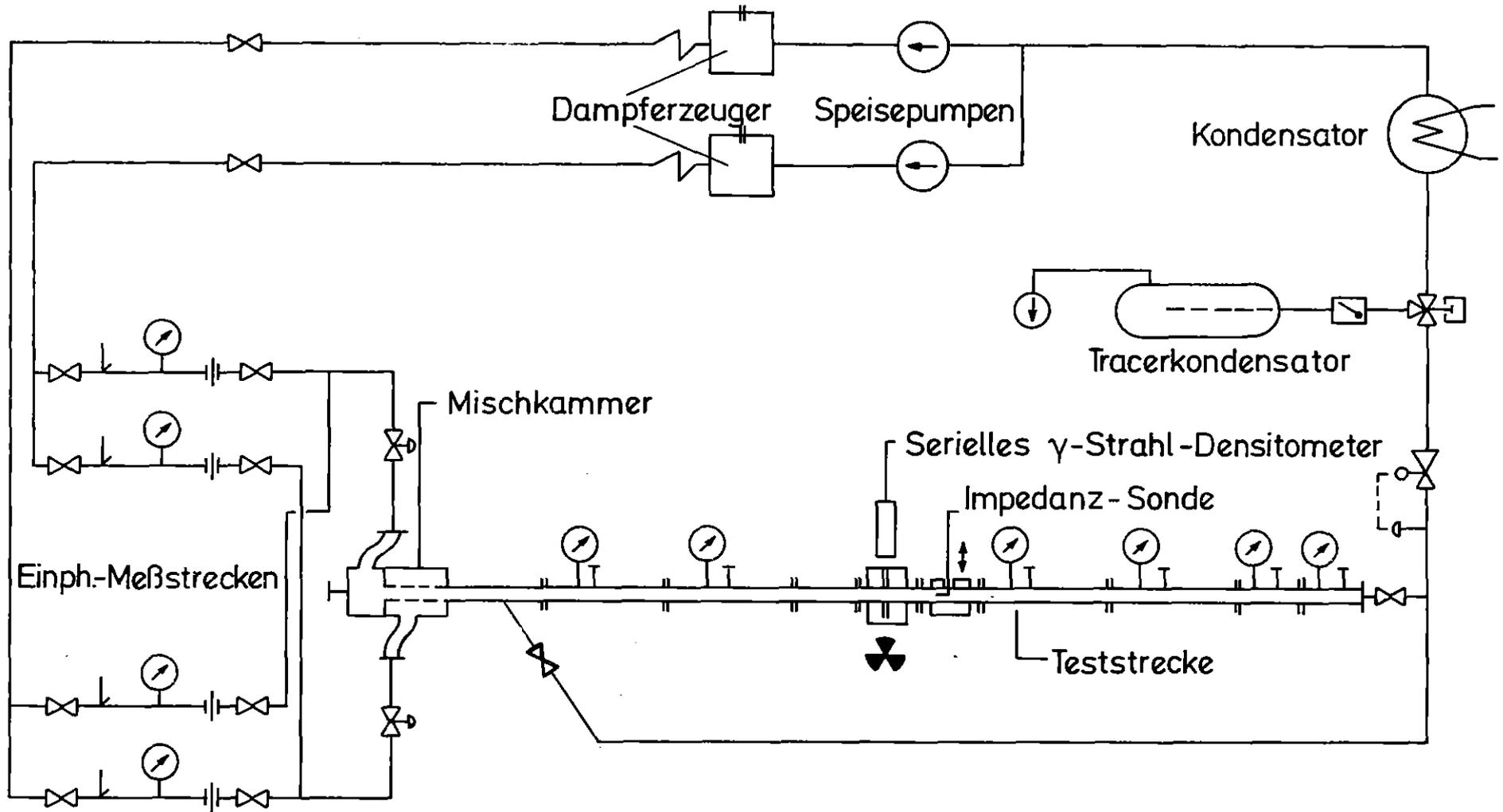


Abb. 6: Schematische Darstellung des Dampf-Wasser-Kreislaufs

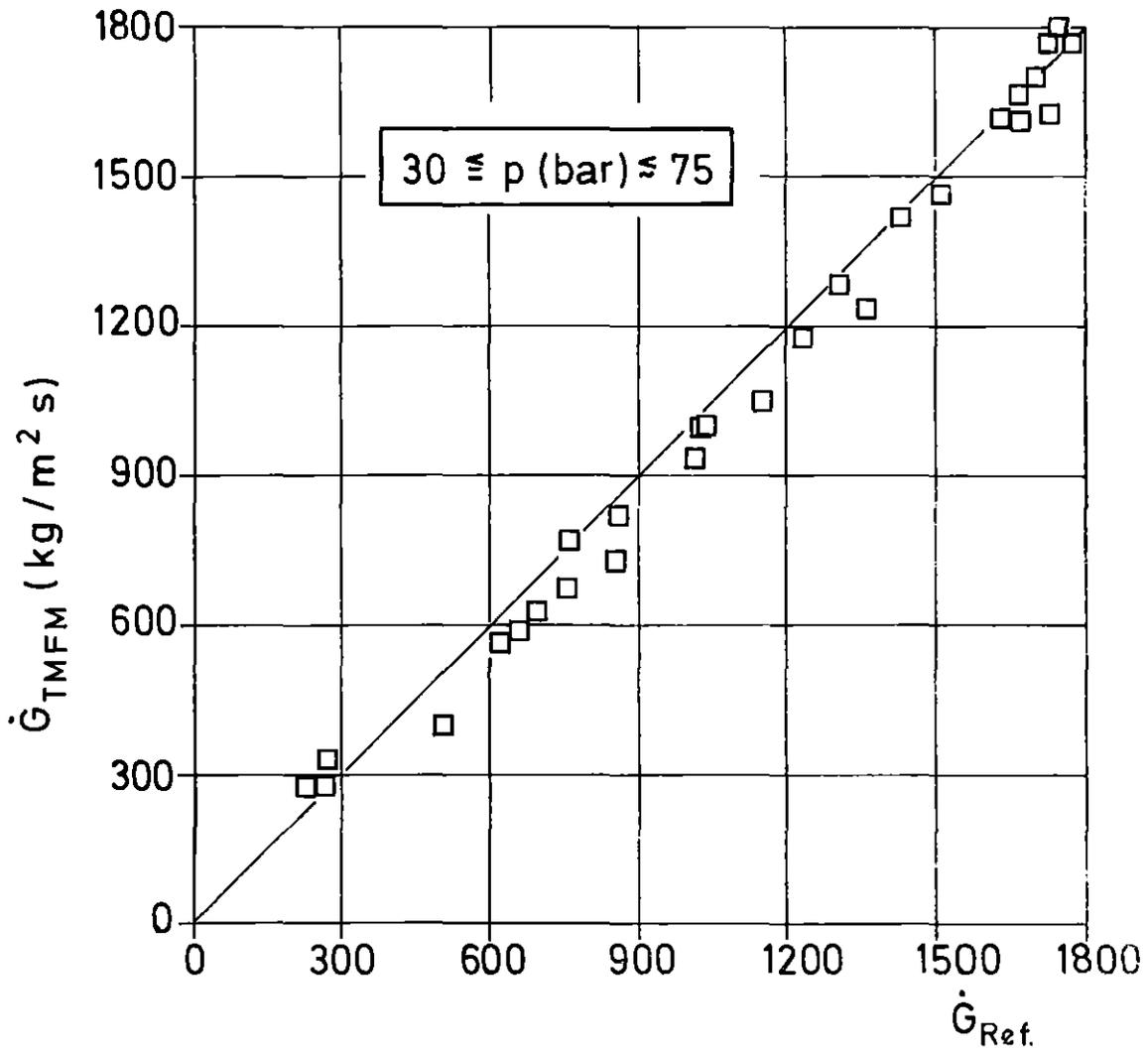


Abb. 7: TMFM-Massenstromdichte

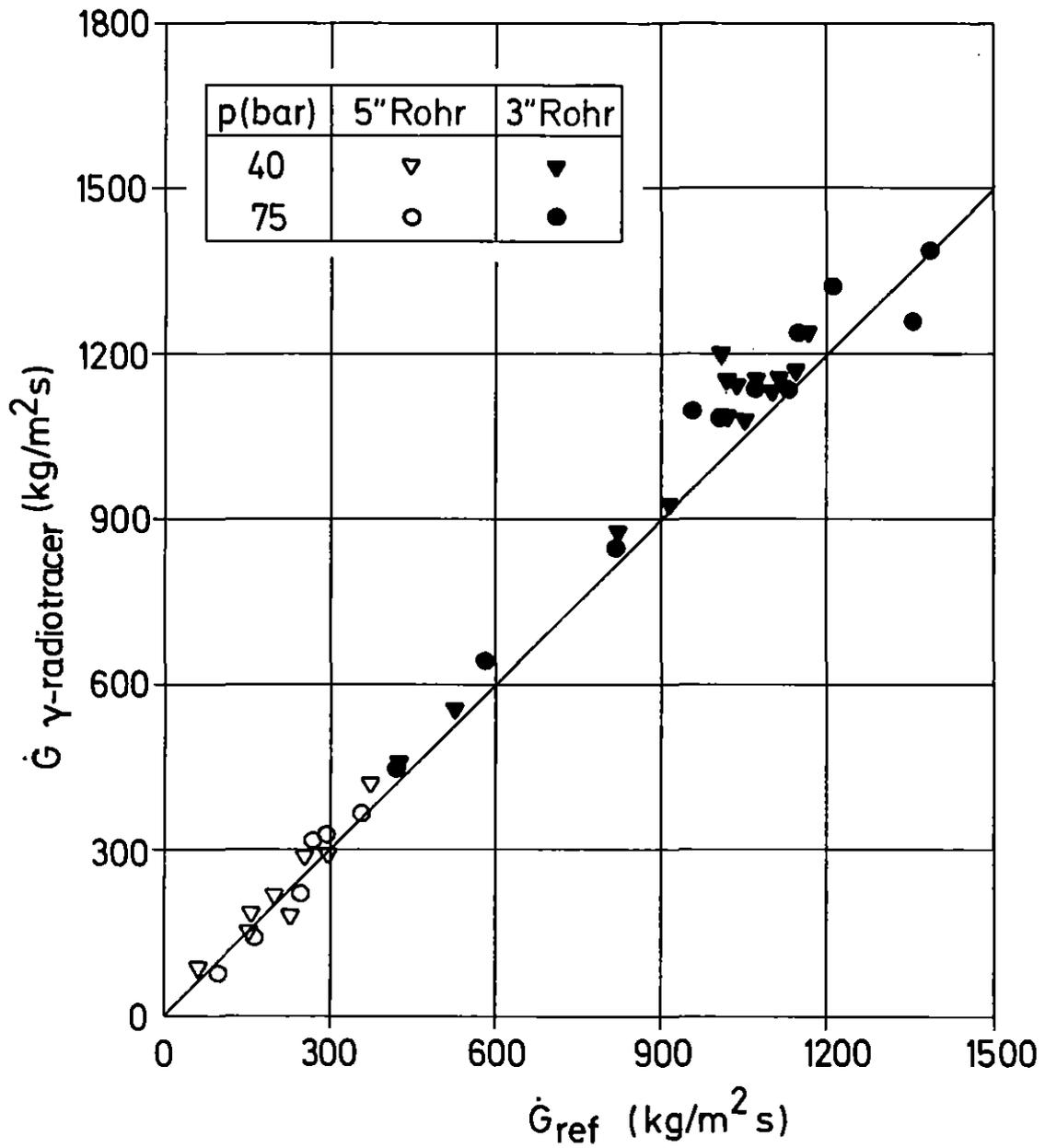


Abb. 8: Radionuklid-Massenstromdichte

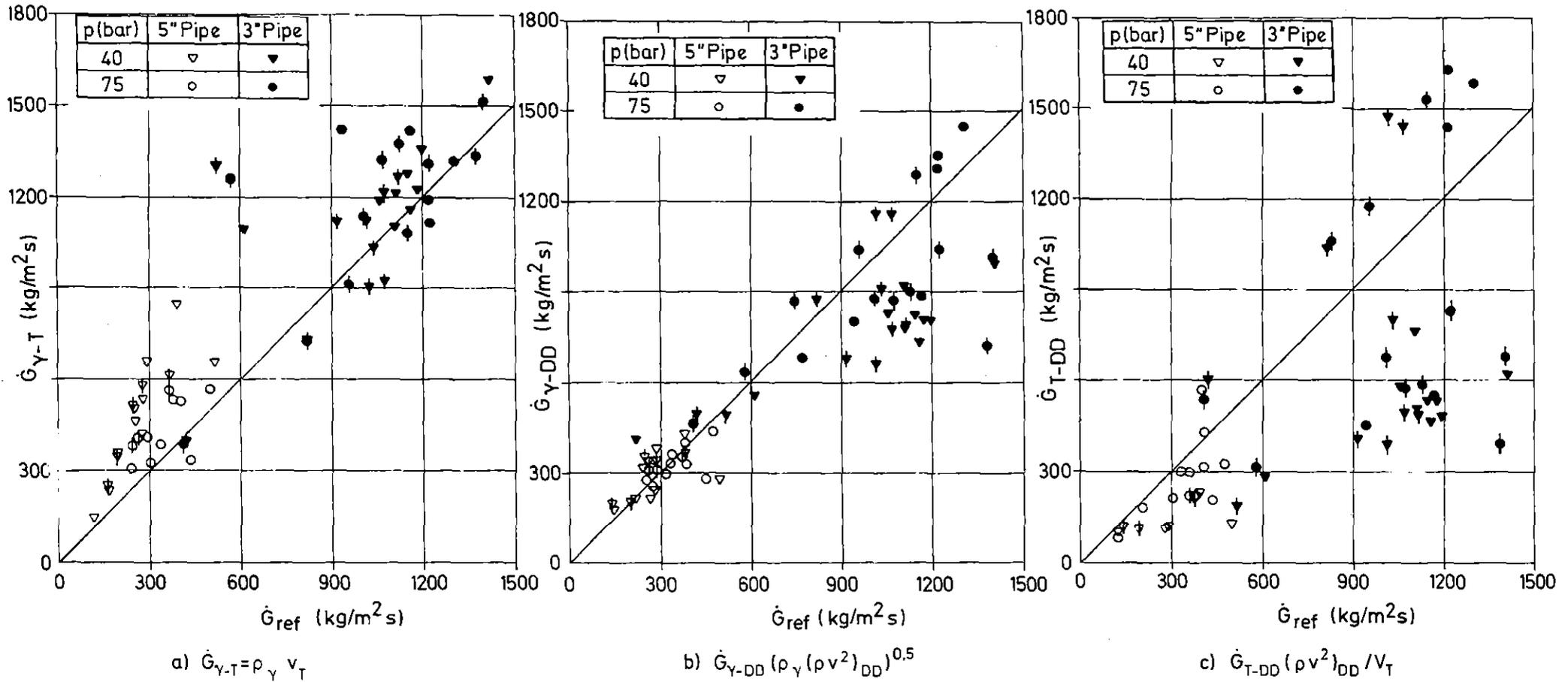


Abb. 9: a) Gamma Densitometer-Turbinenzähler
 b) Gamma Densitometer-Stauscheibe
 c) Turbinenzähler-Stauscheibe

} **Massenstromdichte**

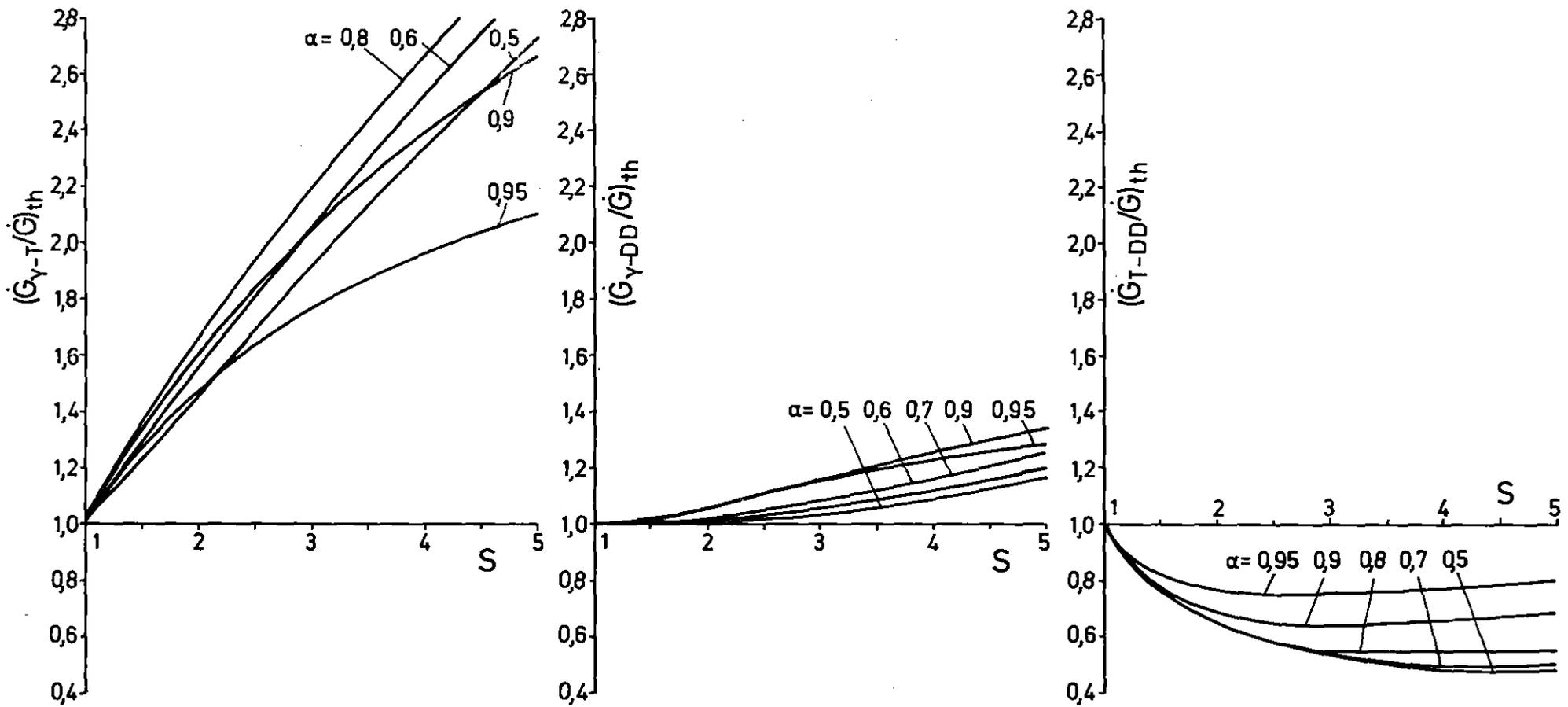


Abb. 10: Theoretische Verhältnisse der Massenstromdichten

EICHUNG DER γ -DD-MESSEINHEIT ZWEI - PARAMETER GLEICHUNG MIT EICHFAKTOREN

$$G_{(\gamma\text{-DD})\text{cal.}} = C(\rho_{\gamma} (\rho v^2)_{\text{DD}})^{0,5}$$

$$C = 0.91 \quad \text{für} \quad (y/d)_{\text{IF}} > 0.5$$

$$C = 1.32 \quad \text{für} \quad 0.5 > (y/d)_{\text{IF}} > 0.2$$

$$C = 1.0 \quad \text{für} \quad 0.2 > (y/d)_{\text{IF}}$$

FESTLEGUNG DER EICHFAKTOREN

$$(y/d)_{\text{IF}} = f(\alpha)$$

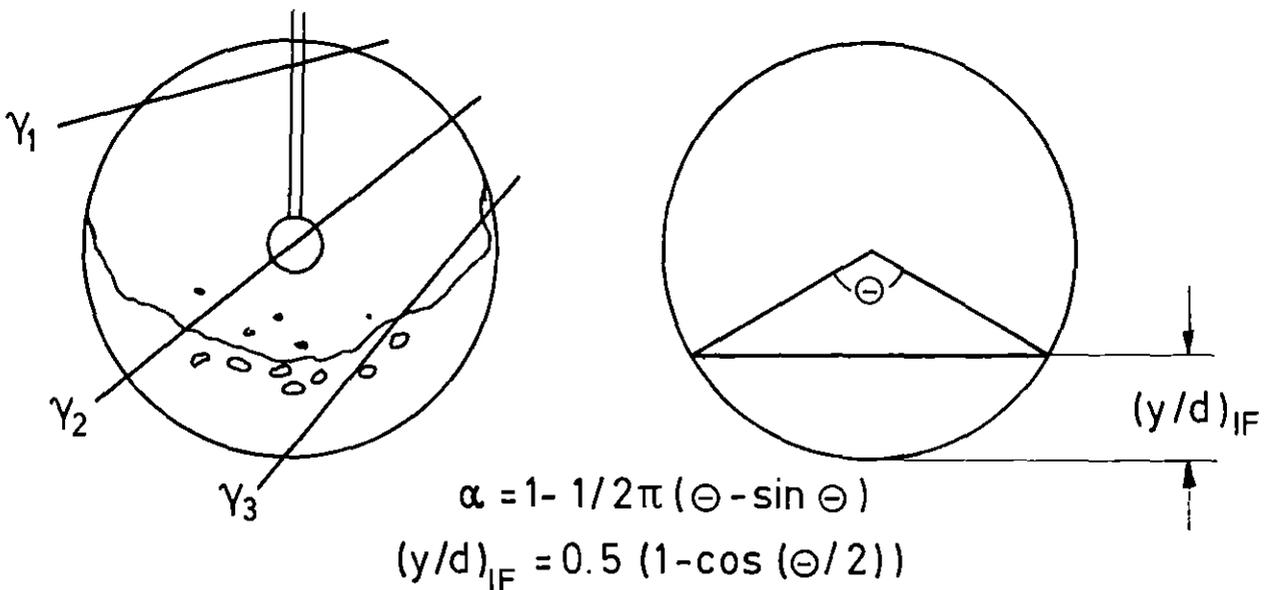


Abb.11: Abhängigkeit des Kalibrierungskoeffizienten

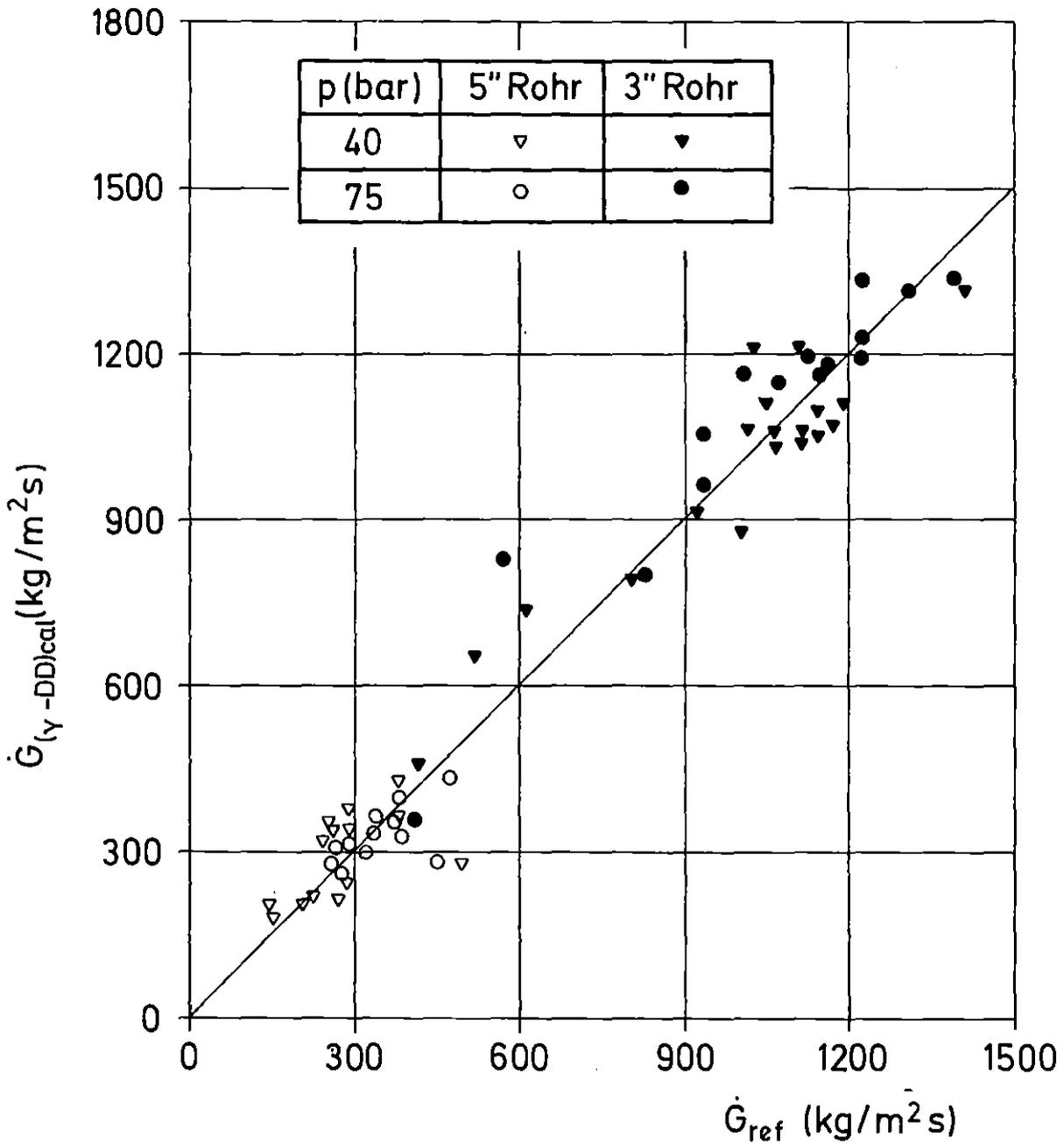


Abb. 12: Kalibrierte Massenstromdichte aus Gamma-Densitometer und Stauscheibe

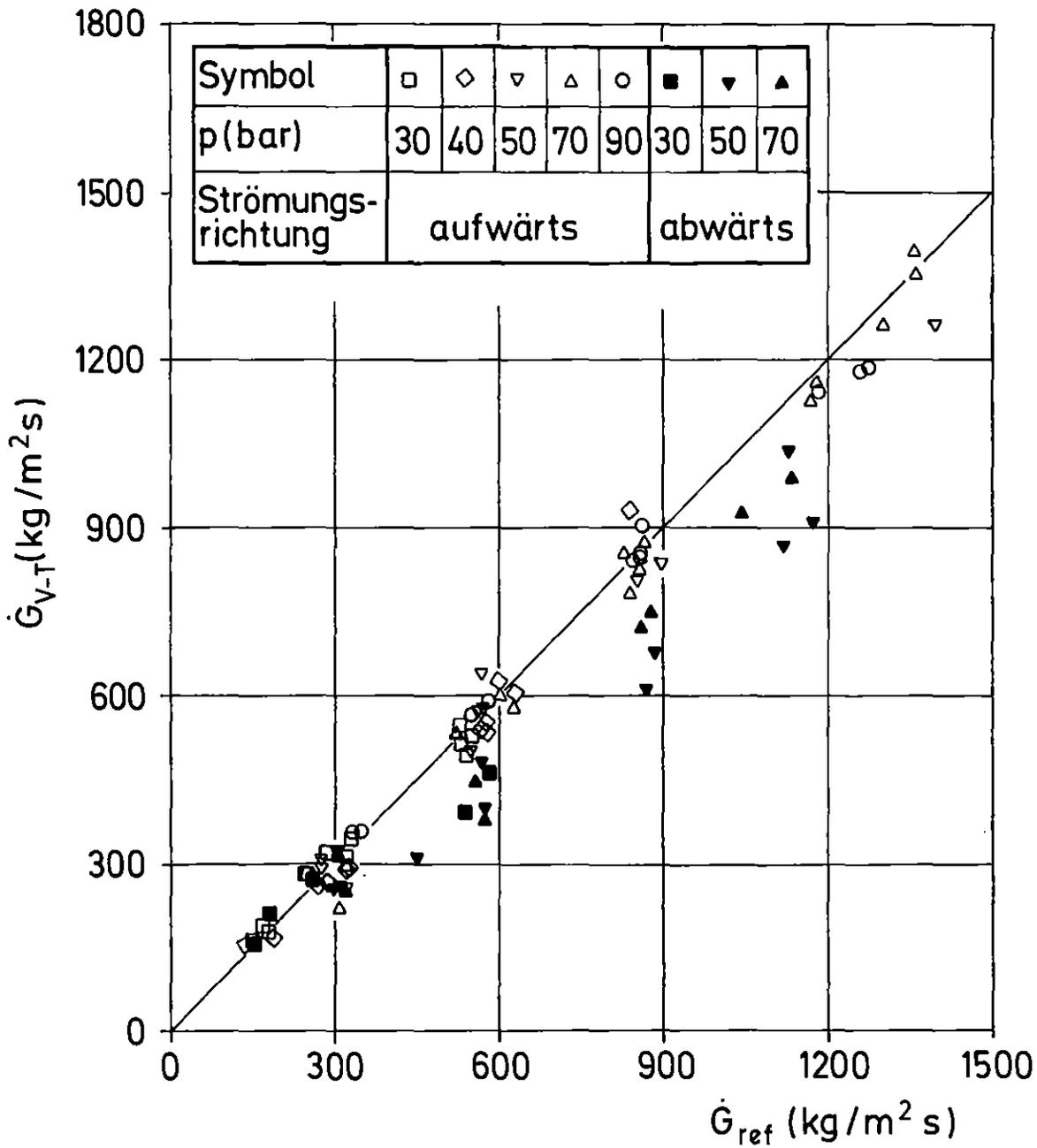


Abb. 13: Massenstromdichte aus Venturidüse und Tubinenzähler

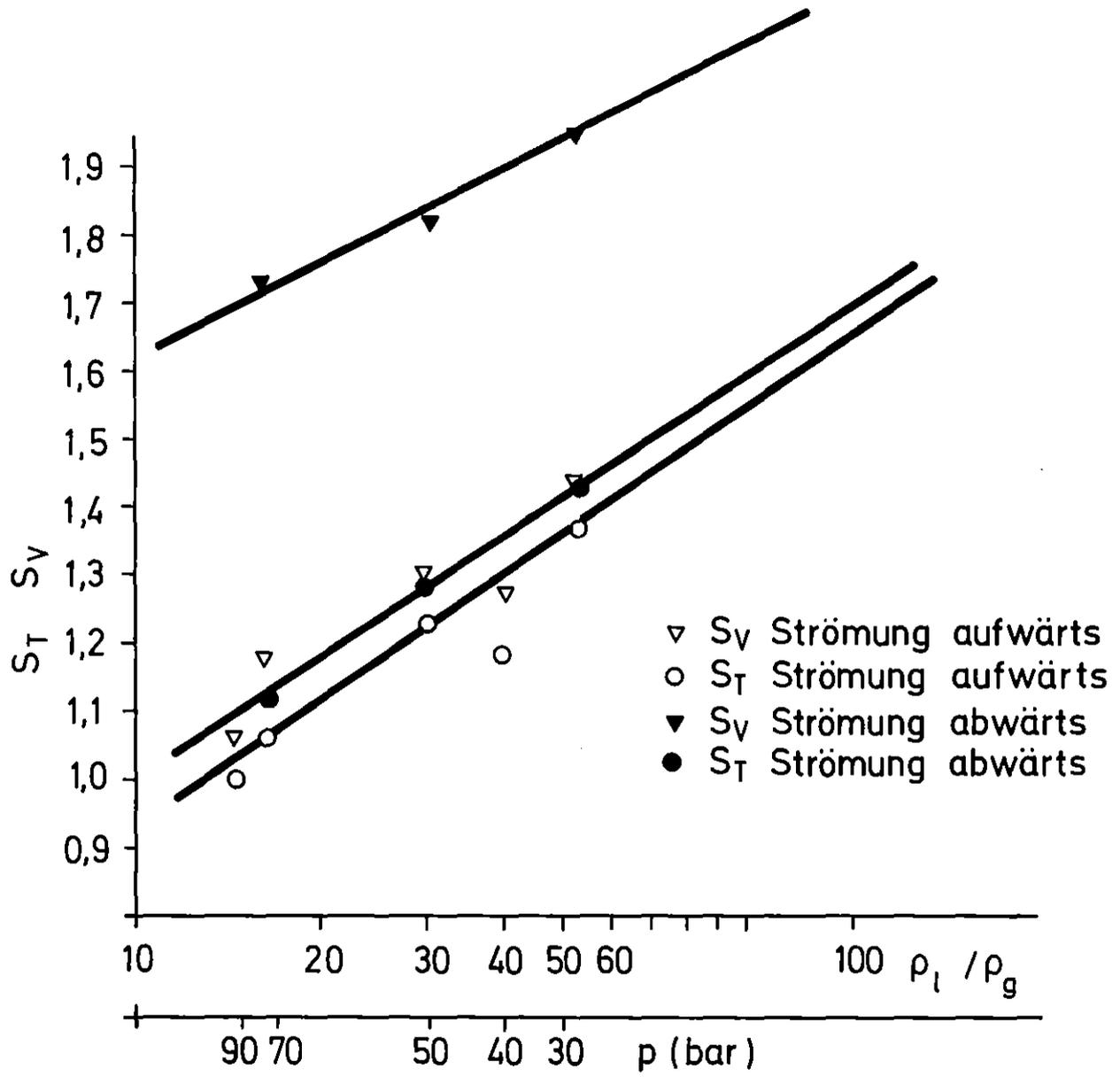


Abb. 14: Gemittelter Schlupf

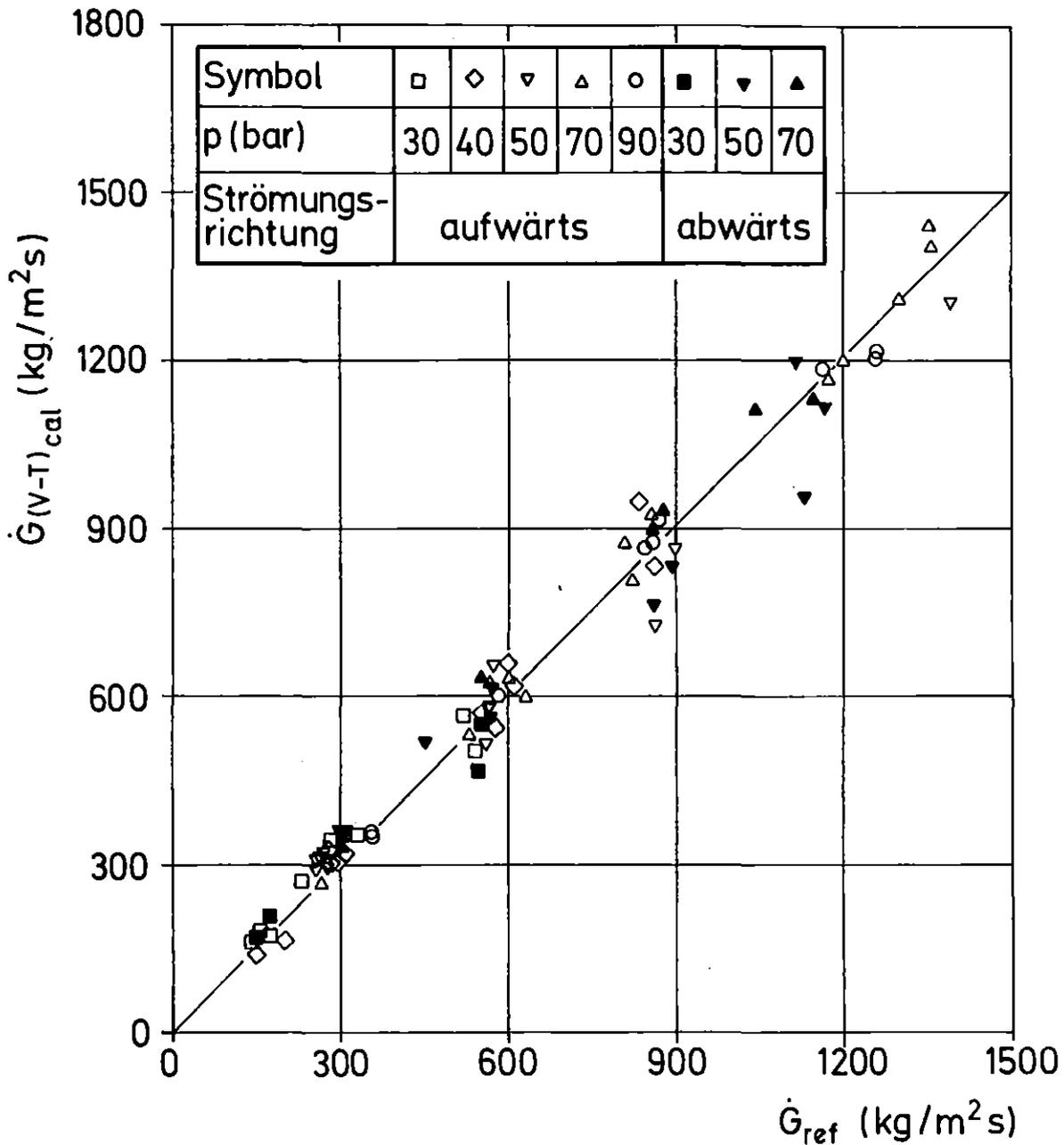


Abb. 15: Kalibrierte Massenstromdichte aus Venturidüse und Turbinenzähler



JAHRESKOLLOQUIUM 1980
des
PROJEKTES NUKLEARE SICHERHEIT

Methoden zur Fluid- und Strukturdynamik
bei der Analyse von Störfällen in LWR

R. Krieg, U. Schumann, KfK, Institut für Reaktorentwicklung

Zusammenfassung

Es wird eine Übersicht gegeben über einige im Institut für Reaktorentwicklung bereitgestellte Rechenverfahren zur Fluid- und Strukturdynamik. Folgende Anwendungsfälle werden beschrieben:

- Belastungen der Reaktordruckbehälter-Einbauten (insbesondere Kernmantel) eines DWR beim Bruch einer Kühlmittel-
leitung im kalten Strang.
- Belastungen der Core-Stützen (Steuerstabführungsrohre)
eines DWR beim Bruch im heißen Strang.
- Belastungen von kugelförmigen Containments mit Druckunter-
drückungssystem (Baulinie 69) durch Dampfkondensation.
- Schwingungen von Zylinder- und Kugelschalen.
- Kompressible und Zweiphasen-Strömung in komplizierten
Geometrien.

Auf die Bedeutung einer verbesserten Analyse mit derartigen,
relativ aufwendigen Rechenverfahren wird hingewiesen.

Unsere bisherigen Arbeiten [1, 2, 3] konzentrierten sich fast ausschließlich auf Blowdown-Störfälle. Es wurde bekannterweise angenommen, daß die Hauptkühlmittel-Leitung brechen möge; und zwar

- daß der Bruch an der ungünstigsten Stelle erfolgt (meist nahe am Einlaßstutzen oder Auslaßstutzen des Reaktordruckbehälters),
- daß der ungünstigste Bruchzeitverlauf vorliegt (meist schlagartiger Bruch),
- daß die durch den Bruch entstehende Ausströmfläche dem vollen Rohrquerschnitt entspricht.

Man sollte sich dies vor Augen halten. Ist der Bruch an einer Hauptkühlmittel-Leitung schon sehr unwahrscheinlich - man hat ja alles getan, um ihn auszuschließen -, so ist ein Bruch an der ungünstigsten Stelle, darüber hinaus noch ein schlagartiger Bruch mit voller Querschnittsfreisetzung, nochmals um Größenordnungen unwahrscheinlicher.

Trotzdem, für diese extremen Ereignisse, genauer für Teilaspekte dieser Ereignisse, wurden vom Institut für Reaktorentwicklung Methoden entwickelt, die zumindest in einzelnen Punkten über die derzeit üblichen Verfahren hinausgehen. Es handelt sich einmal um Methoden zur Fluidodynamik. Es interessiert hier insbesondere die Druckverteilung an den Fluid-Randflächen. Sie bestimmt die Strukturbelastung. Strömungszustände im Feldinneren sind dagegen von geringem Interesse. Es handelt sich ferner um Methoden zur Strukturmechanik. Hier interessieren die auftretenden Verformungen. Sind diese Verformungen tolerierbar? Führen sie zu Brüchen? Ist insbesondere die Nachwärmeabfuhr und die Abschaltbarkeit des Reaktors gewährleistet?

In vielen Fällen können das fluiddynamische und strukturdynamische Teilproblem nicht unabhängig voneinander gelöst werden. Bei der Behandlung des fluiddynamischen Teilproblems müssen die Wandverschiebungen bzw. -bewegungen bekannt sein. Sie hängen aber vom strukturdynamischen Verhalten ab. Dieses wiederum kann nur beschrieben werden, wenn die Belastungen aus der Fluidodynamik bekannt sind. "Die Katze beißt sich also in den Schwanz." Mit anderen Worten, es handelt sich hier um ein Problem der Fluid-Struktur-Wechselwirkung. Es kann nur als ein einziges, zusammenhängendes Problem gelöst werden.

1. Computerprogramm FLUX /⁴7

Diese Methode erlaubt die Berechnung der Belastungen und Beanspruchungen von Reaktordruckbehälter-Einbauten beim Blowdown durch den Einlaßstutzen. Die Anwendung erfolgt für den Druckwasserreaktor. Zuerst eine kurze Charakterisierung des Modelles: FLUX liefert eine dreidimensionale Beschreibung des Problems. Die Fluid-Struktur-Wechselwirkung mit dem elastischen Kernmantel wird berücksichtigt (das Schalenmodell für den Kernmantel wird später erläutert). Die Fluid-Struktur-Wechselwirkung mit einem homogenisierten Coremodell und einem nachgiebigen Reaktordruckbehälter ist in Vorbereitung. (Zur Zeit wird das Core lediglich durch eine Punktmasse am unteren Ende des Kernmantels simuliert und der Reaktordruckbehälter wird als starrer, eingespannter Körper behandelt.) Die Blowdown-Strömung wird als kompressible Potentialströmung behandelt. Unter diesen Bedingungen - dreidimensionales Modell, Fluid-Struktur-Wechselwirkung, kompressible Strömung - führt eine ausreichend feine Diskretisierung zu einem sehr hohen Rechenaufwand. Dieser ist nur dann tragbar, wenn ausgefeilte numerische Techniken eingesetzt werden. Die Entwicklung solcher Techniken war das Hauptproblem bei der Erstellung des Computerprogrammes FLUX. Was sind nun die Merkmale dieser Techniken? Die Bewegungsgleichungen für Fluid- und Strukturmechanik werden simultan und implizit integriert. Simultan bedeutet keine Iteration an der Fluid-Struktur-Kontaktfläche.

Implizit bedeutet keinen Zwang zu sehr kleinen Zeitschritten. Es bleibt, pro Zeitschritt ein freilich sehr großes, lineares Gleichungssystem zu lösen. Dazu wird ein sogenannter schneller elliptischer Löser eingesetzt. Er zieht Vorteile aus der besonderen Struktur der Koeffizienten-Matrizen der linearen Gleichungssysteme. Diese besondere Struktur hängt von der Geometrie des Problems ab. Dies bedeutet, daß beim Einsatz schneller elliptischer Löser in besonderer Weise auf die Geometrie des Problems Rücksicht genommen werden muß.

Nun einige Bilder zur Demonstration: Bild 1 zeigt ein Isobarenfeld, wie es sich kurz nach Blowdown-Auslösung einstellt. Man

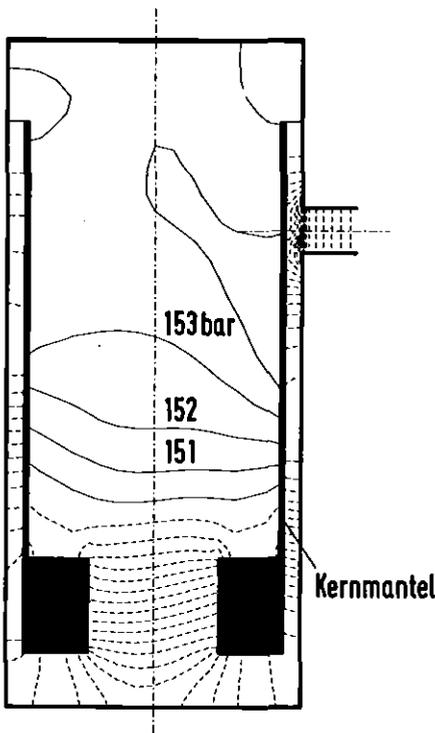


Bild 1

Berechnetes Isobarenfeld zur Zeit $t = 20$ ms in einem Druckwasserreaktor. Der Abstand zwischen den Isobaren beträgt 1 bar. Der Anfangsdruck ist $p_0 = 157$ bar. Die gestrichelten Isobaren gehören zu Drücken unter 150 bar. Aus dem Verlauf der Isobaren im Innenbereich erkennt man einen Einfluß der Kernmantelbewegung.

erkennt deutlich die nichtrotationssymmetrische Druckverteilung. Bemerkenswert ist auch die Geometrie: dünner Kernmantel, unterschiedlich große Dimensionen des Fluidbereiches (kleiner Stützendurchmesser, kleine Ringraumbreite, große Höhe). Eine wesentliche Voraussetzung für die Zuverlässigkeit solcher Rechnungen ist eine ausreichend feine Diskretisierung. Dies geht aus Bild 2 hervor. Es zeigt die maximale Kernmantelspannung als Funktion der Zeit.

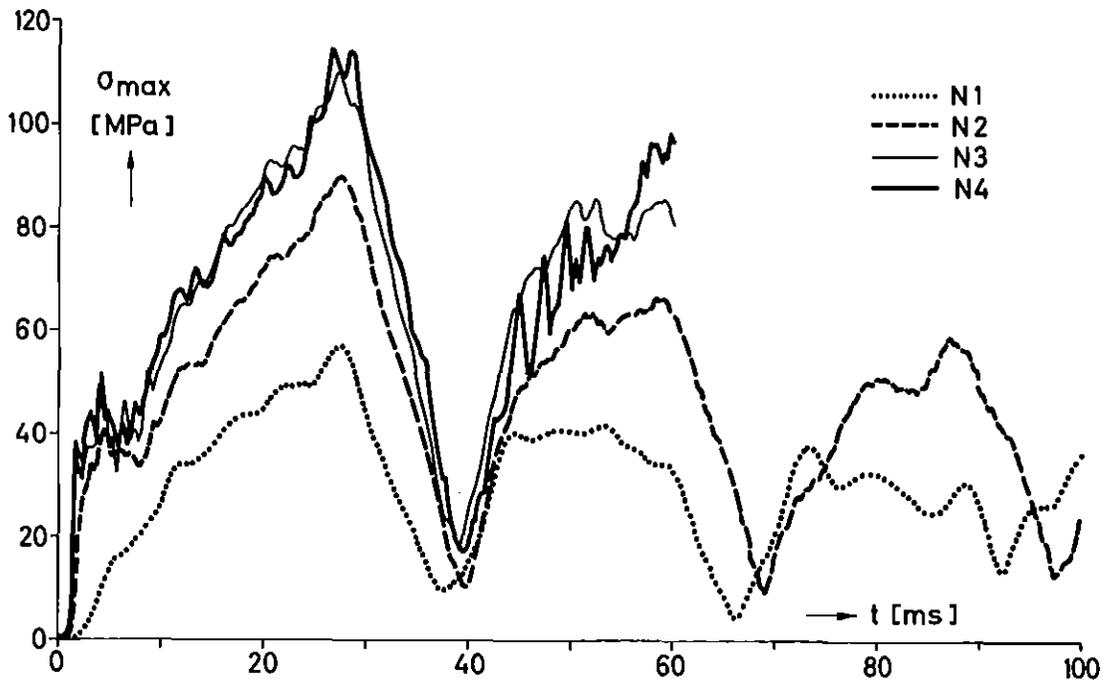


Bild 2 Maximale Vergleichsspannung als Funktion der Zeit für verschiedene Diskretisierungsfeinheit N1 bis N4. Die Zahlen der Fluidmaschen/Struktureigenschwingungen sind
N1: 170/15 N2: 1022/88 N3: 4326/271 N4: 12663/596.

Das Maximum tritt nicht immer an derselben Stelle des Kernmantels auf. Die vier verschiedenen Kurven wurden mit unterschiedlichem Diskretisierungsaufwand erzielt: Kurve N1 geringer Aufwand, N2 höherer Aufwand usw. Wir erkennen, daß erst der Diskretisierungsaufwand bei Kurve N3 ausreichend ist. Es wurden hier etwa 4000 Fluidmaschen und 270 Eigenschwingungsformen des Kernmantels verwendet. Die Rechenzeit auf der IBM 370/3033 beträgt heute etwa eine halbe Stunde. Bild 3 zeigt einen Vergleich zwischen einer Druckmessung bei Blowdown-Versuchen am HDR und Rechnungen mit FLUX. Einmal wurde in FLUX die Fluid-Struktur-Wechselwirkung berücksichtigt und ein anderes Mal nicht. Man erkennt sofort, ohne Berücksichtigung der Fluid-Struktur-Wechselwirkung ist der berechnete Zeitverlauf völlig falsch.

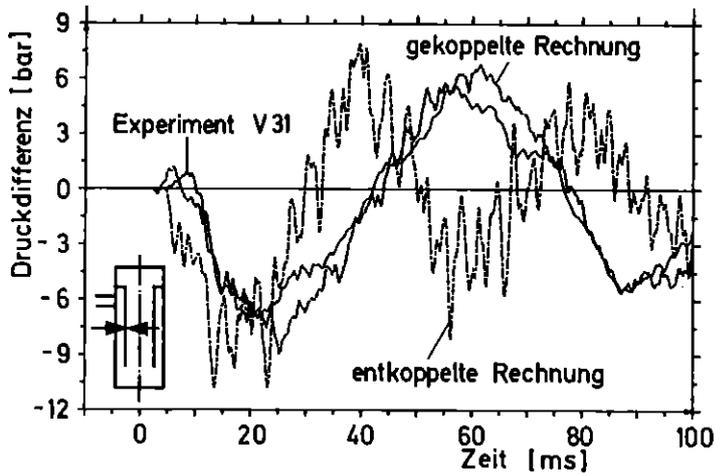


Bild 3
Druckdifferenz am Kern-
mantel im HDR-Blowdown-
Experiment V31

2. Computerprogramme SING1 und SING-S [5_7

Diese Codes werden eingesetzt für transiente Fluiddynamik-Probleme. Sie sind nicht zugeschnitten auf spezielle Probleme wie beispielsweise FLUX. Weitgehend beliebige, dreidimensionale Geometrien können behandelt werden. Fluid-Struktur-Wechselwirkung kann berücksichtigt werden. In diesem Falle müssen die Steifigkeitsmatrizen der Strukturen vorgegeben werden. Sie können beispielsweise mit Hilfe der bekannten Finite-Elemente-Methoden bestimmt werden. Selbstverständlich hat die Anwendbarkeit auf weitgehend beliebige, dreidimensionale Geometrien auch ihren Preis: Die Strömung muß als inkompressible Potentialströmung behandelt werden, d.h. Wellenausbreitungen erfolgen nicht mit der endlichen Schallgeschwindigkeit, sondern unendlich schnell. Dies ist akzeptabel, wenn die Wellenausbreitungszeiten ohnehin klein sind gegenüber den Problemzeiten. Bei inkompressibler Potentialströmung und Fluid-Struktur-Wechselwirkung treten übrigens nur die Struktur-Schwingungsfreiheitsgrade auf. Insbesondere bei Annahme eines inkompressiblen Fluids lassen sich die sogenannten Randintegral-Verfahren - auch bekannt unter dem Namen Singularitäten-Verfahren oder Panel-Verfahren - sehr effektiv zur Lösung einsetzen. Das dreidimensionale Fluiddynamik-Problem geht hierbei in ein zweidimensionales Problem in den Fluid-Randflächen über. Es ist deshalb nur eine zweidimensionale

Diskretisierung der Fluid-Randflächen notwendig. Bei den uns interessierenden Ergebnissen kommt es aber gerade auf die Fluid-Randflächen an. Nur die dort auftretenden Drücke und Normalverschiebungen sind von Interesse. Die Codes SING1 und SING-S sind relativ leicht anzuwenden und der Lösungsalgorithmus ist relativ gut zu durchschauen. Die Codes wurden bisher für zwei Probleme aus der Reaktorsicherheit eingesetzt.

Strömung zwischen den Corestützen im oberen Plenum eines Druckwasserreaktors beim Blowdown durch den Auslaßstutzen

Ziel ist die Beanspruchung der Stützen. Bild 4 zeigt eine vereinfachte Geometrie des oberen Plenums mit den Stützen. Die äußeren

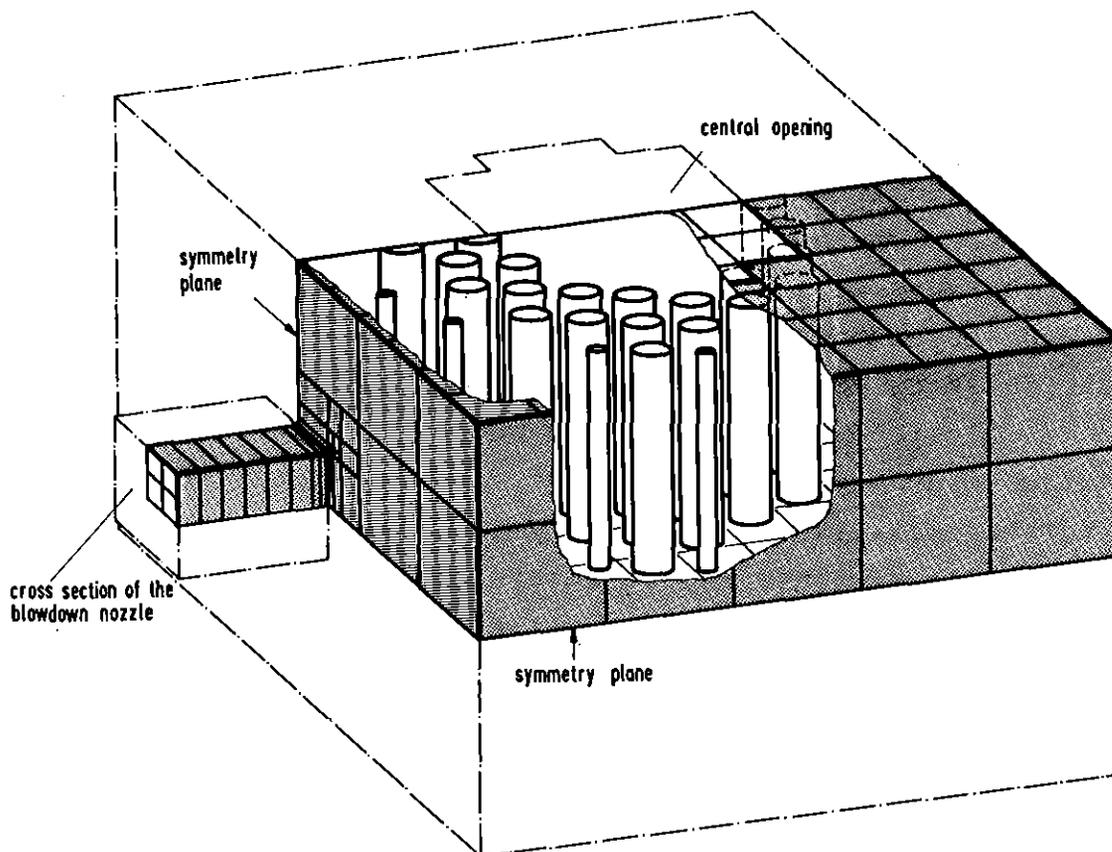


Bild 4 Oberes Plenum eines Druckwasserreaktors.

Die äußeren Wände sind angenähert durch rechteckige Konturen.

Wände und Stützen sind diskretisiert zur Anwendung eines Randintegral-Verfahrens.

Randflächen des Fluidbereiches wurden mit den hier dargestellten Panels diskretisiert. Eine relativ große Zahl der Corestützen wurde berücksichtigt. Sie sind in Bild 4 angedeutet. Selbstverständlich stellen auch die Stützen Fluid-Randflächen dar. Ihre Diskretisierung mit Hilfe von Panels wird in Bild 4 nicht gezeigt. Nach ersten Rechnungen liegen die Spannungen in den am höchsten beanspruchten Corestützen im Bereich der Fließgrenze. Einige der gemachten Annahmen müssen allerdings noch überprüft werden. Die Rechenzeit betrug etwa 30 Minuten.

Schwingungen von kugelförmigen Containments mit Druckunterdrückungssystem [6]

Die Anregung erfolgt durch Dampfkondensation im Wasserpool des Druckunterdrückungssystems. Ziel ist die Beanspruchung der kugelförmigen Containmentschale. Bild 5 zeigt einen 30°-Ausschnitt des Containments. Die Fluid-Randfläche wurde mit Hilfe von Panels diskretisiert (das Verhalten der Kugelschale wurde mit Hilfe spezieller Modelle beschrieben. Diese werden später näher erläutert). Die berechneten Eigenfrequenzen der Kugelschale, ohne Berücksichtigung der Fluidträgheit des Wasserpools, beginnen mit 50 Hz und liegen dann dicht an dicht. Die Eigenfrequenzen mit Berücksichtigung der Trägheit des Wasserpools beginnen mit Werten um 10 Hz. Einige dieser Frequenzen wurden auch bei Messungen in der Anlage Brunsbüttel festgestellt. Der Einfluß der Fluid-Struktur-Wechselwirkung auf das Schwingungsverhalten ist also sehr groß. Als Ergebnis dieser Untersuchungen wurden nicht wie üblich Containment-Spannungen ermittelt. Dazu wäre nämlich die Vorgabe maximaler Kondensationsereignisse notwendig gewesen. Dies war aber wegen des statistischen Charakters dieser Ereignisse nicht möglich. Es wurden vielmehr die eben noch zulässigen Kondensationsereignisse - auch Kombinationen davon - ermittelt. Sie schöpfen die zugelassenen Spannungen gerade aus.

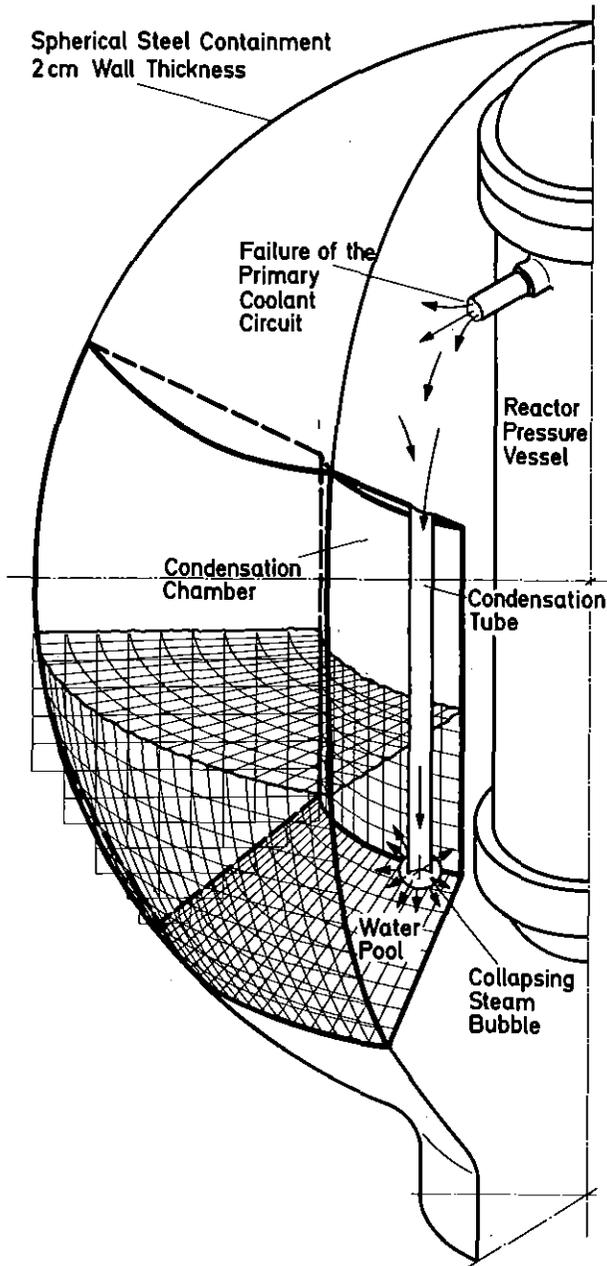


Bild 5

Kugelförmiger Sicherheitsbehälter mit Druckunterdrückungssystem unter Blowdown-Belastung. Die Oberfläche des Wasserpools des Druckunterdrückungssystems ist diskretisiert zur Anwendung eines Randintegral-Verfahrens.

Bemerkungen zur Vernachlässigung der Fluid-Kompressibilität

Dazu wird das in Bild 6 dargestellte einfache Beispiel verwendet. Es handelt sich um ein dickwandiges Rohr, gefüllt mit einem Fluid. An der einen Stirnseite ist der Druck p aufgeprägt, an der anderen Seite soll plötzlich eine Druckabsenkung erfolgen. In der Mitte des Fluids befindet sich ein starrer Stab (Fluid-Struktur-Wechselwirkungsphänomene spielen also keine Rolle).

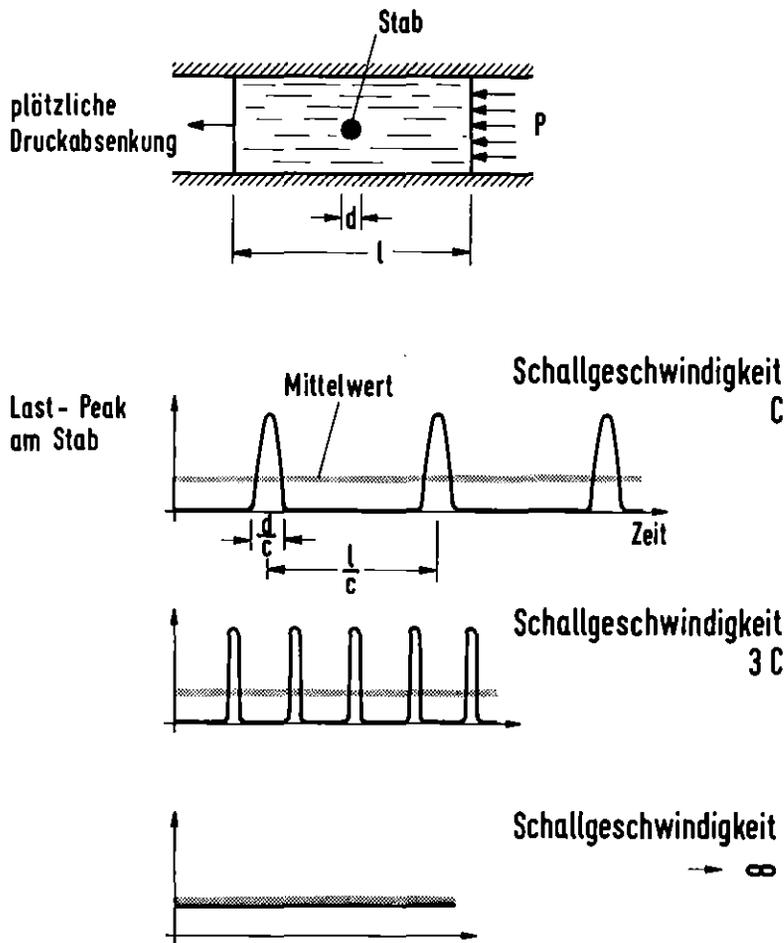


Bild 6
Zur Belastung eines starren Stabes in einem transienten, kompressiblen und inkompressiblen Fluidfeld

Was passiert nun bei der Druckabsenkung? Zwischen den beiden Stirnflächen laufen Druckwellen mit der Schallgeschwindigkeit c hin und her. Passiert eine solche Druckwelle den Bereich des Stabes, so ruft sie einen Lastpeak hervor, der zwar sehr kurz, dafür aber recht hoch ist. Tatsächlich kommt es alleine auf die Höhe dieser Lastpeaks gar nicht an, wenn nur die Wellenausbreitungszeiten deutlich kleiner sind als andere, für das Problem charakteristische Schwingungszeiten. Unter dieser Voraussetzung ist allein der Belastungsmittelwert ausschlaggebend.

Denkt man sich nun die Schallgeschwindigkeit erhöht, beispielsweise auf das Dreifache, dann sind die Lastpeaks nur ein Drittel so breit und die Abstände zwischen diesen Lastpeaks auch ein Drittel so lang wie zuvor. Der Lastmittelwert aber bleibt derselbe. Das heißt, sind die Wellenausbreitungszeiten nur deutlich kleiner als die sonstigen charakteristischen Schwingungszeiten, kommt es

also nur auf den Lastmittelwert an, so kann die Schallgeschwindigkeit beliebig erhöht werden. Insbesondere kann sie auch unendlich groß sein. Das bedeutet aber, die Fluidkompressibilität kann vernachlässigt werden.

Im Falle der Blowdown-Belastung des Kernmantels wurde dies anhand von Rechnungen mit FLUX bestätigt. Ohne Berücksichtigung der Kompressibilität ergaben sich nur wenig höhere Beanspruchungen als mit Berücksichtigung der Kompressibilität [4].

*

Die bisher besprochenen Programme FLUX und SING sind für größere Probleme gedacht. Daneben wurden aber auch fortgeschrittene Methoden für Teilprobleme entwickelt.

3. Computerprogramme CYLDY3 [7], SPHERE-DYNA [8]

Diese Programme werden für schalendynamische Probleme eingesetzt. CYLDY3 beschreibt das dynamische Verhalten dünner Kreiszyinderschalen. Beide Schalenenden sind ringversteift. Das eine Schalenende kann entweder starr oder elastisch gebettet sein, das andere ist frei beweglich. CYLDY3 wurde bisher zur Untersuchung der Kernmantelschwingungen beim Blowdown eingesetzt. SPHERE-DYNA beschreibt das dynamische Verhalten dünner Kugelschalen. An zwei planparallelen Kreisen sind spezielle Randbedingungen vorzugeben. SPHERE-DYNA wurde bisher für Untersuchungen von Containment-Schwingungen, angeregt durch Kondensationsvorgänge im Druckunterdrückungssystem, eingesetzt. In beiden Codes, CYLDY3 und SPHERE-DYNA, ist es gelungen, für die Eigenschwingungen analytische Lösungen herzuleiten. Es wurden hierbei die ungekürzten Schalendifferentialgleichungen von Flügge zugrunde gelegt. Da analytische Lösungen nicht an Maschensysteme gebunden sind, können mit CYLDY3 und SPHERE-DYNA sehr hohe örtliche Auflösungen erzielt werden.

Bild 7 zeigt einige berechnete Eigenschwingungsformen für die Zylinderschale. Man beachte die starke, auf engen Raum konzentrierte Biegung an der Einspannstelle. Bei der Anwendung klassischer,

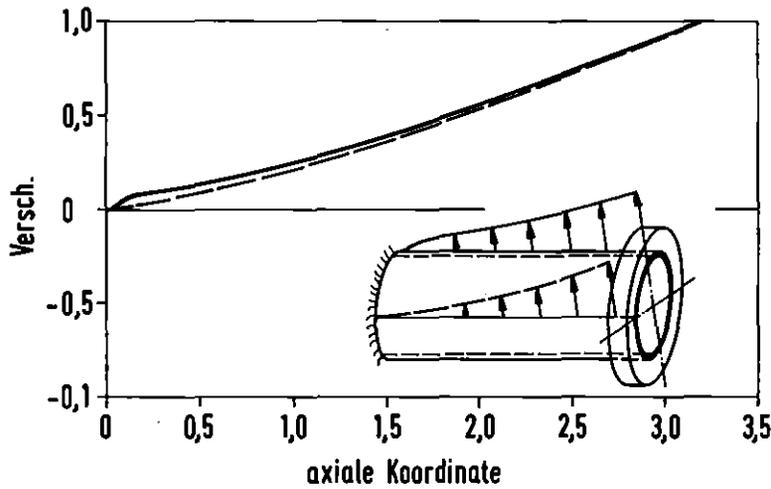


Bild 7
Radiale (—) und
azimutale (----) Ver-
schiebungen für die
erste Biege-Eigenschwin-
gungsform

numerischer Lösungsverfahren würde eine solche Beschreibung einen sehr hohen, mitunter das Mögliche übersteigenden Diskretisierungsaufwand erfordern. Bild 8 zeigt die für die Zylinderschale berechneten Eigenfrequenzen. Sie sind aufgetragen über der Umfangsordnung der Schwingungen. Eigenfrequenzen, die durch Linien miteinander verbunden sind, gehören zu ähnlichen axialen Schwingungs-

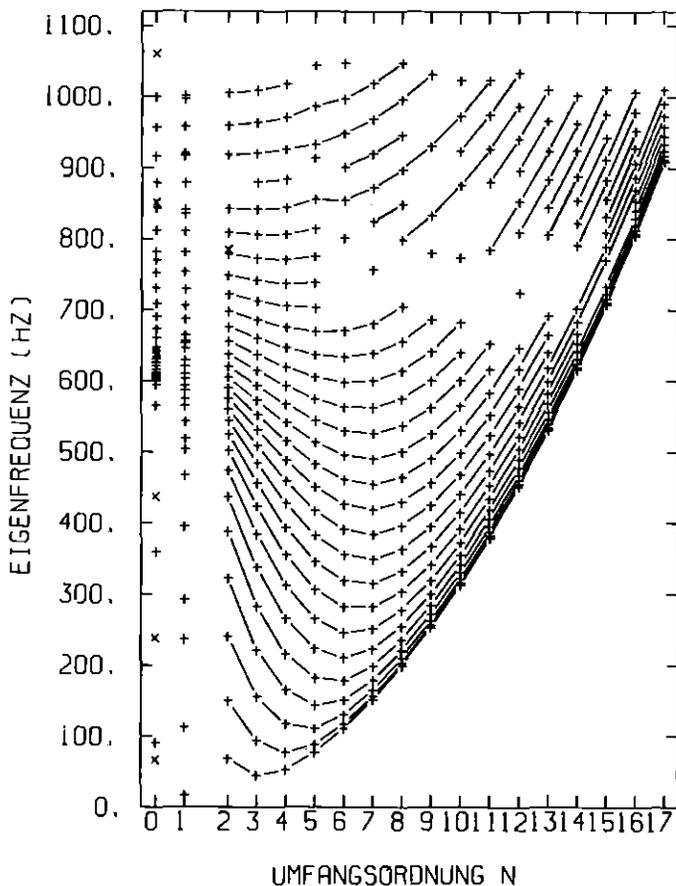


Bild 8
Eigenfrequenzen des HDR-
Kernmantels, aufgetragen
über der Umfangsordnung.
Die Linien kennzeichnen
Lösungen gleicher Axial-
ordnung.

formen. Entsprechende Kurven wurden auch für die Kugelschale berechnet. Dort liegen die Frequenzen noch wesentlich dichter beieinander. Bei den gewählten Abmessungen beträgt die kleinste Frequenz etwa 50 Hz. Im Bereich bis 70 Hz liegen bereits etwa 300 Eigenfrequenzen. Bei dynamischen Analysen benutzten wir bis zu 2000 Eigenfrequenzen.

Bei dünnen Kugelschalen stellt man übrigens ein überraschendes "lokales" Verhalten fest: Eine in einem kleinen Bereich angeregte Kugelschale macht wesentliche Schwingungsausschläge nur in demselben Bereich. Die Nachbarbereiche bleiben, wie in Bild 9 ersichtlich, relativ ruhig. Diesen Effekt erhält man nur, wenn sehr

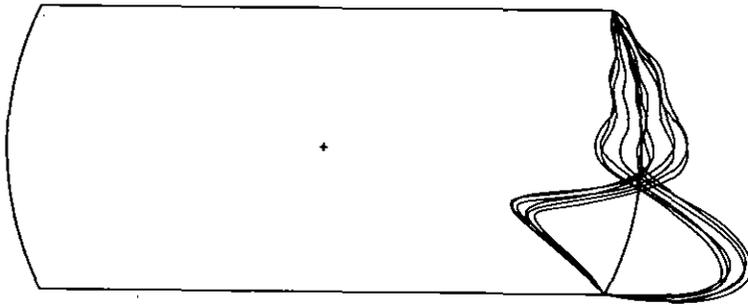
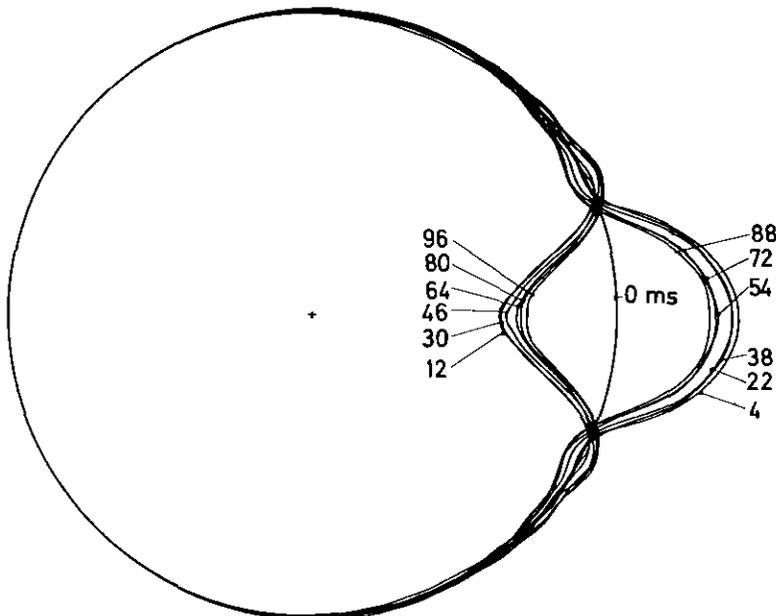


Bild 9
Dynamische Reaktion
einer lokal belasteten
Kugelschale



viele Eigenfrequenzen und Eigenschwingungsformen berücksichtigt werden. Bei der Verwendung von Standard-Finite-Elemente-Methoden ist dies wegen des beschränkten Diskretisierungsaufwandes nicht möglich.

CYLDY3 wurde getestet durch Vergleich mit anderen Codes. In einem Falle war die Abweichung in den Eigenfrequenzen weit unterhalb von einem Prozent. SPHERE-DYNA wurde getestet durch Vergleich mit Messungen am Reaktor Brunsbüttel.

4. Computerprogramme FLUST [9], DRIX-2D [10]

Diese Codes werden eingesetzt für Teilprobleme aus der Fluid-Dynamik. FLUST gestattet die Beschreibung zweidimensionaler kompressibler Strömungen in beliebig aneinander gekoppelten, rechteckigen Bereichen. Dies ist ein Fortschritt gegenüber den meisten bisher üblichen Verfahren, bei denen die Strömungsfelder durch Rohrleitungsnetze simuliert wurden. In diesem Falle handelt es sich um eindimensionale oder null-dimensionale, aneinander gekoppelte Bereiche. Bild 10 zeigt solche zweidimensionale, aneinander gekoppelte Bereiche für Reaktor-Geometrie. R ist der abgewinkelte Ringraum (das ist der Fluid-Bereich zwischen Reaktor-

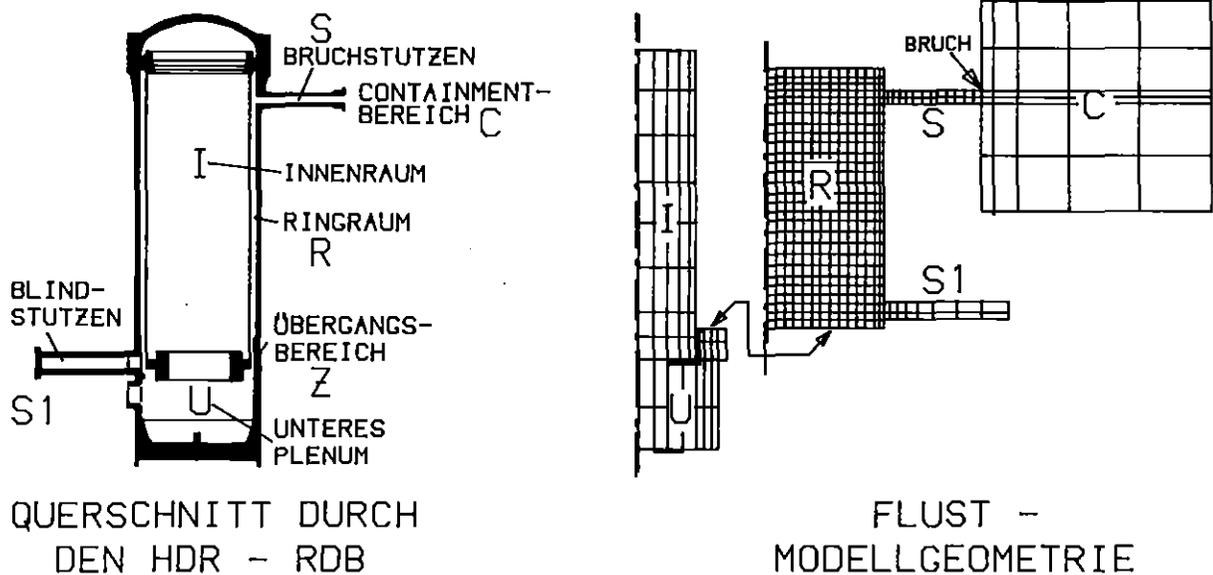


Bild 10 Beschreibung der Fluid-Bereiche im HDR-Druckbehälter durch aneinander gekoppelte, zweidimensionale Bereiche

Druckbehälter und Kernmantel), S ist der Stützenbereich und C ist der äußere Bereich im Containment. Beim Blowdown strömt das Fluid vom Ringraum R durch den Stützen S in das Containment C. DRIX-2D

beschreibt transiente Zweiphasen-Strömungen im thermodynamischen Nicht-Gleichgewicht mit Schlupf zwischen den Phasen. Die Geschwindigkeitsfelder der Flüssigkeit und des Dampfes werden getrennt voneinander behandelt. Dies geht aus Bild 11 hervor. Dargestellt ist die Strömung in einem T-Stück. Wasser und Dampf haben

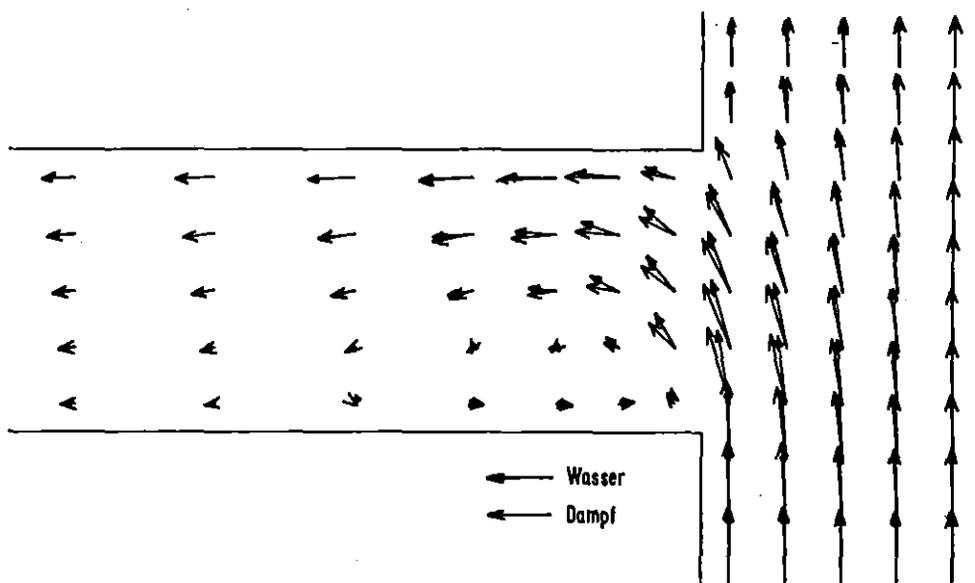


Bild 11 Strömungsfeld einer Zweiphasenströmung mit Schlupf in einem T-Stück

unterschiedliche Strömungsgeschwindigkeiten, vor allem aber unterschiedliche Strömungsrichtungen. Es liegt also ein Schlupf zwischen beiden Phasen vor. Der Dampf läßt sich leichter umlenken als das Wasser. Zur Zeit wird eine Kopplung des Zweiphasen-Codes DRIX-2D mit FLUX vorbereitet. DRIX-2D wird dabei zur Berechnung der Strömung mit Blowdown-Stutzen, FLUX für die Berechnung der Strömung und Fluid-Struktur-Wechselwirkung im Druckbehälter eingesetzt.

Generelle Bemerkungen

Computercodes können sehr leistungsfähige Werkzeuge sein, wenn sie sachgemäß angewandt werden. Insbesondere sollte man die einschränkenden Annahmen niemals aus dem Blickfeld verlieren. Effekte, die man im Prinzip schon vorher kannte, werden durch die Codes quantitativ erfaßt. Bei Effekten, die man dagegen vorher

nicht kannte, ist äußerste Vorsicht geboten. Genauere Überlegungen sind unbedingt erforderlich. Die gefundenen Effekte sollte man erst dann als echt akzeptieren, wenn die zugrunde liegenden Phänomene qualitativ durchschaut sind.

Auf welche Art sollen verbesserte Rechenmethoden den Wissensstand bei der Störfallanalyse verbessern? Was nutzt es beispielsweise, wenn man ein Teilproblem mit verbesserten Methoden auf ein Prozent genau beschreiben kann, auf der anderen Seite aber die Eingangsparameter wesentlich größere Unsicherheiten aufweisen?

Man halte sich dazu die bisherige Situation vor Augen. Sie ist im oberen Teil des Bildes 12 charakterisiert. Im Zuge einer Sicherheitsanalyse von der Definition der Eingangsparameter bis zu den Schlußaussagen - dies ist die Abszisse in Bild 12 - treten

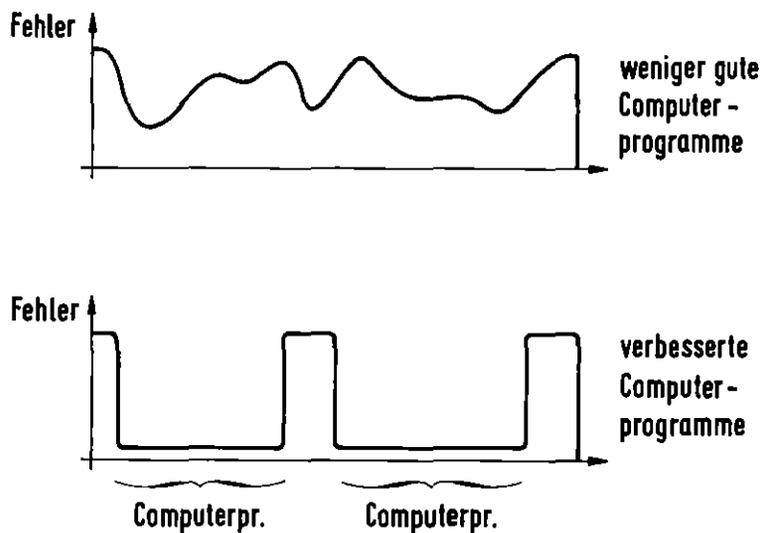


Bild 12

Zur Erläuterung der Entstehung von Ungenauigkeiten während des Ablaufes einer Sicherheitsanalyse

Ausgangsparameter Zwischen- End-
parameter ergebnis ergebnis

Unsicherheiten, Unschärfen und Fehler in allen möglichen Zwischenstadien auf. Die Fehler sind über die ganze Sicherheitsanalyse mehr oder weniger stark verschmiert. Zur Gesamtbeurteilung der Genauigkeit benötigt man Wissen auf allen möglichen Teilbereichen gleichzeitig. Man muß die Sicherheitsphilosophie kennen, hin-

zu kommen praktische Erfahrungen, aber auch Kenntnisse der mathematischen und numerischen Methoden, schließlich auch Kenntnisse der Werkstoffe. Dies ist für eine zuverlässige Beurteilung sehr hinderlich.

Die Situation ist anders, wenn ausreichend genaue Methode für Teilbereiche zur Verfügung stehen. Die im Prinzip unvermeidlichen Fehler und Unschärfen werden an strategisch günstigen Stellen konzentriert. Dazu ein Beispiel: Containment mit Druckunterdrückungssystem, Anregung durch Kondensationsvorgänge im Wasserpool. Die gekoppelten fluid-strukturdynamischen Vorgänge konnten mit Hilfe der von uns entwickelten Codes beschrieben werden [6_7]. Es wurden nun nicht wie sonst üblich die berechneten mit den zulässigen Spannungen verglichen, denn bei einem solchen Vergleich liegt das eigentliche Problem nicht. Es wurden vielmehr unter Zugrundelegung der zulässigen Spannungen zulässige Kondensationsereignisse bestimmt. Diese sind nun mit den tatsächlich beobachteten Kondensationsereignissen zu vergleichen. Dies ist sinnvoll, weil die Intensität der Kondensationsereignisse jene physikalische Größe ist, die naturbedingt mit den größten Unschärfen behaftet ist. Wer das Gesamtproblem beurteilen will, braucht sich nun nicht mehr mit den gekoppelten fluid-strukturdynamischen Problemen zu befassen, sondern er kann sich auf das eigentliche Problem der Dampfkondensation konzentrieren.

Außerdem, Fehler ist nicht gleich Fehler. Ungenauigkeiten und Vernachlässigungen bei der Lösung von Differentialgleichungen sind schwer zu überschauen. Variationen bei den Randbedingungen oder sonstigen Eingabeparametern sind dagegen physikalisch interpretierbar. Die Konsequenzen solcher Unschärfen kann der Ingenieur im allgemeinen verstehen. Deshalb ist es durchaus sinnvoll, bei mathematischen Prozeduren hohe Genauigkeiten zu verlangen. Dies haben wir insbesondere durch die Entwicklung der schalendynamischen Computerprogramme erreicht, die auf analytischen Lösungen basieren.

Auch die in den Codes SING1 und SING-S benutzten Randintegral-Verfahren bieten hier Vorteile. Fehler können hier nur in den Randflächen auftreten. Auch sehr feine Diskretisierungen, die bei Verwendung besonders effektiver Lösungsverfahren im Programm FLUX möglich sind, dienen diesem Ziel.

*

Die Autoren danken den Herren B. Dolensky, G. Enderle, B. Göller, A. Granda, G. Hailfinger, H. Knüppel, A. Ludwig und E.G. Schlechtendahl für Bild-Beiträge und Mitarbeit.

Ausgewählte Veröffentlichungen

- [⁻1_] E.G. Schlechtendahl: Coupled Fluid-Structure Analysis for LWRs in the Federal Republic of Germany. Nucl. Safety 20 (1979), 551-563

- [⁻2_] T. Belytschko, U. Schumann: Fluid Structure Interactions in Light Water Reactor Systems. Nucl. Engrg. Des. 60 (1980), 173-195

- [⁻3_] R. Krieg: Review of LOCA related mechanical Problems and Analysis Methods, in "Decade of Progress", American Society of Mechanical Engineers, im Druck

- [⁻4_] U. Schumann: Fast Elliptic Solvers and Three-Dimensional Fluid-Structure Interactions in a Pressurized Water Reactor. J. Comp. Phys. 36 (1980), 93-127

- [⁻5_] R. Krieg, B. Göller, G. Hailfinger: Transient, Three-Dimensional Potential Flow Problems and Dynamic Response of the Surrounding Structures. Part I and II. J. Comp. Phys. 34, (1980), 139-183

- [⁻6_] R. Krieg, B. Göller, G. Hailfinger: Dynamic Stresses in Spherical Containments with Pressure Suppression System during Steam Condensation. Nucl. Engrg. Des. (1981) im Druck

- [7] A. Ludwig, R. Krieg: An analytical quasi-exact method for calculating eigenvibrations of thin circular cylindrical shells. Journal of Sound and Vibration 74 (1981), im Druck
- [8] B. Göller: Dynamic Deformations of thin spherical shells based on analytical solutions. Journal of Sound and Vibration (1980), im Druck
- [9] G. Enderle: Compressible Flow in Arbitrarily Connected Fluid Domains. Proc. Third GAMM-Conference on Numerical Methods in Fluid Mechanics, (Cologne, Oct. 79). In: Notes on Numerical Fluid Mechanics, Vieweg, Vol.2, 88, 1979
- [10] H. Mössinger: Investigation of Blowdown Problems with the Computer Code DRIX2D. Nucl. Sci. Eng. 76 (1980), 89-102

PROJEKT NUKLEARE SICHERHEIT
JAHRESKOLLOQUIUM 1980

MESSUNG DER BRENNSTAB-HÜLLROHRTEMPERATUR MIT
LOFT-TYPISCHEN THERMOELEMENTEN UNTER BLOWDOWN-BEDINGUNGEN
IN COSIMA

G. CLASS 1)
R. MEYDER 1)
K. HAIN 2)

- 1) KERNFORSCHUNGSZENTRUM KARLSRUHE / INSTITUT FÜR REAKTORENTWICKLUNG
2) KERNFORSCHUNGSZENTRUM KARLSRUHE / HAUPTABTEILUNG INGENIEURTECHNIK

JAHRESKOLLOQUIUM 1980
des
PROJEKTES NUKLEARE SICHERHEIT

Messung der Brennstab-Hüllrohrtemperatur mit
LOFT-typischen Thermoelementen unter Blowdown-Bedingungen
in COSIMA

G. Class, KfK, Institut für Reaktorentwicklung
R. Meyder, KfK, Institut für Reaktorentwicklung
K. Hain, KfK, Hauptabteilung Ingenieurtechnik

1. Einleitung

Die Qualifizierung von Rechenprogrammen für die Beschreibung des Brennstabverhaltens beim Kühlmittelverluststörfall erfordert, neben der Durchführung von Einzeleffekt-Experimenten, auch Versuche mit nuklearem Brennstoff. Derartige Versuche sind allerdings sehr aufwendig, so daß nur eine geringe Anzahl gefahren werden kann. Außerdem sind die Möglichkeiten der Versuchsinstrumentierung bei den in-pile-Tests (nicht allein wegen der Radioaktivität im nuklearen Core) stets sehr stark eingeschränkt. Daher muß zur Beurteilung der Aussagefähigkeit solcher in-pile-Tests eine anwendungsnahe Untersuchung der Eigenschaften der eingesetzten Versuchsinstrumentierung erfolgen, um Fehlinterpretationen der nuklearen Versuche auszuschließen.

Anlaß für die hier vorgelegte Untersuchung waren Diskrepanzen zwischen der Vorausberechnung der Hüllrohrtemperaturen und den Meßergebnissen am LOFT-Reaktor im Idaho National Engineering Laboratory, Idaho, USA [2].

Die vorhergesagten Hüllrohrtemperaturen lagen, wie Abb. 1 zeigt, über den ganzen Verlauf des simulierten Störfalls auf einem Niveau von z.B. etwa 800 °C, während die gemessenen Werte durch ein nicht vorhergesagtes Benetzen der Hüllrohre durch das Kühlmittel meist um einige 100 K tiefer lagen. Selbst die Maximaltemperaturen lagen bei der Messung noch um etwa 150 K tiefer als

bei der Rechnung. Es stellte sich daher die Frage, ob die vorhergesagten ungünstigeren Temperaturen auf einer Konservativität der verwendeten Computer-codes beruhen, oder ob bzw. zu welchem Anteil die bei LOFT eingesetzte Thermoelement-Instrumentierung der Brennstabhüllrohre für die festgestellte Diskrepanz verantwortlich sein kann [3].

Der Frage der Aussagefähigkeit der Thermoelementanzeigen hinsichtlich der tatsächlich vorhandenen Hüllrohrtemperaturen unter den Störfallbedingungen war selbstverständlich (wie es sich für gut vorbereitete Versuche versteht) bereits vor der Durchführung der Experimente nachgegangen worden. Der experimentelle Nachweis zu dieser Frage konnte aber zur Zeit der Versuchsvorbereitung der nuklearen Tests nur sehr unvollkommen geführt werden, weil nirgendwo geeignete Versuchseinrichtungen und Brennstabsimulatoren zur Verfügung standen. In dieser Frage eröffneten sich erst nach der Durchführung der nuklearen Tests neue Möglichkeiten, insbesondere auch mit der Versuchsanlage COSIMA im Kernforschungszentrum Karlsruhe.

2. Instrumentierung der Hüllrohre bei LOFT

Bei der gekoppelten Untersuchung des Brennstabverhaltens unter Blowdown-Bedingungen im Reaktor zur Messung der Hüllrohrtemperaturen lassen sich nur Thermoelemente verwenden, wobei diese nur auf die Brennstabhülle aufgesetzt werden können. Um so wenig wie möglich mechanisch oder thermisch das Stabinnere und die Hülle zu stören, wurde für LOFT die in Abb. 2 gezeigte Thermoelementanordnung gewählt. An jedem instrumentierten Brennstab sind 4 Thermoelemente befestigt, welche Anzeigen für 4 verschiedene axiale Positionen liefern. Aus Symmetriegründen sind im beheizten Stabteil mit Hilfe von Dummies alle 4 Meßleitungen über die ganze Stablänge durchgezogen.

Die Anordnung der so instrumentierten Brennstäbe über den Reaktorkernquerschnitt ist in Abb. 3 dargestellt. Als typisch für die LOFT-Instrumentierung erweist sich die Anordnung dieser Brennstäbe in Gruppen zu je 5 Stäben. In dieser dichten Anordnung besteht bereits die Möglichkeit einer Rückwirkung der Instrumentierung (über die veränderten Wärmeübertragungseigenschaften der Brennstäbe mit den rippenartigen Thermoelement-Mantelrohren) auf die sich in den Unterkanälen lokal einstellenden Kühlmittelzustände.

In Abb. 4 und 5 sind Meßergebnisse für die LOFT-Transienten L2-2 und L2-3 gezeigt, die mit dieser Thermoelement-Instrumentierung gewonnen wurden. In Abb. 4 erkennt man bei etwa 6 Sekunden ein scharfes Quenchen (Wiederbenet-

zen), das nach Abb. 5 über die ganze Core-Höhe in Erscheinung tritt. Weiterhin zeigt Abb. 5, daß im unteren und mittleren Kernbereich die Brennstabtemperaturen über längere Zeit wieder auf hohe Werte kommen, während im oberen Kernbereich noch dreimal ein Dryout mit anschließendem Wiederbenetzen auftritt. Diese unerwartet stark zur Wirkung kommenden Wiederbenetzungserscheinungen sind als wesentliche Ursache für die erwähnte große Abweichung zwischen Vorausberechnung und Experiment anzunehmen. Es stellt sich die Frage, ob es sich bei dieser Wiederbenetzung überwiegend um einen Effekt handelt, der für die bei LOFT angewandte Thermoelement-Instrumentierung typisch ist, oder ob diese Wiederbenetzung auch bei den nicht instrumentierten Brennstäben auftreten sollte und von den konservativ (= pessimistisch) rechnenden Computercodes nur nicht wiedergegeben wird.

3. Experimente mit COSIMA

Zur Untersuchung der Frage, ob die Wiederbenetzungserscheinung ein für die LOFT-Instrumentierung typischer Effekt ist, bot sich die Versuchsanlage COSIMA im KFK an [1]. COSIMA ist für die Aufgabe konzipiert, out-of-pile das Wechselspiel zwischen mechanisch-thermischem Brennstabverhalten einerseits und den thermohydraulischen Randbedingungen beim Blowdown andererseits zu untersuchen mit dem Ziel, die Entwicklung von Computerprogrammen zu unterstützen. Zu diesem Zweck wurde für COSIMA ein elektrisch beheizter Brennstabsimulator entwickelt, dessen Eigenschaften den nuklearen Brennstäben sehr nahe kommen (Original-Hüllrohr, Stableistung, Wärmespeicherung, Gasspalt, Gasinnendruck, Pellet-Relocation). Weil hierbei das mechanische Verhalten der Hülle ein dominierender Effekt ist, mußte zur Messung der Hüllrohrtemperatur die berührungslose (und damit störungsfreie) optische Messung mittels Pyrometern herangezogen werden.

Da es sich in COSIMA ohne großen Aufwand ermöglichen ließ, auch LOFT-typisch instrumentierte COSIMA-Brennstabsimulatoren einzusetzen (Typ SIM), bot diese Versuchsanlage nahezu ideale Bedingungen zur Untersuchung des gestellten Problems. Das Interesse auf der amerikanischen Seite führte dazu, daß vor ungefähr 1 1/2 Jahren zwei COSIMA-Brennstabsimulatoren bei EG&G in Idaho mit Unterstützung durch die NRC mit einer LOFT-typischen Thermoelement-Instrumentierung versehen wurden. Inzwischen wurden mit diesen Simulatoren und 10 nicht instrumentierten Stäben insgesamt über 50 Blowdown-Versuche in COSIMA im Zusammenhang mit dem Nachweis des Thermoelementeffektes durchgeführt. Ein Teil dieser Versuche diente dabei der iterativen Einstellung geeigneter Steuer-

programme für den Blowdown-Ablauf und der Untersuchung der für die Reproduzierbarkeit der Messungen wesentlichen Stabparameter.

3.1 COSIMA-Anlagenbeschreibung

Über die COSIMA-Versuchsanlage war bereits auf dem PNS-Jahreskolloquium 1978 (vgl. KfK 2770) ausführlicher berichtet worden [1], so daß hier nur eine gekürzte Fassung der Anlagenbeschreibung gegeben wird.

In Abb. 6 ist ein Schema der Versuchsanlage COSIMA (= controlled single rod blowdown simulation experiment Karlsruhe) dargestellt. Bei den Versuchen besteht zunächst die Aufgabe, die stationären Bedingungen des Reaktorbetriebes nachzubilden, von denen aus der Blowdown gestartet wird. Daher besteht die Anlage in ähnlicher Weise wie ein Druckwasserreaktor aus einem Wasserkreislauf mit Druckhalter, der den Systemdruck bestimmt. In einem elektrisch beheizten Heißwasserkessel befindet sich aufgeheiztes Wasser, welches mittels der Umwälzpumpe bis zum Erreichen stationärer Temperaturbedingungen im Kreislauf umgepumpt wird.

Etwa 30 s vor der Blowdown-Auslösung werden die Wandheizstäbe und der zentral angeordnete Versuchsbrennstab eingeschaltet. Durch die Wärmezufuhr zum Kreislaufwasser bildet sich innerhalb der Teststrecke ein von unten nach oben ansteigendes Temperaturprofil aus. Kurz bevor das in den Heißwasserkessel zurückfließende heißere Wasser dessen unteres Ende erreicht, muß die Blowdown-Auslösung erfolgen, damit die gewollte Temperaturschichtung in der Teststrecke erhalten bleibt.

Der Betriebsdruck des Kreislaufes beträgt etwa 160 bar, die Betriebstemperatur ist zum Zeitpunkt der Blowdown-Auslösung im oberen Kühlmittelpodium etwa 320 °C. Die Anlage erstreckt sich über eine Höhe von 18 m (Abb. 7).

Die Teststrecke (vgl. Abb. 6) hat eine beheizte Länge von nur 1,5 m, weil an den elektrisch beheizten Brennstabsimulator im Zentrum der Teststrecke besondere Anforderungen gestellt werden, die eine verkürzte Ausführung erforderlich machen. Zum einen soll der Brennstab eine "blähfähige" Zircaloy-Hülle erhalten und mit Innendruck beaufschlagt sein, und zum anderen soll der Brennstoff hinsichtlich der im Reaktorstab gespeicherten Wärme, der Brennstoffgeometrie und schließlich auch der auf die Stablänge bezogenen Heizleistung nachgebildet werden. Diese Bedingungen werden mit dem in Abb. 8 gezeigten Stabkonzept erfüllt. Die maximal mögliche Heizleistung beträgt im hoch be-

heizten mittleren Abschnitt des Brennstabsimulators von 0,5 m Länge ca. 0,73 kW pro cm. In Abb. 8 ist auch ein Pyrometer zur berührungslosen Messung der Hüllrohrtemperatur dargestellt.

Die Blowdown-Auslösung wird durch das rasche Schließen der Schnellschlußventile begonnen, wodurch die Teststrecke vom Kreislauf getrennt wird. Mit einer geringen Verzögerung werden sodann die Schnellöffnungsventile der beiden Ausblase-Leitungen geöffnet, so daß der in der Teststrecke unter Druck stehende und weiterhin beheizte Wasserinhalt in den Kondensationsbehälter ausströmt. Dieses Ausströmen wird mittels der beiden in den Ausblaseleitungen befindlichen Schnellsteuerventile in vorherbestimmter Weise gezielt beeinflusst. Gleichzeitig wird auch die Beheizung der Wandheizstäbe ausgeschaltet und die des Brennstabsimulators zurückgesteuert.

Der Blowdown-Vorgang ist beendet, wenn der Druck in der Teststrecke auf den Gegendruck des Reaktorsicherheitsbehälters abgesunken ist. In COSIMA ist es auch möglich, nach dem Schließen der Auslaßventile durch Öffnen einer Verbindung zum Heißwasserkessel die Teststrecke mit heißem Wasser rasch zu fluten. Dieser Fall ist dann von Interesse, wenn der gegen Ende des Blowdown erreichte Zustand des Simulators "eingefroren" werden muß, falls bei vorhandenem Innendruck die Hüllrohrtemperatur noch hoch ist.

3.2 Beschreibung der Blowdown-Transienten

Für die Durchführung der Untersuchungen zum Thermoelementeinfluß wurden zwei verschiedene Transienten-Typen verwendet. Die ältere dieser Transienten wurde in Anlehnung an eine zuvor in COSIMA sehr häufig gefahrene Blowdown-Transiente ausgebildet. Hiermit wurden die Folgen eines cold-leg 2F-Bruches bei einem Druckwasserreaktor vom Typ Biblis A simuliert. Die Transiente umfaßt im wesentlichen nur den ersten Temperaturpeak zu Beginn des Blowdown. Für die Thermoelement-Untersuchungen wurde diese Transiente dahingehend abgewandelt, daß die nach etwa 7 s nach Blowdown-Auslösung wieder einsetzende Kernkühlung etwas gemildert wurde. Das Ziel dieser Änderungen war, eine stärkere Differenzierung der Unterschiede im Quenchverhalten der Stäbe mit und ohne Thermoelemente zu erzielen, als dies mit der ursprünglichen Transiente möglich gewesen wäre.

In Abb. 9 ist das verwendete Steuerprogramm der Blowdown-Ventile für die sog. COSIMA-Transiente (= COSTRA) gezeigt, die zunächst für den Vergleich zwischen instrumentiertem und nicht instrumentiertem Stab eingesetzt wurde. Nachdem dieser Vergleich einige neue Fragen zur Reproduzierbarkeit der Messungen aufgeworfen hatte, wurden mit COSTRA auch umfangreiche Versuchsserien zum Stab-

verhalten bei aufeinanderfolgenden Blowdowns mit demselben Stab und zur Reproduzierbarkeit der Messungen mit Stäben aus unterschiedlichen bzw. gleichen Herstellungsserien gefahren (vgl. nächstes Kapitel).

Das Steuerprogramm in Abb. 9 ist daraufhin ausgelegt, sofort zu Beginn des Blowdown-Ablaufes in der Teststrecke eine Strömungsumkehr zu bewirken, der nach einer kurzen Phase eines schwachen positiven Kerndurchsatzes ein längerer Abschnitt der Strömungsstagnation folgt. In dieser Phase bildet sich im Kernbereich von oben her eine "Blase" trockenen Dampfes aus (dry out), die durch die nach etwa 7 s wieder einsetzende negative Kerndurchströmung (wegen des Öffnens des unteren Abblaseventils) nach unten ausgewaschen wird. In dieser Phase erfolgt ein mehr oder weniger heftiges Quenchen des Brennstabes.

Nach dem Vorliegen hinreichender Informationen über die LOFT-Transienten L2-2 und L2-3, es handelte sich im wesentlichen um den mit RELAP errechneten Kernmassendurchsatz in Abhängigkeit von der Zeit und um den Druckverlauf im Kern, konnte für COSIMA ein zweites Steuerprogramm iterativ erstellt werden, mit dem die Verhältnisse dieser LOFT-Transienten angenähert nachgebildet wurden. Nach einer ersten Vorausberechnung des Steuerprogramms wurde die weitere Iteration experimentell-empirisch vorgenommen.

Als ausreichende Annäherung an die LOFT-Transiente L2-3 ergab sich das in Abb. 10 gezeigte Steuerprogramm für COSIMA; diese Transiente wird im folgenden mit LOFTRA bezeichnet. Trotz wichtiger Unterschiede zwischen den Anlagen LOFT und COSIMA besteht eine hinreichende Ähnlichkeit zwischen der Vorlage L2-3 und LOFTRA, um Aussagen über die möglichen Auswirkungen der LOFT-Thermoelementinstrumentierung bei den LOFT-Transienten zu machen.

Ein wesentlicher Unterschied zwischen LOFTRA und COSTRA besteht darin, daß LOFTRA etwa die zweifache Zeitdauer in Anspruch nimmt und dementsprechend die Abblaseventile weniger weit geöffnet werden. Ein weiterer wesentlicher Unterschied besteht im Verlauf des angestrebten Kernmassenstromes; nach der ersten Strömungsumkehr (typisch für einen großen cold-leg-Bruch, noch ähnlich wie bei COSTRA) gibt es bei LOFTRA anstelle nur einer jetzt drei Stagnationsperioden. Dazwischen wird zunächst eine Aufwärtsströmung eingestellt (bei COSTRA war es eine Abwärtsströmung), darauf folgen nach Stagnation eine Abwärts- und nach erneuter Stagnation wieder eine Aufwärtsströmung (diese

Vorgänge sind bei COSTRA nicht vorhanden).

3.3 Reproduzierbarkeit der Messungen

Die Ergebnisse der Messungen mit instrumentierten und nicht instrumentierten Stäben standen zunächst im Widerspruch zur Erwartung. Dies betraf auch die Vergleichbarkeit der Messungen mit verschiedenen Simulatoren. Um den Vergleich verschiedener Stäbe zu umgehen, wurde nach dem dritten Blowdown mit dem ersten instrumentierten Stab von diesem die Instrumentierung entfernt, so daß wieder ein nicht instrumentierter Stab entstand. Die damit in den folgenden Versuchen erreichten Hüllrohrtemperaturen zeigten jedoch anstelle der vorhergesagten Erhöhung eine drastische Absenkung. Es handelte sich offenbar um eine Fehleinschätzung des Brennstabverhaltens.

Die Ursache dieser Fehleinschätzung wurde in den folgenden umfangreichen Meßreihen aufgeklärt. Sie bestand in der bisher ungenügenden Kenntnis des Stabverhaltens mit verformbarem Hüllrohr, dem inneren Gasspalt, sowie den beim Aufheizen zerspringenden keramischen Pellets im Simulator.

Bei den nun folgenden Messungen wurden diese verschiedenen Beeinflussungen sehr genau unter Kontrolle gehalten. Um die Vergleichbarkeit verschiedener Simulatoren untereinander zu sichern, wurden nur noch Graphitheizstäbe, Keramikpellets und Hüllrohre aus denselben Lieferungen (Chargen) verwendet, wie sie für die beiden instrumentierten Stäbe zum Einsatz gekommen waren. Weiterhin wurde der Einfluß der Hüllrohrdeformation dadurch ausgeschaltet, daß durch eine entsprechende Wahl der Stabileistung und des Stabinnendruckes die sich einstellenden Kriechverformungen unter etwa 10 μm gehalten wurden. Dies machte auch das Einführen des bereits im vorigen Abschnitt erwähnten Zwangsquenches der Brennstäbe am Ende des gesteuerten Blowdown-Ablaufes erforderlich, da ohne dasselbe in Teilbereichen der Stäbe nach Blowdown-Ende unerwünschte und (wegen der unkontrollierten Temperaturverläufe) nichtreproduzierbare Hüllrohrverformungen auftraten.

Bei der Durchführung von Blowdown-Serien gleichartiger Blowdowns mit jeweils nur einem Brennstab wurde gefunden, daß sich die Eigenschaften des Graphitheizers so gut wie nicht veränderten, während die erreichten Hüllrohrtemperaturen von Versuch zu Versuch systematisch und (mit einer gewissen Streuung der Daten) reproduzierbar kleiner wurden. Dieser Effekt ist beispielhaft in Abb. 11 dargestellt. Er erklärt sich durch eine "recolation" der von Versuch zu Versuch in zunehmendem Maße zerspringenden Keramikpellets. Diese Zunahme

der Anzahl der Bruchstücke der Ringpellets konnte anhand von Stichproben an verschiedenen Brennstabsimulatoren einwandfrei nachgewiesen werden.

Die Wirkung dieser Pellet-Relocation ist vor allem in einer Abnahme des wirk-
samen Gasspaltes zwischen Pellet und Hüllrohr zu sehen. Hierdurch werden bei
gleicher Heizleistung des Graphitheizers in der Stationärphase vor der Aus-
lösung der Blowdown-Transiente die Temperaturen im Heizstab und im Pellet im-
mer mehr verringert, so daß dementsprechend auch die im Stab gespeicherte
Wärmemenge beim Eintritt in den Blowdown verringert ist. Dies wirkt sich auf
die Hüllrohrtemperaturen beim Blowdown sehr wesentlich aus. - Aus diesem Er-
gebnis kann auch ersehen werden, daß die Fähigkeit der Wärmespeicherung ähnlich
dem Nuklearstab für die out-of-pile-Simulation von Blowdown-Transienten von
entscheidender Bedeutung ist.

Die Versuche hatten nun klar gemacht, daß zum Vergleich der mit unterschiedli-
chen Brennstabsimulatoren gewonnenen Ergebnisse nur solche herangezogen werden
können, bei denen jeweils der neue Simulator möglichst identisch in seinen Ei-
genschaften ist mit den Vergleichsstäben, und bei denen die einzelnen Stäbe
eine möglichst gleichartige Geschichte durchlaufen haben. Das bedeutet, daß
bereits im Laufe des ersten Blowdown ein Stab mit Thermoelement-Instrumentie-
rung (wegen der anderen Hüllrohrtemperaturen) sich ein wenig anders entwickelt,
als ein Stab ohne Thermoelemente. Daher sind streng genommen jeweils nur die
ersten Blowdown-Ergebnisse für jeden Stab voll vergleichbar. Es ist allerdings
nützlich, auch die Ergebnisse weiterer Blowdowns zu Kontrollzwecken heranzu-
ziehen.

Hinsichtlich der Reproduzierbarkeit der Hüllrohrtemperaturen verschiedener
Simulatoren beim jeweils ersten Blowdown unter der Voraussetzung "identischer
Stabfertigung" ist in Abb. 12 ein Beispiel gezeigt. Die Streuung der Versuchs-
werte liegt unter etwa ± 30 K. Hierbei ist die Meßgenauigkeit der Pyrometer
(+10 und -30 K) bereits enthalten.

Trotzdem sind die in Abb. 13 gezeigten Kurven nicht ganz als typisch für die
Reproduzierbarkeit der COSIMA-Meßergebnisse zu bezeichnen, sondern zunächst
nur für die Reproduzierbarkeit der COSIMA-Versuche als Ganzes. Bei der kompli-
zierten Steuerung der Versuche und bei der Leistungszufuhr zum Brennstabsimu-
lator treten nämlich gelegentlich kleinere hardwarebedingte Abweichungen auf,
die erst nach der Versuchsdurchführung erkannt und quantitativ festgelegt wer-
den können. Wenn die Steuerkurven von verschiedenen COSIMA-Experimenten tat-
sächlich übereinstimmen, dann ergibt sich auch eine wesentlich kleinere Streu-

ung der Hüllrohrtemperaturen als oben angegeben. Daher ist die Reproduzierbarkeit der Meßdaten in COSIMA als sehr gut zu bezeichnen.

Bei den im folgenden durchgeführten Vergleichen wurde auf das genannte Kriterium der Übereinstimmung der tatsächlichen Steuerdaten bei den zu vergleichenden Versuchen besonders geachtet. Daher können an die in den Abb. 13 bis 16 gezeigten Ergebnisbeispiele deutlich engere Maßstäbe angelegt werden, als es die Reproduktionsversuche nach Abb. 12 nahelegen.

4. Versuchsergebnisse

Im folgenden werden die Versuchsergebnisse für die Transienten COSTRA und LOFTRA getrennt dargestellt, da sich die beiden Transienten, wie im Abschnitt 3.2 diskutiert, in ihren Eigenschaften sehr weitgehend unterscheiden.

Alle Versuchsergebnisse wurden einer weitgreifenden Analyse hinsichtlich der möglichen Störungen und Unsicherheiten der Aussage unterzogen. Hierbei muß ein umfangreiches Datenmaterial eingehend untersucht und verglichen werden. Diese Vergleiche betreffen im wesentlichen die Ventilsteuerkurven, wie sie nach den Versuchen tatsächlich vorliegen, die Drucke und Temperaturen in der Teststrecke, die Hüllrohrtemperaturen und die Stabinnendrucke, die Massenstromverläufe in den Abblaseleitungen, die Wasserinhalte in den Kühlmittelpfannen, die Strukturtemperaturen und die Heizleistungen. Daraus lassen sich Hinweise auf das Geschehen der Teststrecke gewinnen, die auch nicht direkt meßbare Größen betreffen (wie z.B. Strömungszustand in der Teststrecke). Auf diese Weise ist eine recht weitgehende Versuchsinterpretation möglich, die eine tragfähige Basis für die Aussagen über den Einfluß der Thermoelement-Instrumentierung auf die gemessenen Temperaturen gibt.

Wie bereits erwähnt, wurden für unsere Untersuchungen 2 Brennstabsimulatoren vom Typ SIM mit der LOFT-Thermoelement-Instrumentierung versehen. Daher konnte mit der TE-Instrumentierung zu den Transienten COSTRA und LOFTRA nur je eine Versuchsserie gefahren werden. Weil sich die volle Vergleichbarkeit von Versuchen mit verschiedenen Stäben nur für den jeweils ersten Versuch (mit dem neuen Simulator) ergibt, sollen im folgenden nur Beispiele für den jeweils ersten Stab-Blowdown gezeigt werden. Auf diese Weise sind aus dem umfangreichen Versuchsmaterial zu jeder Transientenart nur zwei Versuche heranzuziehen.

In der COSIMA-Teststrecke sind, verteilt über die beheizte Stablänge von

500 mm, (schraubenlinienförmig). acht Pyrometer eingebaut, die von unten nach oben von 1 bis 8 durchnummeriert sind. In Stabmitte, zwischen den Pyrometermeßstellen IN 4 und IN 5 ist ein DWR-Abstandshalter eingebaut, der beim Vorliegen von Nebelströmung einen merklichen Einfluß auf die lokalen Kühlungsbedingungen stromabwärts ausübt. Etwas oberhalb und unterhalb der beheizten Stablänge sind ebenfalls derartige Abstandshalter angeordnet, die bei der entsprechenden Strömungsrichtung neben dem Einfluß des Leistungsprofils ebenfalls einen Einfluß auf die Wärmeübergangsbedingungen an den benachbarten Pyrometermeßstellen IN 1 und IN 8 ausüben.

Die LOFT-typische TE-Instrumentierung umfaßt 4 Thermoelemente, die bei den COSIMA-Stäben axial genau auf die Höhe der geradzahligen Pyrometermeßstellen IN 2, 4, 6 und 8 positioniert wurden. Dagegen sind die Pyrometermeßstellen gegenüber den auf gleicher Höhe sitzenden Thermoelementen azimuthal nur 45° versetzt angeordnet, so daß die Pyrometer, optisch unbeeinflusst durch die Thermoelemente, knapp 4,3 mm neben diesen die Hüllrohroberflächentemperatur erfassen.

Für die folgenden Vergleiche typischer Temperaturverläufe bei beiden Transientenarten wurden jeweils die Pyrometermeßstellen IN 4 (direkt unterhalb dem mittleren Abstandshalter) und IN 6 (etwa Mitte obere Stabhälfte), mit den zugeordneten Thermoelementen T 22.2 und T 23.1 herangezogen. Die Meßkurven für den instrumentierten und den nicht instrumentierten Stab werden jeweils zusammengeplottet, um die Ergebnisse unmittelbar und anschaulich vergleichen zu können.

4.1 Ergebnisse mit der Transienten COSTRA

Die Abbildungen 12 und 14 zeigen die ausgewählten Beispiele aus den COSTRA-Vergleichsmessungen mit (Versuch V93) und ohne (Versuch V108) Thermoelemente am Brennstabsimulator. Aus den zur Verfügung stehenden Versuchen ohne TE-Instrumentierung wurde hierbei derjenige herausgesucht, der bzgl. der Steuerdaten und Heizleistungsverläufe praktisch identisch mit V93 ist. Auf diese Weise sind die gezeigten Kurven ohne Korrekturen vergleichbar.

Es muß daran erinnert werden, daß die Pyrometer erst oberhalb einer Anzeige von knapp 810 K auswertbare Meßsignale liefern, während die Thermoelemente natürlich den Bereich der Fluidtemperatur noch voll erfassen.

Folgende Aussagen wurden mit Hilfe der erwähnten Trendanalysen erhärtet und werden durch die Abb. 13 und 14 für die Transiente COSTRA illustriert:

- Für den nicht instrumentierten Stab liegen die Hüllrohrtemperaturen im allgemeinen über denjenigen für den instrumentierten Stab (Ausnahme kurzzeitig im Bereich um 35 s).
- Die Thermoelementanzeige liegt im allgemeinen tiefer als die Pyrometeranzeige für denselben Versuch.
- Die kritische Heizflächenbelastung (Temperaturanstieg) wird durch die Thermolemente verspätet angezeigt, wobei die Verzögerungen stark schwanken und bis über 1 s betragen.
- Die Peak-Cladding-Temperaturen werden von den Thermolementen bis um ca. 30 K zu niedrig gemessen.
- Bei kleinem Wärmeübergang (Kühlung mit trockenem Dampf) verschwinden die Unterschiede zwischen Thermolement- und Pyrometeranzeige.
- Das Wiederbenetzen der Hüllrohre wird durch die TE-Instrumentierung stark begünstigt, wobei im selben Versuch die Thermolemente vor den Pyrometern das Quenchen anzeigen.

4.2 Ergebnisse mit der Transienten LOFTRA

Die Abbildungen 15 und 16 zeigen die ausgewählten Beispiele aus den LOFTRA-Vergleichsmessungen mit (Versuch 126) und ohne Thermolemente (Versuch 129) am Brennstabsimulator. Es handelt sich um dieselben Meßpositionen, wie bei den beiden Abbildungen zuvor. Als Vergleichsversuch ohne TE-Instrumentierung stand hier nur ein Versuch (V129) zur Verfügung, der allerdings hinsichtlich des Versuchsablaufs (Steuerdaten, Heizleistung) mit Versuch 126 gut übereinstimmt.

Die durchgeführten Trendanalysen führen hier zu folgenden Aussagen, die im wesentlichen durch die gezeigten Abbildungen 15 und 16 illustriert werden:

- Zu Beginn der Transienten liegen die Hüllrohrtemperaturen (Pyrometeranzeige) für den nicht instrumentierten Stab höher als für den Stab mit Thermolementen. (Nicht im Bild zu sehen ist, daß die Temperaturunterschiede im ersten Temperaturpeak bei ca. 29 s lokal bis 150 K betragen.)
- Mit den Thermolementen tritt die kritische Heizflächenbelastung verzögert auf.

- Im Bereich mittlerer Wärmeübergänge, vermutlich im Zusammenhang mit Nebelkühlung, treten besonders im ersten Versuchsdrittel am instrumentierten Stab über viele Sekunden Dauer Thermoelementanzeigen auf, die um 100 bis 150 K unterhalb der Anzeige des unmittelbar azimuthal benachbart messenden Pyrometers liegen.
- Der instrumentierte Stab neigt in der oberen Stabhälfte sehr stark zum Wiederbenetzen mit kurzzeitigen DNB-Erscheinungen.

5. Diskussion des Thermoelementeinflusses

Mit den beiden Transienten COSTRA und LOFTRA werden Bedingungen erreicht, die die beim Blowdown bei nicht oder nur wenig verformenden Hüllrohren möglichen Wärmeübergangsmodes zu einem wesentlichen Teil abdecken. Daran wird auch durch den Umstand nichts geändert, daß bei COSIMA die voll beheizte Stablänge nur 500 mm beträgt.

Die im Experiment vorgefundenen Einflüsse der Thermoelement-Instrumentierung auf die jeweiligen Temperaturanzeigen bestätigen und quantifizieren die qualitativen Erwartungen:

Durch die LOFT-typische TE-Instrumentierung wird in der Hauptsache die Hüllrohr-oberfläche vergrößert (Kühlrippen). Da die Thermoelemente in diesen Rippen sitzen, zeigen sie nicht die Temperatur des Hüllrohres, sondern diejenige der "Rippe" an. Weil jedoch diese "Rippen" nicht über ihre ganze Länge mit dem Hüllrohr verschweißt sind, neigen die thermisch schwach gekoppelten Teile zur Bildung frühzeitiger lokaler Benetzungsfronten, sobald dazu Gelegenheit besteht. Daher sind die maximalen Meßfehler (bezogen auf die wahre Hüllrohrtemperatur in der näheren Umgebung) stets dann zu erwarten, wenn das kühlende Fluid in Form von nassem Dampf (Nebelkühlung) vorliegt. Das Auftreten von vielen lokalen Benetzungsfronten ist auch die Ursache für die Neigung der instrumentierten Hüllrohre zum vorzeitigen Wiederbenetzen des ganzen Brennstabes.

Bei den übrigen Wärmeübergangsmodes sind die Abweichungen der verschiedenen Temperaturanzeigen erwartungsgemäß viel kleiner und hier auch durchaus (unter Berücksichtigung der schwierigen Meßaufgabe) tolerierbar. Bei der kritischen Wärmebelastung macht sich die um etwa 50 % vergrößerte Staboberfläche in einer deutlichen Verzögerung des Eintritts des DNB bemerkbar. In dieser Zeitspanne verliert der Brennstoff mehr Wärme, als es bei einem Brennstab ohne Thermo-elemente der Fall wäre; dementsprechend werden auch kleinere Peak-Cladding-

Temperaturen erreicht.

Werden zeitweilig kleine Wärmeübergangszahlen bei reiner Dampfkühlung erreicht, dann findet zwischen Hüllrohr und Thermoelementen ein Temperatenausgleich statt, so daß die Anzeigeunterschiede verschwinden. Gelegentlich kann der Dampf jedoch gegenüber dem Hüllrohr auch überhitzt sein. In diesem Fall werden in den Experimenten gegenüber den Pyrometern erhöhte Thermoelementanzeigen vorgefunden (die gezeigten Abbildungen enthalten dafür kein Beispiel).

Diese qualitative Diskussion zeigt, daß der vermutete Thermoelementeinfluß im Einklang mit den Erwartungen steht. Eine quantitative Diskussion kann nur anhand der vorgelegten experimentellen Daten durchgeführt werden, da bis heute keine Rechenprogramme existieren, mit denen der Einfluß der Thermoelemente unter Blowdown-Bedingungen quantitativ erfaßbar ist.

6. Schlußfolgerungen

Beim nuklearen Brennstab und bei den COSIMA-Brennstabsimulatoren geht die im Stab erzeugte Wärme von den Keramik-Pellets über einen durch "Fuel Relocation" beeinflussten Gasspalt, sowie über das dünnwandige Cladding an das Kühlmittel über. Vom Standpunkt der Wärmeübertragung war zu erwarten, daß bei den Vorgängen beim Blowdown ein merklicher Einfluß der LOFT-typischen Thermoelement-Instrumentierung auf die als Hüllrohrtemperaturen gedeuteten Temperaturanzeigen der Thermoelemente auftritt.

Bei den in COSIMA durchgeführten Experimenten konnte gezeigt werden, daß dieser Einfluß beim Vorliegen von Nebelkühlung und hinsichtlich des Auftretens der Wiederbentzung von entscheidender Bedeutung für die Versuchsinterpretation sein kann.

Schrifttum:

- [1] G. Class et al.:
Thermohydraulisch gesteuerte Blowdown-Versuche in der Versuchsanlage COSIMA zum DWR-Brennstabverhalten: Experimentelle und theoretische Ergebnisse.
KfK 2770, Februar 1979, S. 66-88
- [2] L.P.Leach:
Results and evaluation of the nuclear tests.
3. GRS-Fachgespräch, München, 29.-30.Nov. 1979
GRS-16 (April 1980)
- [3] T.R.Yackle:
An Assessment of the Influence of Surface Thermocouples on the Behavior of Nuclear Fuel Rods During a Large Break LOCA.
8. Water Reactor Safety Research Information Meeting
October 27-30, 1980, Gaithersburg, Maryland (USA)

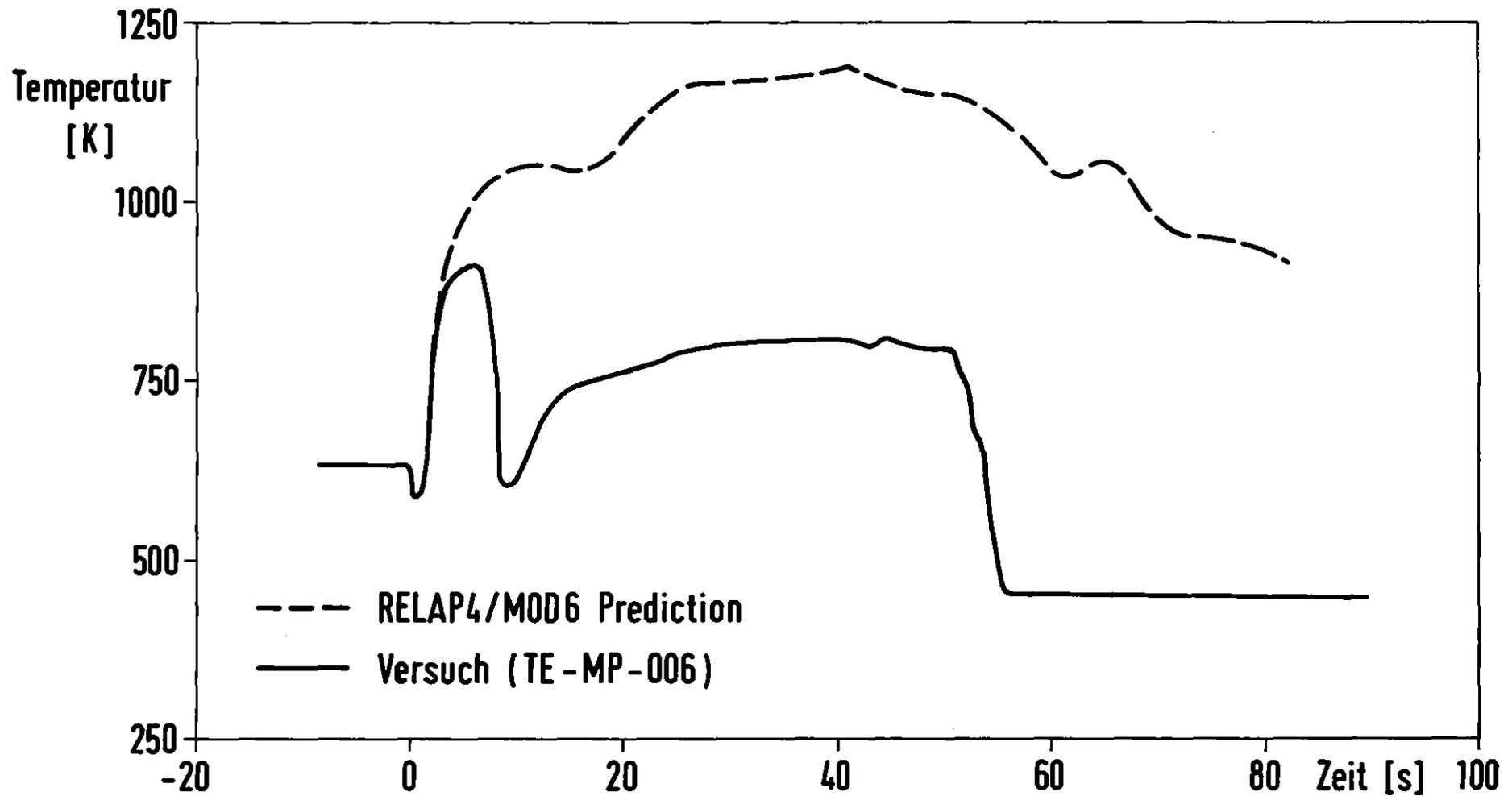
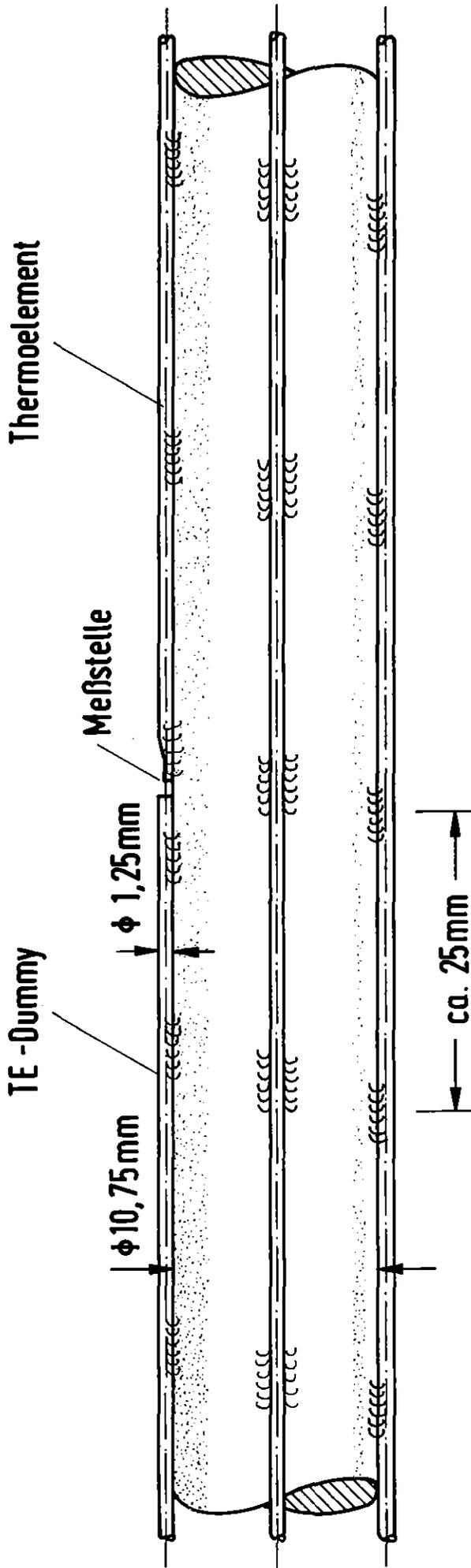
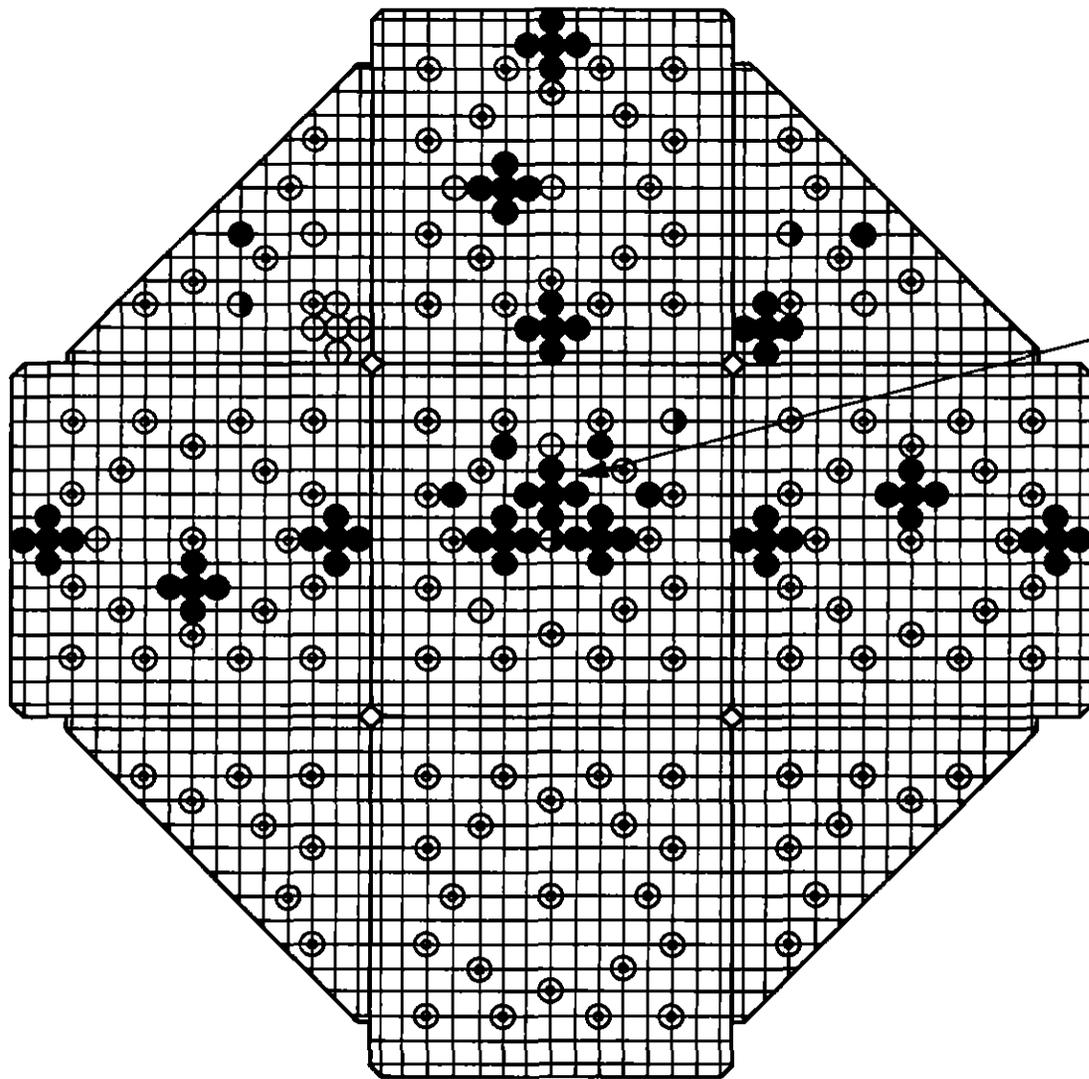


Abb.1: LOFT-Versuch L2-3, Vergleich gemessener und gerechneter Heißstabtemperaturen

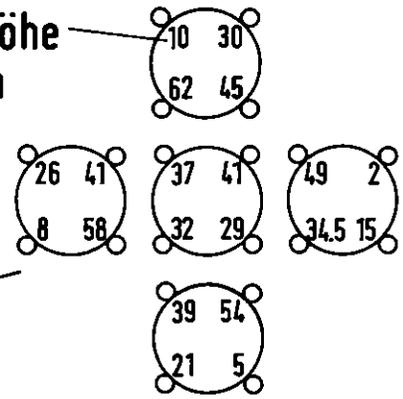


KJK IRE

Abb. 2: LOFT - typische Thermoelement - Instrumentierung



Meßstellenhöhe
gemessen in
Inch



- mit TC's instrumentierte Stäbe
- ⊙ Regelstäbe
- Wasserstands - Detektoren
- Neutronen - Detektoren



Abb. 3: LOFT Core Querschnitt

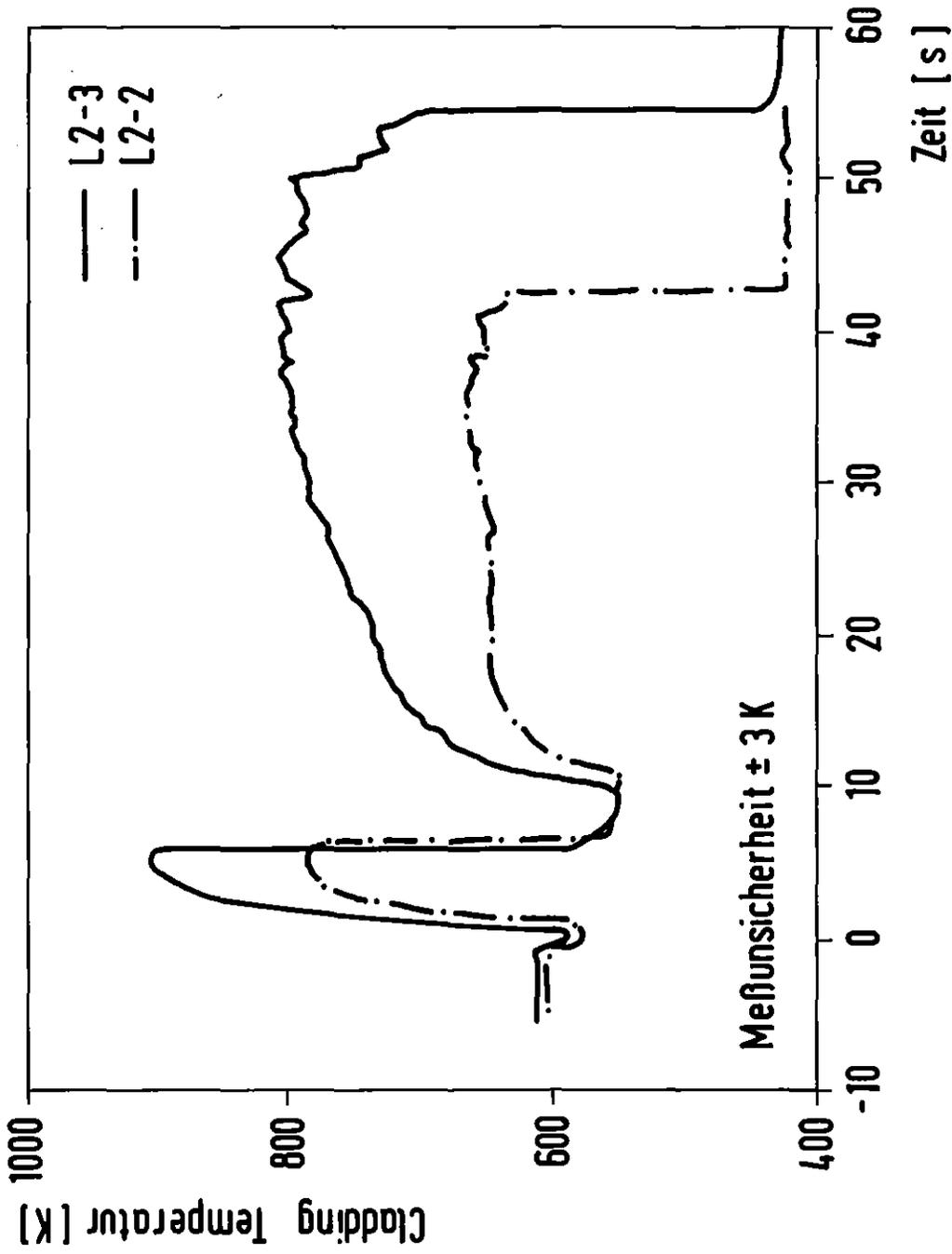


Abb.4: Vergleich der Cladding Temperaturen L2-2 / L2-3 Transiente

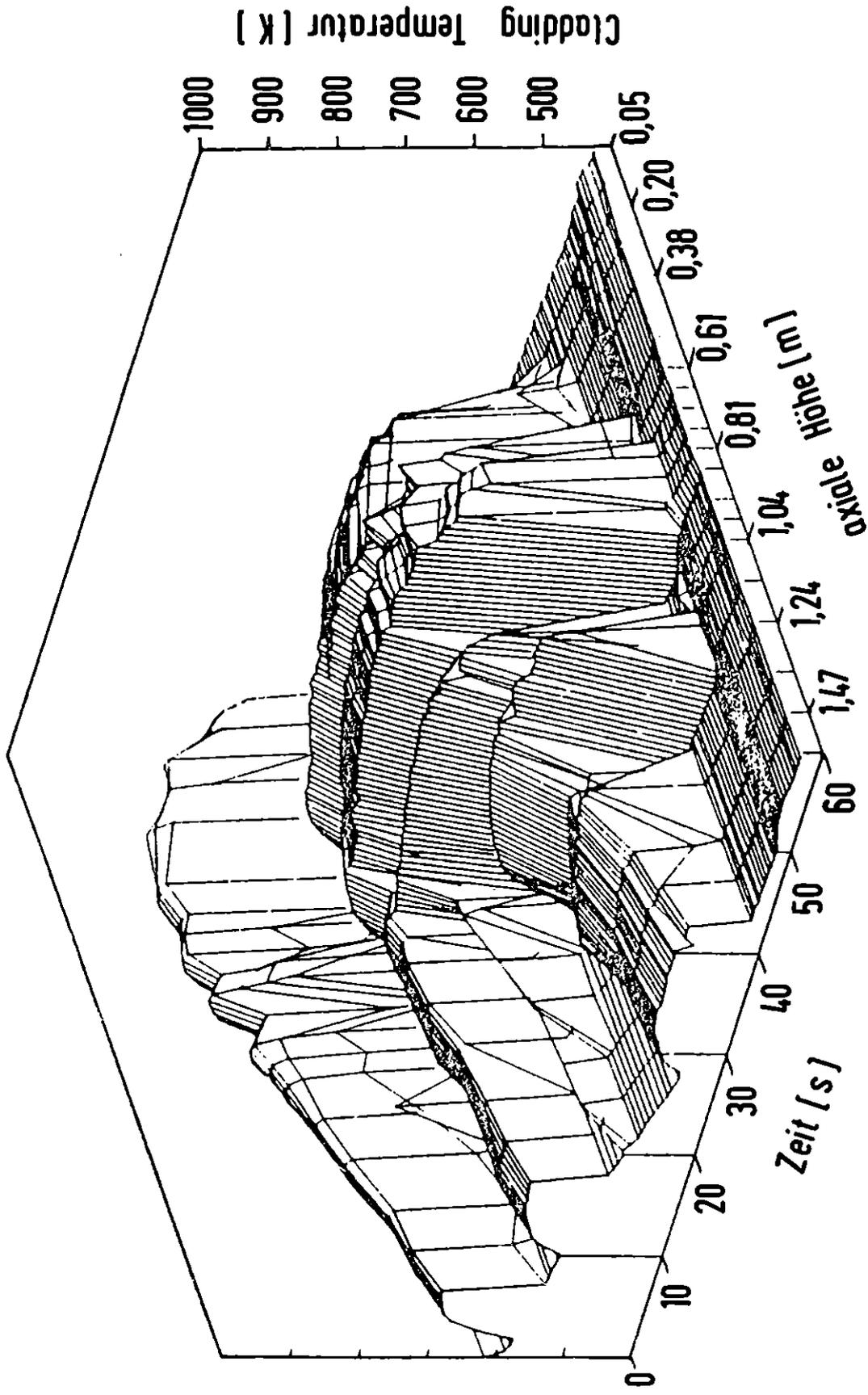


Abb.5: Cladding Temperaturen im Center Fuel Modul der L-2-3 Transiente

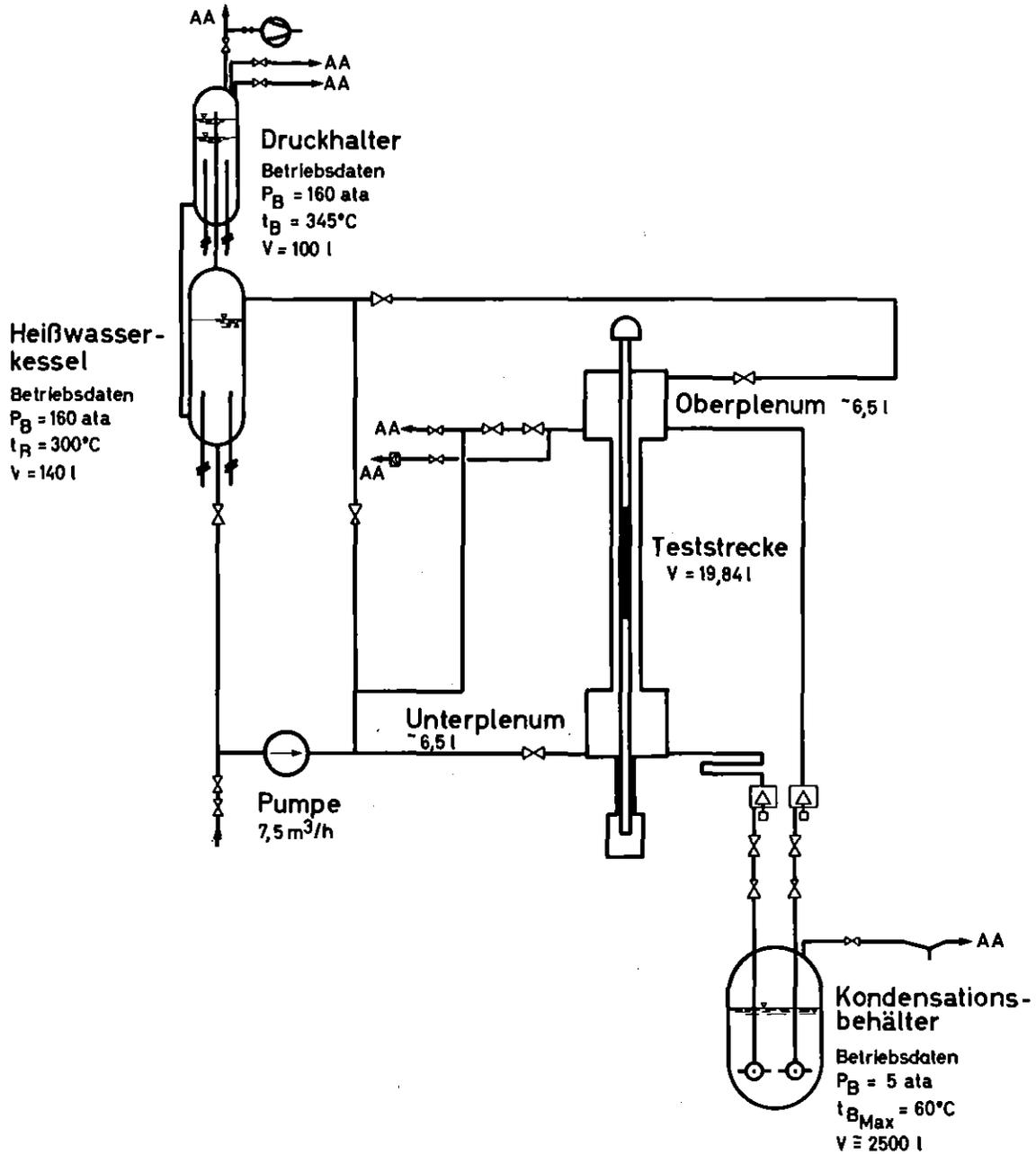


Abb. 6: Schema der COSIMA-Anlage

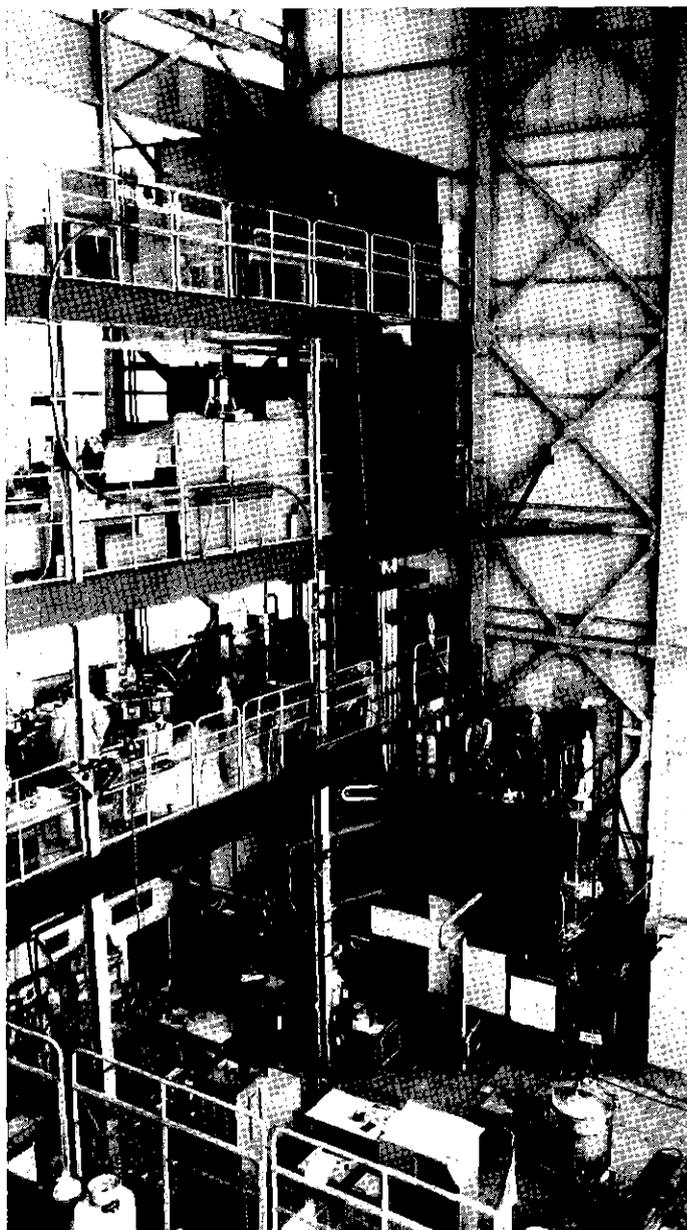


Abb.7: COSIMA - Gesamtansicht

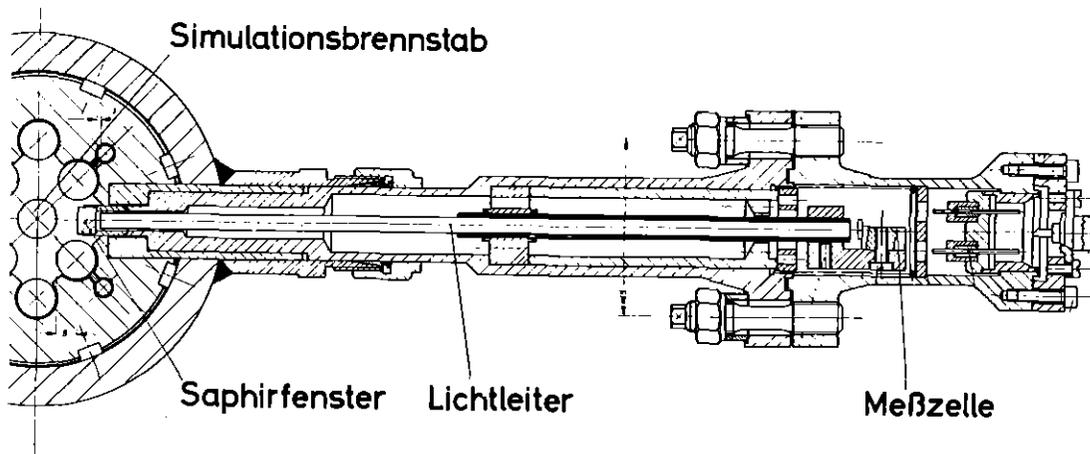
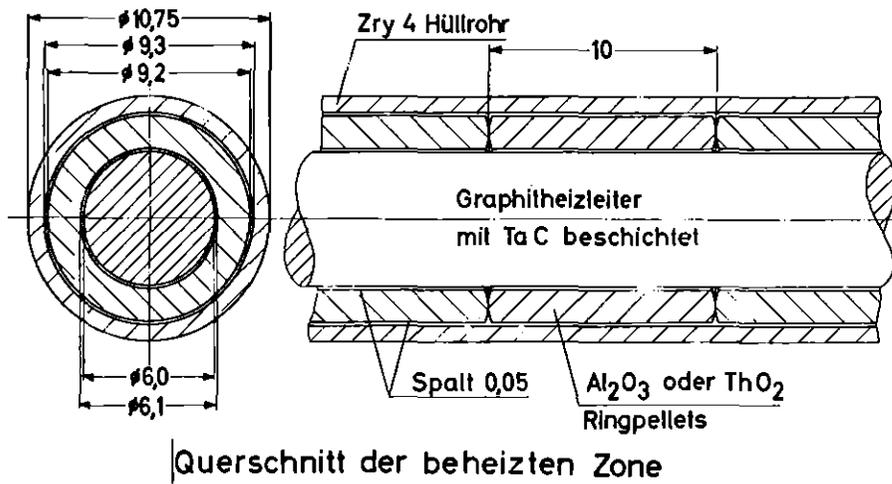


Abb. 8: COSIMA - Simulationsbrennstab SIM und Pyrometer

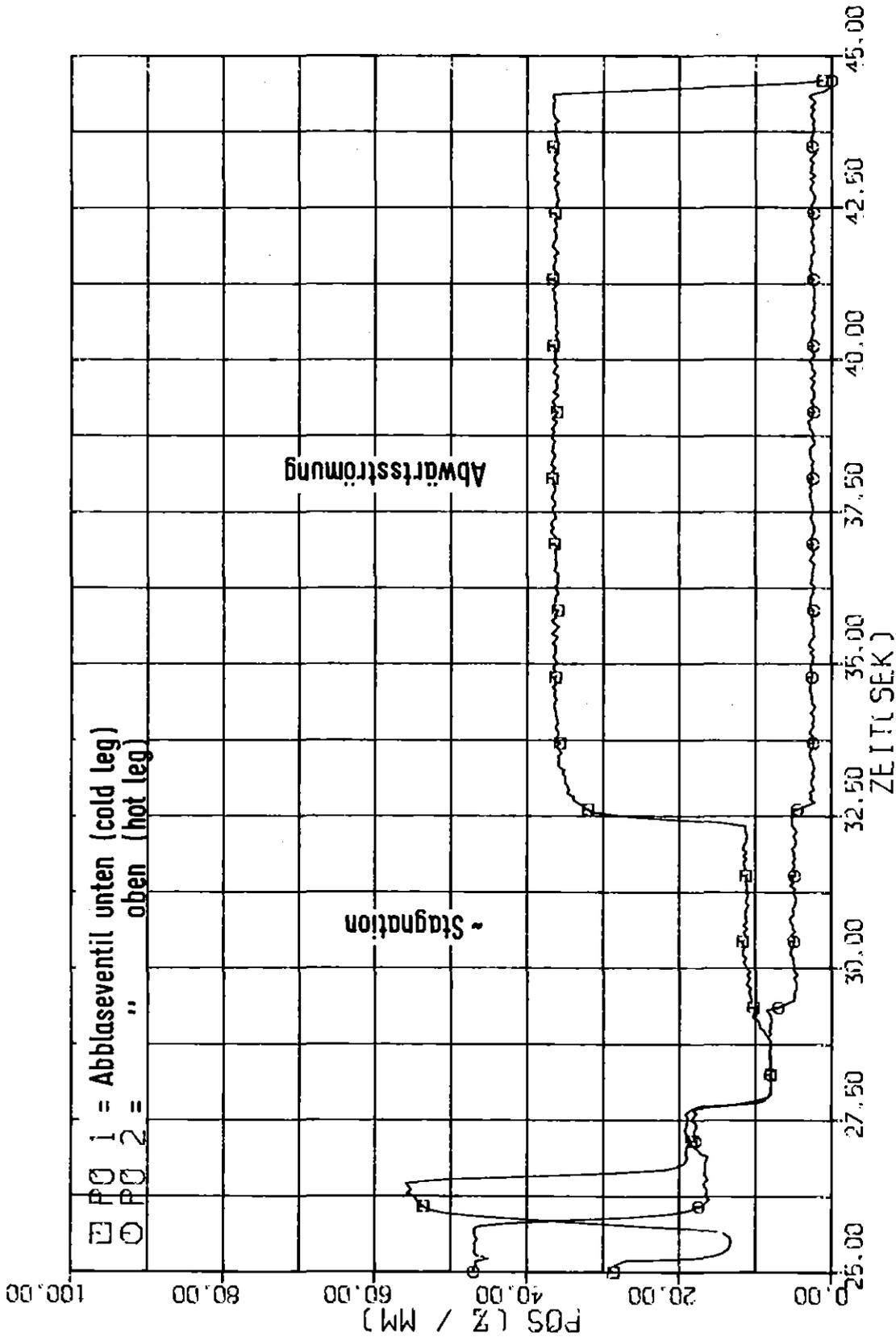


Abb. 9: Ventilsteuerprogramm für COSTRA

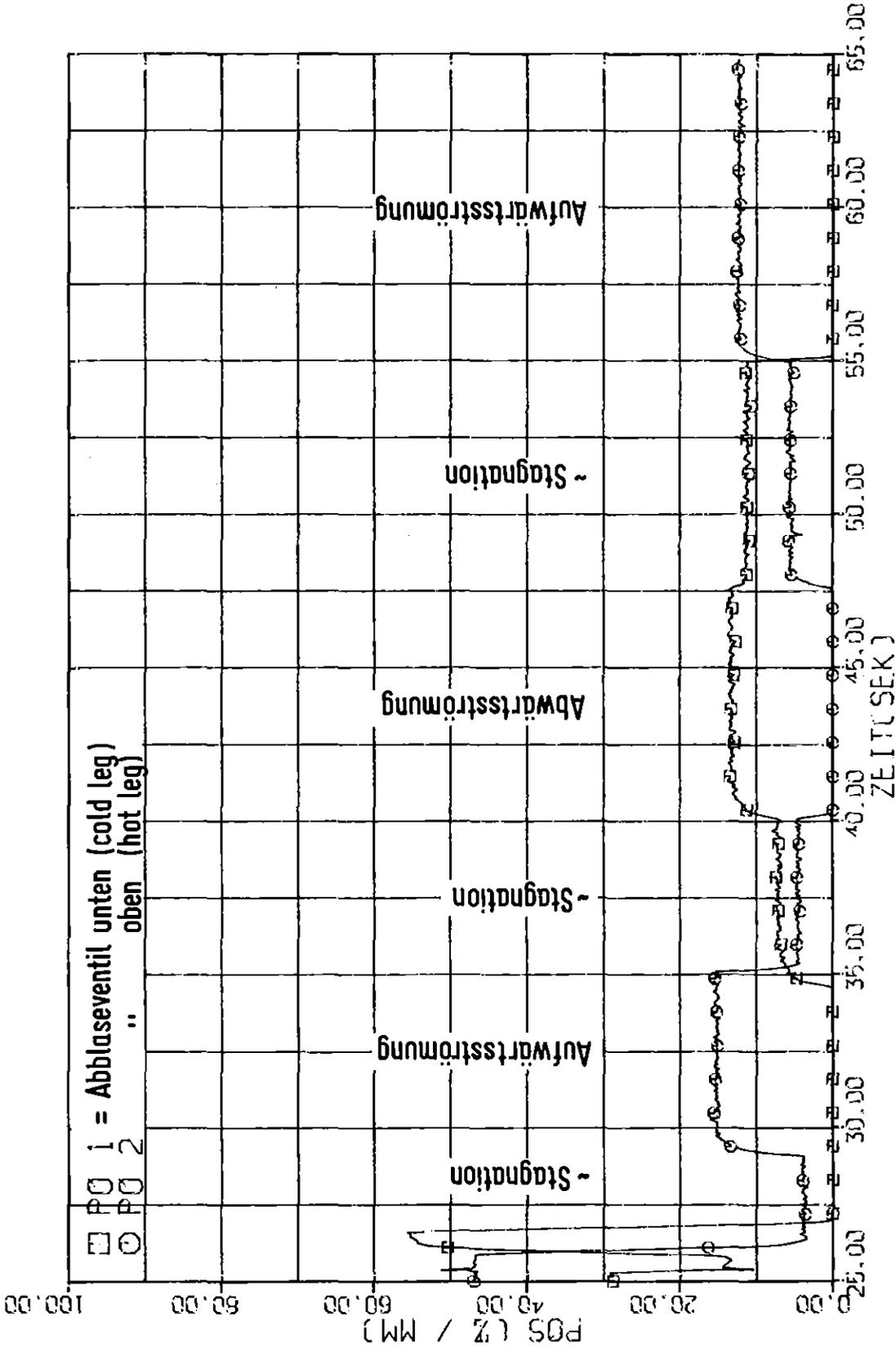


Abb.10: Ventilsteuerprogramm für LOFTRA

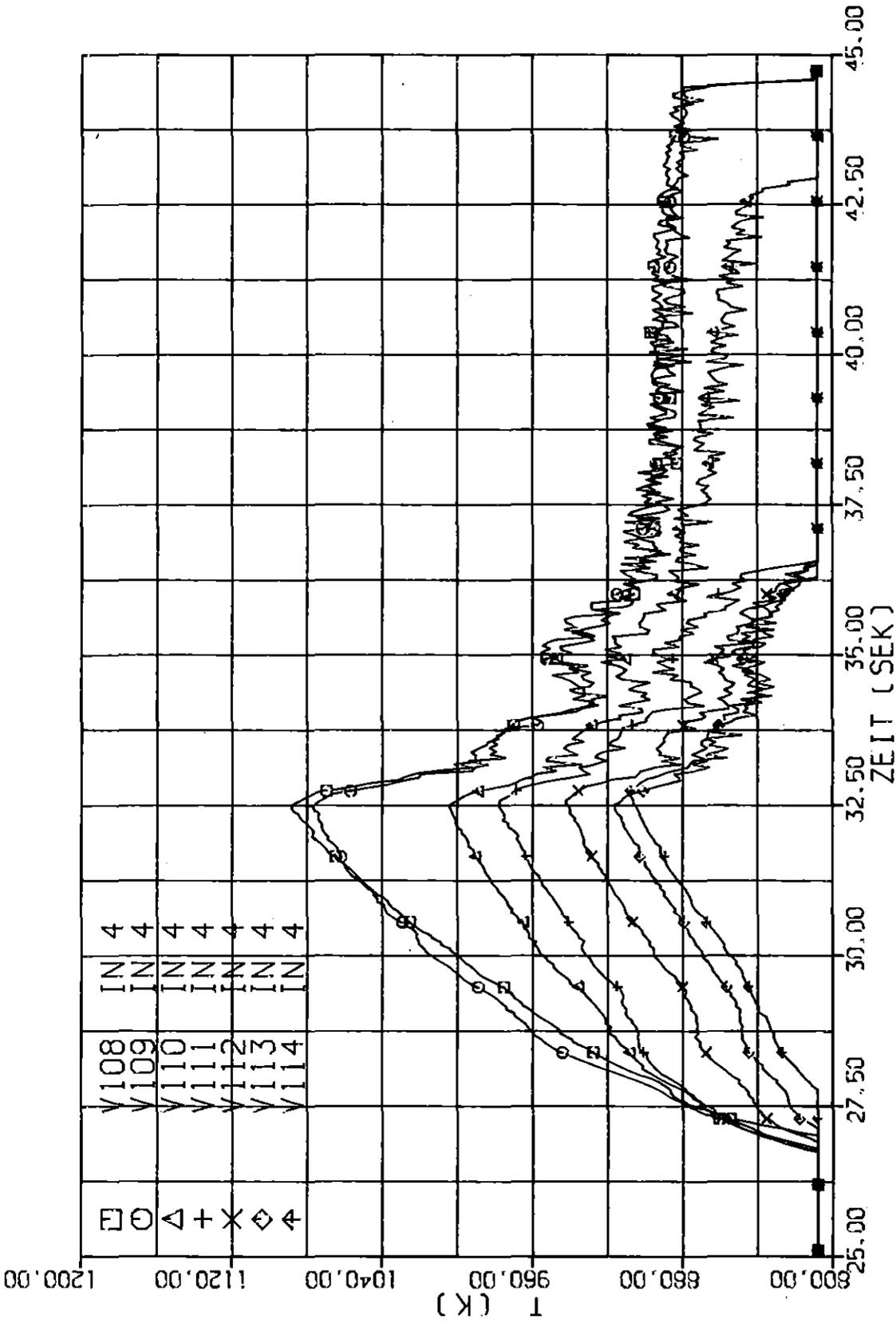


Abb. 11: Relocation - Einfluß V108 - V114

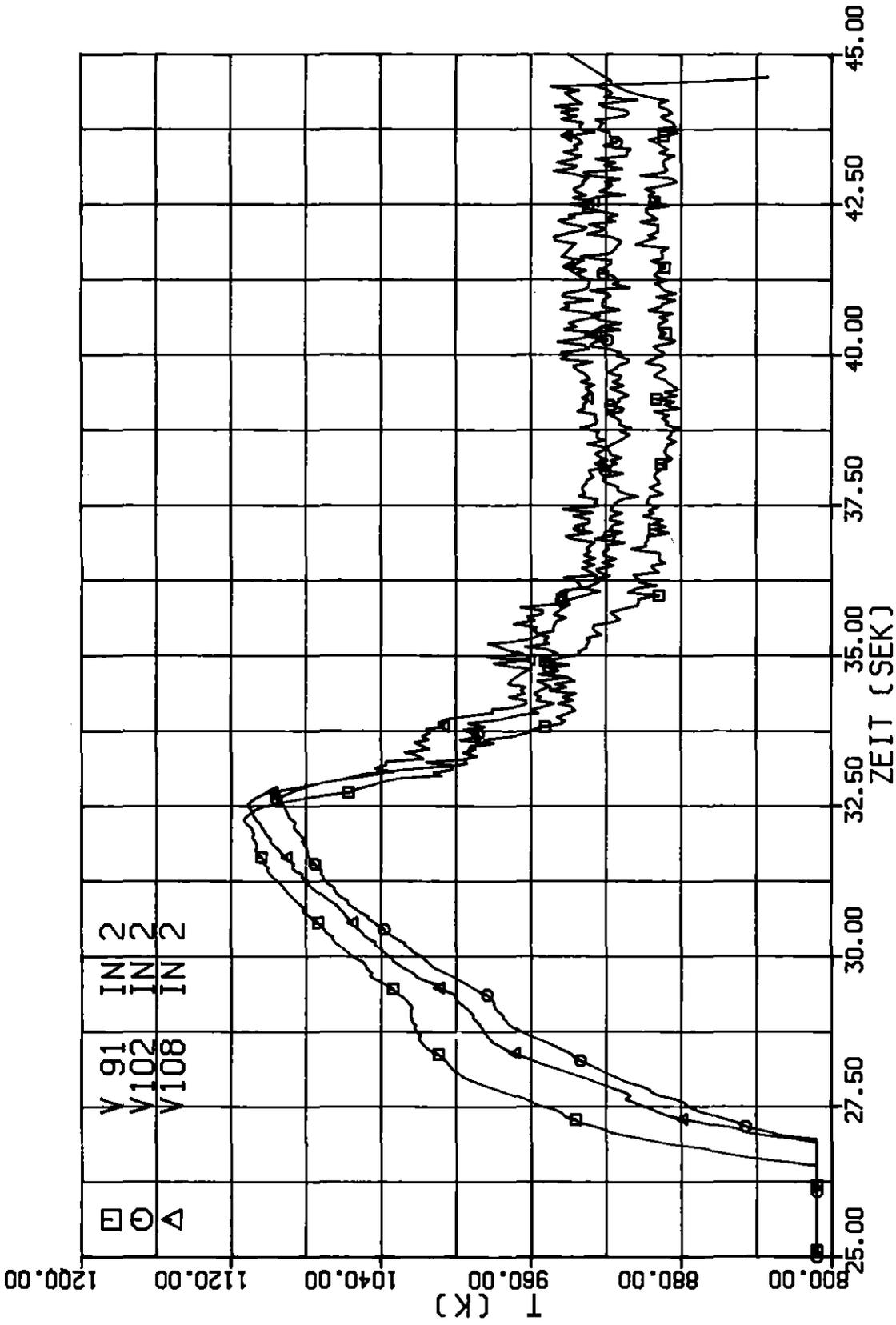


Abb. 12: Reproduktions - Versuche V 91, V 102, V 108

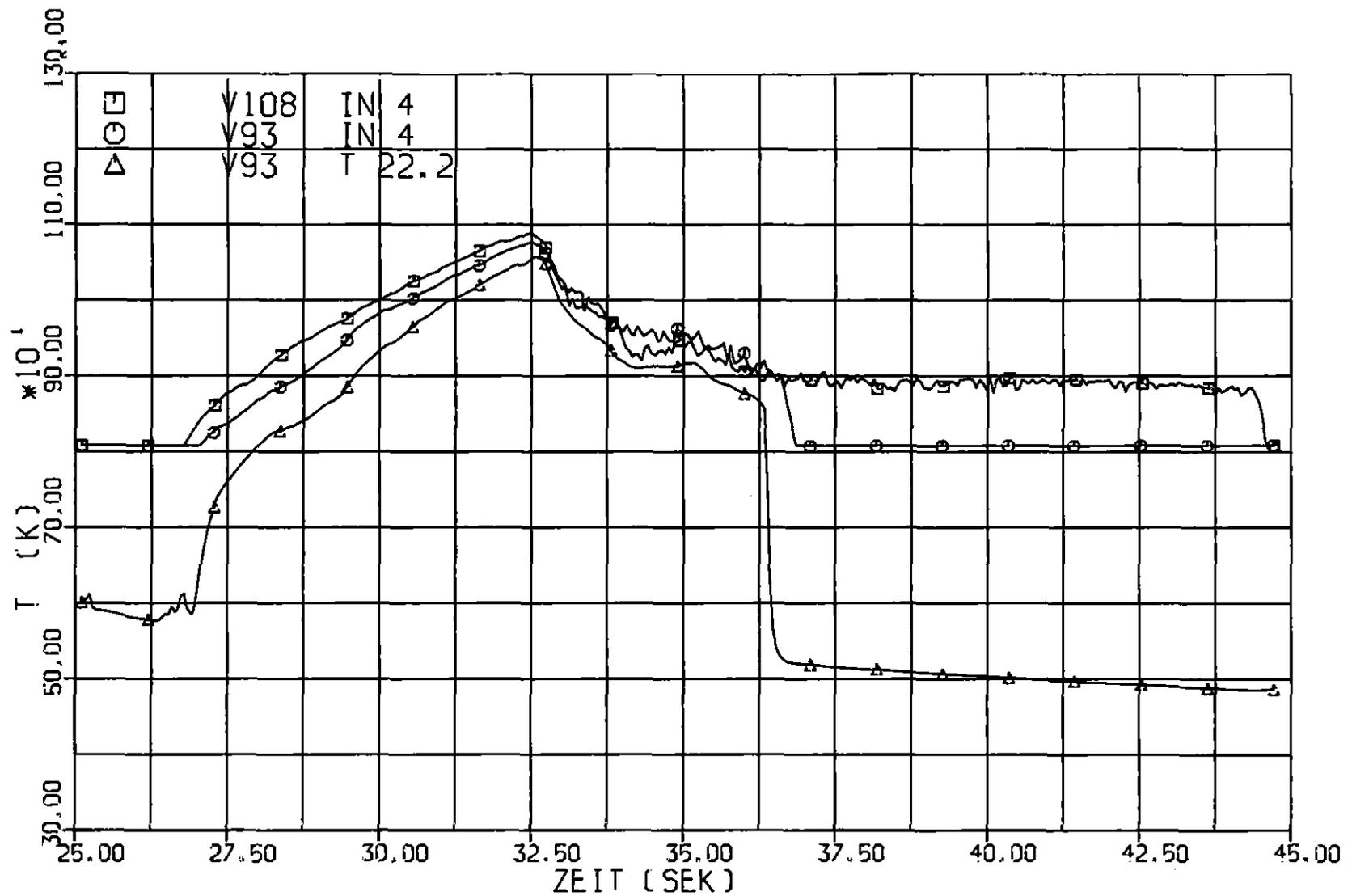


Abb. 13: Pyrometer- und TE-Temperaturen für COSTRA, Meßstelle IN4

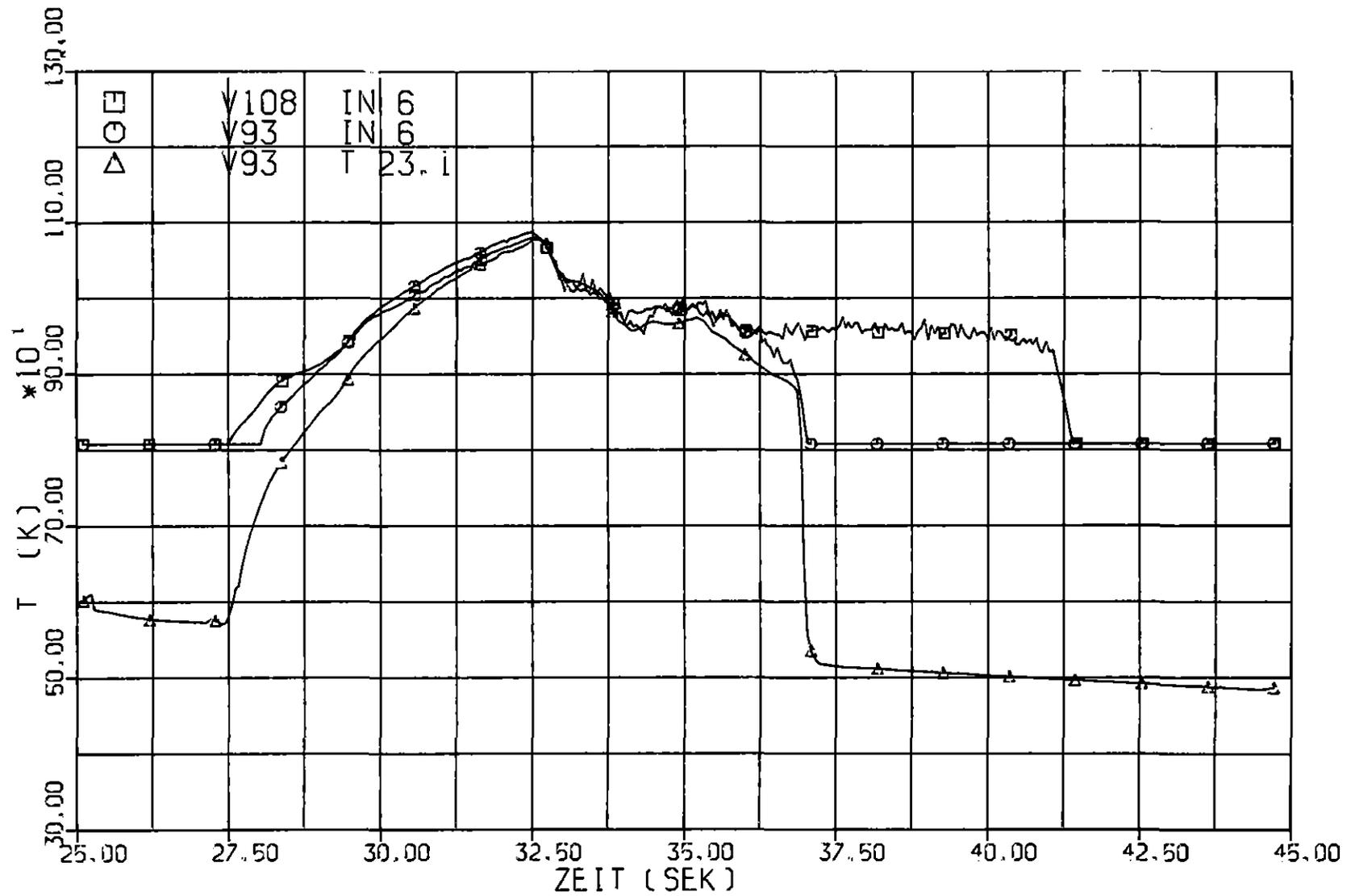


Abb.14: Pyrometer- und TE-Temperaturen für COSTRA, Meßstelle IN6

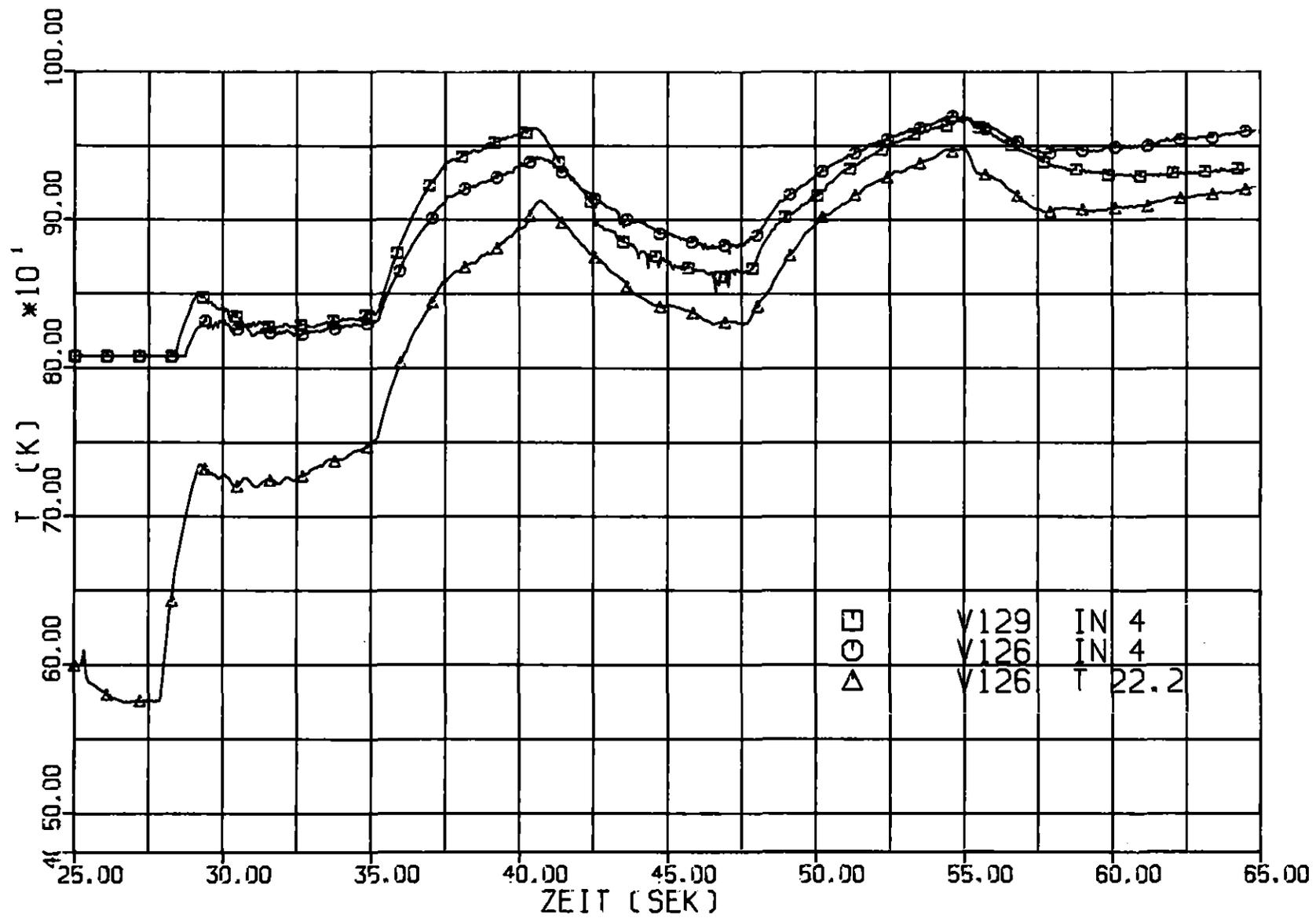


Abb.15: Pyrometer- und TE-Temperaturen für LOFTRA, Meßstell IN4

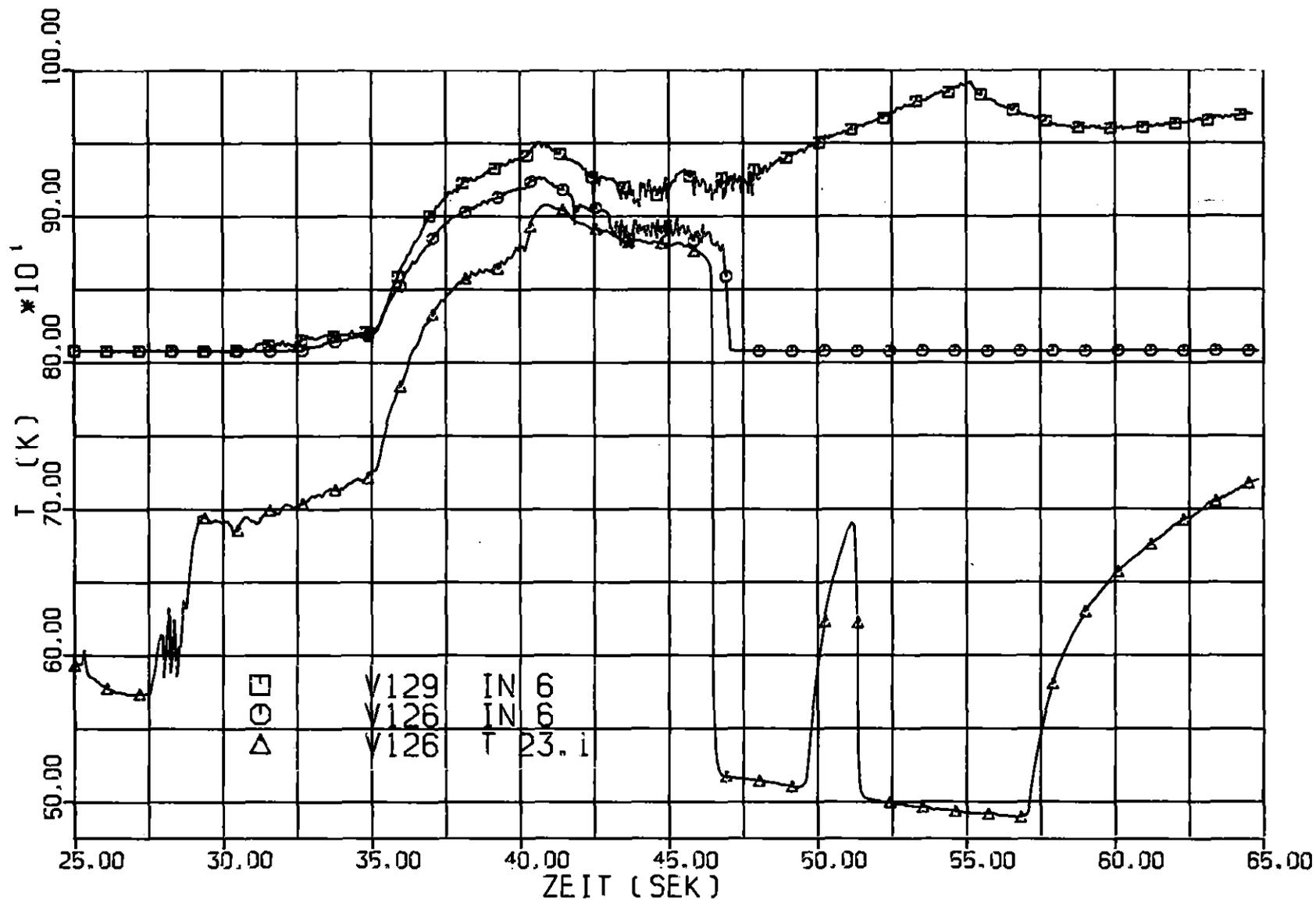


Abb. 16: Pyrometer- und TE-Temperaturen für LOFTRA, Meßstelle IN 6

Anhang

Liste der 1980 im Bereich des Projekts Nukleare Sicherheit erschienenen
Veröffentlichungen

15. Halbjahresbericht / 1. Halbjahr 1979 des Projekts Nukleare Sicherheit, KfK-2800 (Februar 1980)

16. Halbjahresbericht / 2. Halbjahr 1979 des Projekts Nukleare Sicherheit, KfK-2850 (August 1980)

17. Halbjahresbericht / 1. Halbjahr 1980 des Projekts Nukleare Sicherheit, KfK-2900 (November 1980)

Bayer, A.; Burkart, K.; Horsch, F.; Hübschmann, W.; Schückler, M.; Vogt, S.; Jacobi, W.; Paretzke, H.; Trott, K.R.

Das Unfallfolgenmodell der Deutschen Risikostudie Kernkraftwerke. Jahrestagung Kerntechnik 80. Reaktortagung 1980.

Berlin, 25.-27. März 1980.

Kerntechnische Gesellschaft e.V. Deutsches Atomforum e.V.

Eggenstein-Leopoldshafen:

Fachinformationszentrum Energie, Physik, Mathematik 1980. S.323-26

Bayer, A.; Burkart, K.; Horsch, F.; Hübschmann, W.; Schückler, M.; Vogt, S.

Accidental risk assessment in the German Reactor Safety Study.

Annual Nat. Meeting of the American Nuclear Society, Las Vegas, Nev., June 8-13, 1980

Transactions of the American Nuclear Society 34 (1980) S. 442-44

Ehnis, L.

ZETHYD, ein SSYST-Modul zur simultanen Lösung der Wasserleitungsgleichung im Brennstab und der Energiegleichung im Kühlkanal.

KfK-3048 (Oktober 1980); IKE-Ber. 4-96 (Oktober 1980)

Fiege, A.

Ergebnisse der Untersuchungen zum transienten Brennstabverhalten, Bewertung und Folgerungen zum weiteren Vorgehen.

1. GRS-Fachtagung über Reaktorsicherheitsforschung, Ergebnisse und Tendenzen, Köln, 29.-30.Mai 1980

Rininsland, H.; Fiege, A.; Horsch, F.; Hosemann, J.P.

Fortschritte der Reaktorsicherheitsforschung im Projekt Nukleare Sicherheit.

Recent advances of reactor safety research in the nuclear safety project.

7. Jahreskolloquium des Projektes Nukleare Sicherheit des Kernforschungszentrums Karlsruhe. Karlsruhe 24.-25.November 1980
KfK 3070 (November 1980)

Hübschmann, W.; Bayer, A.; Burkart, K.; Vogt, S.

On the extent of emergency actions for the protection of the public after accidental activity releases from nuclear power plants. Radiation Protection. A Systematic Approach to Safety. Proc.of the 5th Congress of the International Radiation Protection Society, Jerusalem, IL, March 9-14, 1980.

Oxford: Pergamon Pr. 1980. Vol. 2, S.781-84

Jerusalem: Israel Health Physics Soc. 1980. Vol. II, S.337-40

Hübschmann, W.; Jacobi, W.

Verbesserung der Modelle für die atmosphärische Ausbreitung radioaktiver Stoffe und deren Wirkung auf den Menschen.

1. GRS-Fachtagung über Reaktorsicherheitsforschung, Ergebnisse und Tendenzen, Köln, 29.-30. Mai 1980

Hübschmann, W.; Vogt, S.

The model of atmospheric diffusion and deposition adopted for the German Reactor Risk Study (phase A).

Europäisches Seminar über radioaktive Ableitungen bei einem hypothetischen Reaktorunfall und ihre atmosphärische Ausbreitung, Risö, DK, 22.-25.April 1980

Hübschmann, W.; Vogt, S.

Atmosphärische Ausbreitung und Ablagerung der freigesetzten Radioaktivität im Rahmen des Unfallfolgenmodells.

3. GRS-Fachkonferenz 'Ergebnisse der Deutschen Risikostudie Kernkraftwerke', München, 18.-19. September 1980

Pimpl, M.; Schüttelkopf, H.

Die Messung der Abwasserverdünnung im Altrhein mit der Tritiumemission des Kernforschungszentrums Karlsruhe.

KfK-3073 (November 1980)

Pimpl, M.; Hiller, J.; Schüttelkopf, H.

Trennung von Plutonium, Americium und Curium auf einer Kationenaustauschersäule mit Hochdruckflüssigkeitschromatographie.

KfK-3076B (Dezember 1980)

Pimpl, M.; Schüttelkopf, H.

Plutonium as a tracer for studies of settling processes in a slow body of running water.

4th Internat. Conf. on Nuclear Methods in Environmental and Energy Research, Columbia, Miss., April 14-17, 1980

Thomas, P.

Atmosphärische Ausbreitungsversuche am Kernforschungszentrum Karlsruhe.

Europäisches Seminar über radioaktive Ableitungen bei einem hypothetischen Reaktorunfall und ihre atmosphärische Ausbreitung, Risö, DK, 22.-25. April 1980.

Vogt, S.

Vierparametrische Ausbreitungsstatistik als Berechnungsgrundlage der langzeitigen Schadstoffbelastung in der Umgebung eines Emittenten.

KfK-2990 (August 1980)

Vogt, S.; Hübschmann, W.

The influence of meteorological parameters on the consequences of accidental activity releases from nuclear power plants.
Nuclear Technology, 46 (1979) S.300-05

Vogt, S.

Sensitivitätsanalyse des meteorologischen Modells der DRS.
Europäisches Seminar über radioaktive Ableitungen bei einem hypothetischen Reaktorunfall und ihre atmosphärische Ausbreitung,
Risö, DK. 22.-25. April 1980

Bennek-Kammerichs, B.; Franz, J.; Leistikow, S.; Schanz, G.
Untersuchungen über das Erscheinungsbild und die kinetischen Folgen gestörter Deckshichtbildung bei der Zirkaloy 4/Wasserdampfhohtemperatur-Oxidation.
KfK-3052 (Oktober 1980)

Bocek, M.

The life fraction rule and a probabilistic approach to high-temperature failure.
Journal of Nuclear Materials, 91 (1980), S. 147-50

Bocek, M.; Hoffmann, M.

Creep rupture at superimposed non-stationary stress and temperature loading.
Journal of Nuclear Materials, 89 (1980), S. 62-70

Bocek, M.; Petersen, C.; Schmidt, L.; Toscano, E.H.

Verification of life time predictions by means of temperature transient burst tests on Zry-4 fuel rod simulators.
NEA/CSNI Specialist Meeting on Safety Aspects of Fuel Behavior in Off-Normal and Accident Conditions, Espoo, SF, Sept. 1-4, 1980

Hofmann, P.

Einfluß von flüchtigen Spaltprodukten auf die Verformung und Standzeit von Zircaloy-Hüllrohren bei simulierten Störfalltransienten.

Jahrestagung Kerntechnik 80. Reaktortagung 1980.

Berlin, 25.-27.März 1980.

Kerntechnische Ges.e.V. Deutsches Atomforum e.V.

Eggenstein-Leopoldshafen:

Fachinformationszentrum Energie, Physik, Mathematik 1980. S.610-13

Hofmann, P.; Spino, J.

Influence of simulated fission products on the ductility and time-to-failure of zircaloy-4 tubes in LWR transients.

CSNI Specialists Meeting on Safety Aspects of Fuel Behavior in off Normal and Accident Conditions, Espoo, Helsinki, SF, September 1-4, 1980

KfK-3054 (September 80)

Hofmann, P.

Corrosion induced failure of internally pressurized zircaloy tubes at high temperatures.

European Symp. on 'The Interaction between Corrosion and Mechanical Stress at high Temperatures', Petten, NL, May 13-14, 1980

Leistikow, S.; Kraft, R.; Pott, E.

Is air a suitable environment for simulation of zircaloy/steam-high temperature-oxidation within engineering experiments ?.

European Symp. on 'The Interaction between Corrosion and Mechanical Stress at High Temperatures', Petten, NL, May 13-14, 1980

Zimmermann, H.

Untersuchungen zum Spaltgasverhalten in LWR-Brennstäben bei Kühlmittelverluststörfällen.

Jahrestagung Kerntechnik 80. Reaktortagung 1980. Berlin, 25.-27.März 1980

Kerntechnische Ges.e.V. Deutsches Atomforum e.V.

Eggenstein-Leopoldshafen:

Fachinformationszentrum Energie, Physik, Mathematik 1980. S.243-46

Zimmermann, H.

Investigations on fission gas behavior in LWR fuel rods under LOCA conditions.

Enlarged Halden Programme Group Meeting 1980,
Lillehammer, N, June 1-6, 1980

Weber, G.

Untersuchung des Zusammenhangs zwischen Fehlerbaumanalyse und Störfallanalyse am Beispiel des Photometer-Leitfähigkeits-Meßstandes.

KfK-2909 (Februar 1980)

Bayer, A.

Methoden zur Abschätzung des Risikos einer technischen Anlage, dargestellt am Beispiel der 'Deutschen Risikostudie Kernkraftwerke'. Fridericiana, Zeitschrift der Universität Karlsruhe, 27(1980) S.3-21

Bayer, A.; Ehrhardt, J.; Schückler, M.

Das Konzept der effektiven Schadensfaktoren zur Ermittlung stochastischer somatischer Schäden nach unfallbedingten Strahlenexpositionen.

KfK-3037 (Dezember 1980)

Bayer, A.; Burkart, K.; Ehrhardt, J.; Schückler, M.;
Jacobi, W.; Trott, K.R.

Dosis- und Schadensermittlung unter Berücksichtigung von Schutz- und Gegenmaßnahmen im Rahmen des Unfallfolgenmodells.
3.GRS-Fachkonferenz, München, 18.-19.September 1980

Bayer, A.

Die Risiken der kerntechnischen Anlagen aus der Sicht des Naturwissenschaftlers.

Seminar 1980 'Risiken technischer Anlagen und ihre rechtliche Bewertung',

Farbwerke Höchst AG, Frankfurt, 27.Juni 1980 (Foliensammlung)

Birkhofer, A.; Bayer, A.; Heuser, F.W.

Übersicht über die deutsche Reaktorsicherheitsstudie.

Industrielle Störfälle und Strahlenexposition,

21. Jahrestagung der Vereinigung Deutscher Strahlenschutzärzte e.V.,

14. Jahrestagung des Fachverbandes für Strahlenschutz e.V.,

Jülich, 29.-31.Mai 1980, FS-80-25-T (Juni 80) S.4

Burkart, K.

Modelling of protective actions in the German Risk Study.

Internat. Conf. on Current Nuclear Power Plant Safety Issues,

Stockholm, S. October 20-24, 1980

Sengpiel, W.; Borgwaldt, H.; Meyder, R.

Probabilistische Untersuchungen des Verhaltens von Brennstab-Bündeln
beim Kühlmittelverluststörfall (KMVS).

Jahrestagung Kerntechnik 80. Reaktortagung 1980. Berlin, 25.-27.März 1980.

Kerntechnische Ges.e.V. Deutsches Atomforum e.V.

Eggenstein-Leopoldshafen:

Fachinformationszentrum Energie, Physik, Mathematik 1980. S.255-58

Sengpiel, W.; Borgwaldt, H.

Probabilistic analysis of PWR fuel behavior during a LOCA using the
response surface method.

ANS Topical Meeting on Thermal Reactor Safety, Knoxville, Tenn.,

April 8-11, 1980

Erbacher, F.; Neitzel, H.J.; Rosinger, H.; Schmidt, H.;

Wiehr, K.

Burst criterion of zircaloy fuel claddings in a LOCA.

5th Internat. Conf. on Zirconium in the Nuclear Industry,

Boston, Mass., August 4-7, 1980

Frank, R.; Reimann, J.; John, H.

Mass flow rate and quality measurements with a venturi nozzle and
a turbine meter in steam-water flow.

European Two-Phase Flow Group Meeting, University of Stathclide,

Glasgow, GB, June 3-6, 1980

Ihle, P.; Rust, K.

Einfluß der Stababstandshalter auf den Wärmeübergang in der Flutphase eines DWR-Kühlmittelverluststörfalles.

Jahrestagung Kerntechnik 80.Reaktortagung 1980. Berlin, 25.-27.März 80.

Kerntechnische Ges.e.V. Deutsches Atomforum e.V.

Eggenstein-Leopoldshafen:

Fachinformationszentrum Energie, Physik, Mathematik 1980. S.145-48

Ihle, P.; Politzky, M.; Rust, K.

FEBA-Flooding experiments with blocked arrays. Heat transfer in partly blocked 25-rod bundle.

Hochreiter, L.E. (Hrsg.)

Experimental and Analytical Modeling of LWR Safety Experiments.

19th Nat.Heat Transfer Conf., Orlando, Fla., Juli 27-30, 1980.

New York, N.Y.: ASME 1980. S.129-38 (HTD - Vol.7)

Ihle, P.; Müller, St.

Transient two-phase flow conditions in heated rod bundles.

Proc. of the American Nuclear Society European Nuclear Society Topical Meeting. Thermal Reactor Safety,

Knoxville, Tenn., April 6-9, 1980. CONF-800403/V-1 S.419-26

Ihle, P.; Müller, St.

Experience with steam temperature and water detection probes for transient mist flow in hot rod bundles.

Proc. of the ANS/ASME/NRC Internat. Topical Meeting on

Nuclear Reactor Thermal Hydraulics held at Saratoga Springs, N.Y.

October 5-8, 1980. NUREG/CP-0014 Vol.2, S.970-81

Ihle, P.

Flooding experiments in blocked arrays.

FEBA

Recent results and future plans.

8th Water Reactor Safety Research Information Meeting,

Gaithersburg, Md., October 27-31, 1980

Kedziur, F.; John, H.; Löffel, R.; Reimann, J.
Experimental investigation of a two-phase nozzle flow.
KfK-2902 (Juli 1980)

Müller, U.; Reimann, M.; Alsmeyer, H.
WECHSL, a computer code describing molten LWR core interaction
with concrete.
Lecture pres. to a Committee of the Japan Atomic Safety Research
Association, September 20, 1979 (in engl. Sprache).
Gen An Kyo. Dayori 54 (1980) No 2, S.3-10 (in jap. Sprache)

Neitzel, H.J.; Rosinger, H.
The development of a burst criterion for zircaloy fuel cladding
under LOCA conditions.
KfK-2893 (Oktober 1980)
AECL-6-20 (Oktober 1980)

Reimann, J.; John, H.; Löffel, R.; Solbrig, C.W.; Chen, L.L.;
Good, R.
Mass flow rate measurements in horizontal steam-water flow
with a drag disc turbine transducer, a gamma densitometer and
the radiotracer technique.
Proc. of the ANS/ASME/NRC Internat. Topical Meeting on
Nuclear Reactor Thermal Hydraulics held at Saratoga Springs, N.Y.,
October 5-8, 1980
NUREG/CP-0014 Vol. 2, S.982-98

Reimann, J.; John, H.; Müller, U.
Zweiphasenmassenstrom-Messungen: Ein Vergleich verschiedener
Meßverfahren.
Two-phase mass flow measurements: comparison of different methods.
7. Jahreskolloquium des Projektes Nukleare Sicherheit des Kern-
forschungszentrums Karlsruhe. Karlsruhe 24.-25.Nov. 1980
KfK-3070 (November 1980)

Reimann, M.

The erosion behavior of different concrete types interacting with a core melt.

Proc. of the American Nuclear Society European Nuclear Society Topical Meeting. Thermal Reactor Safety, Knoxville, Tenn., April 6-9, 1980. CONF-800403/V-1 S. 197-204

Reimann, M.; Hassmann, K.

Analyse des Ablaufs hypothetischer Kernschmelzenunfälle.

7. Jahreskolloquium des Projektes Nukleare Sicherheit des Kernforschungszentrums Karlsruhe.

Karlsruhe 24.-25. November 1980.

KfK-3070 (November 1980)

Solbrig, C.W.; Reimann, J.

Behavior of drag disc turbine transducers in steady-state two-phase flow.

IEEE Transactions on Nuclear Science, NS-27 (1980) S.1321-29

Wiehr, K.; Erbacher, F.; Neitzel, H.J.

Einfluß eines kalten Regelstabführungsrohres auf das Verformungsverhalten von Zircaloyhüllrohren in der Flutphase eines Kühlmittelverluststörfalles.

Jahrestagung Kerntechnik 80. Reaktortagung 1980.

Berlin, 25.-27. März 1980.

Kerntechnische Ges.e.V. Deutsches Atomforum e.V.

Eggenstein-Leopoldshafen:

Fachinformationszentrum Energie, Physik, Mathematik 1980. S.235-38

Wiehr, K.; Erbacher, F.; Neitzel, H.J.

Influence of thermohydraulics on fuel rod behavior in a LOCA.

CSNI Specialist Meeting on Safety Aspects of Conditions,

Espoo, Helsinki, SF, September 1-4, 1980

Wiehr, K.; Erbacher, F.; Neitzel, H.J.

Influence of a cold control rod guide thimble on the ballooning behavior of zircaloy claddings in a LOCA.

CSNI Specialist Meeting on Safety Aspects of Fuel Behavior in Off-Normal and Accident Conditions, Espoo, Helsinki, SF, September 1-4, 1980

Albrecht, H.; Matschoß, V.; Wild, H.

Untersuchungen zur Aktivitätsfreisetzung beim LWR-Kernschmelzen.

Jahrestagung Kerntechnik 80. Reaktortagung 1980.

Berlin, 25.-27.März 1980.

Kerntechnische Ges.e.V. Deutsches Atomforum e.V.

Eggenstein-Leopoldshafen:

Fachinformationszentrum Energie, Physik, Mathematik 1980. S.315-18

Albrecht, H.; Wild, H.

Wasserdampf und Luft als Trägergas beim Betrieb eines

Kaskadenimpaktors zur Untersuchung nuklearer Aerosole.

Conf. on Aerosols in Science, Medicine and Technology.

Physical and Chemical Properties of Aerosols,

Schmallenberg, October 22-24, 1980

Malinauskas, A.P.; Lorenz, R.A., Albrecht, H.; Wild, H.

LWR source terms for loss-of-coolant and core melt accidents.

2. CSNI Specialists Meeting on Nuclear Aerosols in Reactor

Safety, Gatlinburg, Tenn. April 15-17, 1980

Schreibmaier, J.; Matschoß, V.; Albrecht, H.; Mack, A.

Herstellung von Kernbrennstoff mit simuliertem Abbrand (Fission) an der Anlage FIFA.

KfK-2991 (Juni 1980)

Belytschko, T.; Schumann, U.

Fluid structure interactions in light water reactor systems.

Nuclear Engineering and Design, 60 (1980), S.173-195

Caldarola, L.

Generalized fault tree analysis combined with state analysis.

KfK-2530 (Februar 1980)

EUR-5754e (Februar 1980)

Caldarola, L.

Grundlagen der Booleschen Algebra mit beschränkten Variablen.

KfK-2915 (Februar 1980)

EUR-6405d (Februar 1980)

Caldarola, L.

Coherent systems with multistate components.

Nuclear Engineering and Design, 58 (1980) S.127-39

Class, G.; Meyder, R.; Hain, K.

Messung der Brennstab-Hüllrohrtemperatur mit LOFT-typischen

Thermoelementen unter Blowdown-Bedingungen in COSIMA.

Measurements of clad temperatures with LOFT-typical thermocouples
in the COSIMA facility under blowdown conditions.

7. Jahreskolloquium des Projektes Nukleare Sicherheit des

Kernforschungszentrums Karlsruhe. Karlsruhe 24.-25.November 1980

KfK-3070 (November 1980)

Hailfinger, G.; Krieg, R.; Eberle, F.; Kadlec, J.

Beschreibung gekoppelter fluid-strukturdynamischer Probleme
mit Hilfe des Computerprogrammes SING-S.

Rechenbeispiele für Platte, Kugelschale und Zylinderschale.

Jahrestagung Kerntechnik 80.Reaktortagung 1980.

Berlin, 25.-27.März 1980.

Kerntechnische Ges.e.V. Deutsches Atomforum e.V.

Eggenstein-Leopoldshafen:

Fachinformationszentrum Energie, Physik, Mathematik 1980. S.173-76

Kedziur, F.

Untersuchung einer Zweiphasen-Düsenströmung und Überprüfung ver-
schiedener Rechenprogramme anhand der experimentellen Ergebnisse.

KfK-2946 (März 1980)

Dissertation, Univ. Karlsruhe 1980

Krieg, R.; Schumann, U.

Methoden zur Fluid- und Strukturmechanik bei der Analyse von Störfällen in LWR.

Methods of fluid and structural dynamics applied to postulated LWR accidents.

7. Jahreskolloquium des Projektes Nukleare Sicherheit des Kernforschungszentrums Karlsruhe, Karlsruhe 24.-25. November 1980
KfK-3070 (November 1980)

Krieg, R.; Göller, B.; Hailfinger, G.

A boundary integral method for description of fluid interaction with complex three-dimensional structures.

ASME Pressure Vessels and Piping Technology Conf.,
San Francisco, Calif., August 13-15, 1980

Krieg, R.; Dolensky, B.; Göller, B.; Hailfinger, G.

A boundary integral method for highly transient internal flow problems coupled with structural dynamics.

Shaw, R.; Pilkey, W. (Hrsg.)

Innovative Numerical Analysis for the Engineering Sciences.

Proc. of the 2nd Internat. Symp. on Innovative Numerical Analysis in Applied Engineering Sciences,

Montreal, CDN, June 16-20, 1980

Charlottesville, Va.,: Univ. Pr. of Virg. 1980, S.89-98

Meyder, R.

SSYST-2

Eingabebescheinigung und Handhabung

KfK-2966 (November 1980)

Raff, S.; Meyder, R.

Development of a zircaloy creep and failure model for LOCA conditions.

NEA/CSNI Specialist Meeting on Safety Aspects of Fuel Behavior in

Off-Normal and Accident Conditions, Espoo, SF, September 1-4, 1980

Raff, S.; Meyder, R.

Entwicklung und Verifizierung eines Deformations- und Berstmodells für Zry-4 unter Kühlmittelverluststörfallbedingungen.
Jahrestagung Kerntechnik 80. Reaktortagung 1980,
Berlin, 25.-27. März 1980.

Kerntechnische Ges. e.V. Deutsches Atomforum e.V.

Eggenstein-Leopoldshafen:

Fachinformationszentrum Energie, Physik, Mathematik 1980. S.247-50

Schumann, U.

Fluid-Struktur-Wechselwirkung des Kernmantels und der Brennstäbe beim Kühlmittelverluststörfall.

Jahrestagung Kerntechnik, Berlin, 25.-27. März 1980.

Fachsitzung: Druckwellenausbreitungsvorgänge. Bonn:

Deutsches Atomforum 1980 S.61-82

Schumann, U.

Fluid-structure interactions in a pressurized water reactor vessel.

Absi, E.; Glowinski, R. (Hrsg.)

Numerical Methods for Engineering. GAMNI 2,

Paris, Decembre 1-5, 1980. Paris: Bordas 1980, Vol. 1. S.123-35

Schumann, U.; Wolf, L.

Experimental and preliminary analytical results of coupled fluid-structure interactions during blowdown of the HDR vessel
8th Water Reactor Safety Research Information Meeting,
Gaithersburg, Md., October 27-31, 1980

Sengpiel, W.; Borgwaldt, H.; Meyder, R.

Probabilistische Untersuchungen des Verhaltens von Brennstab-Bündeln beim Kühlmittelverluststörfall (KMVS).

Jahrestagung Kerntechnik 80. Reaktortagung 1980. Berlin, 25.-27. März 80.

Kerntechn. Ges. e.V. Deutsches Atomforum e.V.

Eggenstein-Leopoldshafen:

Fachinformationszentrum Energie, Physik, Mathematik 1980. S.255-58.

Sengpiel, W.

Eine probabilistische Betrachtung des Brennstabverhaltens bei einem hypothetischen Kühlmittelverluststörfall eines Druckwasserreaktors.

KfK-Nachrichten, 12 (1980) No 4, S.29-36

Sengpiel, W.

Probabilistische Untersuchung des Brennstabverhaltens in einem Brennelement eines Druckwasserreaktors bei einem hypothetischen Kühlmittelverluststörfall.

KfK-2965 (Dezember 1980)

Dissertation, Universität Karlsruhe

Sengpiel, W.; Borgwaldt, H.

Probabilistic analysis of PWR fuel Behavior during a LOCA using the response surface method.

ANS Topical Meeting on Thermal Reactor Safety, Knoxville, Tenn., April 8-11, 1980

Smidt, D.

Menschliches Fehlverhalten: Ein Kernproblem der Kernkraftwerke?

Human failure: a basic problem of nuclear power plants?

7. Jahreskolloquium des Projektes Nukleare Sicherheit des Kernforschungszentrums Karlsruhe. Karlsruhe 24.-25. November 1980

KfK-3070 (November 1980)

Brüderle, F.; Hain, K.

Die Teststrecke der Blowdown-Versuchsanlage COSIMA.

Ausführung, Instrumentierung und Anrißlastwechselzahl der Hochdruckheißwasserstrecke bei den vorliegenden extremen Temperaturänderungsgeschwindigkeiten.

KfK-3020 (August 1980)

Wilhelm, J.G.; Deuber, H.; Furrer, J.; Gerlach, K.

Behavior of gasketless deep bed charcoal filters for radioiodine removal in LWR power plants.

16th DOE Nuclear Air Cleaning Conf., San Diego, Calif., October 20-23, 1980

Hain, K.; Brüderle, F.; Butzer, W.; Schloß, F.;
Vollmer, T

Flüssigkeitsdämpfung der Statorschwingungen am
True Mass Flow Meter 50, einem Massenstrom-Meßgerät
für instationäre Zweiphasenströmungen.
KfK-3031 (September 1980)

Karb, E.; Prüssmann, M.; Seopold, L.

In-pile-Experimente zum Brennstabverhalten beim Kühl-
mittelverluststörfall,
Bericht über die Versuchsserie F.
KfK-2956 (Mai 1980)

Karb, E.H.; Sepold, L.; Hofmann, P.; Petersen, C.;
Schanz, G.; Zimmermann, H.

KfK in-pile tests on LWR fuel rod behavior during the
heatup phase of a LOCA
KfK-3028 (Oktober 1980)

Sepold, L.; Karb, E.

In-pile Tests on LWR Fuel Rod Behavior under LOCA Conditions
in the Karlsruhe FR2 Reactor.
CSNI Specialists Meeting on Safety Aspects of Fuel Behavior
in Off-Normal and Accident Conditions,
Helsinki, SF, September 1-4, 1980

Vollmer, T.

COSIMA - fuel rod simulator.
Fuel Rod Simulator (FRS) Symp. Gatlinburg, Tenn.,
October 22-24, 1980

Bunz, H.; Schöck, W.

Berechnung des Abbaus der partikelförmigen Aktivität im Containment beim LWR-Kernschmelzen mit dem NAUA-Modell.

Jahrestagung Kerntechnik 80. Reaktortagung 1980.

Berlin, 25.-27.März 1980.

Kerntechnische Ges.e.V. Deutsches Atomforum e.V.

Eggenstein-Leopoldshafen:

Fachinformationszentrum Energie, Physik, Mathematik 1980. S.319-22

Bunz, H.; Schöck, W.

The natural removal of particulate radioactivity in an LWR-containment during core meltdown accidents.

ANS Topical Meeting on Thermal Reactor Safety,

Knoxville, Tenn., April 8-11, 1980

Bunz, H.; Schöck, W.

Beeinflussung der Partikelform durch Wechselwirkungen zwischen Aerosol und gesättigtem Wasserdampf.

Vortrag: Gesellschaft für Aerosolforschung,

Tagung, Grafschaft, 21.-24. Oktober 1980

Bunz, H.; Schikarski, W.; Schöck, W.

The role of aerosol behavior in LWR-core-melt accidents.

ANS/ENS Internat. Conf. on World Nuclear Energy Accomplishments and Perspectives, Washington, D.C., November 17-21, 1980

Deuber, H.; Wilhelm, J.G.

Occurrence of penetrating iodine species in the exhaust air of PWR power plants.

16th DOE Nuclear Air Cleaning Conf., San Diego, Calif.,

October 20-23, 1980

Dillmann, H.G.; Pasler, H.

Theoretical and experimental investigations into the filtration of the atmosphere within the containments of pressurized water reactors after serious reactor accidents.

16th DOE Nuclear Air Cleaning Conf., San Diego, Calif.,

October 20-23, 1980