

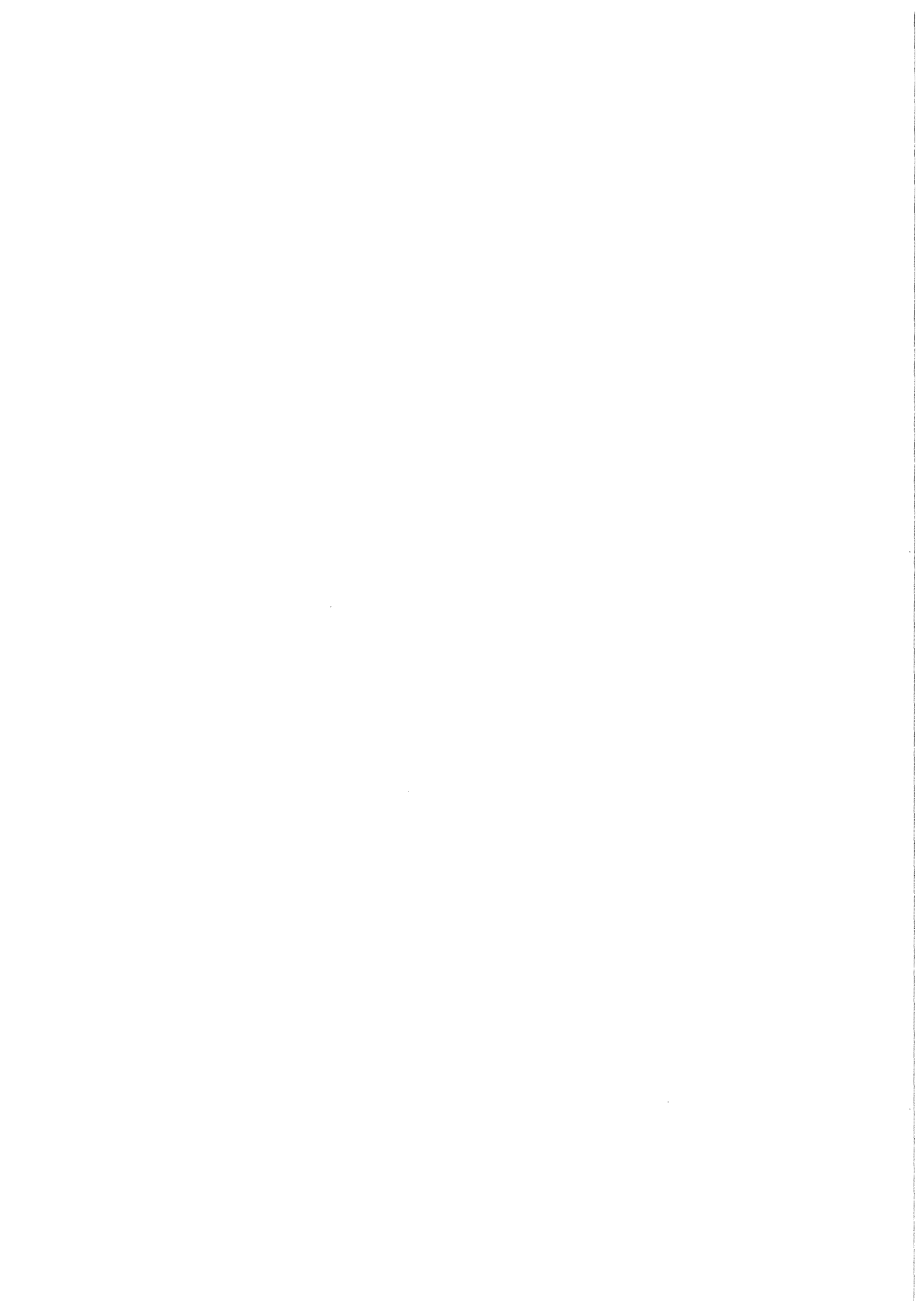
KfK 4170
August 1986

Abschlußkolloquium des Projekt Nukleare Sicherheit

Berichtsband

**Karlsruhe, am 10. und 11. Juni 1986
Projekt Nukleare Sicherheit**

Kernforschungszentrum Karlsruhe



K E R N F O R S C H U N G S Z E N T R U M K A R L S R U H E

PROJEKT NUKLEARE SICHERHEIT

KfK 4170

Abschlußkolloquium des
Projektes Nukleare Sicherheit (PNS)
(Berichtsband)

Karlsruhe, am 10. und 11. Juni 1986

Kernforschungszentrum Karlsruhe GmbH, Karlsruhe

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

Kernforschungszentrum Karlsruhe GmbH
Postfach 3640, 7500 Karlsruhe 1

ISSN 0303-4003

Inhaltsverzeichnis

Seite

Zum Ablauf des Reaktorunfalls in Tschernobyl und zur Übertragbarkeit auf Deutsche Reaktoranlagen H.-H. Hennies, KfK - Vorstand	1 - 21
Auswirkungen des Reaktorunfalls in Tschernobyl - Bevölkerungsdosis - H. Kiefer, KfK - Hauptabteilung Sicherheit	23 - 29
Ergebnisse und Perspektiven der Reaktorsicherheits- forschung und ihre Förderung durch den BMFT G. Lehr, BMFT	31 - 41
Das Projekt Nukleare Sicherheit 1972 - 1986 - Ziele und Ergebnisse - H. Rininsland, KfK - Hauptabteilung Ingenieurtechnik B. Kuczera, KfK - Projekt Nukleare Sicherheit	43 - 112
EdF's Experience in PWR Safety P. Tanguy, Electricite de France (EdF)	113 - 137
Current Perspectives on Nuclear Power Plant Risks and the Use of Risk-Based Information in Regulation D. Ross, M. Ernst, J. Murphy, USNRC/USA	139 - 162
Brennelementverhalten unter Störfallbedingungen Einführung in das Forschungsprogramm des PNS A. Fiege, KfK - Projekt Nukleare Sicherheit	163 - 175
Hüllrohrdeformation und Kernnotkühlung beim Kühlmittolverluststörfall eines Druckwasserreaktors F.J. Erbacher, KfK - Institut für Reaktorbauelemente	177 - 200
Hochtemperatur-Oxidation von Zircaloy-Hüllrohren in Wasserdampf S. Leistikow, KfK - Inst. für Material- u. Festkörperforschung	201 - 250
Untersuchungen zu schweren Kernschäden, insbesondere die chemischen Wechselwirkungen zwischen Brennstoff und Hüllmaterial P. Hofmann, KfK - Inst. für Material- u. Festkörperforschung S. Hagen, KfK - Hauptabteilung Ingenieurtechnik	251 - 319
Beschreibung des Brennstabverhaltens und des Schadens- umfangs im Kern mit dem Programmsystem SSYST R. Meyder, KfK - Institut für Reaktorentwicklung	321 - 346

Zum Ablauf von Kernschmelzen-Unfällen: Spaltprodukt-Freisetzung, Source-Terme und Tschernobyl-Emission H. Albrecht, KfK - Institut für Radiochemie	347 - 365
Die Bedeutung der chemischen Reaktionen von Reaktormaterialien beim Kernschmelzen A. Skokan, H. Holleck, KfK - Institut für Material- und Festkörperforschung	367 - 379
Experimente zur Verifikation des NAUA-Codes W. Schöck, H. Bunz, M. Koyro, KfK - Laboratorium für Aerosolphysik und Filtertechnik	381 - 398
Anwendung des NAUA-Codes zur Analyse des Aerosolverhaltens in LWR-Containments bei Kernschmelzunfällen H. Bunz, W. Schöck, M. Koyro, KfK - Laboratorium für Aerosolphysik und Filtertechnik	399 - 408
BETA-Experimente zur Verifizierung des WECHSL-Codes Experimentelle Ergebnisse zur Schmelze-Beton-Wechselwirkung H. Alsmeyer, KfK - Institut für Reaktorbauelemente	409 - 430
Verifizierung des WECHSL-Codes zur Schmelze Beton-Wechselwirkung und Anwendung auf den Kernschmelzunfall M. Reimann, KfK - Institut für Reaktorbauelement	431 - 453
Schwerpunkte der Weiterentwicklung des Unfallfolgenmodells UFOMOD und erste Analysen zum Reaktorunfall von Tschernobyl J. Ehrhardt, H.-J. Panitz, KfK - Institut für Neutronenphysik und Reaktortechnik	455 - 481
Ermüdungsrisswachstum in Reaktorbaustählen bei zyklischer Thermoschockbelastung K. Bethge, Universität Karlsruhe - Institut für Zuverlässigkeit und Schadenskunde im Maschinenbau D. Munz, H. Stamm, KfK - Institut für Material- und Festkörperforschung	483 - 499
Verhalten eines DWR-Sicherheitsbehälters bei steigender Innendruckbelastung R. Krieg, B. Göller, G. Messemer, E. Wolf, KfK - Institut für Reaktorentwicklung	501 - 523
Entwicklung und Einsatz von Abluftfiltern für KKW J.G. Wilhelm, KfK - Laboratorium für Aerosolphysik und Filtertechnik	525 - 547
Boden/Pflanzen-Transfer der Aktiniden M. Pimpl, W. Schmidt, H. Schüttelkopf, KfK - Hauptabteilung Sicherheit	549 - 566
Sicherheitsorientierte Beiträge zu einem FDWR B. Kuczera, KfK - Projekt Nukleare Sicherheit	567 - 587

PROJEKT NUKLEARE SICHERHEIT
ABSCHLUSSKOLLOQUIUM 1986

ZUM ABLAUF DES REAKTORUNFALLS IN TSCHERNOBYL UND ZUR
ÜBERTRAGBARKEIT AUF DEUTSCHE REAKTORANLAGEN

H.-H. HENNIES

1. Einleitung

Am 26.4.1986 ereignete sich in Tschernobyl in der Nähe von Kiew (Sowjetunion) ein folgenschwerer Reaktorunfall, bei dem es nach dem Schmelzen des Kerns zu einer erheblichen Aktivitätsfreisetzung in die Umgebung und in die Atmosphäre kam. Die Aktivitätsfreisetzung führte beim Betriebspersonal zu Strahlenschäden, die bis Juni 1986 zu 24 Todesfällen geführt haben. Über die Strahlenbelastung der Umgebung der Reaktoranlage ist bisher kaum etwas bekannt, im Umkreis von 30 km wurde die Bevölkerung evakuiert. Die in die Atmosphäre freigesetzte Aktivität breitete sich weit über Europa aus, auch Deutschland war wenige Tage nach dem Unfall betroffen.

Im Folgenden wird eine kurze Beschreibung der vom Unfall betroffenen Anlage geliefert, der Versuch unternommen, den Unfallablauf zu beschreiben und die Übertragbarkeit der Überlegungen auf deutsche Anlagen diskutiert.

2. Die Reaktoranlage in Tschernobyl

In der Sowjetunion werden derzeit etwa 12 % der Elektrizität mit Kernreaktoren erzeugt, davon etwa die Hälfte mit Reaktoren vom Typ des Graphit-moderierten Druckröhren-Siedewasserreaktors. Davon sind 14 Anlagen in Betrieb, der zerstörte Reaktor in Tschernobyl ist von diesem Typ. Seine elektrische Leistung betrug 1 000 MW.

Dieser Reaktortyp wird nur in der Sowjetunion betrieben. Die andere Hälfte der mit Kernreaktoren erzeugten Elektrizität stammt aus Druckwasserreaktoren, die den bei uns eingesetzten nahekommen, wenngleich auch im Detail wesentliche Unterschiede bestehen.

Für die nachfolgenden Betrachtungen soll nur auf einige wesentliche, von unseren Anlagen abweichende Merkmale des Tschernobyl-Reaktors hingewiesen werden. Es handelt sich um einen Siedewasserreaktor, wobei aber der Dampf nicht in einem Druckgefäß, sondern in 1 693 separaten, die Brennelemente enthaltenden Druckröhren erzeugt wird. Dies führt zu einem komplizierten und regeltechnisch schwer zu handhabenden Kühlsystem. Abbildung 1 zeigt einen Schnitt durch die Anlage, Tabelle 1 faßt die wichtigsten Kenndaten zusammen.

Die Benutzung von Graphit als Moderator führt zu einem großvolumigen Reaktorkern von 12 m Durchmesser und 7 m Höhe. Dies hat zur Folge, daß die einzelnen Kernregionen neutronenphysikalisch nicht sehr eng gekoppelt sind. Dadurch ist die Regelung des Reaktors kompliziert, und an die Fahrweise der Regelstäbe werden erhöhte Anforderungen gestellt (siehe Tabelle 2).

Bei einem Kühlmittelverlust wirkt sich der bei diesem Reaktortyp positive Kühlmittelverlust-Koeffizient, der bei den bei uns betriebenen Leichtwasserreaktoren negativ ist, ungünstig aus. Er verstärkt einen Leistungsanstieg, während bei deutschen Reaktoren ein Selbstregulierungseffekt eintritt.

Über das komplizierte Regelverhalten und die damit verbundenen Anforderungen an die Regelstab-Fahrprogramme dieses Reaktortyps ist in sowjetischen Veröffentlichungen ausführlich berichtet worden. Darüber hinaus wurden im Kernforschungszentrum Karlsruhe in den letzten Wochen die wesentlichsten reaktorphysikalischen Daten berechnet.

Die Druckröhren enthalten eine große Menge an Zirkon, etwa viermal soviel wie ein deutscher Druckwasserreaktor, was für die Wasserstoffbildung beim Schmelzen der Druckröhren von Bedeutung ist.

Der große Graphitmoderator, durch überhitzte oder geschmolzene Teile des Reaktorkerns in Brand gesetzt, stellt ein spezifisches Gefährdungspotential dar. Tabelle 3 faßt die besonderen Eigenschaften des Systems noch einmal zusammen.

Der Reaktor hat zwar ein Druck-Unterdrückungssystem, das bei Versagen von Druckröhren einen Abschluß nach außen bildet und eine Freisetzung von Radioaktivität verhindern soll, die Schwachstelle ist und war aber offenbar die zentrale Abdeckung des Reaktorkerns nach oben. Die vielen Druckröhren sind nach oben durch Deckel abgeschlossen, durch die - auch bei laufendem Reaktor - Brennelemente gewechselt werden können (siehe Abb. 2).

3. Möglicher Unfallablauf

Bislang (Juni 1986) liegt keine detaillierte Unfallbeschreibung von sowjetischer Seite vor. Im Kernforschungszentrum wurden - wie an anderer Stelle - jedoch umfangreiche Untersuchungen durchgeführt, die zusammen mit den in Europa nach dem Unfall gemessenen radioaktiven Niederschlägen und den von sowjetischer Seite gegebenen Nachrichten ein ungefähres Bild des Unfallablaufs ergeben könnten.

Dabei waren die Kenntnisse, die im Projekt Nukleare Sicherheit, insbesondere zu Ablauf und Konsequenzen von Kernschmelzenunfällen, in den vergangenen Jahren erarbeitet worden sind, von außerordentlichem Wert.

Zu nennen sind insbesondere Untersuchungen zu:

- Brennelementverhalten bei Kühlstörungen
- Zirkon-Wasser-Reaktionen,
H₂-Freisetzung
- Dampfexplosionen
- Spaltprodukt-Freisetzungen
- Kernschmelze-Beton-Reaktionen
- Spaltprodukt-Ausbreitungen in der Atmosphäre
- Radiologische Bewertung von Luft- und Bodenaktivitäten

Mit diesen Untersuchungsergebnissen läßt sich der Unfallablauf folgendermaßen annehmen:

Am 26.4.1986 kam es in dem auf 7 % der Nominalleistung laufenden Reaktor bei der Durchführung von Experimenten durch Fehlbedienung oder Fehlfunktion des Regelsystems zu einer Leistungsexkursion, die die Leistung in kurzer Zeit auf etwa 50 % der Nominalleistung ansteigen ließ. Plötzlicher Druckaufbau vermochte einen oder mehrere Kühlkanäle zu zerstören, und es kam zu einer Beschädigung der Reaktorabdeckung mit Öffnungen zur Reaktorhalle.

Dampf trat in die Reaktorhalle aus, eventuell wurden auch Brennelemente ausgeworfen, die dann - nicht mehr gekühlt - zu den ersten Aktivitätsfreisetzungen führten. Sie verursachten auch den Brand in der Halle und am Gebäudedach. Durch den freigesetzten Dampf und durch abstürzende Brennelementwechselmaschine und Hallenkran wurden zwei Personen getötet.

Sicherlich war die Kern-Notkühlung zunächst wirksam, nach Erschöpfen der Notkühlwasservorräte kam es aber zum Schmelzen der Brennstäbe und Druckrohre und die Zirkon-Wasser-Reaktion führte zu massiver Wasserstoffbildung. Der Wasserstoff reagierte in der Halle mit Sauerstoff, es kam zur Gebäudezerstörung.

Danach lag der Kern oder mindestens ein Teil des Kerns offen und vor allem die leichtflüchtigen radioaktiven Spaltprodukte, die bei fortlaufender Propagation des Kernabschmelzens freigesetzt wurden, konnten direkt in die Atmosphäre gelangen. Der schmelzende Kern setzte soviel Energie frei, daß der Graphitmoderator in Brand geriet, die heißen Gase einen erheblichen Auftrieb erzeugten und dadurch die Aktivitätsfreisetzung in große Höhen erfolgte.

Durch Abwerfen von nassem Sand, Blei und Bor konnte der Graphitbrand nach einigen Tagen erstickt werden. Danach bestand nur noch die Gefahr, daß der geschmolzene Kern, der nach einigen Tagen noch ca. 10 MW Nachwärme erzeugte, die Gebäudfundamente durchdringt und dadurch eine Gefährdung des Grundwassers gegeben gewesen wäre. Es ist noch nicht sicher, ob es dazu gekommen ist. Vorteilhaft wirkt im vorliegenden Fall die große Fundamentfläche unter dem Reaktor, so daß sich die Kernschmelze auf 400 m² verteilen kann und die Wärme durch ein nicht sehr aufwendiges, hilfsweise installiertes Kühlsystem abgeführt und ein Fundament-Durchschmelzen verhindert werden kann. Tabellarisch ist der Unfallablauf in Tabelle 4 zusammengefaßt.

Da wesentliche Teile des Kerns zerstört sein müssen, ist auch daraus das entsprechende Inventar der Edelgase und der leichtflüchtigen Isotope,

...

insbesondere Jod und Cäsium, freigesetzt worden. Wir wissen, daß dagegen schwerflüchtige Spaltprodukte und auch Plutonium bei derartigen Kernschmelzen nur zu einem geringfügigen Prozentsatz freigesetzt werden, was dann tatsächlich auch beobachtet wurde.

Aus den Wetterdaten der auf den Unfall folgenden Tage ließen sich Höhen trajektorien erstellen, die ungefähr die Transportwege der Radioaktivität in der Atmosphäre wiedergeben (Abb. 3).

4. Übertragbarkeit auf deutsche Leichtwasserreaktoren

Der graphitmoderierte Druckröhren-Siedewasserreaktor ist von den in Deutschland betriebenen Siede- und Druckwasserreaktoren so verschieden, daß die einzelnen Konstruktionsmerkmale und potentielle Unfallursachen nicht direkt verglichen werden können.

Allgemein bemerkenswert ist nur das aufgrund ungünstiger reaktorphysikalischer Verhältnisse schwierige Regelverhalten des russischen Typs (positiver Void-Koeffizient) und das Fehlen eines druckfesten Sicherheitsbehälters.

Bei deutschen Anlagen käme es selbst bei einem Kernschmelzenunfall nicht zu der dramatischen Aktivitätsfreisetzung, wie sie in Tschernobyl stattgefunden hat.

Seit Jahren hat sich das Projekt Nukleare Sicherheit des Kernforschungszentrums Karlsruhe mit möglichen Abläufen und Konsequenzen eines Kernschmelzenunfalls befaßt. Diese Untersuchungen konzentrierten sich insbesondere auf einen Druckwasserreaktor vom Typ Biblis B (Abb. 4).

Das innere Stahl-Containment mit einem Versagensdruck von etwa 9 bar und das äußere Beton-Containment haben erhebliche Rückhaltepotentiale für freigesetzte Spaltprodukte (Abb. 5 und 6). Mit großem Aufwand durchgeführte Experimente zur Spaltproduktfreisetzung aus zerstörten oder geschmolzenen Brennelementen und zur Frage der Schmelze-Beton-Wechsel-

wirkung ermöglichen es uns heute, das Fortschreiten einer Schmelzfront im Beton oder den Druckaufbau im Containment zu berechnen. Beispiele sind in Abbildung 7 und Abbildung 8 gegeben.

Die Untersuchungen ergeben, daß selbst bei einem Kernschmelzenunfall, bei dem der automatische Containmentabschluß der Ventilationskanäle nicht programmgemäß erfolgt, die freigesetzten Anteile des Spaltproduktinventars klein sind und keine dramatischen Auswirkungen auf die Umgebung haben.

Noch viel geringer sind die Auswirkungen für den Fall eines geschlossenen Containments mit langsamem Druckaufbau über Tage. In dieser Zeit finden nämlich Ablagerungen der luftgetragenen radioaktiven Aerosole im Containment statt, die den verbleibenden, als Quellterm infrage kommenden luftgetragenen Anteil um mehrere Größenordnungen reduzieren (siehe Beispiel in Abb. 9).

Dies führt dazu, daß selbst bei einem Überdruckversagen nach mehreren Tagen der Anteil des in die Umgebung freigesetzten radioaktiven Kerninventars äußerst gering ist. Tabelle 5 gibt beispielhaft für Jod-131 einen Anteil von 10^{-4} bzw. $5 \cdot 10^{-7}$ an. (Ein Zehntausendstel bzw. etwa ein Millionstel.)

Dies ist zu vergleichen mit der Freisetzung von 100 % der leichtflüchtigen Spaltprodukte, wie sie für den zerstörten Teil des Kerns beim Reaktor in Tschernobyl sicherlich angenommen werden muß.

Diese Angaben müssen natürlich für die verschiedenen deutschen Anlagen und verschiedenen Unfallabläufe spezifisch erstellt werden.

Die bei deutschen Anlagen vorhandenen Sicherheitshüllen ergeben jedoch auch bei extrem schweren Unfällen, wie Schmelzen des Kerns, ein erhebliches Rückhaltepotential für die Spaltprodukte und lassen erwarten, daß die Aktivitätsfreisetzungen in die Umgebung klein sein werden.

Graphit-moderierter Siedewasserreaktor

Elektrische Leistung	1000	MW
Dampfparameter (Sattdampf)		
Druck	70	bar
Temperatur	284° C	
Spaltzone		
Durchmesser	11,8	m
Höhe	7	m
Zahl der Arbeitskanäle	1693	
Zahl der Be/Arbeitskanäle	18	
Mittlere Anreicherung	1,8%	
Mittlerer spezifischer Abbrand	18500	MWd/t

Hüllmaterial

Druckrohr: 88 x 4 mm,
 Zr 2,5%-Nb-Legierung
 BE-Hüllrohr: 13,5 x 0,9 mm,
 Zr-Nb-Legierung



Tab. 1

Daten des Tschernobyl-Reaktors RBMK-1000

	RBMK-1000	LWR
Brennstoff-Temperaturkoeff.	negativ	negativ
Moderator-Temperaturkoeff.	positiv	negativ (oder nahe null)
Kühlmittel-Void-Koeff.	positiv	negativ (oder nahe null)
Selbstregulierung der Leistung	begrenzt	effektiv

Tab. 2



Reaktorphysikalische Parameter für RBMK-1000 und LWR

- Kompliziertes Primärsystem mit 1693 Brennelement-Kanälen
- Große Mengen an Zirkon, Potential für H₂-Freisetzung
- Große Mengen an brennbarem Graphit
- Schwierig zu regelnde örtliche Leistungsverteilung
- Keine enge neutronenphysikalische Kopplung der einzelnen Core-Zonen
- Ungünstiges Transientenverhalten erfordert schnell wirksame Regel- und Notkühlsysteme
- Druckabbausystem vorhanden
- Kein druckfestes Containment



Tab. 3

Besondere Eigenschaften des RBMK-1000

- 26.4.86/1.23
Reaktor für Experimente auf 7% Leistung
Reaktivitätsexkursion, Zerstörung einiger Kühlkanäle,
Beschädigung der Reaktorabdeckung, Auswurf von
Brennelementen
- Brand in der Reaktorhalle (ungekühlte Brennelemente,
Holz/Teerboden)
- Erste Aktivitätsfreisetzung aus ungekühlten
Brennstäben
- Einsatz der Notkühlung
Nach Erschöpfung der Wasservorräte massive Zirkon-
Wasser-Reaktion mit Brennstoffabschmelzung und H₂-
Produktion
H₂-Explosion mit Zerstörung der Reaktorhalle
Weitere Aktivitätsfreisetzung
- Niederschmelzen des Kerns bei thermischer Kopplung
an Graphit
Graphitbrand
Aktivitätsfreisetzung durch Brand überhöht
- Unterbrechung des Luftzutritts durch Abdecken des
brennenden Graphits durch nassen Sand
Versiegeln der Schmelze durch Beton
Abfuhr der Restwärme (einige MW)

Niederdruckpfad (Spätes Überdruckversagen des SB)	Bemerkung	Freigesetzter Anteil des Kerninventars	^{131}I [g]	^{131}I [Ci]
DRS-Phase A (nach 27 h)	Keine Zurückhaltung im Ringraum	10^{-2}	8	10^6
Fall 2 (nach 5 d)	300 cm ² Leck, keine Filter	10^{-4}	$8 \cdot 10^{-2}$	10^4
Fall 1 (nach 5 d)	20 cm ² Leck, Filter	$5 \cdot 10^{-7}$	$4 \cdot 10^{-4}$	50



Tab. 5 **Quellterm : Beispiel Iod-131-Freisetzung**

- 1 Zwischentrakt mit Warte, Schaltanlage
- 2 Umwälzpumpe
- 3 Dampfabscheider
- 4 Sammler/Verteiler
- 5 Reaktor
- 6 Druckabbausystem
- 7 Lademaschine

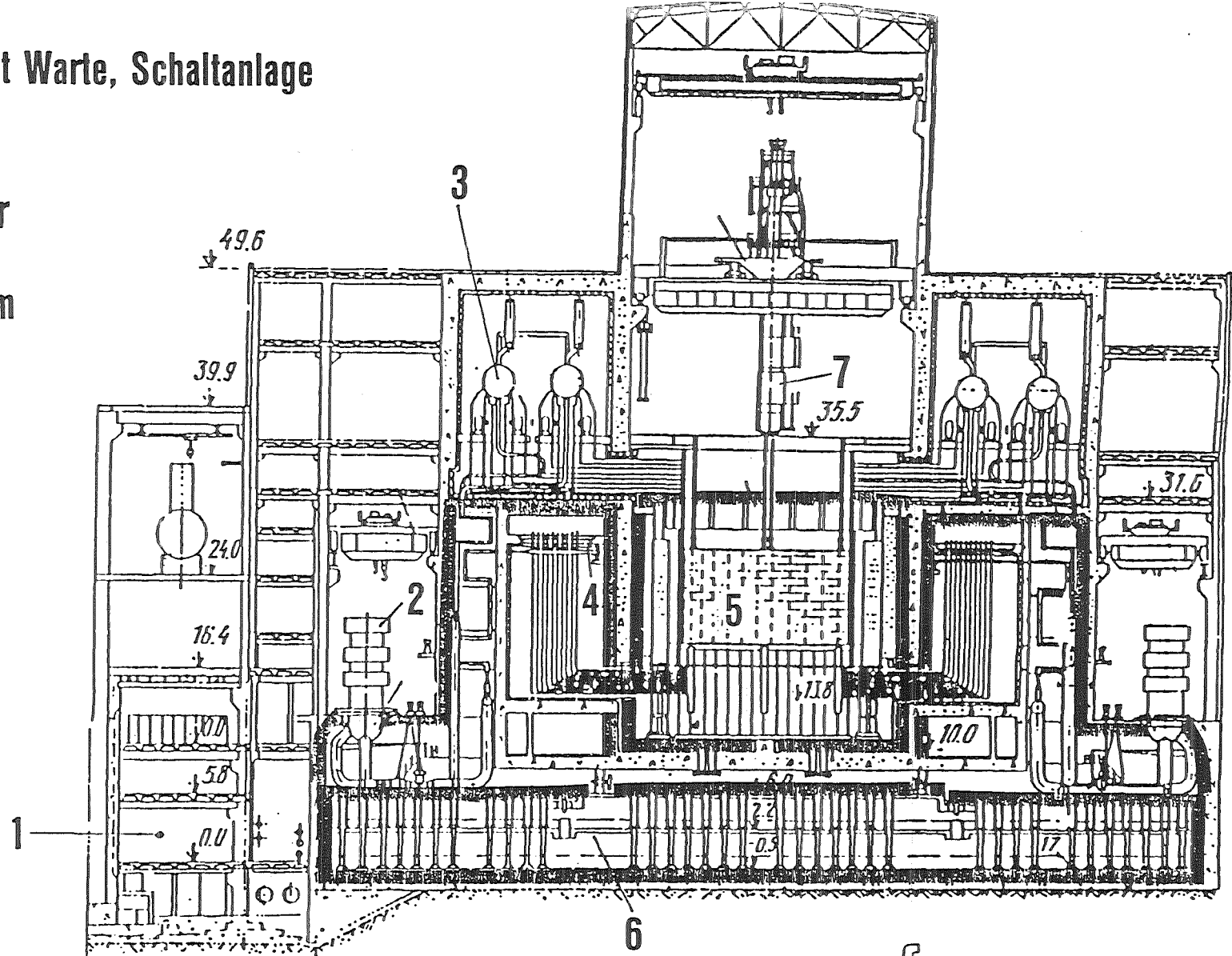


Abb. 1

KfK

Vertikalschnitt der Anlage Smolensk/Tschernobyl 3 und 4

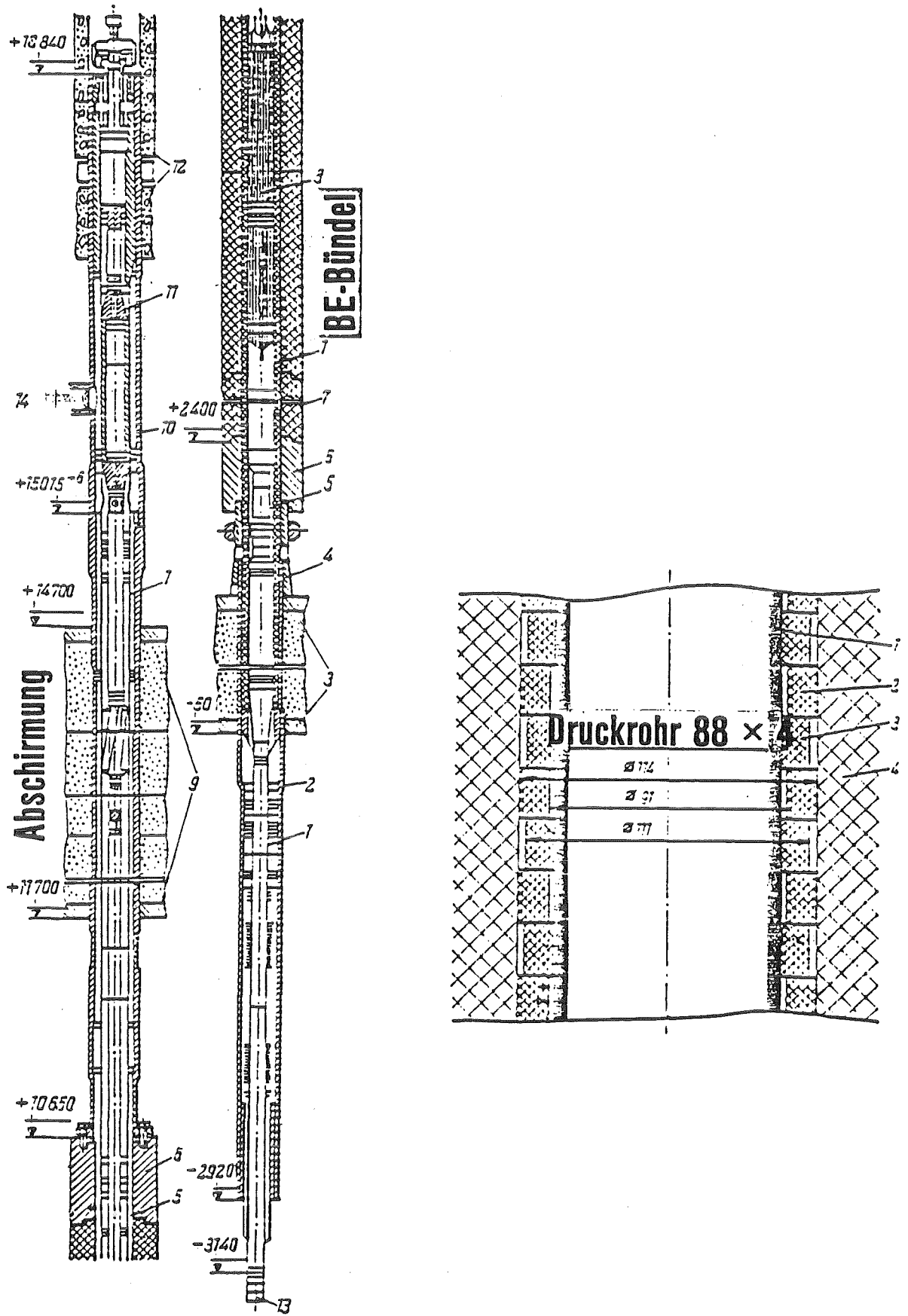
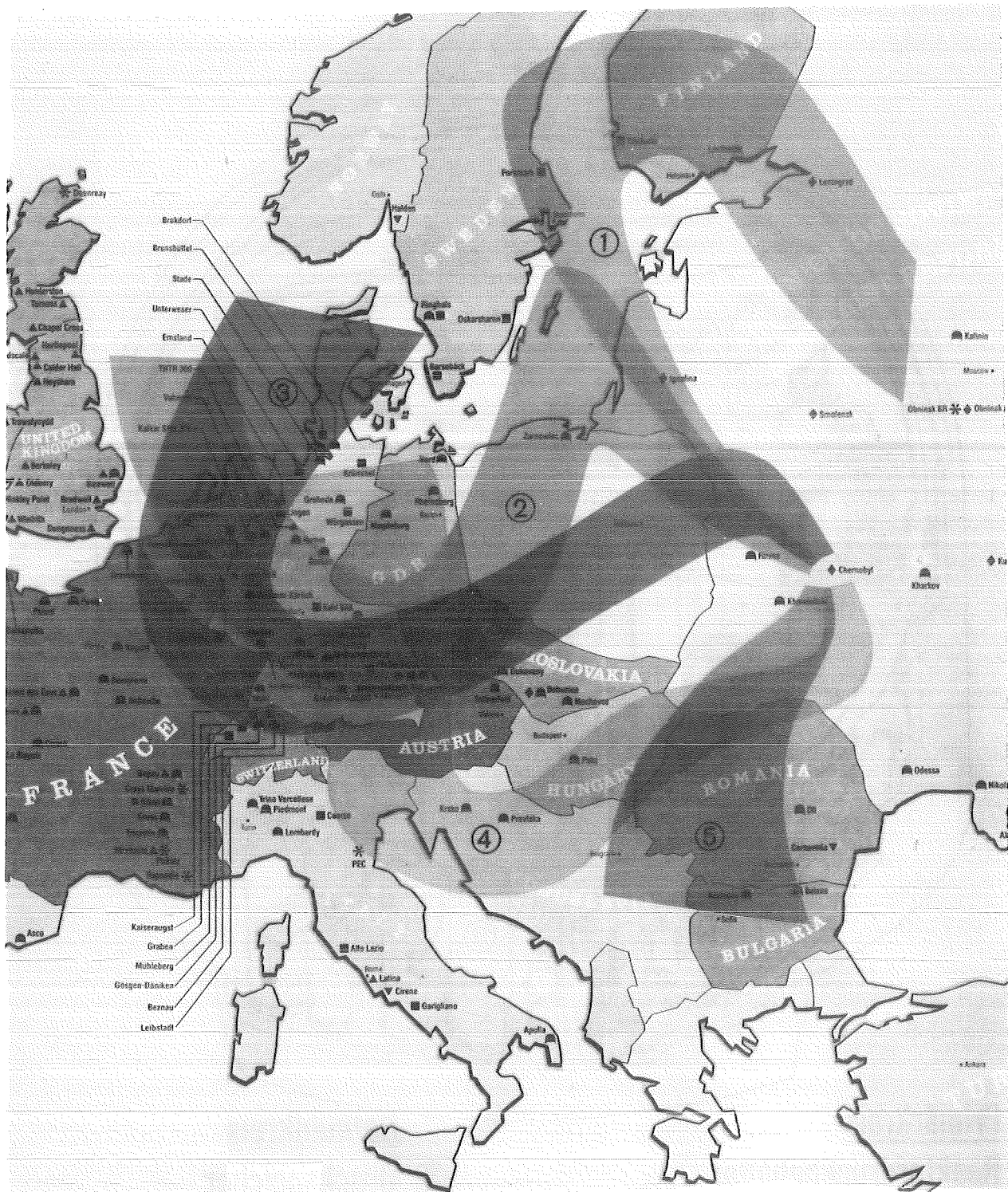


Abb. 2 RBMK-1000 fuel channel



26. 4. 0.00 h (UTC)
27. 4. 0.00 h
27. 4. 12.00 h

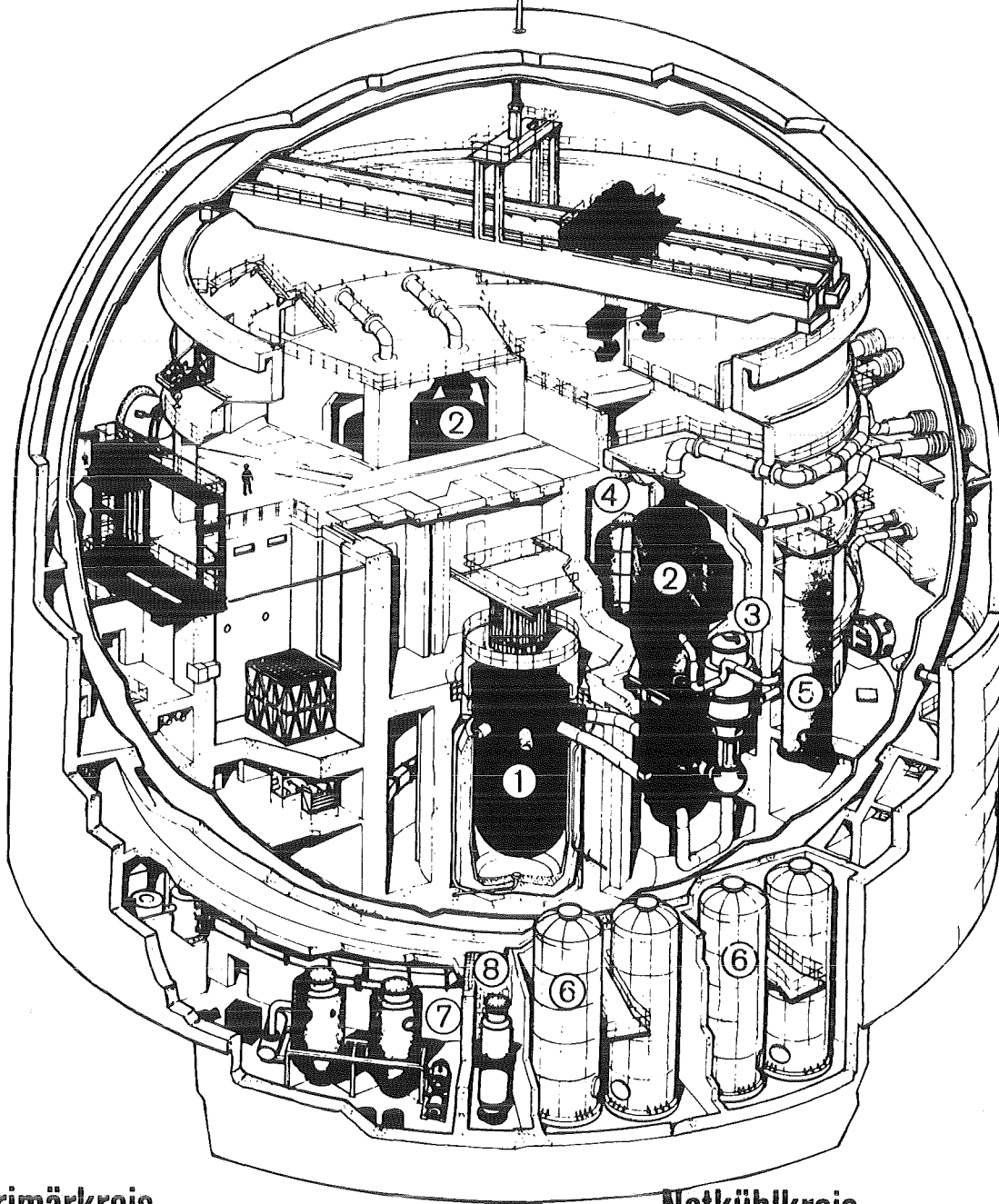
29. 4. 12.00 h
1. 5. 0.00 h

Stand :
28. 5. 1986



Abb. 3

Höhen-Trajektorien (1500 m) Startzeiten für Raum Kiew



Primärkreis

- ① Reaktordruckbehälter
- ② Dampferzeuger
- ③ Hauptkühlmittelpumpen
- ④ Druckhalter

Notkühlkreis

- ⑤ Druckspeicher
- ⑥ Flutbehälter
- ⑦ Sicherheitseinspeisepumpen
- ⑧ Nachwärmekühler



Abb. 4: **Reaktorgebäude Biblis B**

Anordnung der Primärkreis- und Notkühlkomponenten

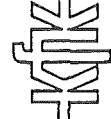
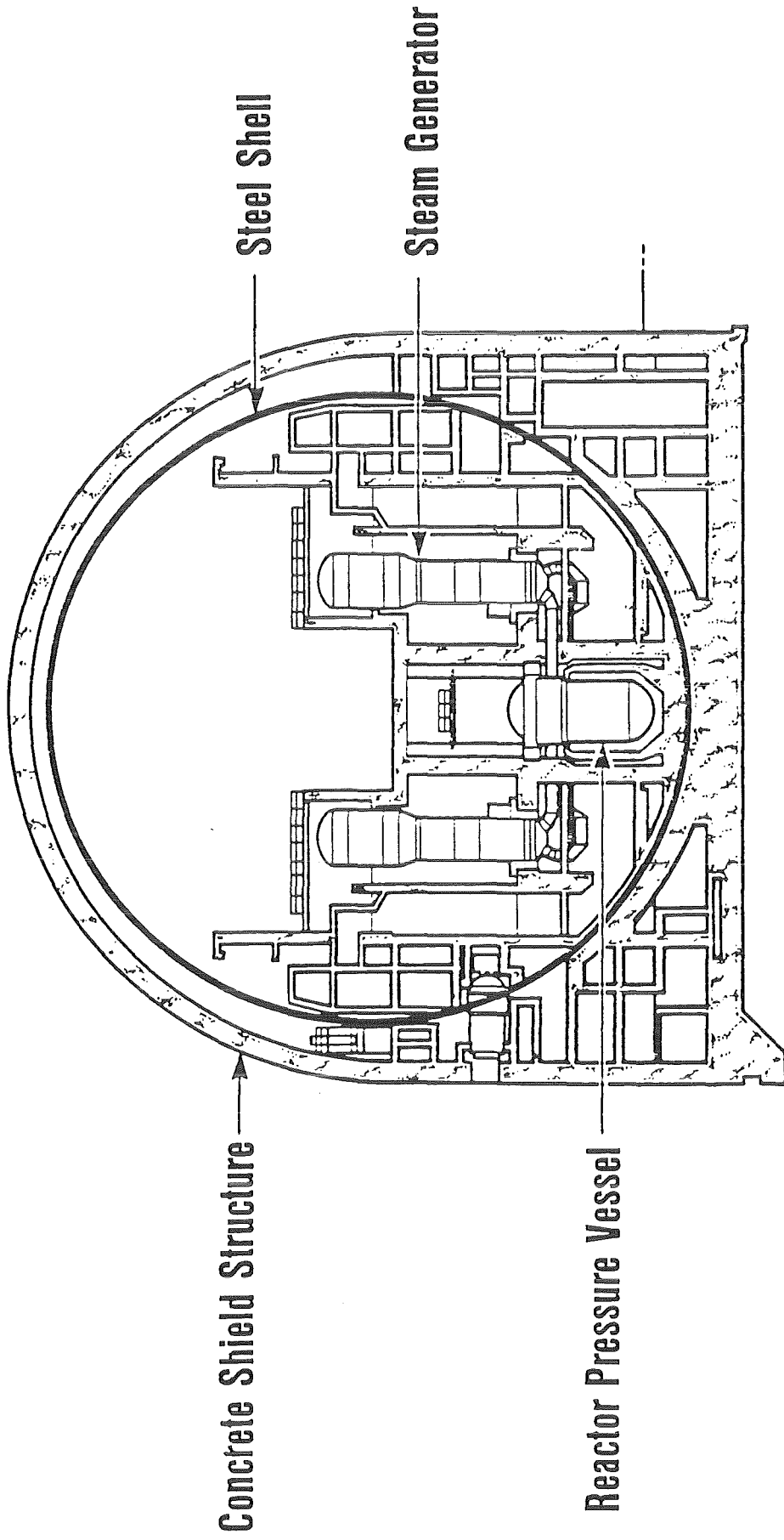
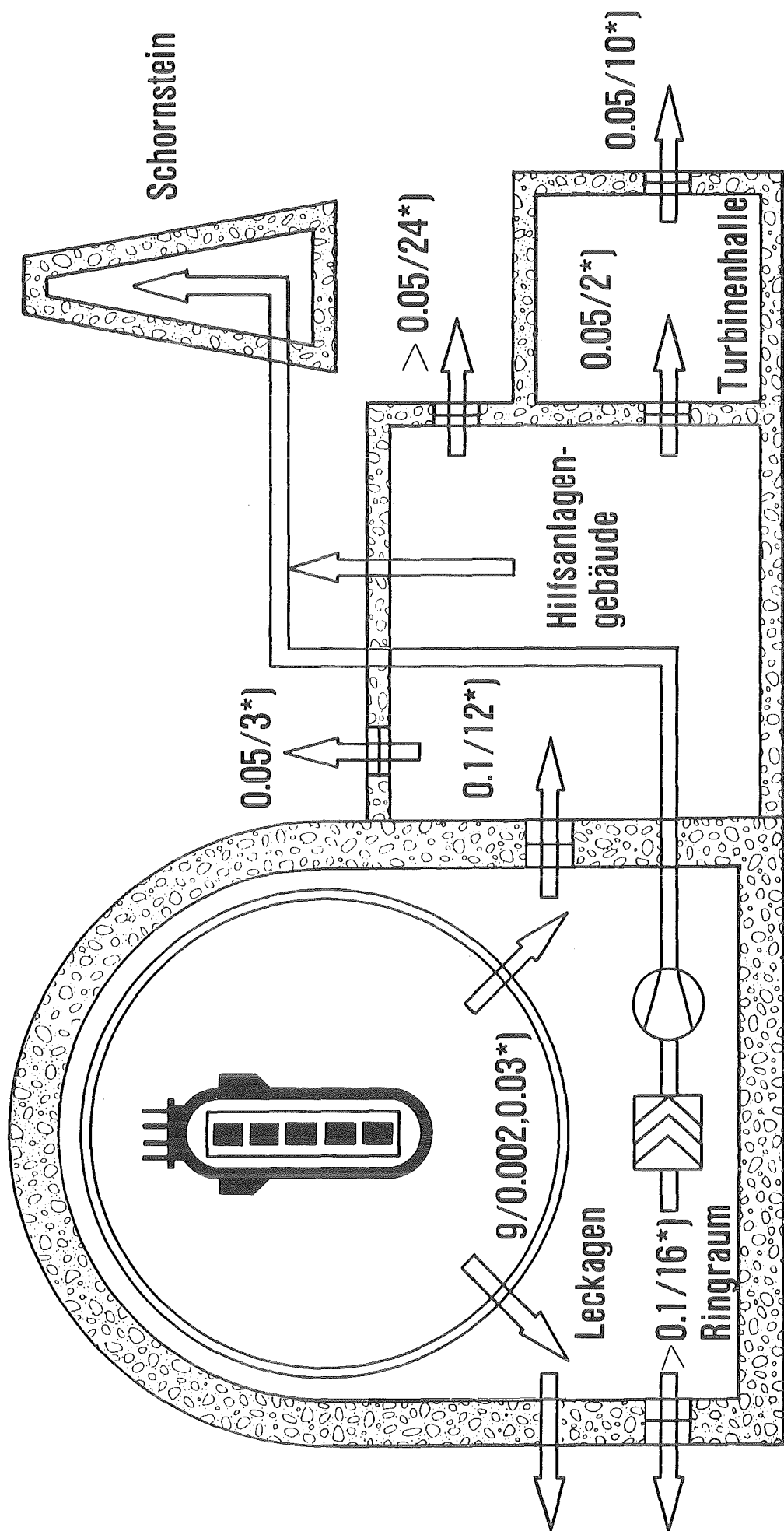
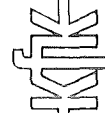


Abb. 5

Dry Containment: Spherical Steel Vessel Within Concrete Shield Structure



*) bar/m²



Freisetzungswege aus dem Reaktorgebäude

Abb. 6:

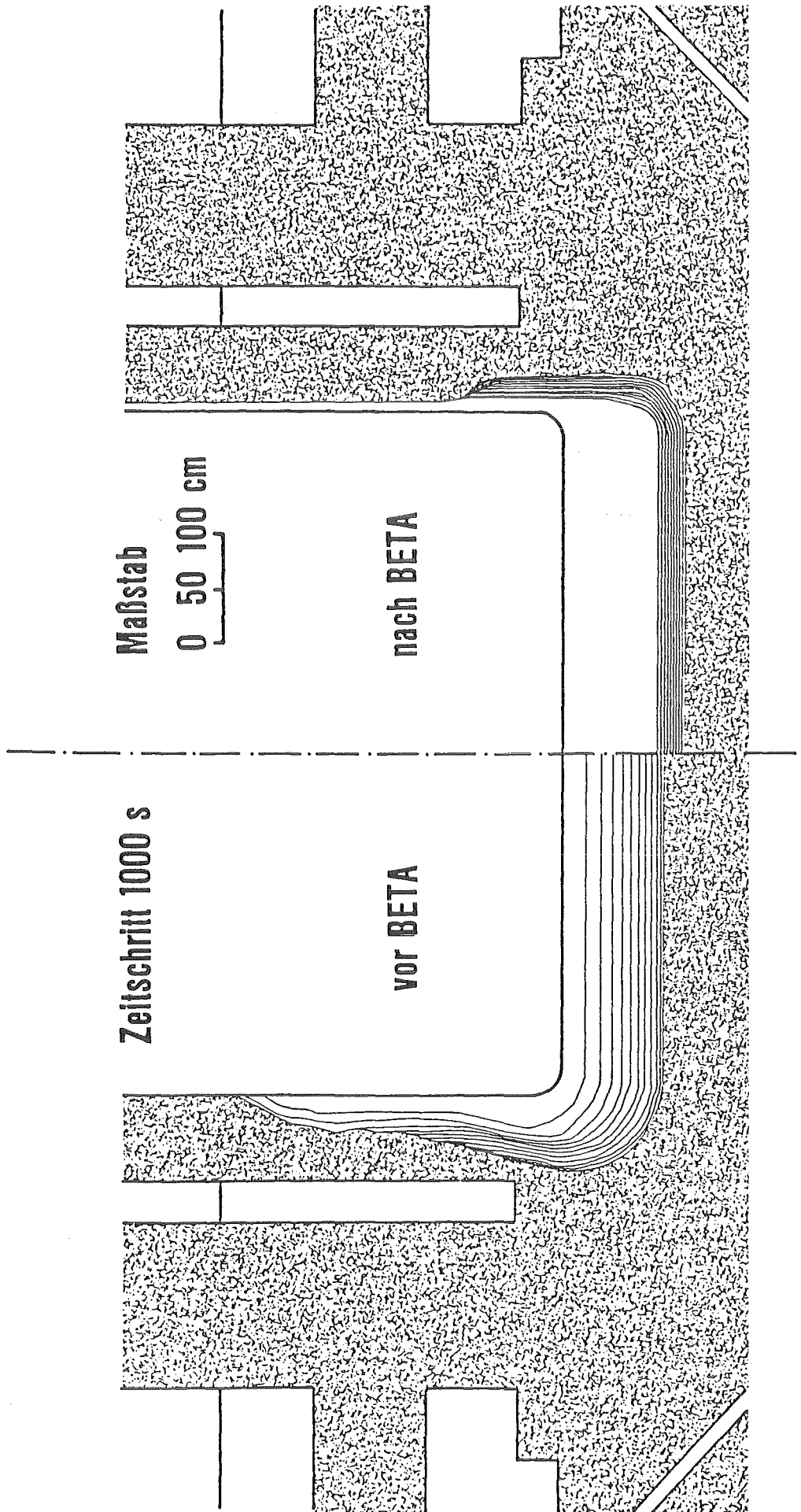


Abb. 7



Beton-Erosion nach Kernschmelzen

Abb. 7

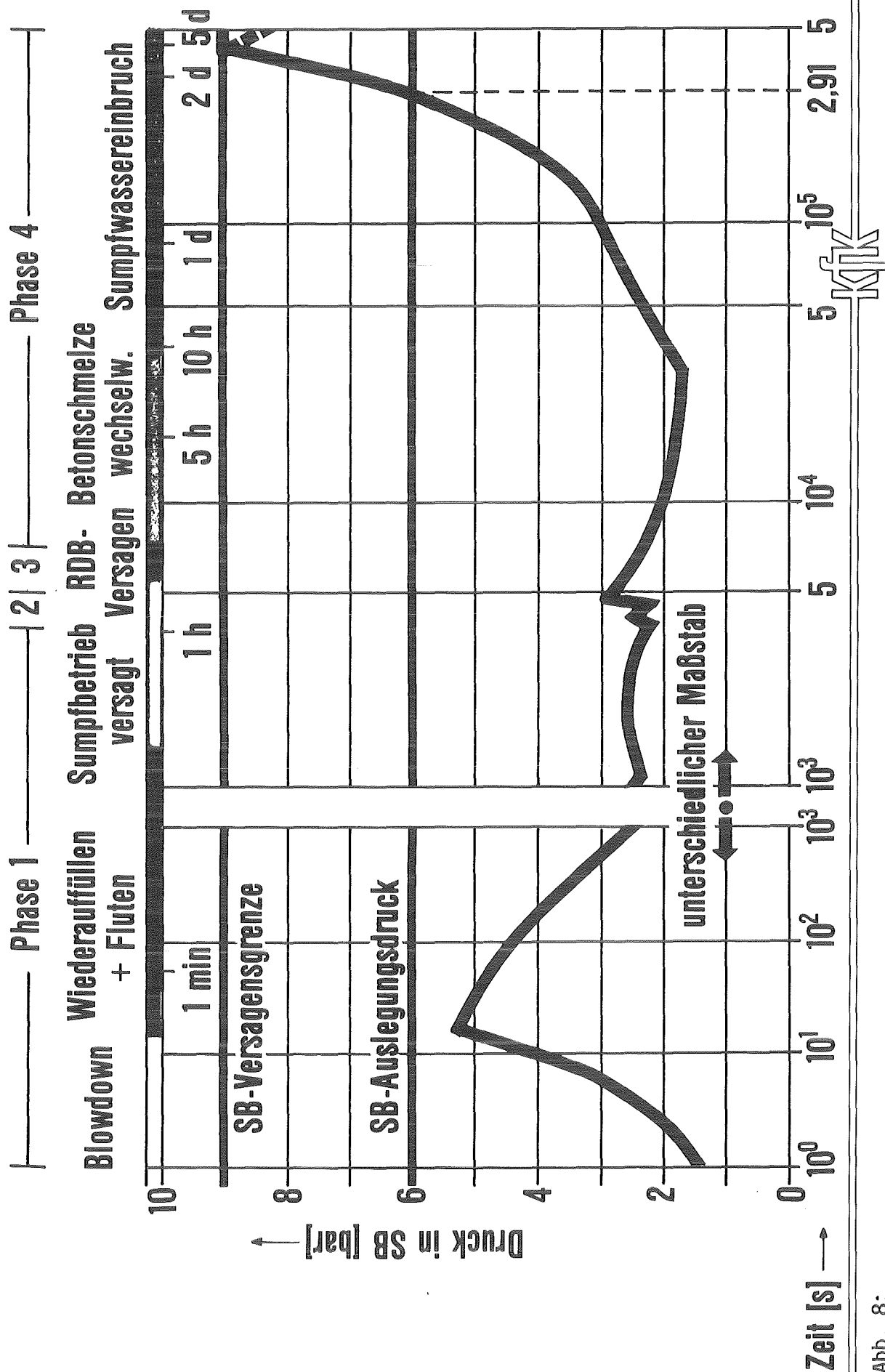


Abb. 8:

Druckverlauf im SB nach 2 F-LOCA und Versagen des Sumpfbetriebes

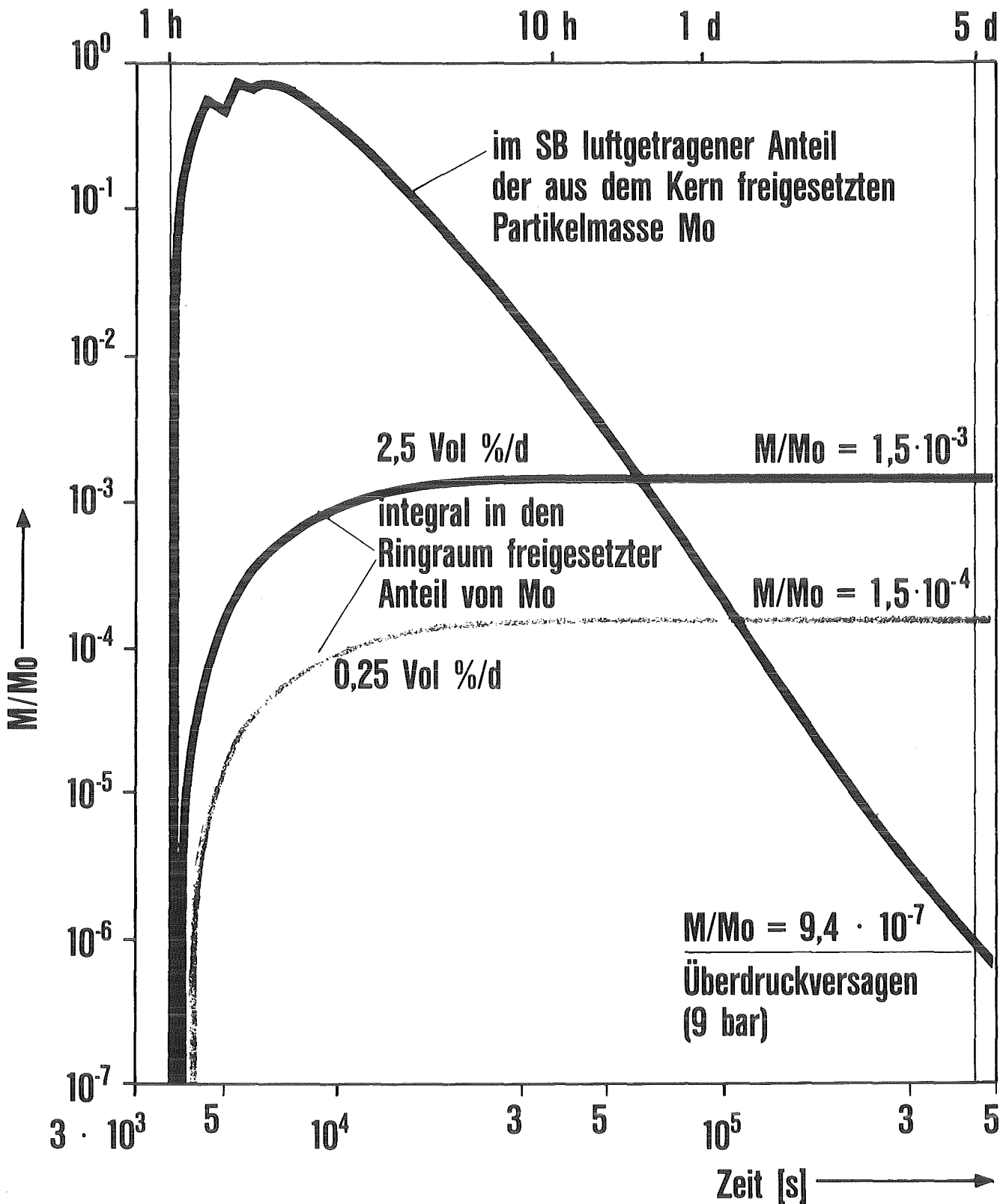
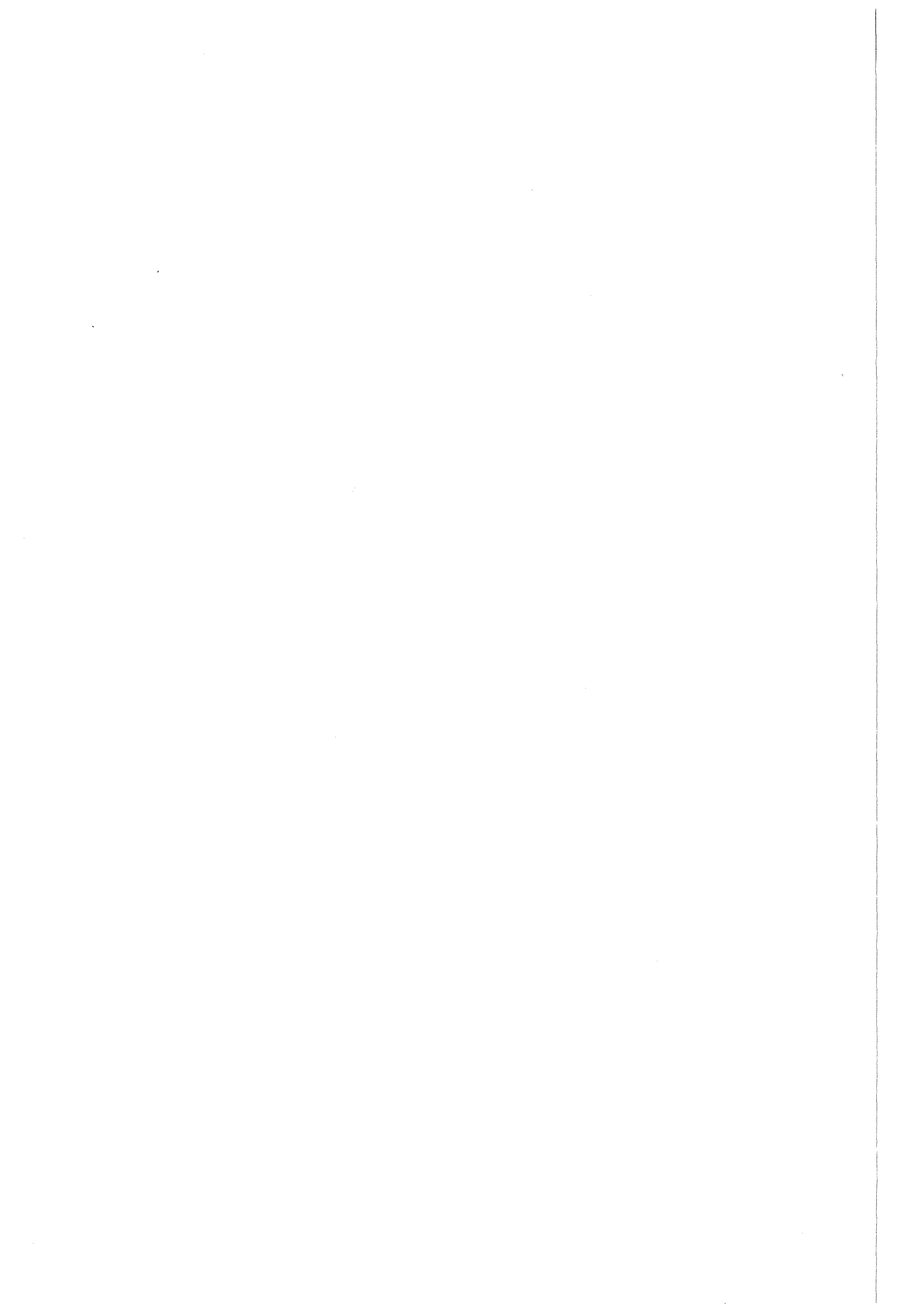


Abb. 9:

FK 6 (Niederdruckpfad): Aerosolpartikeln im SB
 $M_o = 3,46$ t; davon 2,6 % radioaktiv



PROJEKT NUKLEARE SICHERHEIT
ABSCHLUSSKOLLOQUIUM 1986

AUSWIRKUNGEN DES REAKTORUNFALLS IN TSCHERNOBYL

- BEVÖLKERUNGSDOSIS -

H. KIEFER

KERNFORSCHUNGSZENTRUM KARLSRUHE
PROJEKT NUKLEARE SICHERHEIT

Auswirkungen des Reaktorunfalls in Tschernobyl

- BEVÖLKERUNGSDOSIS -

Prof. Dr. H. Kiefer
Kernforschungszentrum Karlsruhe/HS

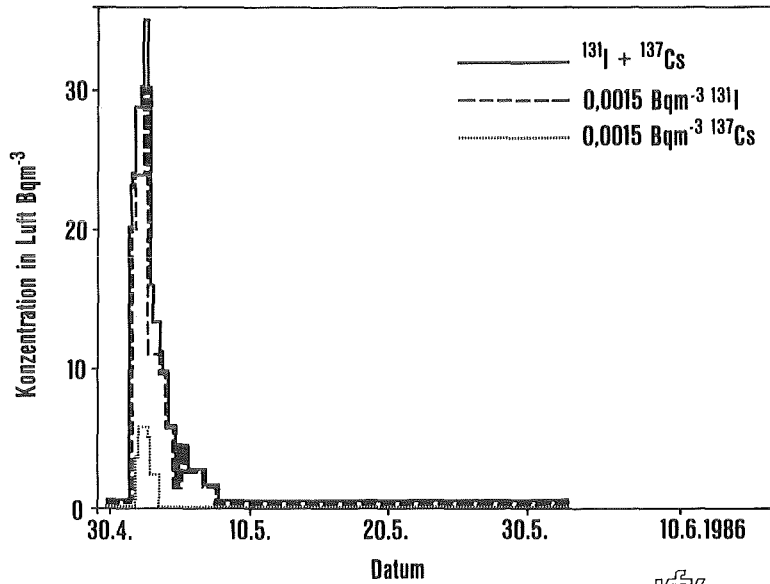
Durch eigene Messungen wurde - repräsentativ für unseren Raum - versucht, die realistische Bevölkerungsdosis zu ermitteln. Die Analyse des ersten Aerosol- und Jodfilters am 1.5.1986 ergab, daß die Hauptstrahlenbelastung der ersten Wochen durch das Jod-131 erfolgen wird, langfristig über Aufnahme mit der Nahrung Cäsium-137 beachtet werden muß, während das nach Kernbombentests wesentliche Strontium-90 gegenüber Cs-137 nur zu ca. 1 % vorlag und deshalb genau wie das Pu-239/240 für die Strahlenbelastung ohne Bedeutung ist (s. 1).

zusätzl. Gesamtaktivität 54,85 Bq/m ³			
Sr-89	0,66 %	Te-132	15,6 %
Sr-90	0,07 %	I-132	15,6 %
Mo-99	1,6 %	Cs-134	3,5 %
Tc-99m	1,6 %	Cs-136	1,2 %
Ru-103	5,0 %	Cs-137	6,7 %
Te-129m	4,6 %	Ba-140	4,0 %
I-131	36,6 %	La-140	3,3 %
Pu-239/240 < 0,0001 %			

¹ Aerosol- + Iodfilter-Analyse vom 1.5.86 11 - 17 Uhr 

Die Radioaktivitätskonzentration der Luft (J-131 plus Cs-137) stieg bis 2.5.86 auf 35 Bq pro m³ an und fiel bereits am 7.5.86 auf vernachlässigbare Werte zurück (s. 2).

Die Flächenbelegung liegt bei 1400 Bq Cs-137 pro m², etwa einem Drittel des Fallouts der Kernbombentests. In München - und nicht nur dort - sind wesentlich höhere Werte gemessen worden (s. 3). Dabei ist zu bemerken, daß bei uns - wetterbedingt - etwa 40 % der Flächenbelegung auf trockene Ablagerungen, der Rest auf Niederschläge zurückzuführen ist (s. 3).

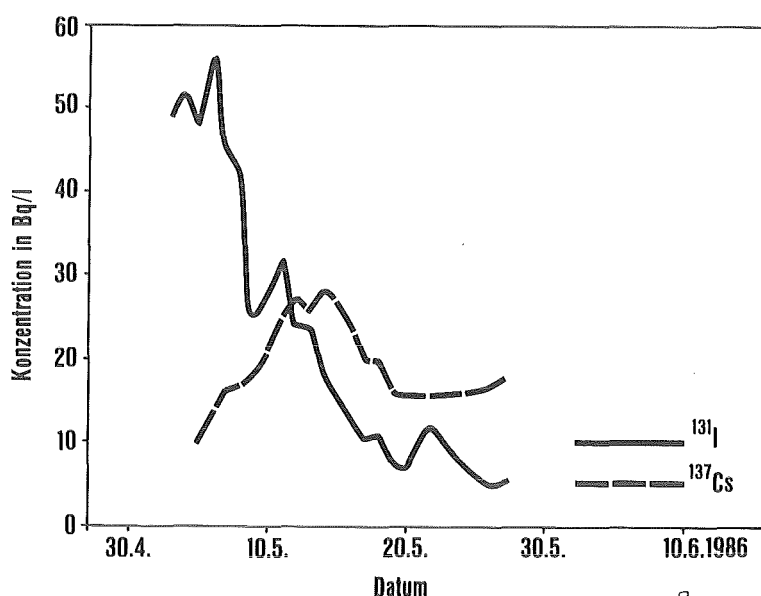


2 **Aktivitätskonzentration in der Außenluft nach Tschernobyl**

	Cs-137	Sr-90
Karlsruhe	1400 Bq/m ²	16 Bq/m ²
München	25000 Bq/m ²	210 Bq/m ²
Malnz	ca. 180 Bq/m ²	ca. 1 Bq/m ²
zum Vergleich: aus Kernbombentests (40°-50° N)	5040 Bq/m ²	3150 Bq/m ²

3 **Flächenbelegung nach Tschernobyl**

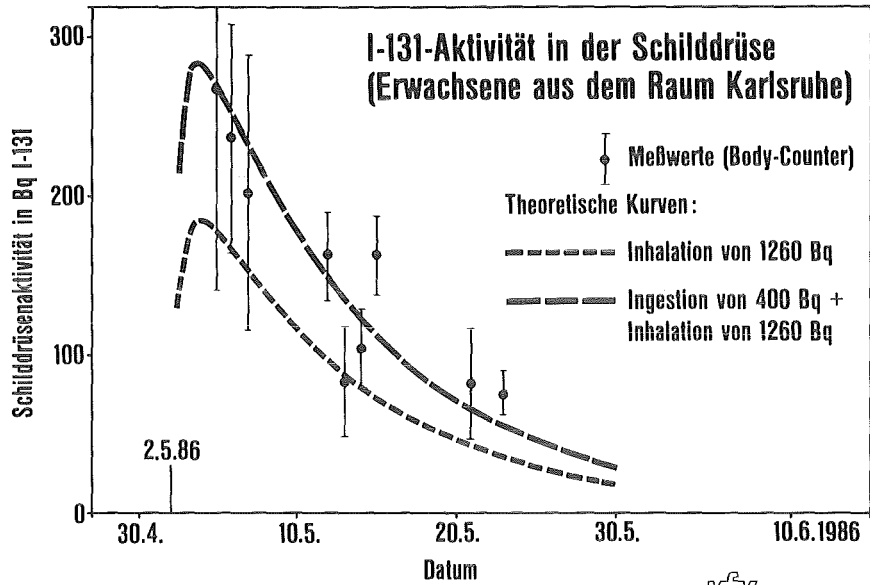
Um unabhängig von unserer Überwachung der Milchversorgung in Nordbaden ökologisch wichtige Daten zu erhalten, wurde eine Kuh, die die ganze Zeit im Freien weidete, überwacht. Am 6.5.86 wurde der höchste J-131-Wert mit 57 Bq Jod-131 pro l gefunden, das Cs-137 erreichte am 14.5.86 seinen Spitzenwert mit 27 Bq Cs-137 pro l, wobei zu bedenken ist, daß die Radioaktivität des natürlichen Kaliums in Milch bereits 40 Bq K-40 pro Liter beträgt (s. 4).



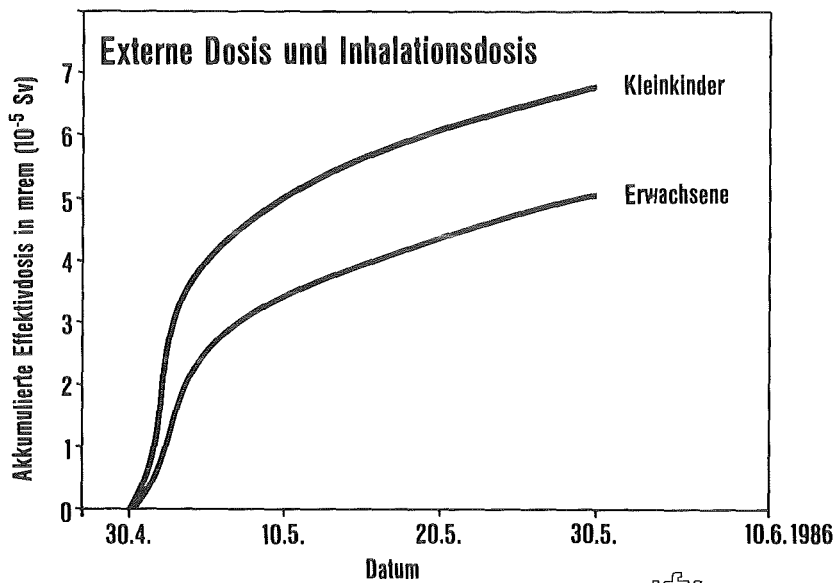
4 Kuhmilch Weidetier (Spöck)

Ein Hinweis auf das Verhalten der Bevölkerung zeigen J-131-Messungen mit dem Ganzkörperzähler bei Erwachsenen. Aus Messungen der Atemluft und dem tatsächlichen J-131-Gehalt in den Schilddrüsen konnte am 5.5.86 festgestellt werden, wie hoch die zusätzliche J-131-Inkorporation über die Nahrung war. Weitere Messungen bis Ende Mai zeigten dann, daß in der Folgezeit nur noch unwesentliche J-131-Mengen inkorporiert wurden (s. 5).

Die akkumulierte effektive Äquivalentdosis aus externer Bestrahlung und durch Inhalation ist bis Anfang Juni bei den von uns überwachten Erwachsenen auf ca. 5 mrem, bei Kleinkindern auf ca. 7 mrem aufgelaufen (s. 6).

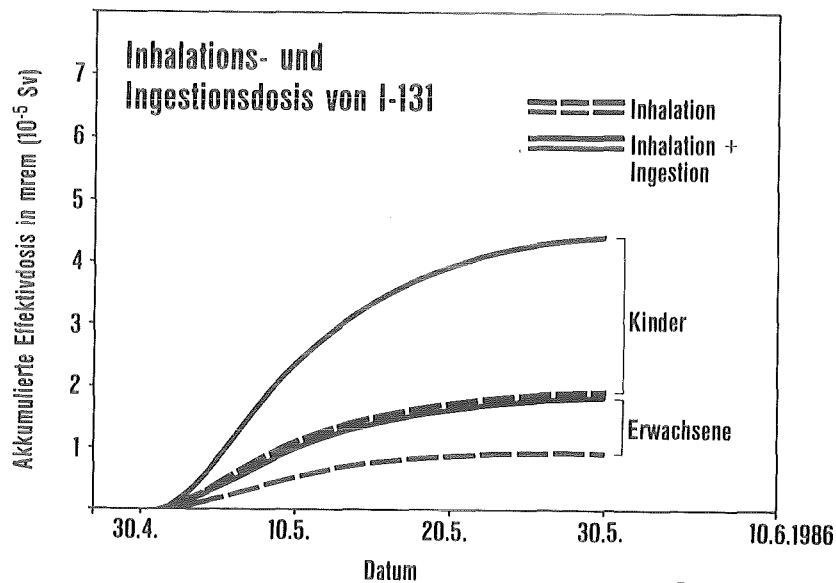


5 Strahlenexposition durch Tschernobyl



6 Strahlenexposition durch Tschernobyl

Die Inhalationsdosis hat ihren Grenzwert bereits erreicht, die externe Dosis kann sich im Laufe des Jahres noch um 1 mrem erhöhen. Durch Ingestion sind zusätzlich bei Kindern weitere 2,5 mrem, bei Erwachsenen 1 mrem effektive Äquivalentdosis gemessen worden (s. 7).



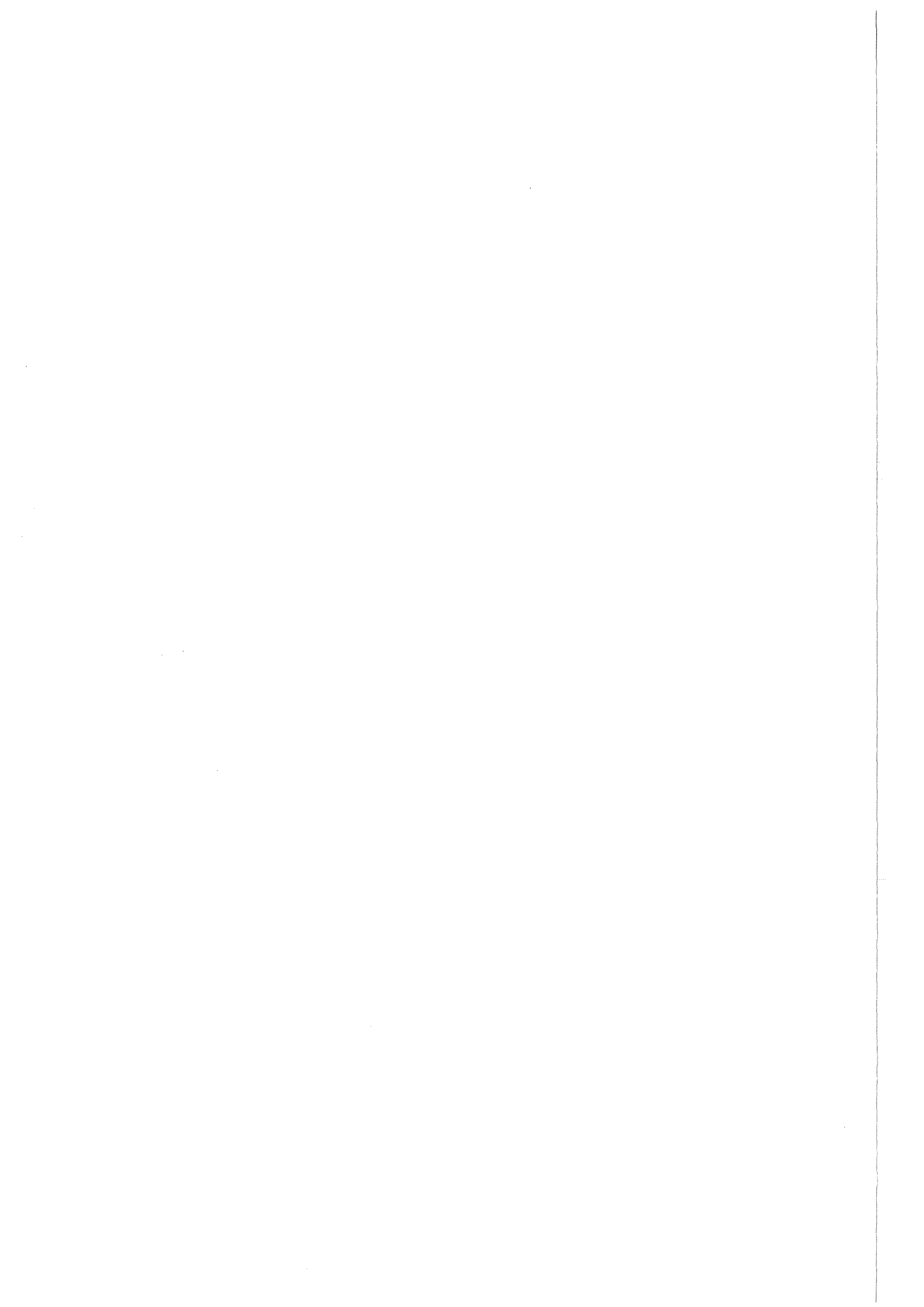
7

Strahlenexposition durch Tschernobyl

Die Folgedosis der Bevölkerung durch Cs-137 in den nächsten Jahren in Nahrungsmitteln wird bei uns ebenfalls gering bleiben. Nach unseren Body-Counter-Messungen im vergangenen Jahr betrug nämlich der Dosisanteil durch Cs-137 nur ca. 1/3 mrem pro Jahr, obwohl die bereits vorhandene Flächenbelastung durch Kernbombentests hier höher liegt, als die durch Tschernobyl dazugekommene Belegung.

Das alles gilt für unseren Raum. Bis realistische, meßtechnisch abgesicherte und repräsentative Daten für die Bevölkerungsdosis der Bundesrepublik vorliegen, werden bestimmt viele Monate vergehen, da nur eine erfahrene Gruppe von Fachleuten die zahllosen Meßdaten sammeln, vor allem bewerten und schließlich auswerten kann. Sicher ist, daß niemand in der Bundesrepublik durch Tschernobyl einen Direktschaden durch Strahlung er-

litten haben kann. Sicher ist weiter, daß sich die Belastung der Bevölkerung im Bereich der natürlichen Strahlenbelastung bewegt, einem Dosisbereich, in dem Spätschäden bisher nicht nachgewiesen werden konnten. D.h. aber, daß die Anzahl möglicher zusätzlicher Krebsfälle oder Erbschäden nur aus Erfahrungswerten bei hohen Dosen spekulativ extrapoliert und nicht statistisch nachgewiesen werden kann.



PROJEKT NUKLEARE SICHERHEIT

ABSCHLUSSKOLLOQUIUM 1986

ERGEBNISSE UND PERSPEKTIVEN DER
REAKTORSICHERHEITSFORSCHUNG UND IHRE
FÖRDERUNG DURCH DEN BMFT

G. LEHR

BUNDESMINISTERIUM FÜR FORSCHUNG UND TECHNOLOGIE

KERNFORSCHUNGSZENTRUM KARLSRUHE
PROJEKT NUKLEARE SICHERHEIT

Die Kerntechnik ist wohl - vor und neben der bemannten Weltraumfahrt - die erste Hochtechnologie gewesen, bei der die Ausschaltung von Risiken von Anfang an integrierender Bestandteil der auf Nutzung gerichteten Entwicklung war.

Dies hat der Reaktorsicherheitsforschung schon früh besondere Bedeutung verliehen und ihre Förderung auch durch Bereitstellung ausreichender Finanzmittel ermöglicht. Die internationale Zusammenarbeit war von Anfang an ein fester Bestandteil der Aktivitäten.

Die teilweise heftig geführten Diskussionen über Nutzung und Risiken der Kernenergie in den 70er Jahren brachten einen neuen Schub, der durch den Schritt auch zu größeren sicherheitsspezifischen Experimenten gekennzeichnet war. Auch das Projekt Nukleare Sicherheit P.N.S., über dessen Ergebnisse heute noch einmal zusammenfassend berichtet wird, ist ein Kind dieser Zeit. Ohne den Berichten vorgreifen zu wollen, kann ich aber schon jetzt zusammenfassend feststellen, daß während der vierzehnjährigen Laufzeit dieses Projektes Einsichten gewonnen worden sind, die unsere Kenntnisse auch über sehr unwahrscheinliche Störfälle und Schadensabläufe so erweitert haben, daß wir viele frühere bloße Annahmen heute durch gesicherte Erkenntnisse ersetzen können.

Das wachsende Vertrauen in die Zuverlässigkeit der Kerntechnik schien noch bis vor wenigen Wochen die Auffassung zu rechtfertigen - und es wurde z.B. auch auf der kerntechnischen Tagung in Aachen im April dieses Jahres mehrfach zum Ausdruck gebracht - die Kerntechnik befinde sich auf dem "Weg in die Normalität!" Diese Erwartung ist durch die Auswirkungen des Reaktorunfalls von Tschernobyl in das gerade Gegenteil verkehrt worden: die Kernenergie steht erneut auf dem Prüfstand; die Abwägung von Risiko und Nutzen ist neu gefordert, wobei allzu viele meinen, dies sei gar nicht mehr nötig, man müsse hier um jeden Preis aussteigen.

Dabei ist es eigentlich ganz selbstverständlich, daß man nach einem solchen Reaktorunfall - ähnlich wie nach dem Unfall in Harrisburg - mit besonderer Sorgfalt untersucht, welche Folgerungen daraus zu ziehen sind. Daß dabei gerade die Reaktorsicherheitsforschung besonders gefordert ist, liegt auf der Hand. Es ist auch erklärlich,

...

daß ich von verschiedenen Seiten gefragt wurde, ob es denn richtig sei, hier und heute eine Veranstaltung ablaufen zu lassen, die unter dem Titel "Abschlußbericht über das Projekt Nukleare Sicherheit" läuft. Dies könne doch leicht als ein falsches Signal verstanden werden.

Dem ist entgegenzuhalten, daß es sich hier ja nicht um die Einstellung jeglicher Tätigkeit der KfK auf dem Gebiet der Reaktorsicherheit oder um eine Einstellung oder drastische Reduktion der Förderung dieses Gebietes durch das BMFT handelt. Wir haben deshalb auch in unserer Presseverlautbarung aus Anlaß der heutigen Veranstaltung besonders auf andere, weitergreifende Aktivitäten des KfK hingewiesen. Dazu gehört z.B. im Rahmen des Vorhabens CORA die Untersuchung lokaler Schmelzvorgänge in Kernbrennstäben oder im Rahmen des Gemeinschaftsvorhabens DEMONA das Aerosolverhalten im druckfesten Sicherheitsbehälter.

Ehe ich zu den Perspektiven für die künftige Förderung der Reaktorsicherheitsforschung komme, die sicher auch durch die Auswirkungen der durch Tschernobyl ausgelösten Diskussion mitgeprägt werden, möchte ich aber doch noch einmal das bisher Erreichte hervorheben.

An der Durchführung der Einzelmaßnahmen, die im Forschungsprogramm Reaktorsicherheit zusammengestellt waren, haben Forschungseinrichtungen, Hochschulen und Industrie einen großen Anteil gehabt und mit Erfolg Fragestellungen bearbeitet, die eine gesicherte Datenbasis für die Bewertung der Sicherheit von Kernkraftwerken lieferten.

Diese Anstrengungen in den verschiedenen Projekten ordnen sich ein unter die übergeordneten Ziele der Sicherheitsforschung:

- Das verbleibende Risiko der Bevölkerung, durch die Störfälle zu Schaden zu kommen, muß klein bleiben im Vergleich zu anderen zivilisatorischen Risiken, die die Gesellschaft als sozialadäquat akzeptiert.
- Die mittlere Strahlenbelastung der Bevölkerung aufgrund der friedlichen Nutzung der Kernenergie soll soweit wie möglich unter den nach der Strahlenschutzverordnung maximal zulässigen Werten liegen.

Unbeschadet der selbstverständlichen Forderung, daß jeder Erbauer und Betreiber einer kerntechnischen Anlage deren Sicherheit im Betrieb und bei Störfällen nachzuweisen hat, muß der Staat sicherstellen, daß diese Nachweise auf Grund unabhängig gewonnener Kenntnisse

von der Wissenschaft und den Genehmigungsbehörden zuverlässig beurteilt werden können. Dies gehört zur Vorsorgepflicht des Staates und daher zu den langfristigen Aufgaben des BMFT. Die F+E-Arbeiten in der Reaktorsicherheitsforschung sollen die Grundlagen nach dem jeweiligen Stand von Wissenschaft und Technik schaffen, die für die Bewertung der Vorsorgemaßnahmen erforderlich sind. Dafür müssen auch im Bundeshaushalt ebenso wie in den Wirtschaftsplänen einschlägig tätiger Forschungseinrichtungen ausreichende Finanzmittel zur Verfügung stehen. Dafür ist Vorsorge getroffen.

Die Weiterentwicklung der Kerntechnik und ihrer Sicherheit ist aber auch eine eigenständige Aufgabe der Industrie.

Die bisher durchgeführten F+E-Arbeiten haben einen wesentlichen Beitrag geleistet, die Sicherheitsreserven von Kernenergieanlagen und deren Systeme auszuloten und die Sicherheitstechnik weiterzuentwickeln.

In diesem Zusammenhang sind die Arbeiten zur Quantifizierung der mit der Kernenergienutzung verbundenen Risiken besonders hervorzuheben. Diese Quantifizierung lokalisiert Schwachstellen im Sicherheitskonzept und erleichtert zugleich eine sachbezogene Diskussion über die verbleibenden Restrisiken.

Bausteine hierfür waren viele experimentelle und theoretische Untersuchungen zur Sicherheit der einzelnen Elemente des umfassenden Sicherheitskonzepts.

So wurden im thermohydraulischen Bereich viele Einzeleffekte untersucht, die insbesondere die Vorgänge bei Störfällen mit 2F-Brüchen betrafen. Allmählich wurden durch Verfeinerung sowohl

der Meßtechnik als auch der analytischen Werkzeuge Integralversuchsstände entworfen und in Betrieb genommen. Hier sind die Versuchsstände PKL und LOBI zu nennen, die die Notkühlvorgänge bei verschiedenen Bruchlagen und -größen nachgebildet haben. Vorgänge im Containment bei Blow down werden im Modellcontainment bei Battelle und im HDR untersucht

Bei dieser Serie von Versuchen wurde immer wieder die Frage der dreidimensionalen Effekte und des Skalierungsmaßstabes diskutiert. Es wurde schließlich für notwendig gehalten, in großmaßstäblichen Modelluntersuchungen bestimmte Störfallsequenzen zu untersuchen. Aus diesen Überlegungen und nach international geführten Diskussionen ist das in Arbeitsteilung durchgeführte 2D/3D-Projekt mit JAERI, USNRC und BMFT entstanden, das für die Sicherheit von Kernkraftwerken aller Beteiligten von großem Nutzen ist.

Im 2D/3D-Projekt wird die Wirksamkeit der Notkühlung von Druckwasserreaktoren deutscher und amerikanischer Bauart untersucht. Es werden arbeitsteilige und koordinierte analytische und experimentelle Untersuchungen der mehrdimensionalen Vorgänge im Kern, oberen Plenum und Downcomer eines DWR während des Wiederauffüllens und Flutens nach einem Kühlmittelverluststörfall durchgeführt. Dies ist ein wesentlicher Beitrag zum Forschungsprogramm Reaktorsicherheit.

Das tragende Element dieser Untersuchungsprogramme ist die Sicherheitsstrategie in der Auslegung von Kernkraftwerken. Diese Auslegungsgrundsätze sind in Theorie und Experiment verifiziert worden. Dabei wurden sowohl die aktiven Sicherheitssysteme simuliert als auch die passiven Sicherheitsbarrieren bis an die Grenzen ihrer Belastbarkeit beansprucht. Dieser deterministische Ansatz der F+E-Arbeiten hat wesentliche Beiträge zur Auslotung der Sicherheitsreserven bei den Sicherheitssystemen geleistet.

Die geforderte Vorsorge gegen Schäden nach dem Stand von Wissenschaft und Technik hat in die Auslegungsbetrachtung auch die Abwägung eingeführt, welche Gefahren von den Anlagen ausgehen,

...

welche Schäden mit welchem Wahrscheinlichkeitsgrad erwartet werden können und welche Schutzvorkehrungen in Betracht kommen. So sind schon frühzeitig Untersuchungen zum Kernschmelzen durchgeführt worden, die die Folgen eines postulierten Notkühlversagens aufklären sollten. Hier wurden die wesentlichen Phänomene der Abschmelzvorgänge untersucht, die zu abgesicherten Ergebnissen führten. Das PNS hat zum Projekt Kernschmelzen wesentliche Beiträge geleistet. Die noch laufenden Versuchsstände BETA sowie auch das Vorhaben DEMONA, das bei Battelle in Zusammenarbeit mit GRS, EIR und KWU durchgeführt wird, sind in diesem Zusammenhang zu erwähnen.

Die Untersuchungen der radiologisch relevanten Spaltprodukte im Containment sind durch die Befunde bei TMI-2 stark beeinflusst worden. Hier deuten auch vorläufige Ergebnisse aus den Vorhaben DEMONA auf eine erhebliche Reduktion von Freisetzungsraten bei Containmentversagen hin.

Nach der Analyse der physikalischen Vorgänge bei der Thermohydraulik im Reaktor und der Beschreibung der Anlagenzustände bleibt die Sicherheit von druckbeanspruchten Reaktorkomponenten von grundlegender Bedeutung. Daher kam auch der Primärkreisumschließung wie Reaktordruckbehälter, Druckhalter und Rohrleitungen in der Förderung der F+E-Arbeiten erhöhte Bedeutung zu.

Der Ansatz in diesem Forschungsbereich konzentrierte sich auf den Einfluß qualitätsmindernder Parameter auf die Bauteilsicherheit. Der Grund für diesen Ansatz ist darin zu sehen, daß erfahrungsgemäß Schäden druckführenden Komponenten überwiegend durch latente fertigungsbedingte Werkstoffschädigungen ausgelöst werden. Ein weiterer gleichwertiger Forschungsbereich wird durch die Qualitätssicherungsmaßnahmen bestimmt. Hier werden im wesentlichen Verfahren und Methoden entwickelt, um die Detektion und Interpretation von Materialfehlern durch Prüfverfahren zu ermöglichen. Damit soll erreicht werden, daß die qualitätsmindernden Parameter erkannt und der Einfluß auf die Werkstoffeigenschaften möglichst frühzeitig bewertet werden kann.

Aus diesen vielfältigen Einzeluntersuchungen konnte zusammen mit der fertigungstechnischen Weiterentwicklung der Industrie das sogenannte Konzept der Basissicherheit entwickelt werden. Zu den Elementen dieses Konzepts zählen festgelegte Spezifikationen des Werkstoff- und des Beanspruchungszustandes sowie Qualitätssicherungsmaßnahmen bei Planung, Bau und Betrieb.

Die Ergebnisse der F+E-Arbeiten sind in Anlehnung an die amerikanische Risikostudie WASH 1400 auch in die Deutsche Risikostudie Kernkraftwerke eingeflossen. Sie hat dargelegt, daß die Analysemethoden und -verfahren für die Auslegungsanforderungen einen Reifegrad erreicht haben, der durchaus eine zuverlässige Bewertung der Sicherheitsreserven erlaubt. Die Risikostudie hat zugleich die Ausgewogenheit des Sicherheitskonzepts der Kernkraftwerke bestätigt.

Meine Damen und Herren, auch vor dem Hintergrund der erfolgreichen Arbeiten des Projekts PNS bleiben für die Reaktorsicherheitsforschung noch wichtige Aufgaben. Dazu gehören als Schwerpunkte

- Komponentensicherheit und Qualitätssicherung
- Transientenanalyse und Unfallabläufe
- Mensch-Maschine-Kommunikation
- Schwachstellenanalyse und Zuverlässigkeit

Meine Damen und Herren!

Bereits der Unfall von Harrisburg hat 1979 zu Initiativen der Bundesregierung geführt. Dabei sind die bereits vorhandenen internationalen Organisationen wie IAEA, OECD, NEA und die Europäischen Gemeinschaften in ihren Anstrengungen um Reaktorsicherheit gestärkt worden. Auf Anregung der Bundesregierung ist bei der IAEA ein Technisches Sachverständigen-Komitee eingerichtet worden. In seinen regelmäßigen Sitzungen hat das Komitee Berichte über Forschungsbereiche der Reaktorsicherheit zur Diskussion gestellt, und dabei ist auch ein erster Erfahrungsaustausch zwischen Ost und West in Gang gekommen. Als Thema konnten die Notkühlanalyse in Experiment und Forschung, die Verfahren

...

und Methoden ausgewählter Qualitätssicherungssysteme und Fragen der Containmentbelastung nach einem Störfall behandelt werden. Erfreulicherweise kann festgestellt werden, daß die Diskussionen über die Themenbereiche in großer Offenheit geführt wurden.

Der Unfall von Tschernobyl hat erstmals die grenzüberschreitenden Auswirkungen eines solchen Ereignisses demonstriert und eine weltweite Diskussion über die Verantwortbarkeit von Kernenergie ausgelöst, die aber - und darauf muß immer wieder hingewiesen werden - auch die Diskussion über die Verantwortbarkeit des Verzichts auf Kernenergie einschließen muß.

Dabei ist naturgemäß die Reaktorsicherheit der Dreh- und Angelpunkt für alle Überlegungen. Seit Freitag letzter Woche haben wir einen Minister für Umwelt, Naturschutz und Reaktorsicherheit. Die Reaktorsicherheit ist damit erstmals ausdrücklich in die Bezeichnung eines Ministeriums aufgenommen worden, was ihre Bedeutung besonders hervorhebt. Die Reaktorsicherheitsforschung verbleibt im BMFT, wobei eine enge Zusammenarbeit - wie schon bisher mit dem BMI - selbstverständliche Grundlage unserer gemeinsamen Bemühungen um die weitere Ausgestaltung der Reaktorsicherheit bleibt.

Es ist auch verständlich, daß Diskussionen über die Auswirkungen von Tschernobyl auch die Europäische Nuklearkonferenz in der vorigen Woche in Genf maßgeblich geprägt hat. In meinem Referat auf der Abschlußveranstaltung am Freitag bin ich ebenfalls darauf eingegangen, und ich möchte dies auch heute tun.

Die Ereignisse von Tschernobyl, die der gesamten Bevölkerung die Möglichkeit unmittelbarer Auswirkungen von Reaktorunfällen über sehr große Entfernungen drastisch vor Augen führten, haben zu einer weitreichenden und nachhaltigen Vertrauens- und Akzeptanzkrise gegenüber der friedlichen Nutzung der Kernenergie geführt. Die Diskussion über die daraus zu ziehenden Folgerungen schlägt hohe Wellen, obwohl über die Ursache des Unfalls und über seine Auswirkungen noch keineswegs verlässliche Informationen vorliegen.

...

Es wäre deshalb verfrüht, hier und heute daraus bereits Folgerungen zu ziehen und Prognosen zu wagen. Sicher ist, daß ein Verzicht auf die friedliche Nutzung der Kernenergie kurzfristig kaum möglich und langfristig mit einer kaum absehbaren einschneidenden Verschlechterung der Lebensverhältnisse verbunden wäre. Ich glaube es ist wichtig, daß weder die Nuklear-Industrie und schon gar nicht der Staat auf sehr verständliche Sorgen und Ängste in der Bevölkerung nun ihrerseits in der einen oder anderen Richtung ebenfalls emotional reagieren. Wir müssen für diese Sorgen und Ängste Verständnis haben, und wir müssen - was eigentlich selbstverständlich ist - die Ursachen und Auswirkungen dieses Ereignisses gründlich untersuchen. Wir sollten nochmals unsere eigenen Vorkehrungen im Lichte dieser neuen Erkenntnisse überprüfen. Wir müssen dann auch allgemein verständlich darstellen, aufgrund welcher Sachverhalte und durch welche Maßnahmen vergleichbare Ereignisse bei uns sicher beherrscht und entsprechende Auswirkungen ausgeschlossen werden können.

Meine Damen und Herren!

Wir sollten bei diesem Dialog mit der Bevölkerung auch deutlich machen, daß wir alle, Staat und Industrie - also auch Hersteller und Betreiber von Kraftwerken - keineswegs Kernenergie um jeden Preis und unter allen Umständen als dominierende Energiequellen durchboxen wollen. Unsere Aufgabe liegt vielmehr darin, die Lebensverhältnisse für die Menschen durch die Bereitstellung von Energie zu sichern und zu verbessern.

Für diese Energiebereitstellung muß gelten:

- sie muß sicher sein im Betrieb und auch beherrschbar bei Störfällen,
- sie muß ausreichend sein für den Bedarf, und
- sie soll kostengünstig sein für die private und gewerbliche Nutzung.

Es ist eine zentrale technologische Herausforderung für Wissenschaft und Industrie, die unter den jeweiligen Randbedingungen besten Wege zu finden. Diese müssen wir gemeinsam und ohne ideologische Scheuklappen zu verwirklichen suchen.

...

Wenn und soweit sich die Kernenergie auch nach erneuter Diskussion als die bestmögliche, verantwortbare und unter einer umfassenden, weltumspannenden Betrachtung für die absehbare Zukunft sogar unverzichtbare Energiequelle erweist, dann sind wir insoweit auch verpflichtet, uns mit ganzer Überzeugungskraft dafür einzusetzen, daß die Kernenergie die ihr zukommende Rolle auch erfüllen kann.

Voraussetzung für die Anwendung einer Technik ist deren Akzeptanz durch die Mehrheit der Bevölkerung. Akzeptanz gründet sich aber

- in erster Linie auf das Vertrauen, daß der Einsatz dieser Technik zu keinen nachhaltigen Schäden für die Bevölkerung und ihre Umwelt führt und
- in zweiter Linie auf die Einsicht, daß ein Verzicht auf diese Technik für die Bevölkerung und ihre Umwelt gravierende Nachteile mit sich bringen würde.

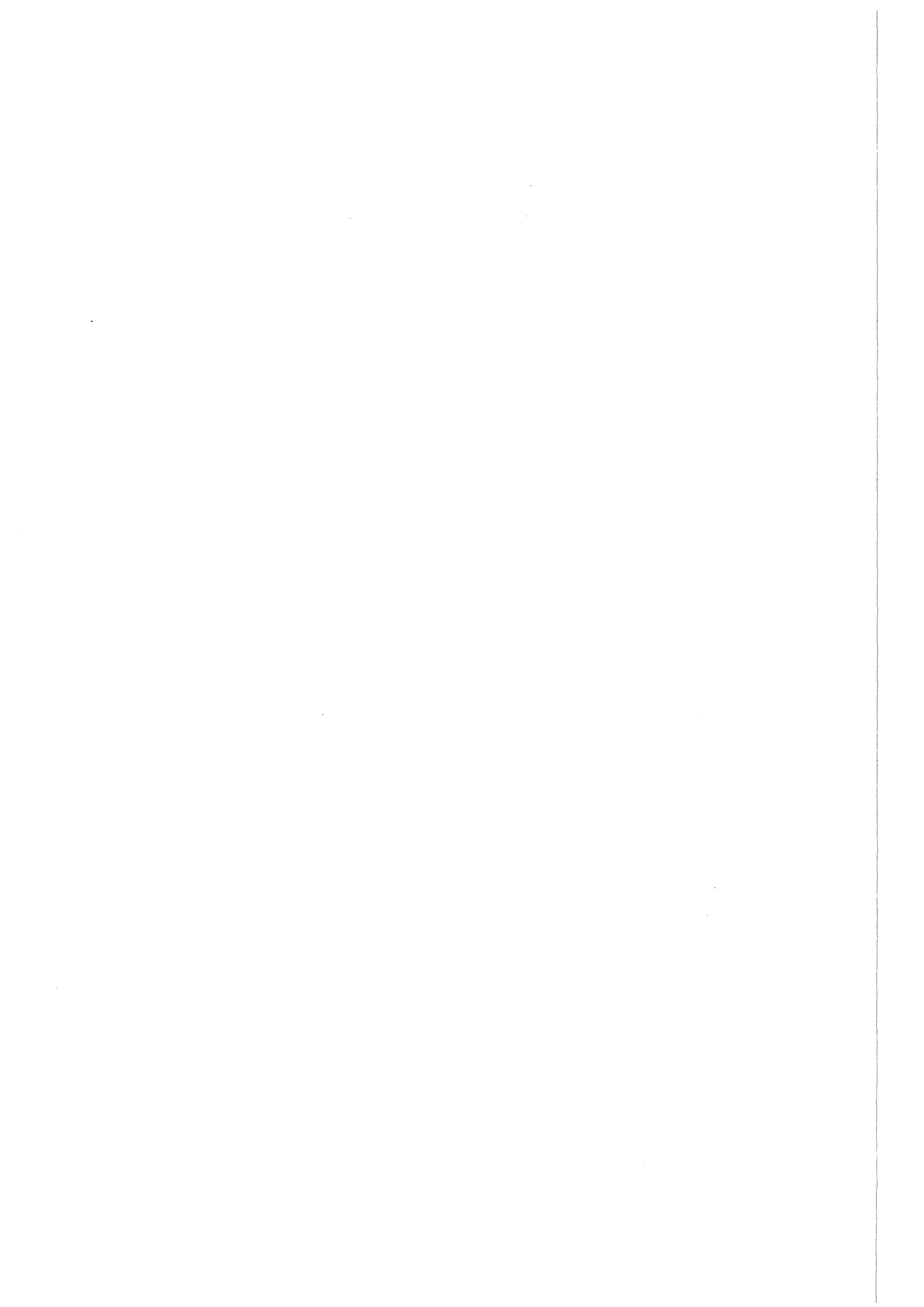
Was bedeutet das für die Perspektiven der Reaktorsicherheitsforschung?

Ein so gravierendes Ereignis wie der Reaktorunfall von Tschernobyl muß sicher Anlaß für eine gründliche Analyse seiner Ursachen sein, und es ist ganz selbstverständlich, daß daraus gewonnene Erkenntnisse auch auf Auswirkungen für die eigenen Sicherheitskonzepte zu untersuchen sind. Mit scheint es ziemlich wahrscheinlich, daß solche Überprüfungen Umfang und Qualität der eigenen Sicherheitskonzeptionen eindrucksvoll bestätigt werden, wobei aber die eine oder andere neue Erkenntnis durchaus zu Modifikationen führen kann. Auch Sicherheitsvorkehrungen können und müssen weiter entwickelt und verbessert werden, und unser Bestreben muß sein, auch ein geringes Restrisiko weiter zu verringern. Dabei ist die internationale Zusammenarbeit von ganz besonderer Bedeutung, denn die Auswirkung von Risiken macht nicht an Staatsgrenzen Halt.

Ich kann und will heute den Ergebnissen der Diskussion um mögliche Maßnahmen zu einer weiteren Verminderung des Restrisikos nicht vorgreifen. Es ist ja auch nicht ganz einfach, über Störfallabläufe nachzudenken, die nach allem bisherigen Wissen so unwahrscheinlich sind, daß sie - wie das gleichzeitige Versagen unserer vielfachen Sicherheitssysteme - praktisch ausgeschlossen werden können. Aber am Rande der Genfer Nuklearkonferenz in der vorigen Woche wurde z.B. über die Möglichkeiten eines "vented containments" gesprochen. Hier wäre also zu untersuchen, wie durch geeignete Vorkehrungen eine Druckentlastung des Containments einige Tage nach einem Kernschmelzunfall für die Umgebung verträglicher gestaltet werden kann, vorzugsweise wohl durch geeignete großvolumige Filteranlagen. Dies ist zwar im Moment noch ein spekulatives Element, zeigt aber wohl doch, in welche Richtung weitergedacht werden kann.

Meine Damen und Herren!

Ich glaube, die heutige Veranstaltung zeigt deutlich: Reaktorsicherheit ist und bleibt aktuell. Forschung und Entwicklung auf diesem Gebiet sieht sich mit neuen Herausforderungen konfrontiert. Die bisherigen Ergebnisse und Erfolge, die in der Bundesrepublik Deutschland und in internationaler Zusammenarbeit erzielt wurden, geben uns weltweit eine gute Ausgangsposition. Ich möchte Ihnen hier und heute für die geleistete Arbeit danken und Sie auffordern, sich weiterhin für dieses Arbeitsgebiet zu engagieren.



PROJEKT NUKLEARE SICHERHEIT
ABSCHLUSSKOLLOQUIUM 1986

DAS PROJEKT NUKLEARE SICHERHEIT 1972 - 1986

- ZIELE UND ERGEBNISSE -

H. RININSLAND, B. KUCZERA

KERNFORSCHUNGSZENTRUM KARLSRUHE

PROJEKT NUKLEARE SICHERHEIT

1. Zur Situation der Kerntechnik Anfang der 70er Jahre

Kennzeichnend für den Beginn der 70er Jahre ist der Übergang von Prototypanlagen der 300 MWe-Klasse von Leichtwasserreaktoren auf moderne Leistungseinheiten mit 1200 bis 1300 MWe. Abb. 1 erinnert mit einem repräsentativen Überblick an die Ausbausituation der Kernkraftwerke in der Bundesrepublik im Jahre 1972.

Die Situation zur Sicherheit Kerntechnischer Anlagen läßt sich rückblickend wie folgt schildern:

In allen Belangen der Reaktorsicherheit bestand von Beginn an eine enge Zusammenarbeit zwischen der Industrie, den Technischen Überwachungsvereinen, der GRS, der Reaktorsicherheitskommission und den Forschungseinrichtungen. In einem Übersichtsvortrag, gehalten auf der Reaktortagung im April 1970 in Berlin, berichten Birkhofer und Kellermann, damals noch Laboratorium für Reaktorregelung und Anlagensicherung, Garching sowie Institut für Reaktorsicherheit der TÜV, Köln, heute Gesellschaft für Reaktorsicherheit, Braun und Koch, damals noch Siemens und AEG, heute KWU, Lindackers, TÜV Rheinland, und Smidt, Kernforschungszentrum Karlsruhe, gemeinsam über "Reaktorsicherheit in der Bundesrepublik Deutschland" /1/. Folgende bemerkenswerte Sätze sind dort zu lesen.

"Im Unterschied (zu anderen Risiken des Lebens) hat man sich in der Reaktortechnik zum ersten Mal ernsthaft vorgenommen, das für sie charakteristische Risiko, die radioaktive Strahlenbelastung des Menschen, von vornherein auf einen so geringen Wert zu bringen, daß es neben dem allgemeinen Lebensrisiko, etwa durch Krankheit, vernachlässigt werden kann. Es wird also versucht, gegen alle Störfälle, die zur Freisetzung von Radioaktivität führen können, bereits bei der Konstruktion des Reaktors Vorsorge zu treffen, d.h. sie durch zusätzliche Maßnahmen auszuschließen oder in ihren Folgen zu begrenzen, ehe die Erfahrung dazu zwingt. Dieser an sich wünschenswerte präventiv-vorausschauende Charakter der Störfalluntersuchungen macht die eigentliche Schwierigkeit aller Diskussionen um die Reaktorsicherheit aus."

Vereinzelte von der Bundesregierung geförderte Forschungs- und Entwicklungsprogramme liefen seinerzeit bereits, z.B. thermohydraulische Großversuche zur Notkühlung des Reaktorkerns, Berstversuche an Modell-

behältern zur Aufklärung bruchmechanischer Vorgänge und Entwicklung von Einrichtungen für die zerstörungsfreie Wiederholungsprüfung des Reaktor-druckbehälters. Darüber hinaus jedoch erschien es notwendig, mit größerer Systematik die für die Reaktorsicherheit notwendigen Forschungsprogramme zu planen.

So wurde am 1. 12. 1970 vom Kernforschungszentrum ein Vorschlag zu einem Arbeitsprogramm "Reaktorsicherheit und nuklearer Umweltschutz" als Teil eines angestrebten, allgemeinen Reaktorsicherheits-Forschungsprogramms der Bundesregierung unterbreitet (Abb. 2). Dies führte am 1.1.1972 zur Gründung des Projektes Nukleare Sicherheit (PNS) als eines Arbeitsschwerpunktes im F + E-Programm des KfK /2/. Die Arbeitsthemen waren

- Umweltbelastung durch Kernkraftwerke und Wiederaufarbeitungsanlagen,
- Systemverhalten bei Reaktorstörfällen,
- Schadensumfang bei großen hypothetischen Reaktorunfällen und seine Zeitabhängigkeit,
- Beurteilung der Folgen großer hypothetischer Störfälle,
- Sicherheitstechnische Beurteilung von nuklearen Anlagen.

2. Entwicklung allgemeiner Zielsetzungen für die LWR-Sicherheitsforschung

Diese eher allgemein gefaßten Themen wurden jedoch sehr bald in detaillierten Einzelvorhaben konkretisiert. Es ergab sich eine in Abb. 3 dargestellte Programmstruktur, die über mehr als zehn Jahre und teilweise noch heute Gültigkeit hat.

Einen Schwerpunkt bildeten über die gesamte Laufzeit des PNS die Arbeiten zur Sicherheit und Umgebungsschutz von Kernkraftwerken. Dieser Schwerpunkt behandelte im wesentlichen vier Themen:

- dynamische Beanspruchung von Reaktorkomponenten, teilweise begleitend zum PHDR-Programm,

- Brennelementverhalten bei Störfällen, vor allem beim Kühlmittelverluststörfall, eingeleitet durch den doppelendigen Bruch der Primärkühlmittelleitung,
- Ablauf und Beherrschung von LWR-Kernschmelzunfällen, seit 1972 im Programm des PNS, und
- Verbesserung der Spaltproduktrückhaltung und Reduktion der Strahlenbelastung, das Programm zur Filterentwicklung.

Zur Sicherheit und zum Umgebungsschutz von Wiederaufarbeitungsanlagen wurden im Gegensatz zur damaligen Planung die wesentlichen Arbeiten im Projekt Wiederaufarbeitung (PWA) des Kernforschungszentrums und vor allem im Projekt Sicherheitsanalysen der Entsorgung (PSE) unter der Federführung des Hahn-Meitner-Institutes, Berlin, durchgeführt. Der Beitrag des PNS bestand in einer detaillierten Störfallanalyse der Auflöserabgasstrecke, die Teil des PSE-Abschlußberichtes ist, und über die hier nicht berichtet wird.

Das Arbeitsthema "Verhalten, Auswirkungen und Beseitigung freigesetzter nuklearer Schadstoffe" umfaßt die Arbeiten

- zur Radioökologie, z.B. Untersuchungen zum Transfer der Nuklide vom Boden in die Pflanze, Entwicklung von Methoden zur Dekontamination von Böden, und
- zur Risikoabschätzung, die wesentlich die Entwicklung von Rechenmodellen zur Quantifizierung der Folgen hypothetischer Unfälle tragen.

Parallel zum PNS-Programm und in fruchtbarer Wechselwirkung zu ihm wurde vom BMFT das Forschungsprogramm zur LWR-Sicherheit erarbeitet und 1974 veröffentlicht. An die übergeordneten Ziele sei hier nochmals erinnert: (Abb. 4)

- Quantifizierung der Sicherheitsreserven in existierenden Komponenten und Systemen durch sicherheitstechnische Experimente und Analysen, sowie
- Entwicklung verbesserter Systeme und Sicherheitseinrichtungen zur Verhinderung von Störfällen und zur Eindämmung schwerer Unfälle.

Das BMFT-Forschungsprogramm zur LWR-Sicherheit /3/ umfaßt in logischer Systematik vier Arbeitsgebiete:

- Maßnahmen zur Erhöhung der betrieblichen Zuverlässigkeit und zur Verringerung der Wahrscheinlichkeit des Eintretens von Störfällen,
- Analyse der Auswirkungen von Störfällen,
- Analyse der Strahlenbelastung, bedingt durch Betrieb, Störfälle und Stilllegung, und letztlich
- Analyse des Risikos von Kernenergieanlagen.

Wie in Abb. 5 markiert, waren die PNS-Arbeiten seit 1972 ein wesentlicher Beitrag zu den drei letzteren Arbeitsgebieten. Zu erwähnen sind an dieser Stelle auch die Arbeiten des PHDR-Sicherheitsprogramms, das vom Kernforschungszentrum Karlsruhe außerhalb des F + E-Programms an der HDR-Versuchsanlage in Karlstein durchgeführt wird.

Wie in Abb. 6 skizziert, stand das PNS seit seiner Gründung in enger Wechselwirkung und Kooperation mit Herstellern und Betreibern von Kernkraftwerken, Gutachtern und Genehmigungsbehörden. PNS-Mitarbeiter waren Mitglieder in den Sachverständigenkreisen des BMFT, deren Tätigkeit im Jahre 1984 eingestellt wurde. Andererseits waren Vertreter des BMFT und des BMI, der RSK, der GRS, der Hersteller und Betreiber sowie des TÜV Baden ständige Mitglieder im Projektrat, der zweimal jährlich tagte und die F + E-Arbeiten des PNS mit Rat und konstruktiver Kritik begleitete. An dieser Stelle sei allen Projektratsmitgliedern für ihre fruchtbare Mitarbeit gedankt.

3. Ziele und Ergebnisse

Der Bericht über die wesentlichen Ergebnisse der fast fünfzehnjährigen Forschungsarbeiten kann notgedrungen nur eine Auswahl aus der Vielzahl von Ergebnissen bringen. Im folgenden werden repräsentative Beispiele aus den vier Arbeitsthemen (Abb. 7)

- dynamische Beanspruchung von Reaktorkomponenten,
- Brennelementverhalten bei Störfällen,
- Kernschmelzenunfälle in LWR,

- Rückhaltung, Verhalten und Auswirkungen freigesetzter Radionuklide aus kerntechnischen Anlagen,

in komprimierter Form vorgestellt. In den Einzelbeiträgen dieses Abschlußkolloquiums werden weitere Details zu den verschiedenen Arbeitsthemen vorgestellt.

3.1 Dynamische Beanspruchung von Reaktorkomponenten

Die Zielsetzung dieses Arbeitsthemas (Abb. 8) war und ist die Entwicklung von Rechenprogrammen und ihre Verifikation durch Experimente der HDR-Großversuchsanlage und im Labor. Sie dienen der Abschätzung der Sicherheitsreserven von Reaktoreinbauten und von Sicherheitsbehältern.

Im besonderen wurden das Verhalten von RDB-Einbauten eines Druckwasserreaktors, wie Kernmantel, Brennstabbündel und Steuerstabführungsrohre während der Blowdown-Phase eines Kühlmittelverluststörfalles untersucht.

Bei den Untersuchungen zur Beanspruchung von LWR-Sicherheitsbehältern konzentrierten sich die Arbeiten auf

- die dynamischen Spannungen im Druckabbausystem eines SWR bei Dampfkondensation und
- das Verhalten kugelförmiger DWR-Sicherheitsbehälter bei steigendem Innendruck (quasistatischer oder schneller Druckaufbau) und bei Erdbebanregung.

Die Untersuchungen zum Verhalten der RDB-Einbauten haben gezeigt, daß eine quantitativ genaue Berechnung der Beanspruchungen und Bewegungen von Kernmantel und Reaktorkern beim Blowdown die Fluid-Struktur-Kopplung berücksichtigen muß. Es konnte nachgewiesen werden, daß dabei die Belastungen doppelt so groß sein müßten, um die Strukturintegrität zu gefährden. Beispielhaft zeigt Abb. 9 den verformten Kernmantel zu verschiedenen Zeitpunkten nach Blowdown-Beginn. In der allerersten Phase des Blowdowns dominieren die Schalenschwingungen des Kernmantels, die durch die plötzliche lokale Druckabsenkung in dem Bereich des Blowdownstutzens angeregt werden. Sie sind vorwiegend mit Biegespannungen in der Struktur verbunden. Anschließend hebt der Kernmantel am oberen Flansch auf der dem Blowdownstutzen gegenüberliegenden Seite ab und beginnt gegen den Blowdownstutzen zu kippen. Infolge dieser Kippbewegung schlägt er oben am

Reaktordeckel an. In der Folge dominiert die translatorische Starrkörperbewegung des Kernmantels in Richtung auf den Blowdownstützen. Dabei eilt der obere Teil des Kernmantels etwas voraus, so daß dieser trotz der unterschiedlichen Größe der Radialspele nach 30 ms dort fast gleichzeitig oben und unten anschlägt. Hierbei löst er sich für kurze Zeit auf der gegenüberliegenden Seite vom axialen Anschlag. Im Zeitbereich von 30 ms bis 60 ms liegt der Kernmantel auf der Seite des Blowdownstützens an.

Zusammenfassend kann man sagen, daß die dynamischen Vorgänge im RDB-Innern beim Blowdown verstanden sind. Entsprechend verifizierte Rechenmodelle werden heute im Rahmen von Genehmigungsverfahren eingesetzt.

Die Untersuchungen zum Containmentverhalten unter verschiedenen Belastungen hatten das Ziel, die Grenzen der Integrität dieser letzten Barriere für die Spaltproduktrückhaltung zu ermitteln. Vor Jahren wurden bereits Untersuchungen zum Schwingungsverhalten von kugelförmigen SWR-Sicherheitsbehältern (Baulinie 69) abgeschlossen, die durch Dampfkondensation im Wasserpool des Druckunterdrückungssystems angeregt werden.

Zur Zeit beschäftigen sich Experimente mit dem Schwingungsverhalten eines DWR-Sicherheitsbehälters unter Erdbebenanregung. Die Erdbebenauslegung ist Stand der Technik, berücksichtigt jedoch nur die ideale Kugelschale ohne Imperfektionen, deren Einfluß nun untersucht werden soll. Hierzu wurde eine hochgenaue Kugelschale (Abb. 10) mit einem Durchmesser von ca. 1,3 m bei einer Toleranz von $\pm 0,2$ mm und einer Wandstärke von 1 mm bei einer Toleranz von $\pm 0,03$ mm hergestellt. Untersucht wird zunächst das Verhalten der idealen Schale, danach das Verhalten der Kugelschale mit wohldefiniert angebrachten Störungen in Form von Zusatzmassen, die Verstärkungen im Bereich von Durchdringungen simulieren.

Neben dem dynamischen Verhalten ist vor allem die statische Beanspruchung durch Überdruck von großem Interesse. So wurde z.B. die Schraubverbindung zwischen der Stahlschale eines DWR-Sicherheitsbehälters und der Materialschleuse in einem großskaligen Experiment untersucht.

Über Details und den bisherigen Erkenntnisstand wird im Fachvortrag von R. Krieg berichtet.

Zusammenfassend sind die Ergebnisse dieses Teilbereichs wie folgt darzustellen (Abb. 11):

- Die Ergebnisse der Blowdown-Beanspruchung von DWR-Einbauten sind in das Genehmigungsverfahren aufgenommen worden. Der Maximalwert der Kernmantelspannung liegt im Bereich der Fließgrenze. Eine Vernachlässigung der Fluid-Struktur-Wechselwirkung führt zu einer Überschätzung der max. Kernmantelspannung um bis zu 50%.
- Für den DWR-Sicherheitsbehälter ergibt bei dem Auslegungsdruck von 6 bar und dem rechnerischen Berstdruck von 9 bar, wie er in der Risikostudie zugrunde gelegt wird, eine experimentelle Abschätzung einen Versagensdruck von 14 bar. Der gefährdete Bereich bei den Konvoi-Anlagen ist die Materialschleuse.

Alle Untersuchungen zum dynamischen Verhalten von Reaktor-Komponenten wurde nahezu ausschließlich im IRE durchgeführt.

3.2 Brennelementverhalten bei Störfällen

Das Ziel der Untersuchungen zum Brennelementverhalten (Abb. 12) unter Störfallbedingungen ist das Verständnis der relevanten Versagensmechanismen von LWR-Brennstäben und die Bereitstellung von experimentell verifizierten Rechenverfahren für eine möglichst realistische Analyse des Störfallablaufs.

Notwendig hierzu sind

- die Ermittlung des Schadensumfanges im Reaktorkern, d.h. die Zahl der verformten bzw. geborstenen Stäbe, das Ausmaß der plastischen Verformungen, die Hüllrohrversprödung durch Sauerstoff- und Wasserstoffaufnahme, Reduktion der Kühlkanalquerschnitte,
- Untersuchungen der Auswirkungen von Brennstabschäden auf die Kühlbarkeit des Kerns und die Spaltproduktfreisetzung;

daraus ergibt sich

- die Quantifizierung der Sicherheitsreserven im Auslegungstörfall.

Darüber hinaus haben seit dem Störfall von Three-Mile-Island die Untersuchungen zu schweren Kernschäden an Bedeutung gewonnen.

Die meisten Forschungsarbeiten zum Brennstabverhalten wurden 1972/73 begonnen und konzentrierten sich zunächst auf die beim Kühlmittelverluststörfall (KVS) mit doppelndigem Leitungsbruch zu erwartenden Randbedingungen, d.h. schneller Abfall des Systemdruckes, Brennstabtemperaturen bis 1200 °C und KVS-typische Zeiten von wenigen Minuten. Nach den RSK-Leitlinien des BMI ist der Nachweis zu erbringen, daß

- keine Änderungen der Kerngeometrie auftreten, die die ausreichende Kühlung des Kerns verhindern, und
- die Spaltproduktfreisetzung infolge Hüllrohrschäden innerhalb zulässiger Grenzen bleibt.

Umfangreiche Einzeleffekt-Experimente im IMF und IRB des KfK haben dazu beigetragen, daß die relevanten Einzelphänomene wie

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

heute gut verstanden sind.

In ingenieurmäßig angelegten Experimenten wurde das Verhalten von Einzelstäben und Stabbündeln unter weitgehend realistischen Bedingungen, d.h. im Zusammenwirken aller wichtigen Phänomene unter Einbeziehung der thermohydraulischen Randbedingungen untersucht. Diese Experimente, die in der Versuchsanlage FABIOLA des IMF, in der Blowdown-Versuchsstrecke COSIMA des IRE und der IT, in den Flutversuchsständen REBEKA und FEBA des IRB und im DK-Loop des FR2 der IT durchgeführt wurden, lieferten das Datenmaterial, mit dessen Hilfe die Rechenmodelle verifiziert werden konnten, die auf der Basis der oben erwähnten Einzeleffektuntersuchungen entwickelt wurden.

Auch hierzu kann nur in Beispielen berichtet werden.

So zeigt Abb. 13 den Einfluß der Strömungsrichtung auf die Hüllrohrverformungen, wie er in den Versuchen 5 und 6 des REBEKA-Programms ermittelt

wurde. Die Versuche wurden mit Bündeln von 5x5 Stäben und voller Länge von 3,9 m gefahren, während das Bild nur den Mittenbereich zwischen zwei Abstandshaltern zeigt, in dem die Verformungen und Berststellen liegen. Im Versuch REBEKA-5 wurde in der Wiederauffüllphase eine nach unten gerichtete und in der Flutphase eine nach oben gerichtete Strömung eingestellt (Heißeinspeisung). Verformungen und Berststellen sind über einen größeren axialen Bereich statistisch verteilt. Im Versuch REBEKA-6 war die Strömungsrichtung sowohl in der Wiederauffüll- als auch in der Flutphase von unten nach oben gerichtet (Kalteinspeisung). Der Bereich der Verformungen und Berststellen ist deutlich enger und in Strömungsrichtung verschoben. Außerdem ist die maximale Kühlkanalversperrung mit 60% höher als im REBEKA-5-Versuch mit 50%.

Der Einfluß solcher Kühlkanalversperrungen oder -teilblockaden auf die Kühlbarkeit wurde speziell im FEBA-Versuchsprogramm untersucht. Dabei wurden künstlich Blockaden unterschiedlichen Ausmaßes in das Bündel in Form konischer Hülsen eingebracht. Abb. 14 zeigt die Hüllrohrtemperaturen in einem teilblockierten Bündel mit 90% Blockade, gemessen im blockierten und unblockierten Bereich. Der Vergleich der beiden Kurven zeigt, daß der Wassertropfenzerstäubung in der Blockade, welche den Wärmeübergang verbessert, den den Wärmeübergang verschlechternden Effekt der Durchsatzverringerng kompensiert.

Der Fachbeitrag von F. J. Erbacher gibt einen Überblick über die Ergebnisse des gesamten Versuchsprogramms zur Kernnotkühlung.

Das experimentelle Programm wurde von Anfang an von analytischen Modellarbeiten begleitet. Im Vordergrund stand die Entwicklung des modularen Rechenprogramms SSYST, das gemeinsam vom IRE und INR des KfK und dem IKE der Universität Stuttgart entwickelt wurde. Die Version SSYST-2 (Abb. 15) ermöglicht deterministische Einzelstabrechnungen für den gesamten Ablauf von Kühlmittelverluststörfällen mit großen Leckquerschnitten. SSYST-2 besteht im wesentlichen aus einer zentralen Datei, einem Steuerprogramm und den erwähnten verschiedenen Modulen, die die eigentlichen Rechnungen durchführen. Die Anfangsbedingungen wie Ausgangszustand der Stäbe und thermohydraulische Randbedingungen werden mit Hilfe geeigneter Codes wie COMETHE und RELAP vorgegeben. Die Version SSYST-3 gestattet eine probabilistische Schadensumfangsanalyse für den gesamten Reaktorkern. SSYST wurde inzwischen einigen interessierten Benutzern zur Verfügung

gestellt, so der GRS, der KWU und dem europäischen Forschungszentrum in ISPRA sowie der NEA-Databank.

Diese Untersuchungen zum Kühlmittelverluststörfall wurden im Jahre 1983 abgeschlossen.

Parallel zu diesen Arbeiten erfolgte bereits seit mehreren Jahren eine Schwerpunktverlagerung hin zu Untersuchungen von schweren Kernschäden, wie sie bei Überschreiten der Auslegungsgrenzen auftreten können. Dieses Programm umfaßt schwerpunktmäßig Einzeleffektuntersuchungen zur Hochtemperaturoxidation von Zircaloy in Wasserdampf und zur Wechselwirkung Hülle/Brennstoff. Sie liefern das grundlegende Verständnis der Einzelphänomene und die Datenbasis für Rechenmodelle wie PECLOX, EXMEL und SCDAP. Die Tragfähigkeit dieser Rechenmodelle wird dann mit Hilfe von Integralexperimenten überprüft.

Ziel dieser Untersuchungen ist es, die physikalischen und chemischen Reaktionen und Phänomene jenseits der Auslegungsgrenzen und vor Eintritt des Kernschmelzens zu verstehen. Der Störfall von Three-Mile-Island hat gezeigt, daß auch stark zerstörte Kernegeometrien langfristig kühlbar sind.

Im folgenden wird an einigen ausgewählten Beispielen über den Stand der Untersuchungen berichtet, die noch bis 1988 fortgeführt werden. Die Einzeleffektuntersuchungen sind am weitesten fortgeschritten. Sie werden noch in diesem Jahr abgeschlossen.

Bei der Oxidation von Zircaloy bei unbegrenztem Dampfangebot ist der geschwindigkeitsbestimmende Schritt die Diffusion der Sauerstoff-Ionen durch das sauerstoffdefekte ZrO_{2-x} -Gitter. Die Kinetik einer solchen diffusionsgesteuerten Reaktion läßt sich durch ein parabolisches Zeitgesetz beschreiben.

In Abb. 16 ist die Temperaturabhängigkeit der parabolischen Geschwindigkeitskonstante K_p in einem Arrhenius-Diagramm dargestellt. Die Daten der meisten Autoren liegen im Temperaturbereich bis etwa 1500°C und zeigen bis zu 50% niedrigere Werte als die auch heute noch vielfach verwendete Beziehung von Baker-Just. Oberhalb von 1600°C liegen die K_p -Werte deutlich höher, nach einer neueren Untersuchung von Prater und Courtright/Battelle Northwest sogar etwas höher als Baker-Just. Dies ist auf die Umwandlung der tetragonalen in die kubische Zirkonoxidmodifikation zurückzuführen.

Experimente mit transientser Temperaturführung haben gezeigt, daß die aus isothermen Versuchen gewonnenen Geschwindigkeitskonstanten auch in erster Näherung zur konservativen Beschreibung transientser Vorgänge geeignet sind.

Die Einflüsse des Systemdrucks, der Strahlung, der Voroxidation und verschiedener Verunreinigungen im Dampf waren Gegenstand weiterer Untersuchungen. Diese Effekte spielen offensichtlich nur eine untergeordnete Rolle.

Man kann ganz allgemein feststellen, daß die Hochtemperaturoxidation von Zircaloy-Hüllrohren bei unbegrenztem Dampfangebot bis zum Schmelzpunkt des Zircaloy hinreichend bekannt ist und mit Hilfe von geeigneten Codes, wie SIMTRAN; ZORO oder PRECIP-II, mit guter Genauigkeit beschrieben werden kann. Diese Codes sind in der Lage, die Sauerstoffaufnahme, die Dicken der ZrO_2 -Schicht und der sauerstoffstabilisierten α -Phase sowie das Sauerstoff-Konzentrationsprofil unter isothermen und transienten Bedingungen zu ermitteln.

Bei der Beurteilung der Wechselwirkung zwischen Zircaloy-Hüllrohren und UO_2 -Brennstoff ist zunächst festzustellen, daß UO_2 und Zircaloy miteinander nicht thermodynamisch stabil sind. Bei hohen Temperaturen sind daher chemische Wechselwirkungen zu erwarten, die die Integrität der Brennstäbe entscheidend beeinflussen können.

Unterhalb der Schmelztemperatur von Zircaloy, die je nach Sauerstoffgehalt zwischen 1750 und 1950°C liegt, hängen die chemischen Reaktionen zwischen Hülle und Brennstoff entscheidend von den Kontaktbedingungen ab: Ohne Festkörperkontakt erfolgt ein Sauerstofftransport vom UO_2 zur Hülle nur über die Gasphase, und die resultierenden Reaktionen sind vernachlässigbar.

Wenn sich jedoch infolge äußeren Überdrucks oder unterschiedlicher Wärmedehnungen von Hülle und Brennstoff ein enger Festkörperkontakt ausbildet, dann wird UO_2 durch das Zircaloy unter Bildung von sauerstoffstabilisiertem α -Zirkon zu metallischem Uran reduziert. Das Uran reagiert seinerseits mit dem Zircaloy unter Bildung einer (U, Zr)-Legierung, die - je nach Zr-Gehalt - ab ca. 1150°C flüssig ist.

Wie im linken Teil der Abb. 17 dargestellt, bilden sich unter diesen Umständen in oxidierender Atmosphäre immer die folgenden Reaktionsphasen:



Spaltprodukte, wie Cs, J, Te, beeinflussen die UO_2/Zry -Reaktion selbst in hohen Konzentrationen kaum. Die Getterwirkung des Zircaloy ist so stark, daß der Sauerstoff nicht durch die Spaltprodukte gebunden werden kann.

Die rechte Hälfte der Abb. 17 zeigt die Dicke der verschiedenen Reaktionszonen über der Wurzel aus der Zeit bei einem Außendruck von 40 bar und einer Temperatur von 1200°C . Das Wachstum der einzelnen Schichten folgt im wesentlichen einem parabolischen Zeitgesetz. Die Sauerstoffdiffusion in die Hülle ist der geschwindigkeitsbestimmende Schritt.

Nach einer bestimmten Zeit, die stark temperaturabhängig ist, ist die metallische β -Phase des Zircaloy vollständig in sauerstoffstabilisiertes α -Zirkon umgewandelt (in diesem Beispiel nach etwa 30 min). Die UO_2/Zry -Reaktion dauert an, bis die Sättigung mit Sauerstoff in allen $\alpha\text{-Zr(O)}$ -Schichten erreicht ist. Im Gegensatz zur Außenseite der Hülle, die mit Wasserdampf reagiert, bildet sich auf der Innenseite der Hülle wegen des geringeren Sauerstoffpotentials des UO_2 kein ZrO_2 . Mit zunehmendem Sauerstoffgehalt bildet sich aus der (U, Zr)-Legierung eine zusätzliche keramische Phase aus $(\text{U, Zr})\text{O}_2$. Durch die chemische Wechselwirkung zwischen Zircaloy-Hülle und Brennstoff können bereits unterhalb der Schmelztemperatur des Zircaloy bis zu 9 Volumenprozent der UO_2 -Pellets chemisch aufgelöst werden. Das bedeutet in diesen Bereichen auch eine vollständige Freisetzung der gasförmigen und leichtflüchtigen Spaltprodukte.

Zusammenfassend läßt sich sagen, daß auch die chemischen Wechselwirkungen zwischen Brennstoff und Hülle weitgehend verstanden sind. Es stehen auch bereits Modellansätze, wie z.B. das bei KfK entwickelte PECLOX, zur Verfügung, die diese Wechselwirkungen bis zur Schmelztemperatur des Zircaloy beschreiben. Diese Modelle müssen allerdings noch verifiziert werden.

Die Ergebnisse dieser Einzeleffektuntersuchungen haben wesentlich dazu beigetragen, die bisher entnommenen Proben aus dem zerstörten TMI-2-Kern im Hinblick auf ihren metallkundlichen Zustand zu analysieren und die mögliche Temperaturgeschichte zu bestimmen.

Die Oxidation der Hülle und die Hülle/Brennstoff-Wechselwirkung, die zuvor ausführlich beschrieben wurden, sind gegenläufige Effekte: Je langsamer die Transiente und je stärker die Oxidation der Hülle bei Erreichen der Zircaloy-Schmelztemperatur, desto weniger UO_2 kann durch flüssiges Zircaloy aufgelöst werden.

Die wesentlichen den Zerstörungsgrad im Kern beeinflussenden Parameter sind daher: die Aufheizrate oder besser die Oxidschichtdicke zu Beginn der Temperatureskalation, ferner die erreichte Temperatur, die Zeit bei Temperatur, das Sauerstoffangebot und (im Hinblick auf die Wechselwirkung Hülle/Brennstoff) der auf die Hülle lastende Differenzdruck.

Einen wesentlichen Einfluß auf das Brennstabverhalten haben darüber hinaus Stabgeometrie, Abstandshalter, Absorberstabmaterialien und Regelstabsführungsrohre, ferner die Leistungsverteilung im Kern und die thermohydraulischen Randbedingungen.

Solche Einflüsse werden mit Hilfe von Integralexperimenten im Rahmen des NIELS/CORA-Programms untersucht.

Zur Untersuchung der Temperatureskalation bei quasi-adiabater Aufheizung wurde eine Serie von Einzelstab- und Bündelexperimenten mit 37 cm langen Brennstabsimulatoren durchgeführt.

Der linke Teil der Abb. 18 zeigt Leistung und Hüllrohrtemperatur über der Zeit für die Einzelstabversuche ESSI 4 und 7. Diese Tests verdeutlichen den Einfluß unterschiedlicher Oxidschichtdicken. Die anfängliche Aufheizrate variierte zwischen 0,3 K/s (in ESSI 4) und 2,5 K/s (in ESSI 7) mit entsprechend dünnerer Oxidschicht bei Beginn der Eskalation.

Bei unbegrenztem Dampfangebot ist die Oxidationsrate der Zircaloy-Hülle umgekehrt proportional der Oxidschichtdicke. Daher begann die Eskalation im Versuch ESSI 4 erst bei 1600°C, während sie im Versuch ESSI 7 bereits bei 1200°C einsetzte.

Generell lag die Temperatur, bei der die Eskalation einsetzte, umso niedriger, je höher die anfängliche Aufheizrate war. Die maximale Aufheizrate lag in allen Tests etwa bei 6 K/s. Die Eskalation begann im oberen Stabbereich und bewegte sich dann gegen die Dampfströmung nach unten. In keinem Fall stieg die Hüllrohrtemperatur über 2200°C an, obwohl die Stableistung konstant gehalten wurde. Bei schnellen anfänglichen Aufheizraten wurde die Temperatur-

eskalation offensichtlich durch das Abfließen von geschmolzenem Zircaloy abgebremst. Bei langsamen Aufheizraten war die Bildung einer dicken Oxidschicht für das Abfangen der Temperatureskalation verantwortlich.

Im rechten Teil der Abb. 18 wird dieser Zusammenhang deutlich: Bei langsamen Aufheizraten (Versuch ESSI 4) ist die Hülle fast durchoxidiert, es ist nur sehr wenig UO_2 aufgelöst worden und die Stabgeometrie ist fast völlig erhalten. Im Gegensatz dazu hat sich bei schnellen Aufheizraten (Versuch ESSI 7) nur eine sehr dünne Oxidschicht gebildet. Das geschmolzene Zircaloy hat einen großen Teil der UO_2 -Pellets aufgelöst und die Stabstruktur weitgehend zerstört.

Das gleiche Verhalten wurde in den Bündelversuchen in NIELS (ESBU 1 und 2,) gefunden und von den in-pile-Experimenten der USNRC in PBF, LOFT und ACRR bestätigt. Dies bedeutet, daß eine Temperatureskalation im Kern auch durch inhärente Effekte abgebremst werden kann, und somit der Operator auch bei einer Kernfreilegung mehr Zeit für die Einleitung von Gegenmaßnahmen hat als ursprünglich angenommen.

In den meisten Druckwasserreaktoren werden heute Absorberstäbe aus einer Legierung von 80 Gew.% Silber, 15% Indium und 5% Kadmium eingesetzt. Diese Legierung ist von einer Chrom-Nickel-Stahlhülle umgeben, die Führungsrohre der Absorberstäbe bestehen aus Zircaloy oder Stahl. Die Silber-Indium-Kadmium-Legierung der Absorberstäbe beginnt bereits bei ca. $800^\circ C$ zu schmelzen, und es ist zu erwarten, daß diese Schmelze nach dem Versagen der Absorberstäbe heftig mit den Zircaloy-Hüllrohren der benachbarten Brennstäbe reagiert.

In der NIELS-Anlage wurden daher 5 Bündelversuche in einer 3x3-Anordnung mit zentralem Silber-Indium-Kadmium-Absorberstab durchgeführt, über deren Ergebnisse im heutigen Fachvortrag von P. Hofmann und S. Hagen berichtet wird.

In der inzwischen fertiggestellten CORA-Anlage sollen unter realistischeren Randbedingungen, d.h. mit größeren Bündeln und längeren Teststäben, diese integralen Experimente weitergeführt werden. Das gesamte CORA-Programm soll Ende 1988 abgeschlossen werden. Abb. 19 zeigt die CORA-Versuchsanlage aufgestellt in der Rotunde des stillgelegten FR2-Reaktors.

Es wird erwartet, daß diese Experimente zusammen mit den in-pile-Experimenten der USNRC in PBF, LOFT und ACRR, den Nachuntersuchungen des TMI-2-Kerns und den Experimenten des CEA in PHEBUS das grundlegende Verständnis und die Datenbasis liefern, die notwendig sind, um den Schadensumfang in einem teilzerstörten Kern abschätzen zu können.

Parallel zu den Experimenten des KfK wurden an anderen Stellen Rechenprogramme, wie EXMEL und SCDAP entwickelt.

Diese Codes sind in ersten Versionen verfügbar. Sie behandeln das Verhalten der Brennstäbe in der Aufheizphase des Kerns und sind sehr nützlich für die Analyse TMI-2-ähnlicher Unfälle, d.h. für die Analyse von Hochtemperaturtransienten, die die Auslegungsgrenzen überschreiten, aber durch die Einspeisung von Notkühlwasser vor dem Übergang zum unkontrollierten Kernschmelzen abgefangen werden können. EXMEL und SCDAP werden zur Zeit mit Hilfe von PFB- und NIELS-Daten und in Kürze mit Hilfe von CORA-Daten verifiziert. Sie wurden auch bei der TMI-2-Analyse eingesetzt.

Die Ergebnisse sind ermutigend für die erste Aufheizphase, solange die Grobstruktur des Kerns noch erhalten ist und noch keine größeren Materialbewegungen im Kern stattgefunden haben. (Dies reicht für eine erste Abschätzung des Schadensumfanges im Kern auch durchaus aus.) Die Codes haben allerdings Schwierigkeiten, das Abschmelzen des Kerns und den weiteren Ablauf der Kernzerstörung zu beschreiben. Dies ist verständlich, da das Abschmelzen der Stäbe ein quasi-stochastischer Vorgang ist, der sich der Beschreibung mit deterministischen Rechenmodellen entzieht.

Zum Verständnis der Vorgänge in einem stark beschädigten Reaktorkern gehört eine ausreichende Kenntnis über die Kühlbarkeit des Kernschutts. Man muß mindestens qualitativ wissen, was physikalisch geschieht, wenn man im Verlauf des Unfalls einer Schüttung mit inneren Wärmequellen wieder Kühlmittel und dem Primärkreis wieder eine Wärmesenke anbieten kann; zur Beurteilung der Erfolgsaussichten sollte man außerdem quantitativ abschätzen können, welche Leistung unter gegebenen Bedingungen abgeführt werden kann.

Die im COLD-Programm durchgeführten Untersuchungen haben mehrere interessante Erkenntnisse gebracht, sowohl zu den Mechanismen der Schüttbettkühlung als auch zu der Quantität der abführbaren Leistung. Einige davon sollen hier schlagwortartig genannt werden:

1. Die abführbare Leistung ist fast unabhängig von der Höhe der Schüttung; sie wird überwiegend von der Strömung am oberen Ende der Schüttung bestimmt, unabhängig davon, ob der Dampf in einem tiefen oder einem flachen Bett entsteht.
2. Die Anwendbarkeit des Gegenstrom-Modells mit separat behandelten Phasen wurde durch die Experimente bestätigt.
3. Es wurde erstmals ein Aussiedevorgang beobachtet und modellmäßig beschrieben, mit dem sich das Auftreten der ersten trockenen Stelle in einem Dryout-Experiment zeitlich und örtlich vorhersagen läßt.
4. Wenn Schichten aus Partikeln verschiedenen Durchmessers übereinanderliegen, wird der Flüssigkeitsnachschub von oben durch Kapillarkräfte an der Schichtgrenze stark behindert und kann ganz zum Erliegen kommen, was Unkühlbarkeit für die Schüttung bedeutet.
5. Wenn dagegen der Schüttung Kühlmittel von unten angeboten werden kann, wird die abführbare Leistung erheblich gesteigert, auch weit über die Vorhersagen des Gegenstrom-Modells hinaus.

Mit diesen Ergebnissen ist es möglich geworden, die Kühlbarkeit einer bekannten Schüttung mit inneren Wärmequellen besser zu beurteilen. Ein bei Abschluß des Vorhabens noch offen gebliebenes Problem liegt darin, daß der zerstörte Kern geometrisch nicht so gut beschrieben werden kann, daß sich eine quantitative Kühlbarkeitsaussage darauf aufbauen ließe.

Die Ergebnisse zum Brennelementverhalten sind wie folgt zusammenzufassen (Abb. 20):

- zum Kühlmittelverlust-Störfall
 - die entscheidenden Mechanismen der Brennstabdeformation und der Kernnotkühlung sind verstanden,
 - verifizierte Rechenprogramme zur Deformation sind verfügbar,
 - eine max. Kühlkanalversperrung von 70% (in einer Querschnittsebene) wurde experimentell beobachtet,
 - Kühlkanalversperrungen bis 90% sind kühlbar,
 - Oxidationskinetik von Zirkaloy in Wasserdampf verstanden (17%-Kriterium konservativ),

- unter KVS-Bedingungen keine Wechselwirkungen zwischen Hüllrohr und Brennstoff bzw. Spaltprodukten;
- zu schweren Kernschäden ($T > 1200^{\circ}\text{C}$)
 - die Einzelphänomene bei Dampfoxidation und Wechselwirkung zwischen Hüllrohr und Brennstoff sind verstanden,
 - die Untersuchung des integralen Verhaltens von Brennstabbündeln wird im laufenden CORA-Versuchsprogramm durchgeführt.

3.3 Analyse von Kernschmelzunfällen und Untersuchungen zum radioaktiven Quellterm

Die Zielsetzung dieser Forschungsarbeiten (Abb. 21) ist das vertiefte Verständnis des Ablaufs von Kernschmelzenunfällen und eine verbesserte Abschätzung der möglichen Unfallfolgen. Sie dienen damit ausschließlich einer möglichst realistischen Beurteilung des Risikos von Kernkraftwerken.

Um dieses Ziel zu erreichen, wurde seit Jahren ein Programm systematischer Untersuchungen verfolgt, die sich mit folgenden Problembereichen befaßten:

- Freisetzung von Spaltprodukten aus dem Brennstoff (SASCHA),
- Verhalten von Aerosolen (NAUA/DEMONA),
- Schmelze-Beton-Wechselwirkung (BETA/WECHSL),
- Thermodynamik im Sicherheitsbehälter (COCMEL, CONDRU),
- Verhalten der wichtigsten leichtflüchtigen Spaltprodukte (IMPAIR),
- Quelltermbestimmung.

Bereits 1974 wurde im Rahmen des Projekts Nukleare Sicherheit mit realitätsnahen Freisetzungsexperimenten in der Schmelzanlage SASCHA begonnen und im Jahre 1984 erfolgreich zum Abschluß gebracht. Die SASCHA-Ergebnisse lieferten die Basis für die Entwicklung von Zeitfunktionen, mit denen die Freisetzung von Spaltprodukten in den Sicherheitsbehälter während eines Kernschmelzenunfalls beschrieben werden kann.

Berücksichtigt man, daß während und nach dem Durchschmelzen des Druckbehälters noch Stahlteile der unteren Behälterkalotte und Anteile des aufschmelzenden Betons partikelförmig freigesetzt werden, dann ergibt sich integral eine Partikelmasse von fast 3,5 t, die in einem Zeitraum von knapp einer Stunde luftgetragen in den Sicherheitsbehälter gelangt. Bezogen auf das Masseninventar im Druckbehälter sind das rund 1,5 % (Abb. 22).

Der größte Massenanteil stammt von den Regel- und Steuerstäben (Cd, In, Ag), nämlich fast 1,6 t. Fast alles davon ist metallisches Silber. Es folgen die partikelförmig freigesetzten Stahlbestandteile mit 745 Kg. Sie liegen überwiegend in oxidischer Form vor. Uranoxid trägt mit 490 kg bei, silikatische und karbonatische partikelförmige Betonbestandteile machen rund 300 kg aus. Ein weiterer Anteil rührt von den inaktiven Spalt- und Nachzerfallsprodukten her (ca. 160 kg). Vom Hüllrohrmaterial wird etwas Zinn, überwiegend aber Zirkon in oxidischer Form freigesetzt (80 kg). Nur knapp 100 kg sind partikelförmig freigesetzte radioaktive Bestandteile aus dem Brennstoff. Der weitaus größte Teil davon besteht aus Cäsium-137. Diese Angaben sind bezogen auf einen Reaktorkern eines modernen deutschen Druckwasserreaktors mit 100 t UO_2 und einem mittleren Abbrand von 37 GWd/t bei einer Standzeit von 1000 Tagen. Festzuhalten gilt, daß also nur 2,6 % aller Aerosolpartikeln, die in den Sicherheitsbehälter freigesetzt werden, radioaktiv sind.

Alle Spaltedelgase (überwiegend Xenon und Krypton) werden natürlich zu 100 % aus dem Reaktorkern freigesetzt. Das Inventar an Jod beträgt unter den oben genannten Bedingungen bei Unfallbeginn 18 kg. Auch diese Masse wird zu 100 % freigesetzt. Es ist wichtig, festzustellen, daß davon nur rund 800 g zum Jod-Isotop 131 gehören, das als einziges Jodisotop zu den radiologischen Auswirkungen beim Kernschmelzenunfall nennenswert beiträgt.

Für die Beurteilung des Kernschmelzenunfalls und seiner Folgeerscheinungen kommt der Wechselwirkung der Kernschmelze mit Beton große Bedeutung zu. Möglichst realistische Informationen über das zeitliche Eindringen der Kernschmelze in den Beton und die Bildung von Wasserdampf und nicht kondensierbaren Gasen sind wesentlich für Zeitpunkt und Art des Versagens des Sicherheitsbehälters. Nach einigen Jahren mit Vorexperimenten und der Konzeptfindung wurde in enger Absprache mit externen Sachverständigen die BETA-Versuchsanlage von der Hauptabteilung Ingenieurtechnik gebaut (Abb.23) und 1984 in Betrieb genommen. Sie gestattet es mit Schmelzmengen

bis zu 600 kg zu arbeiten, die durch eine Thermitreaktion erzeugt und bei der gewünschten Temperatur in den Versuchstiegel aus Beton gegossen werden. Der Tiegel hat einen lichten Innendurchmesser von 400 mm, einen äußeren Durchmesser von 1100 mm und eine Höhe von 3000 mm. Abb. 24 zeigt diesen Tiegel bei einem Vorversuch, in dem die Thermitzündung im Tiegel selbst erfolgte.

Innerhalb von zwei Jahren wurde ein international abgestimmtes Versuchsprogramm von insgesamt 19 Experimenten gefahren und im Februar dieses Jahres erfolgreich abgeschlossen. Mit den Versuchsergebnissen, über die H. Alsmeyer in seinem Fachvortrag berichten wird, konnten die entsprechenden Codes verifiziert werden. In Deutschland wurde der WECHSL-Code entwickelt. Eine ähnliche Entwicklung in USA führte dort zum CORCON-Code, der ebenfalls mit den BETA-Daten verifiziert wurde.

Mit Hilfe der Rechencodes ist nun eine Übertragung der Kernschmelze-Beton-Wechselwirkung auf den Reaktorunfall und Reaktorgeometrie möglich, wie im Fachvortrag von M. Reimann näher erklärt wird.

Abb. 25 zeigt beispielhaft, was wir aus den BETA-Versuchen gelernt haben. Dargestellt ist die Reaktorkaverne und der Erosionsfortschritt nach mehreren Zeitschritten von 1000 s. Im linken Teilbild das Ergebnis der Rechnungen vor den BETA-Versuchen, im rechten Teilbild das Rechenergebnis mit dem verifizierten WECHSL-Code. Es ist augenfällig, daß in der Anfangsphase der Schmelze-Beton-Reaktion das vertikale Eindringen in den Beton deutlich schneller vor sich geht, als bisher angenommen und als in horizontaler Richtung. Dies gilt jedoch nur für den Zeitraum, in dem flüssige Schmelze mit dem Beton in Kontakt steht.

Die Ergebnisse zeigen auch, daß die anfänglich hohen Temperaturen der Schmelze von über 2000 °C, auch bei hoher Wärmefreisetzung im Schmelzbad, sehr schnell in den Bereich der Erstarrungstemperatur absinken. Dadurch wird die Freisetzung der leichtflüchtigen Spaltprodukte wie Jod und Caesium aus dem Brennstoff gestoppt. Damit verbunden ist eine wesentliche Verlangsamung und eine Vergleichmäßigung von axialer und radialer Erosion. Krusten und Reguli bleiben gasdurchlässig, das Schmelzbad bleibt "gasgerührt".

Die aus dem Beton freigesetzten Gase wie Wasserdampf und CO₂ reagieren mit der metallischen Phase unter Bildung von Wasserstoff und CO. Abb. 26 zeigt, daß die mit dem Rechencode WECHSL gerechneten Freisetzungen für H₂ und

CO sehr gut mit den gemessenen Werten übereinstimmen. Basierend auf diesen Betonzerstörungsrechnungen mit dem WECHSL-Code führen Analysen mit dem Containment-Code COCMEL, der bei der KWU entwickelt wurde, zu dem in Abb. 27 dargestellten Druckaufbau im Containment.

Aufgetragen ist hier über der logarithmisch geteilten Zeitachse (ab 10^3 s mit verändertem Maßstab) der Gesamtdruck im Sicherheitsbehälter in bar für den Niederdruckpfad mit versagender Sumpfschaltung. Stärker hervorgehoben ist der Auslegungsdruck von 6 bar und der Versagensdruck von 9 bar. Nach ca. 20 s ergibt sich der Blowdown-Peak von 4,6 bar, nach 3600 s beginnt die Kernaufheizung und die damit verbundene Spaltproduktfreisetzung in den Sicherheitsbehälter. Sie endet nach rund 6000 s mit dem RDB-Versagen. Nach 30.000 s (8,3 h) erfolgt Sumpfwassereinbruch. Das beschleunigt den Druckanstieg. Während aber nach der Deutschen Risikostudie Phase A (DRS-A) noch angenommen werden mußte, daß das Überdruckversagen bereits nach 27 Stunden erfolgt, wird nach knapp 2 Tagen erst der Auslegungsdruck erreicht. Mit Überdruckversagen braucht tatsächlich erst nach 5 Tagen gerechnet zu werden, wenn keine Gegenmaßnahmen zu einer kontrollierten Druckentlastung vorgenommen werden. Dieser Zeitgewinn hat erhebliche, und zwar positive Auswirkungen auf die Notfallschutzmaßnahmen für die Bevölkerung und in der Umgebung eines Kernkraftwerkes mit Kernschmelzenunfall. Noch stärker fällt aber ins Gewicht, daß die radioaktiven Spaltprodukte, die zunächst während des Kernschmelzens in den Sicherheitsbehälter freigesetzt werden, enorm starken natürlichen Abscheidemechanismen innerhalb des Sicherheitsbehälters unterworfen sind, so daß die Freisetzung an radioaktivem Material in die Umgebung des Kernkraftwerkes um mehrere Größenordnungen abnimmt. Abschätzungen, die mit dem NAUA-Code berechnet wurden, zeigen, daß die luftgetragene Partikelmasse in den 5 Tagen um volle 5 Größenordnungen abnimmt; d.h. von den ursprünglich 3,5 t Aerosolen sind noch 3,5 g luftgetragen, von denen wiederum nur 2,6 % radioaktiv sind.

Um diesen drastischen Aerosolabbau zu verifizieren und zu demonstrieren, wurde im Rahmen einer internationalen Kooperation das Integralexperiment DEMONA im großen Maßstab durchgeführt. Das Modell-Containment (Abb. 28) ist eine Nachbildung des Biblis A-Containments in linearem Maßstab 1:4 und hat ein Gesamtvolumen von 640m^3 . Abb. 29 zeigt einen Vergleich der experimentellen Daten aus dem DEMONA-Test V 23 mit den NAUA-Vorausrechnungen und bestätigt die gute Übereinstimmung. Das DEMONA-Versuchs-

programm wurde inzwischen erfolgreich abgeschlossen. Über die wesentlichen Ergebnisse berichten H. Bunz, M. Koyro und W. Schöck in ihrem Fachvortrag.

Da die freigesetzten Spaltprodukte, vor allem das sehr reaktionsfreudige Jod nicht nur aerosolphysikalischen Mechanismen sondern bei Anwesenheit vieler potentieller Reaktionspartner im Primärsystem und im Sicherheitsbehälter einer großen Zahl von möglichen chemischen Reaktionen unterliegen, wurde das Rechenmodell IMPAIR (Iodine Matter, Partition and Iodine Release) entwickelt. Die ausgesprochen starke Abhängigkeit aller chemischen Reaktionen, bei denen Jod beteiligt ist, von den vorliegenden Umgebungsbedingungen, ließ es zweckmäßig erscheinen, den Unfallablauf für das Modell in 6 Abschnitte zu unterteilen, nämlich

- Freisetzung aus dem Brennstoff,
- Reaktionen im Primärkreislauf,
- Freisetzung aus dem Primärkreislauf in den Sicherheitsbehälter,
- Reaktionen und Verhalten innerhalb des Sicherheitsbehälters,
- Freisetzung aus dem Sicherheitsbehälter und Verhalten in angrenzenden Räumen (Ringraum, Hilfsanlagegebäude usw.),
- Verhalten während und nach der Sumpfwasserverdampfung.

Mit Hilfe dieser entwickelten und verifizierten Rechenwerkzeuge können nun die Quellterme relativ zuverlässig bestimmt werden. Das sind insbesondere die radioaktiven Spaltproduktanteile, die für die Abschätzung von Unfallfolgen in Rechnung gestellt werden.

Als Beispiel zeigt Abb. 30 für den Niederdruckpfad bei spätem Überdruckversagen nach 5 Tagen die Freisetzungswerte für Jod-131 im Vergleich zu den Werten der DRS-A. Selbst unter der Annahme, daß der Containmentabschluß versagt, d.h. ein Leck von 300 cm² entsteht, und die Ringraumfilter ebenfalls nicht zur Verfügung stehen, ist eine Verringerung der Jod-131-Freisetzung um 2 Zehnerpotenzen auf 10⁻⁴ Prozent des Kerninventars gegenüber 10⁻² Prozent in der DRS-A festzustellen. Bei einem kleineren Leck und funktionsfähigen Filtern werden nur noch 5 x 10⁻⁷ Prozent freigesetzt.

Viele der in den letzten 5 Jahren erarbeiteten Ergebnisse deuten auf eine Überschätzung der Folgen von Kernschmelzunfällen in den bisherigen Risikobetrachtungen hin. Sie sind wie folgt zusammenzufassen (Abb. 31):

- Spaltprodukt- und Aerosolfreisetzung mit SASCHA-Programm voll quantifiziert (3,5 t Aerosolpartikeln, davon 2,6% radiotoxisch),
- NAUA-Code berechnet die zeitabhängige Abscheidung von Aerosolpartikeln im Sicherheitsbehälter konservativ (Beispiel: Abbau des Aerosols im SB um 5 Größenordnungen in 5 Tagen),
- WECHSL-Code berechnet Betonerosion und Gasfreisetzung während Schmelze-Beton-Wechselwirkung hinreichend genau,
- Druckaufbau im Sicherheitsbehälter auf 9 bar in 5 Tagen,
- Im Vergleich zur DRS-A erwartete Verminderung des Quellterms um mindestens 1 bis 2 Größenordnungen - je nach betrachtetem Fall.

Es ist zu betonen, daß die zur Verfügung stehenden Rechencodes auf jeden beliebigen Kernkraftwerkstyp anwendbar sind, wenn die anlagenspezifischen Parameter bekannt sind.

3.4 Rückhaltung, Verhalten und Auswirkungen freigesetzter Radionuklide und Risikoabschätzungen

Die Zielsetzung dieses Arbeitsthemas ist auf drei Arbeitsgebiete ausgerichtet (Abb. 32).

- Entwicklung von Abluftfiltern zur Abscheidung im Normalbetrieb und nach einem Reaktorunfall freigesetzter Radionuklide,
- Quantitative Bestimmung des ökologischen Verhaltens gefährlicher Radionuklide,
- Unfallfolgenberechnungen im Rahmen von Risikoanalysen für kerntechnische Anlagen.

Für die Umgebungsbelastung durch Kernkraftwerke im Normalbetrieb und bei Störfällen ist die Radioaktivitätsabgabe mit der Abluft von größter Bedeutung. Zur Rückhaltung sind in den KKW Schwebstofffilter und Jodsorptionsfilter ein-

gebaut. Auch hier spielt das Jod-131 die entscheidende Rolle. Im Rahmen des PNS hat sich das LAF II mit der Entwicklung und Verbesserung von Filtern und Filterkonzepten befaßt. Beispielhaft sei hier das Jod-Mehr-Weg-Sorptionsfilter (Abb. 33) gezeigt, das heute in den meisten Kernkraftwerken eingesetzt ist. Die rechte Skizze zeigt, daß im unteren Teil eine Vorfilterung der Abluft in bereits beladener Aktivkohle erfolgt, im oberen Teil mit frischer Aktivkohle endgelfiltert wird. Bei einer bestimmten Beladung des Vorfilters wird das Sorbens Aktivkohle nach unten abgezogen, die im oberen Bereich befindliche Sorbensmasse gelangt in den Vorfilterbereich und der obere Teil wird mit frischem Sorbens gefüllt.

Die Arbeiten zu den Schwebstofffiltern der Klasse S konzentrieren sich seit Jahren auf die Prüfung und Optimierung dieser Filter, die eine hohe Empfindlichkeit gegenüber größeren Differenzdrücken und höherer Luftfeuchte besitzen. Die bisherigen Arbeiten, über die J.G. Wilhelm im Fachvortrag berichten wird, haben deutliche Hinweise für mögliche Verbesserungen gegeben.

Neu entwickelt wurden extrem hoch belastbare Schwebstofffilter auf der Basis von Filterpacks aus 2-4 μm Fasern aus rostfreiem Stahl. Dieses Filter ist beständig gegen hohe Gasfeuchte, Differenzdruck, Temperatur und Strahlenbelastung. Sie bieten sich als mögliche Unfallfilter an, z.B. im Zusammenhang mit einer kontrollierten Druckentlastung des Sicherheitsbehälters nach Kernschmelzen.

Aus den Arbeiten zum ökologischen Verhalten von Radionukliden möchte ich beispielhaft über die Bestimmung der Transferfaktoren der Transurane berichten. Hierzu wurde vor etwa fünf Jahren im Rahmen des PNS ein Gewächshaus gebaut, das es gestattet, kontrolliert mit Radionukliden zu arbeiten.

Die Wurzelaufnahme von den Radionukliden Np, Pu, Am und Cm in Gras, Mais, Sommerweizen und Kartoffeln auf drei verschiedenen, künstlich kontaminierten Böden unter Gewächshausbedingungen wurde untersucht. Die Pflanzenaufzucht erfolgte in Töpfen und Lysimetern entsprechend der in der Landwirtschaft üblichen Praxis. Material und Methoden zur Pflanzenaufzucht und Aktivitätsmessung werden im Fachvortrag von M. Pimpl beschrieben und die Ergebnisse der ersten vier Vegetationsperioden vorgestellt. Die Schlußfolgerungen aus den Ergebnissen sind mit Hilfe der Abb. 34 zu diskutieren:

- Der Schwankungsbereich der gemessenen Transferfaktoren beträgt für jedes Nuklid 3 Größenordnungen, wenn die Einflüsse der verschiedenen

Böden und Pflanzen nicht berücksichtigt werden. Da die Schwankungsbreite bei Parallelversuchen (Aufzucht gleicher Pflanzen auf gleichem Boden unter identischen Bedingungen) bis zu 2 Größenordnungen beträgt, ist anzunehmen, daß die gemessenen Daten den Boden/Pflanzen-Transfer für die meisten Böden und Pflanzen in der Bundesrepublik unter den hier herrschenden Umweltbedingungen realistisch wiedergeben.

- Zur Berechnung der Strahlenexposition der Bevölkerung werden in der Bundesrepublik die in der Allgemeinen Berechnungsgrundlage der Strahlenschutzverordnung festgelegten Transferfaktoren verwendet. Zum Vergleich der gemessenen Werte mit den festgelegten wurden die Quotienten $TF_{\text{gemessen}} / TF_{\text{Berechnungsgrundlage}}$ in ein Wahrscheinlichkeitsnetz eingetragen und die Summenhäufigkeiten der einzelnen Nuklide bestimmt. Unter der Voraussetzung, daß 95% der gemessenen Werte kleiner sind als der in der Berechnungsgrundlage aufgeführte Wert, zeigt sich, daß für Pu und auch Am die vorgegebenen Werte realistisch sind, während bei Cm das Transferverhalten um den Faktor 10 über- und bei Np um den Faktor 10 unterschätzt wird.
- Mit den erhaltenen Ergebnissen kann der maximal mögliche Boden/Pflanzen-Transfer abgeschätzt werden, ohne daß eine definitive Aussage über die Einflußgrößen und Mechanismen der Wurzelaufnahme möglich ist. Zur Entwicklung eines allgemein gültigen Modells des Boden/Pflanzen-Transfers ist es erforderlich, das Multiparametersystem Boden-Pflanze-Nuklid stark zu vereinfachen und gezielte Parameterstudien durchzuführen. Auf Grund der komplizierten Fragestellung und der Vielzahl an möglichen Einflußgrößen sind sehr viele Einzelmessungen notwendig, so daß Parameterstudien mit solchen Elementen durchgeführt werden sollen, die sehr schnell, sehr empfindlich und mit möglichst geringem chemischen Aufwand gemessen werden können. Dazu bieten sich viele Schwermetalle an, deren Verhalten in der Umwelt nicht geklärt ist, die aber wegen der hohen Emissionsraten Anlaß zur Besorgnis geben.

Für die deutsche Risikostudie Kernkraftwerke (DRS-A), die 1979 veröffentlicht wurde, übernahm im Rahmen des PNS eine Wissenschaftlergruppe des INR die analytischen Arbeiten zur Berechnung der Unfallfolgen. Abb. 35 gibt den schematischen Aufbau des Unfallfolgenmodells UFOMOD wieder. Nach Eingabe des Quellterms werden zunächst die atmosphärische Ausbreitung und Ablagerung, sowie die Transportprozesse in der Ökosphäre berechnet. Daraus ergibt sich die Berechnung der Strahlendosen für die einzelnen Organe von

Individuen und in der Bevölkerung. Unter Berücksichtigung von Schutz- und Gegenmaßnahmen lassen sich dann die gesundheitlichen Schäden für Individuen und für die Bevölkerung errechnen.

Für die Phase B der DRS wurden bereits im Vorwort zur 1979 veröffentlichten Studie "eine methodische Weiterentwicklung und Modellverbesserungen" gefordert. Dies ist schon deshalb notwendig, da die Anlehnung an die erste Studie "WASH-1400", der 1975 veröffentlichten amerikanischen Risikostudie, für die Phase B entfiel und sämtliche Teilmodelle und Datensätze deutschen KKW-Anlagen anzupassen waren.

In dieser Übersicht können nur allgemein die Verbesserungen angesprochen werden, die im wesentlichen auf den drei Teilgebieten der Modellierung

- der Ausbreitung,
- der Expositionspfade, wie der Inhalation und vor allem der Ingestion, und
- der gesundheitlichen Schäden

vorgenommen wurde. J. Ehrhardt berichtet in seinem Fachvortrag im Detail darüber.

Beispielhaft sei erwähnt, daß in einem Arbeitskreis "Vergleichsrechnungen und Validisierungsuntersuchungen zu atmosphärischen Ausbreitungsmodellen" Fachleute in- und ausländischer Institutionen, die über solche Modelle verfügen, die Entscheidungsbasis für Modelle geschaffen haben, die für das UFOMOD geeignet sind. Zur Modellierung der gesundheitlichen Schäden wurden im letzten Jahr zwei Workshops mit amerikanischen, britischen und deutschen Fachleuten, darunter auch Mitgliedern der Strahlenschutzkommission, abgehalten, mit dem Ziel, die nach dem heutigen Wissensstand aktuellen Organdosen festzulegen.

Die Verbesserungen des UFOMOD sind weitgehend abgeschlossen, so daß für die DRS-B ein modernes Werkzeug zur Berechnung der Unfallfolgen zur Verfügung steht.

Die F + E-Ergebnisse dieses letzten Arbeitsthemas lassen sich wie folgt zusammenfassen (Abb. 36):

- zur Filterentwicklung:
 - Jodsorptionsfilter in allen deutschen KKW eingesetzt,
 - Ertüchtigung von Schwebstofffiltern auf Glasfaserbasis gegen erhöhte Druck-, Feuchte- und Temperaturbeanspruchung,
 - Schwebstofffilter auf Metallfaserbasis als Unfallfilter;
- zur Radioökologie:
 - Transferfaktoren Boden - Pflanze für erste Transurane experimentell bestimmt,
 - erfolgreiche Entwicklung hochempfindlicher Strahlenmeßmethoden;
- zu Unfallfolgen:
 - UFOMOD entscheidend verbessert,
 - Mitwirkung an den laufenden Arbeiten der DRS-Phase B.

4. PNS-Kooperationen in der LWR-Sicherheitsforschung

Bereits eingangs wurde aufgezeigt, daß mit allen Organisationen und Institutionen, die mit dem Bau, dem Betrieb, der Genehmigung, der Überwachung von Kernenergieanlagen zu tun haben, von Beginn an eine enge Kooperation bestand.

Hier soll noch einmal die internationale Zusammenarbeit des PNS deutlich gemacht werden.

Abb. 37 zeigt unsere ausländischen Partner. Unser wichtigster Partner war und ist zweifellos die USNRC. Sie ist gleichzeitig die Brücke zu den National Laboratories, wie Batelle Columbus und Northwest, Brookhaven, Idaho, Los Alamos und Sandia. Die Zusammenarbeit umfaßte praktisch das gesamte Forschungsgebiet des PNS. An dieser Stelle ist für die stets ausgezeichnete

Zusammenarbeit zu danken und die uneingeschränkte und offene Informationsbereitschaft zu loben.

Unser zweiter amerikanischer Partner ist das Electric Power Research Institut (EPRI) in Palo Alto, eine Einrichtung der amerikanischen Betreibergesellschaften.

Die Zusammenarbeit mit dem CEA umfaßt im wesentlichen die Arbeiten zum Brennstabverhalten und in neuerer Zeit zu den schweren Störfällen. Hier ist vor allem das Inpile-Programm im Phebus-Reaktor zu erwähnen.

Der Kooperationsvertrag mit JAERI bezieht sich im wesentlichen auf die Brennstabuntersuchungen und wurde inzwischen auf Severe Fuel Damage und Kernschmelzen ausgeweitet.

Mit dem UKAEA und seinen Forschungseinrichtungen besteht seit langen Jahren ein enger Kontakt und Informationsaustausch auf dem Gebiet des Kernverhaltens.

Mit Forschungseinrichtungen der EG gab es vielfältige Kontakte. Zu erwähnen ist, daß eine Reihe von Forschungsarbeiten im Rahmen des "Shared Cost Program" teilfinanziert wurden.

Die Beteiligung des EIR am DEMONA-Programm wurde schon erwähnt. Jedoch gingen die Kontakte über die Aerosoluntersuchungen hinaus.

Das Risø-Forschungszentrum arbeitete in erster Linie auf dem Gebiet der Ausbreitung von Schadstoffen in die Umgebung mit dem PNS zusammen.

Mit Schweden und Finnland fand ein reger Austausch von Informationen vor allem auf dem Gebiet der Beurteilung schwerer Störfälle statt.

Im Rahmen der CSNI-Aktivitäten (NEA) sind seit Jahren PNS-Mitarbeiter Mitglieder der Principle Working Group 2 und 4 sowie in der Senior Expert Group on Severe Accidents.

Im Rahmen der OECD beteiligte sich das PNS über viele Jahre am Halden-Programm.

Als Ausdruck der guten internationalen Zusammenarbeit ist die Tatsache zu werten, daß das KfK mit der Ausrichtung des 5th International Meeting on Thermal Nuclear Reactor Safety im September 1984 betraut wurde /4/.

Allen Partner ist für die gute Zusammenarbeit zu danken, die für uns immer auch die Plattform darstellte, auf der wir unsere eigenen Vorhaben, Ideen und Ergebnisse zur kritischen Beurteilung durch die Fachkollegen vorstellen konnten. Ich glaube, die große Zahl der Partner macht deutlich, wie stark die PNS-Arbeiten in die Programme der an der Kernenergie und ihrer Sicherheit interessierten westlichen Länder eingebunden war und ist.

5. Abschließende Bemerkungen

Die meisten der PNS-Forschungsvorhaben sind abgeschlossen, jedoch nicht alle, wie das Beispiel CORA-Programm zeigt. Sie werden in den nächsten 1 bis 2 Jahren ordnungsgemäß zu Ende geführt. Über den neuen, organisatorischen Rahmen, der die Arbeiten zur LWR-Sicherheitsforschung zusammenfaßt, wird derzeit unter Einbeziehung aktueller Gesichtspunkte beraten.

Eine Bewertung der nun fast 15-jährigen Arbeiten muß notgedrungen etwas vereinfacht ausfallen. Aufgrund der Anerkennung, die über die Jahre von vielen Seiten zu hören war, und aufgrund der Tatsache, daß die Forschungsergebnisse von vielen Fachleuten und Institutionen benutzt werden, ist der Schluß zulässig, daß das Projekt Nukleare Sicherheit einen entscheidenden Beitrag zur Beurteilung des Stör- und Unfallverhaltens von Leichtwasserreaktoren und des Risikos, das von ihnen ausgeht, geleistet hat.

Der Versuch, die Ergebnisse allgemein zusammenzufassen, muß ebenfalls Stückwerk bleiben (Abb. 38). Man kann sicherlich folgendes festhalten:

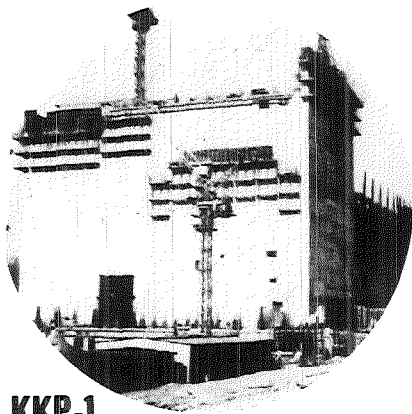
1. Die Forschungsergebnisse zu Auslegungsstörfällen bilden eine zuverlässige und sichere Grundlage für die Nachweise im Genehmigungsverfahren und zeigen ein hohes Maß an Sicherheitsreserven in den untersuchten Komponenten und Systemen.
2. Die Ergebnisse der Untersuchungen zu schweren Kernschäden und zum Kernschmelzen bilden eine verbesserte Grundlage für Risikostudien und führen zu einer entsprechend verbesserten Abschätzung des Gefährdungspotentials von radioaktiven Belastungen für Bevölkerung und Umgebung kerntechnischer Anlagen.

Nach unserem heutigen hohen Wissensstand besteht kein Anlaß zur Sorge, daß in einem deutschen LWR-Kernkraftwerk ein hypothetischer Unfall eintreten könnte, der zu einer dramatischen Gefährdung der Bevölkerung führt.

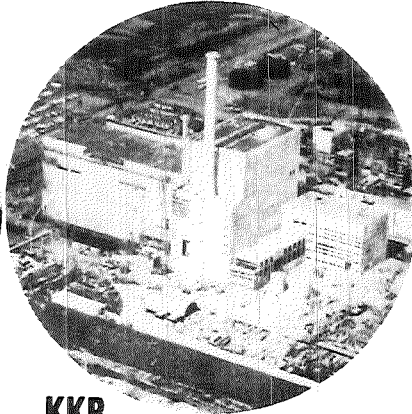
Abschließend möchten wir allen Wissenschaftlern und Ingenieuren, die seit 1972 an den PNS-Arbeiten beteiligt waren, für ihr stetes Engagement und die geleistete Arbeit, sowie all denen, die darüber hinaus mit ihren guten Diensten zum Erfolg des PNS beigetragen haben, herzlich danken.

Literatur

- /1/ A. Birkhofer, W. Braun, E.H. Koch, O. Kellermann, K.H. Lindackers,
D. Smidt
Reaktorsicherheit in der Bundesrepublik
atw September/Oktober 1970, S. 441-448
- /2/ M. Fischer,
Das Projekt Nukleare Sicherheit
KfK-Nachrichten 1, 1973, S. 1 bis 7
- /3/ Programm Forschung zur Sicherheit von Leichtwasserreaktoren
1977-1980,
BMFT, Bonn 1978
- /4/ Proceedings, 5th International Meeting on Thermal Nuclear Reactor
Safety,
KfK 3880/1-3, 1984



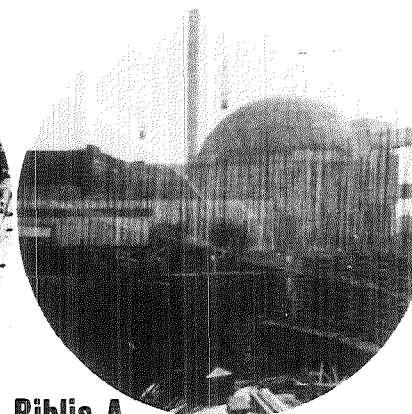
KKP-1



KKB



GKN



Biblis A

In Betrieb

- VAK Kahl
(15 MWe, SWR)
- KRB Gundremmingen
(225 MWe, SWR)
- KWL Lingen
(252 MWe, SWR)
- KWO Obrigheim
(345 MWe, DWR)

Inbetriebnahme

- KWW Würzgassen
(670 MWe, SWR)
- KKS Stade
(662 MWe, DWR)

In Bau

- KKB Brunsbüttel
(805 MWe, SWR)
- KKP-1 Philippsburg
(900 MWe, SWR)
- GKN Neckar
(800 MWe, DWR)
- Biblis-A
(1204 MWe, DWR)

Illustration nach atw 4/1972



Abb. 1: **1970 - 72 Übergangsphase zu großen LWR-Einheiten**

1. 12. 1970

**KfK-Vorschlag zu einem Arbeitsprogramm
„Reaktorsicherheit und nuklearer Umweltschutz“
als Teil eines angestrebten, allgemeinen
Reaktorsicherheitsprogramms der Bundesregierung.**

1. 1. 1972

**Gründung des Projekts Nukleare Sicherheit (PNS)
als Arbeitsschwerpunkt im F+E-Programm des KfK**

Arbeitsthemen :

- Umweltbelastung durch KKW und WAA**
- Systemverhalten bei Reaktorstörfällen**
- Schadensumfang bei hypothetischen Reaktorunfällen**
- Beurteilung deren Folgen**
- Sicherheitstechnische Beurteilung von nuklearen Anlagen**

The logo of the Karlsruhe Institute of Technology (KfK) is located at the bottom right of the page. It consists of the letters 'KfK' in a stylized, bold, sans-serif font. The 'K' and 'f' are connected, and the 'K' has a distinctive shape with a vertical bar on the left side.



Abb. 3

PNS-F+E-Programmstruktur

- 1. Quantifizierung der Sicherheitsreserven in existierenden Komponenten und Systemen durch sicherheitstechnische Experimente und Analysen.**
- 2. Entwicklung verbesserter Systeme und Sicherheitseinrichtungen zur Verhinderung von Störfällen und zur Eindämmung schwerer Unfälle.**

Abb. 4



Übergeordnete Ziele der nuklearen Sicherheitsforschung und Entwicklung

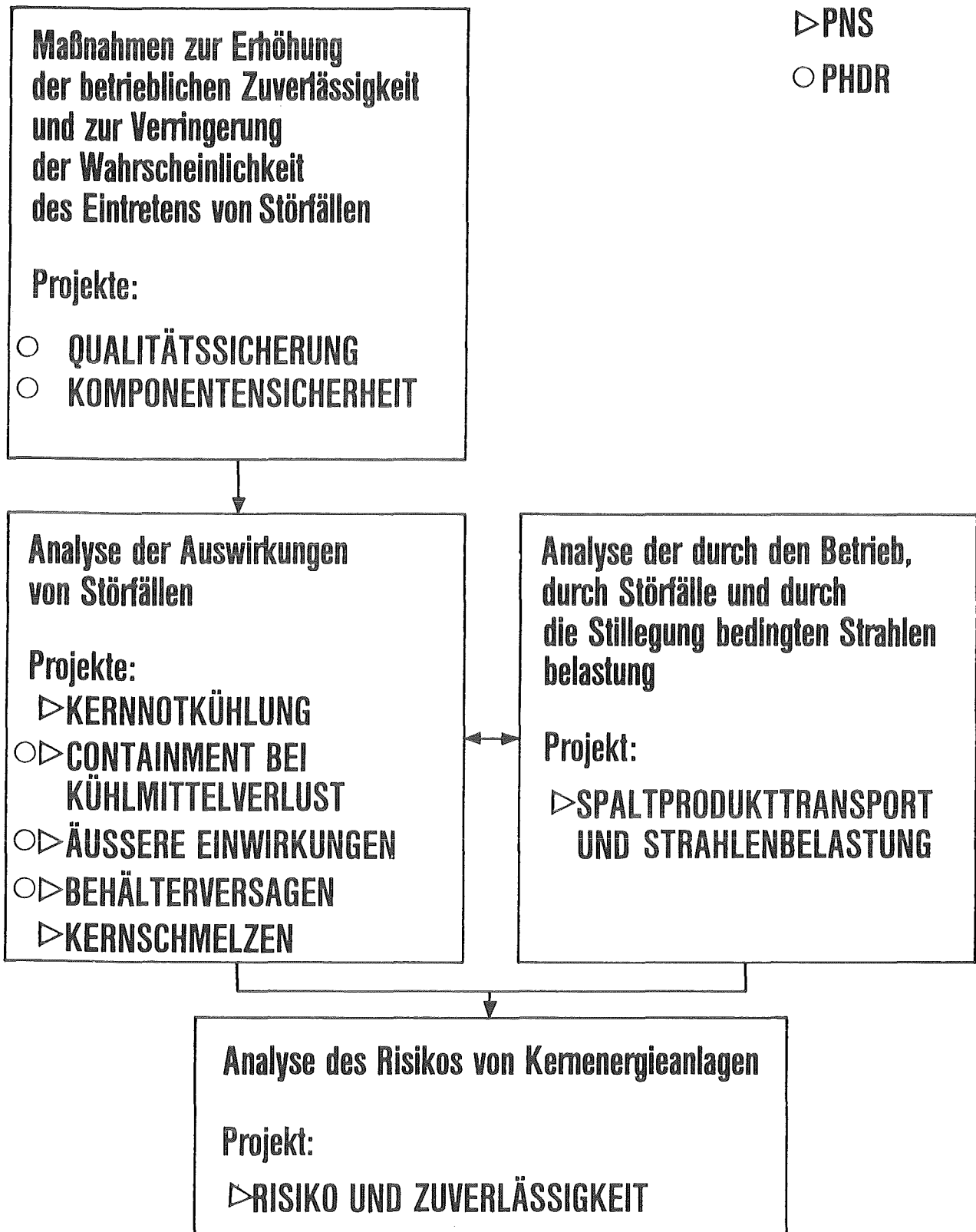


Abb. 5



SACHGEBIETE DES FORSCHUNGSPROGRAMMS DES BMFT

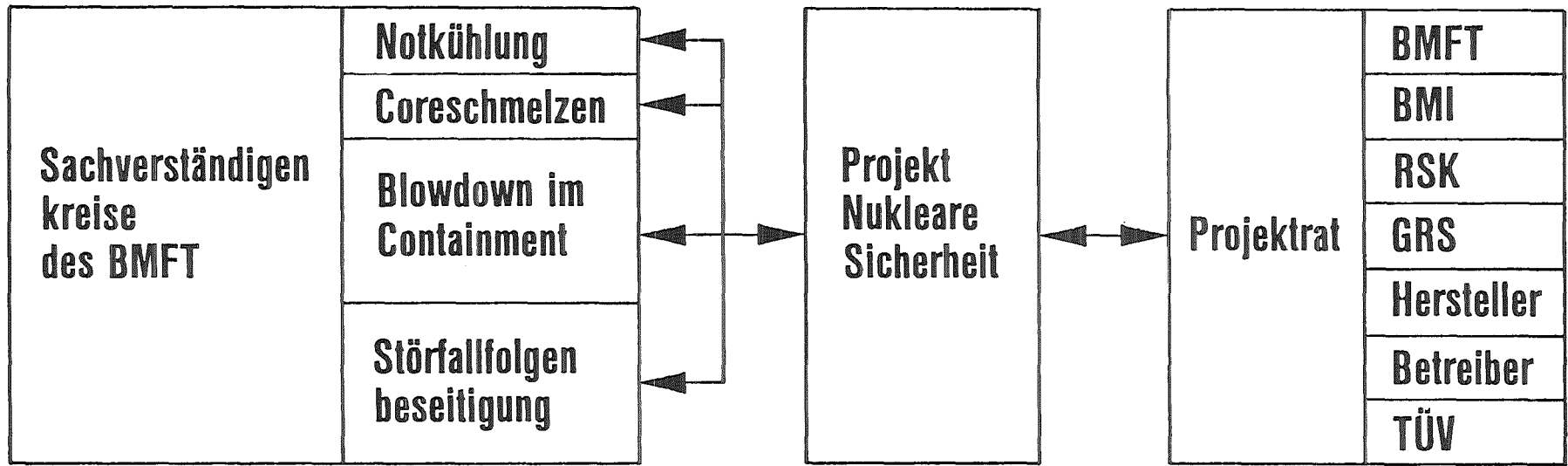
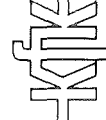


Abb. 6

Das PNS im RS-Forschungsprogramm des BMFT

- **Dynamische Beanspruchung von Reaktorkomponenten**
- **Brennelementverhalten bei Störfällen**
- **Kernschmelzenunfälle in LWR**
- **Rückhaltung, Verhalten und Auswirkung freigesetzter Radionuklide aus kerntechnischen Anlagen**

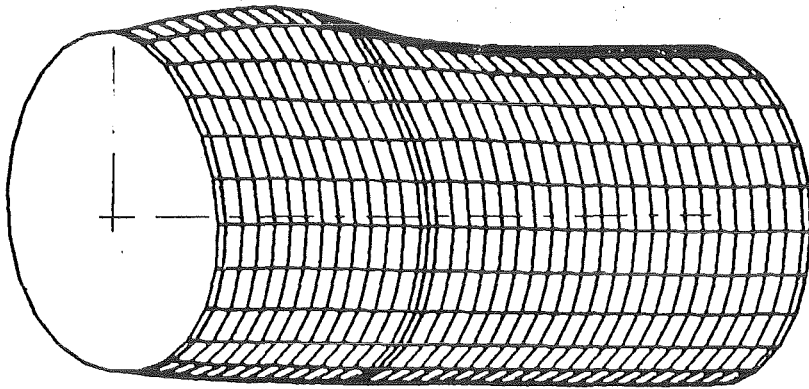


Zielsetzung

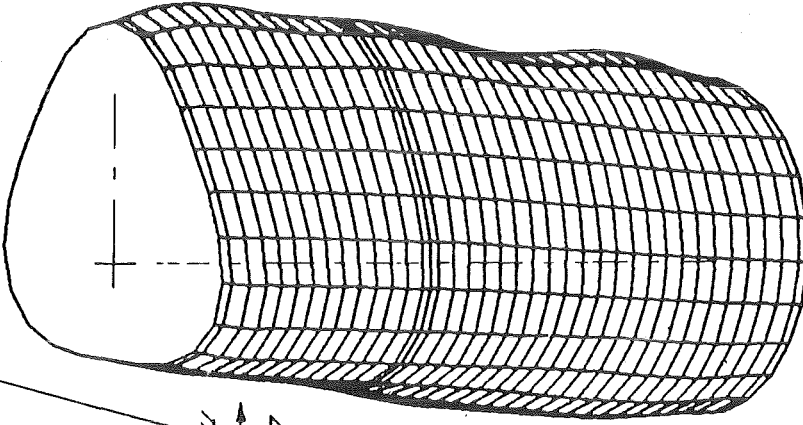
Entwicklung von Rechenprogrammen und ihre Verifikation zur Abschätzung der Sicherheitsreserven von Reaktoreinbauten und von Containments.

- Blowdown-Beanspruchungen von DWR-Einbauten
- Beanspruchungen von LWR-Containments
 - Verhalten kugelförmiger SWR-Containments bei Dampfkondensation
 - Verhalten kugelförmiger DWR-Containments bei steigendem Innendruck und bei Erdbebenanregung

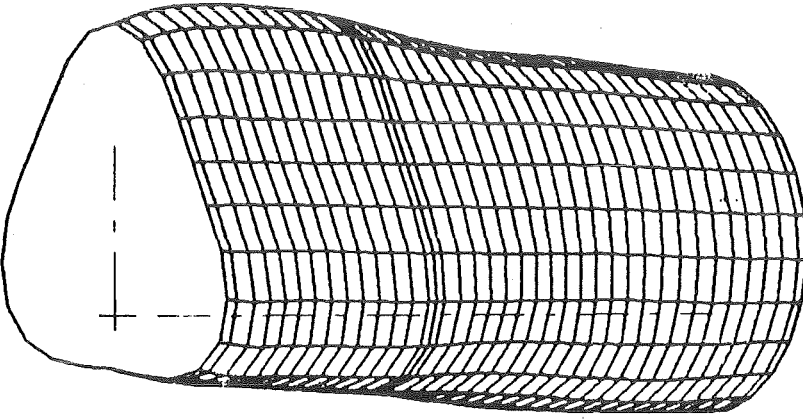
Blowdownstutzen



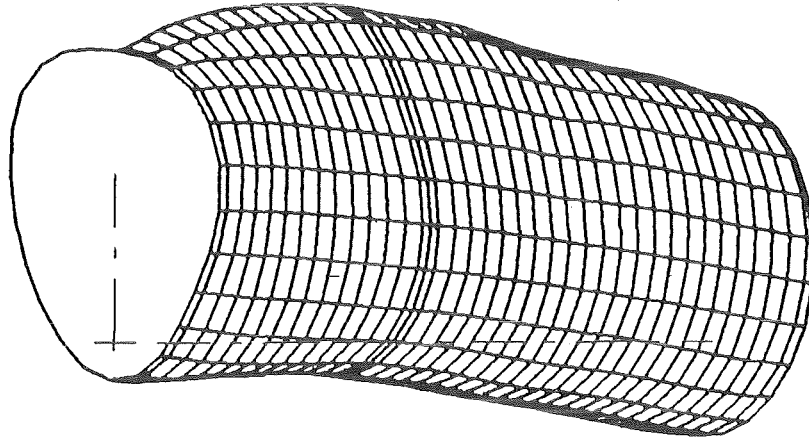
$t = 10$ ms



$t = 20$ ms



$t = 30$ ms



$t = 40$ ms

(Verformungen 150-fach vergrößert)

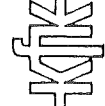
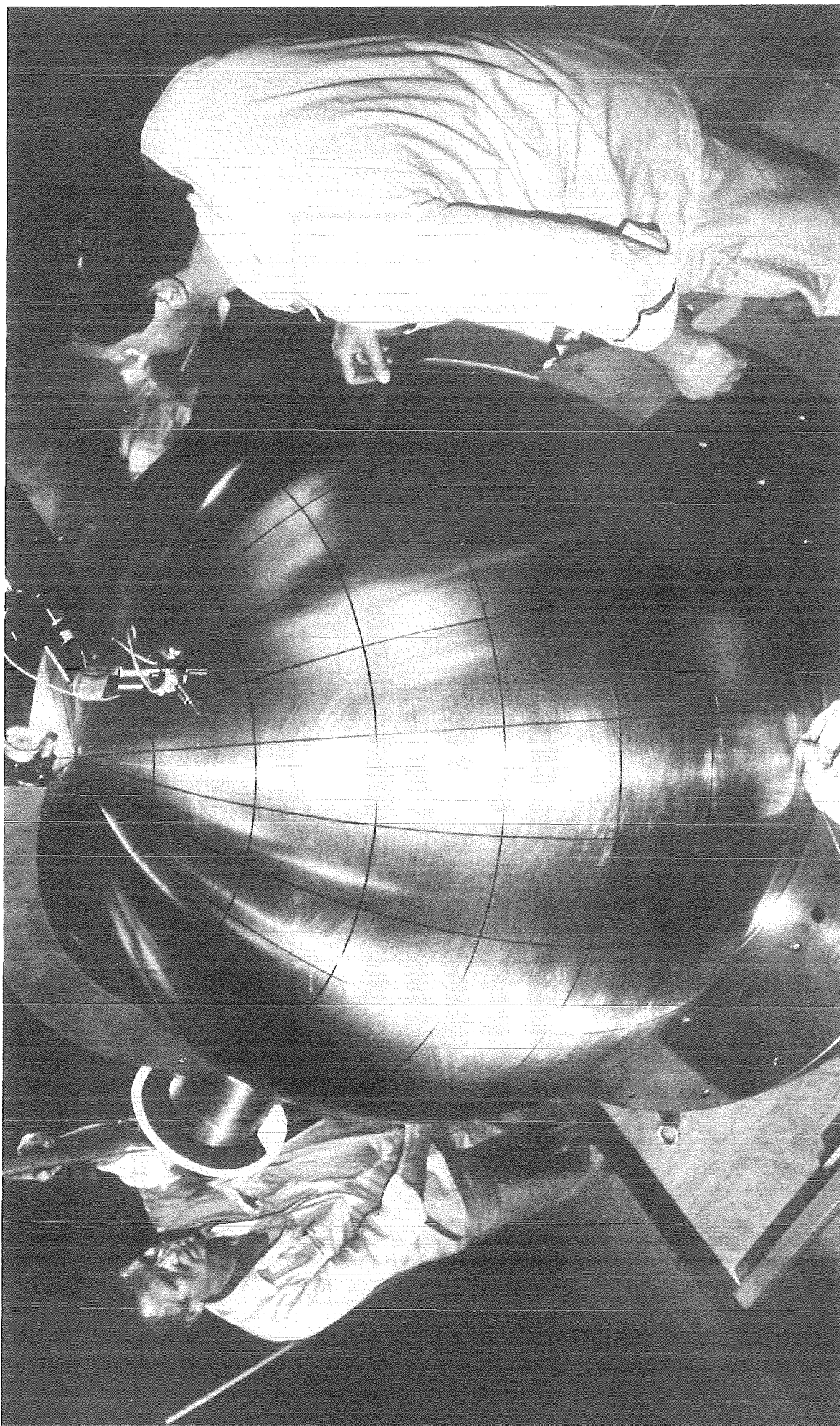


Abb. 9

FLUX: Verformung eines DWR-Kernbehälters während der Blowdownphase



Schwingungsverhalten des Sicherheitsbehälters

Abb. 10:

Ergebnisse

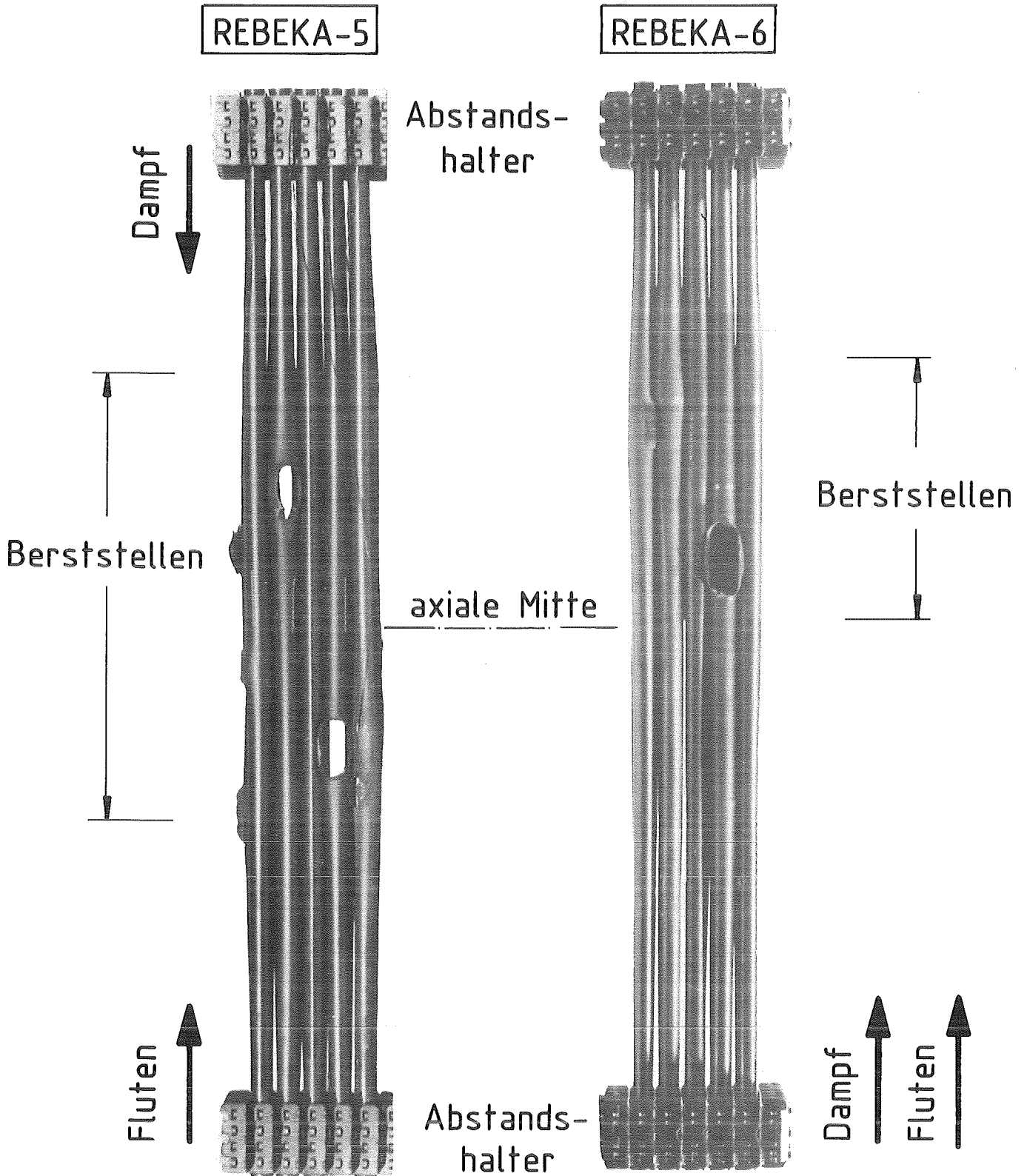
- Zur Blowdownbeanspruchung von DWR-Einbauten
 - Max. Kernmantelspannung im Bereich der Fließgrenze
 - Vernachlässigung der Fluid-Struktur-Wechselwirkung führt zur Überschätzung der maximalen Kernmantelspannung von z. B. 50 %

- Zur Beanspruchung von DWR-Containments
 - Auslegungsdruck = 6 bar
 - Versagensdruck (DRS) = 9 bar
 - Exp. Abschätzung = 14 bar
 - (gefährdeter Bereich: Materialschleuse)

Zielsetzung

Untersuchungen zum Verständnis der Versagensmechanismen von LWR-Brennstäben und Bereitstellung von experimentell verifizierten Rechenmodellen für realistische Störfallanalysen

- **Ermittlung des Schadensumfanges im Reaktorkern**
- **Untersuchung der Auswirkungen von Brennstabschäden auf die Kühlbarkeit des Kerns und die Spaltproduktfreisetzung**
- **Quantifizierung der Sicherheitsreserven**
- **Untersuchungen zu schweren Kernschäden**



kfk

Abb. 13: Einfluß der Strömungsrichtung auf die Hüllrohrverformung

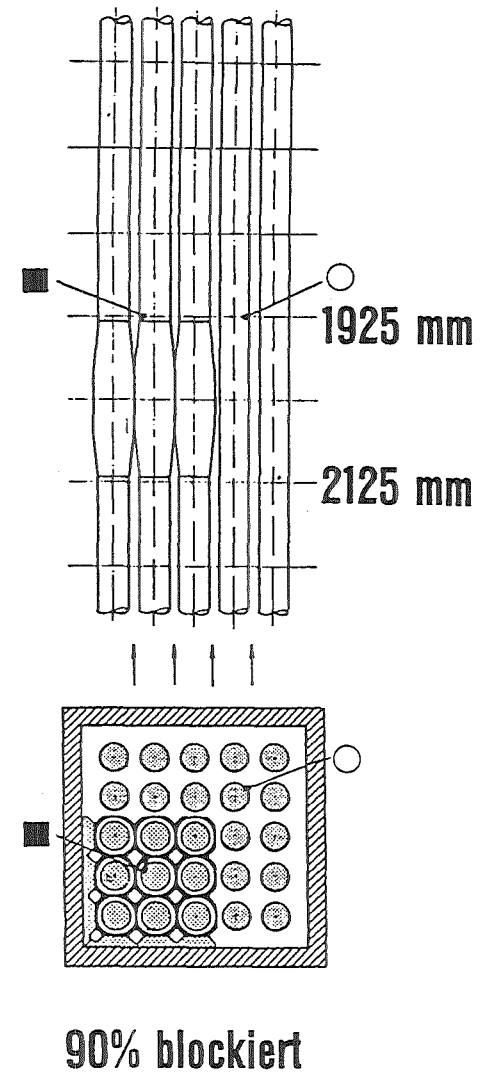
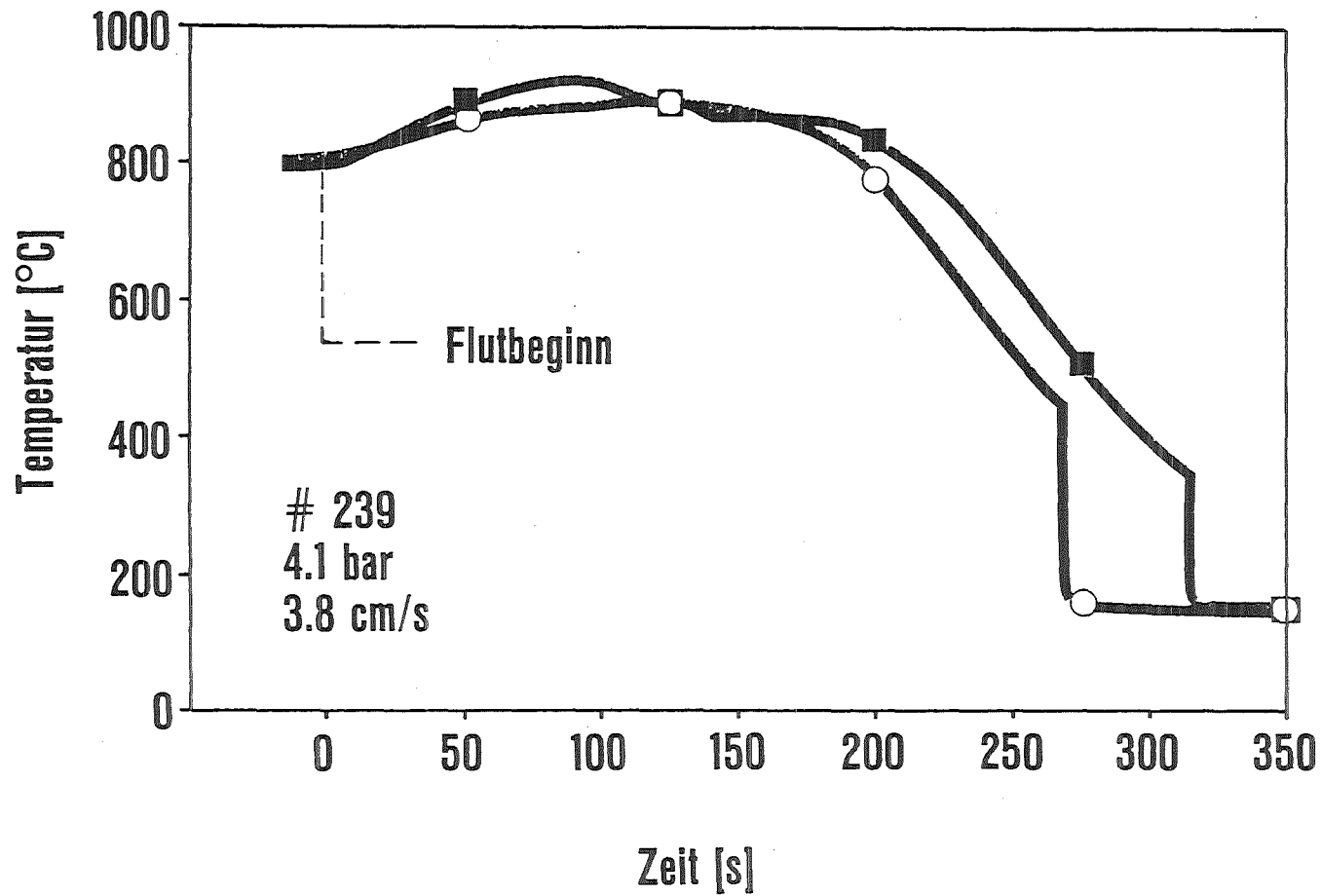


Abb. 14



Kernnotkühlung: Hüllrohrtemperaturen im 90%-blockierten Bündel (FEBA)

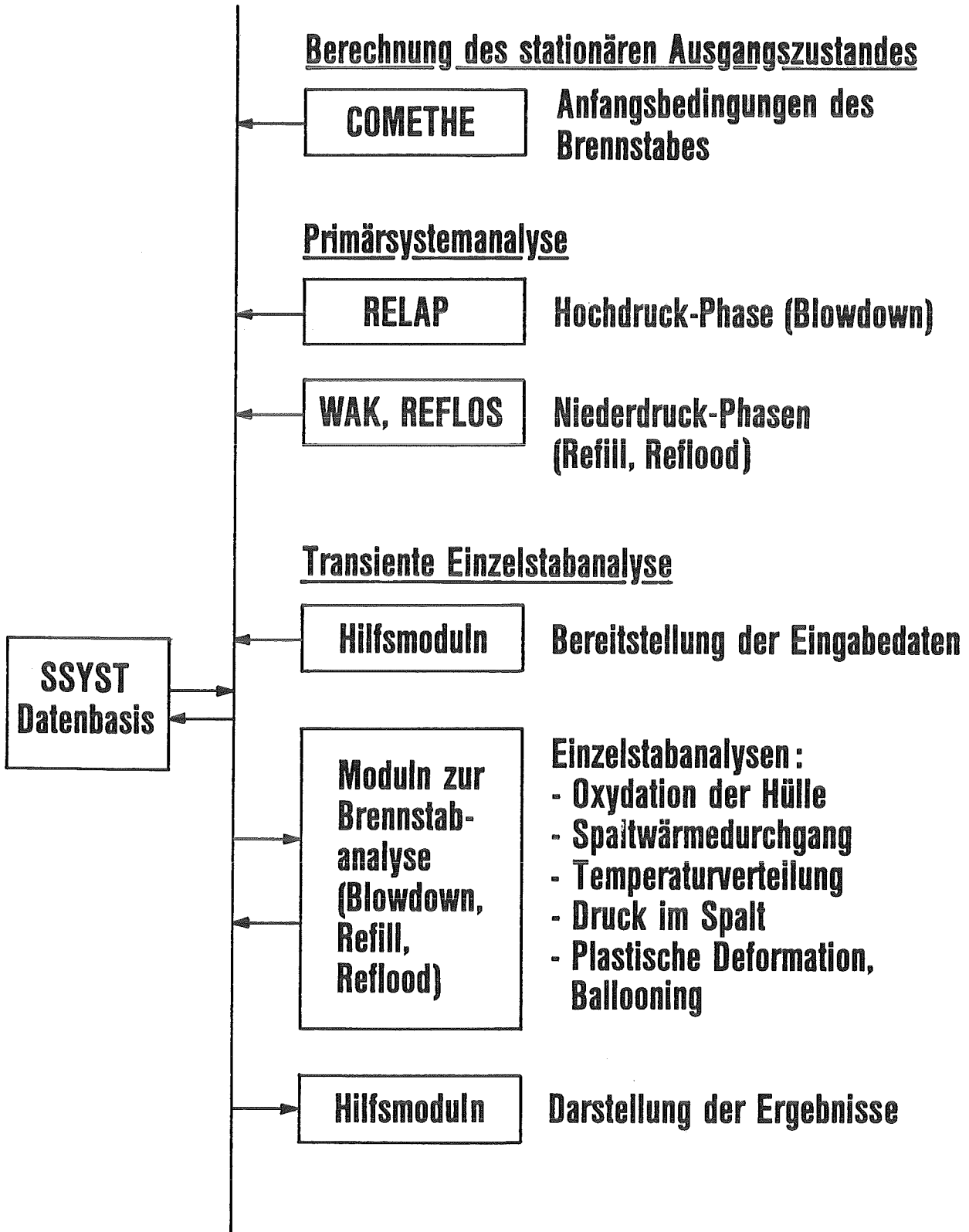


Abb. 15

LWR-Einzelstabanalyse mit SSYST-2

Wachstumsrate der ZrO_2 -Schicht [$K_p(\text{cm}^2 \cdot \text{s}^{-1})$]

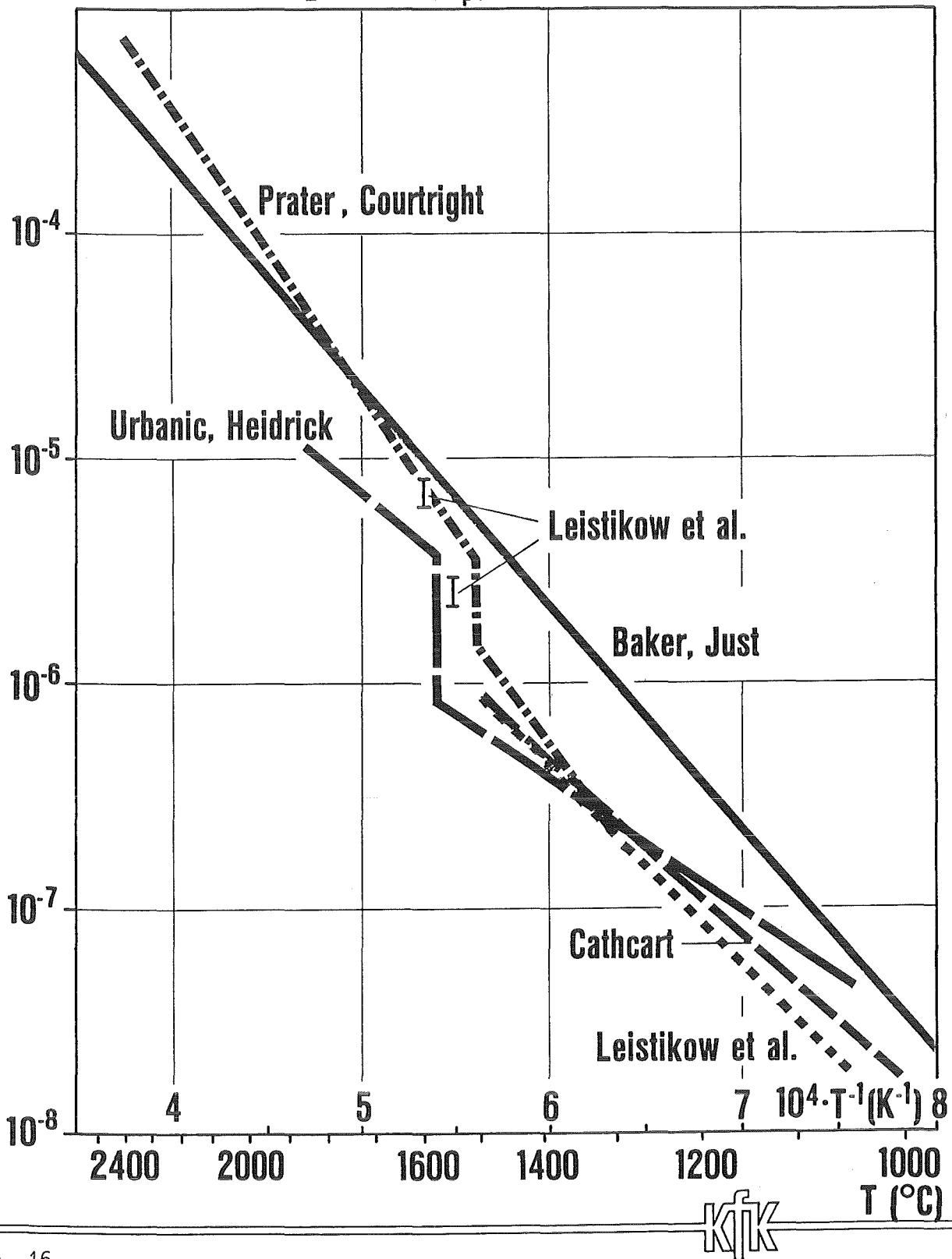


Abb. 16

Temperaturabhängigkeit der parabol. Geschwindigkeitskonstante (ZrO_2 -Schicht-Wachstum)

Grenzfläche zwischen den Reaktionszonen

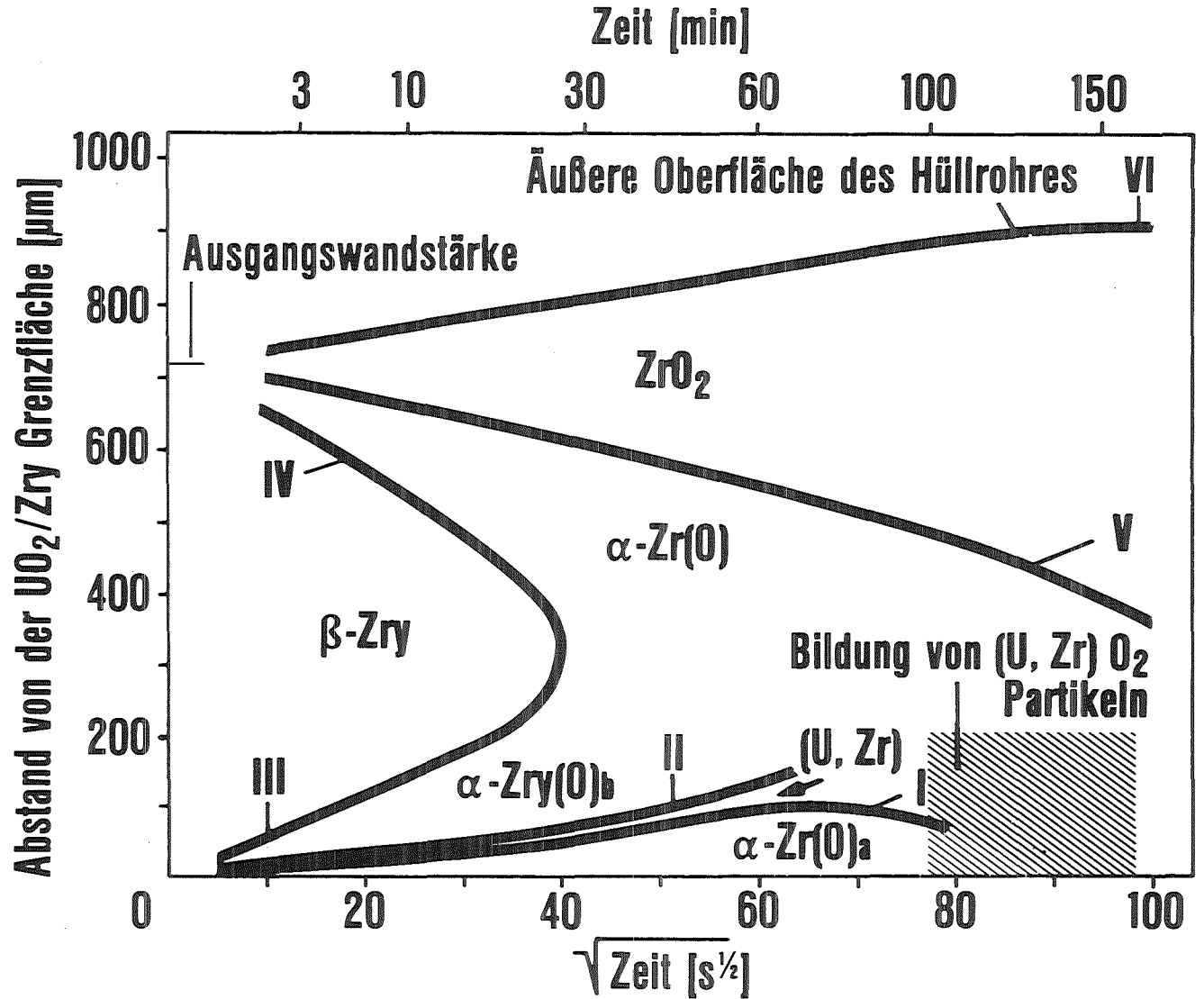
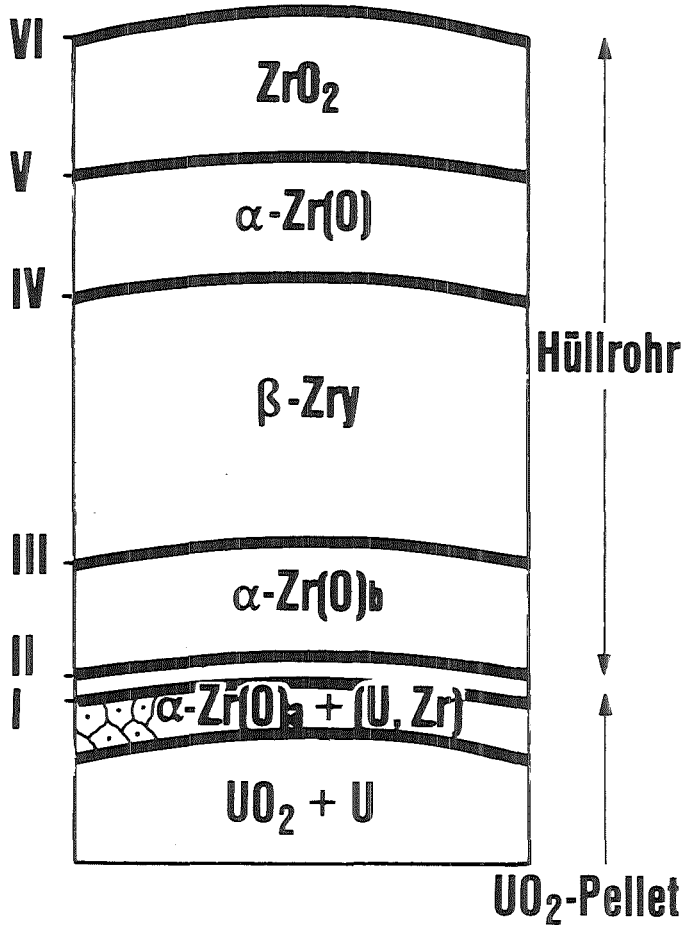


Abb. 17

KfK

Hüllrohroxidation $T = 1200 \text{ }^\circ\text{C}$; $p = 40 \text{ bar}$; $Ar + 25 \text{ Vol. } \% O_2$

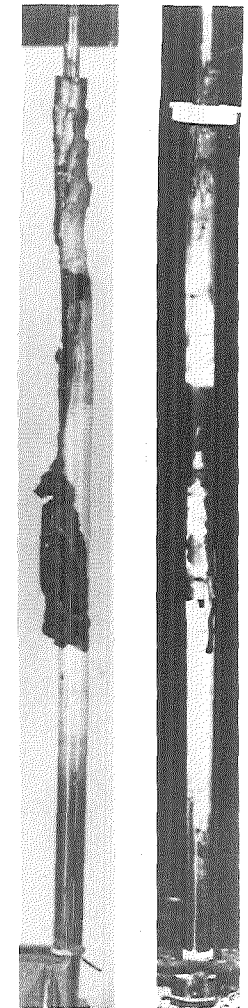
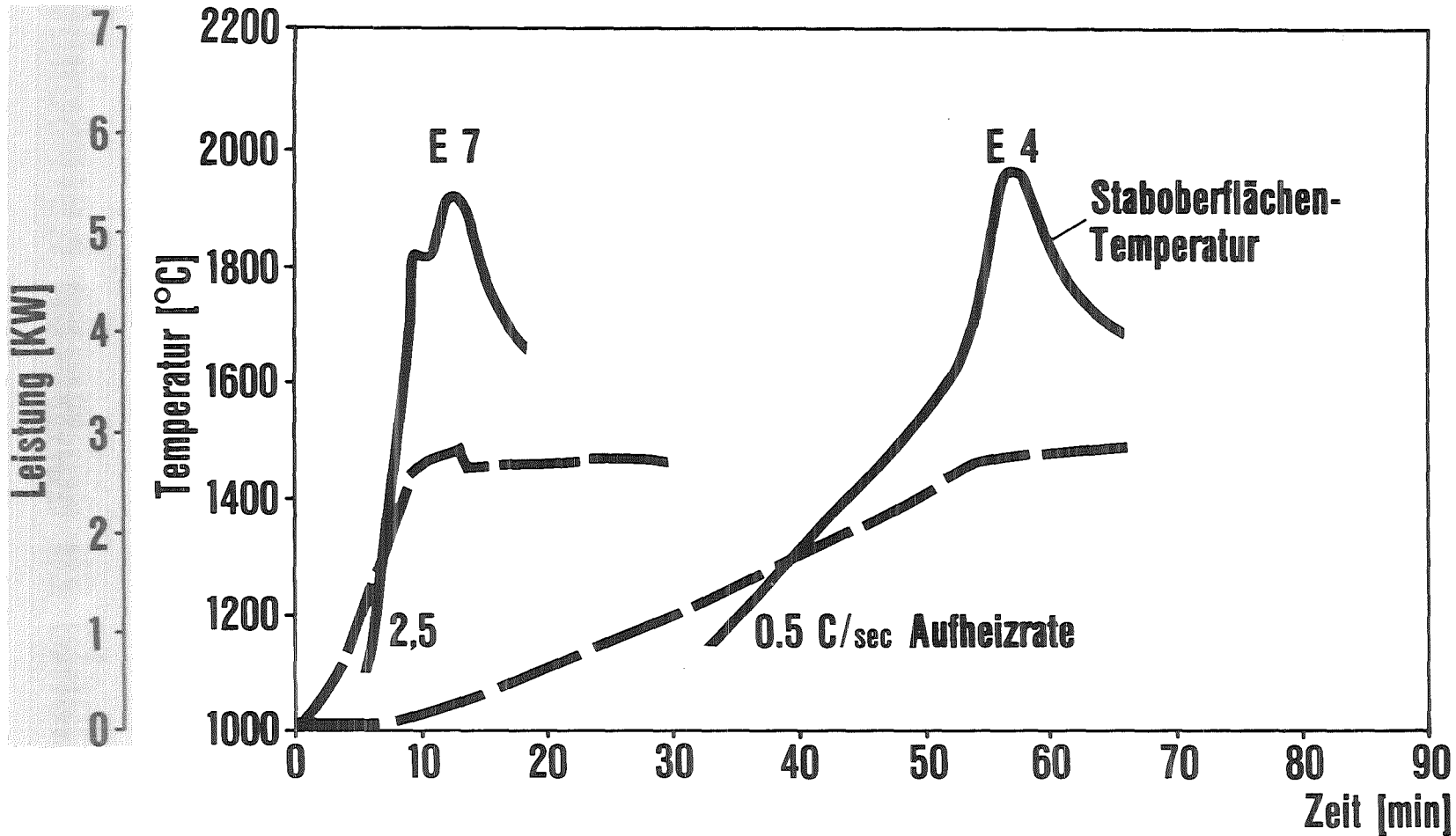


Abb. 18:



Schwere Brennstabschäden bei verschiedenen Leistungstransienten

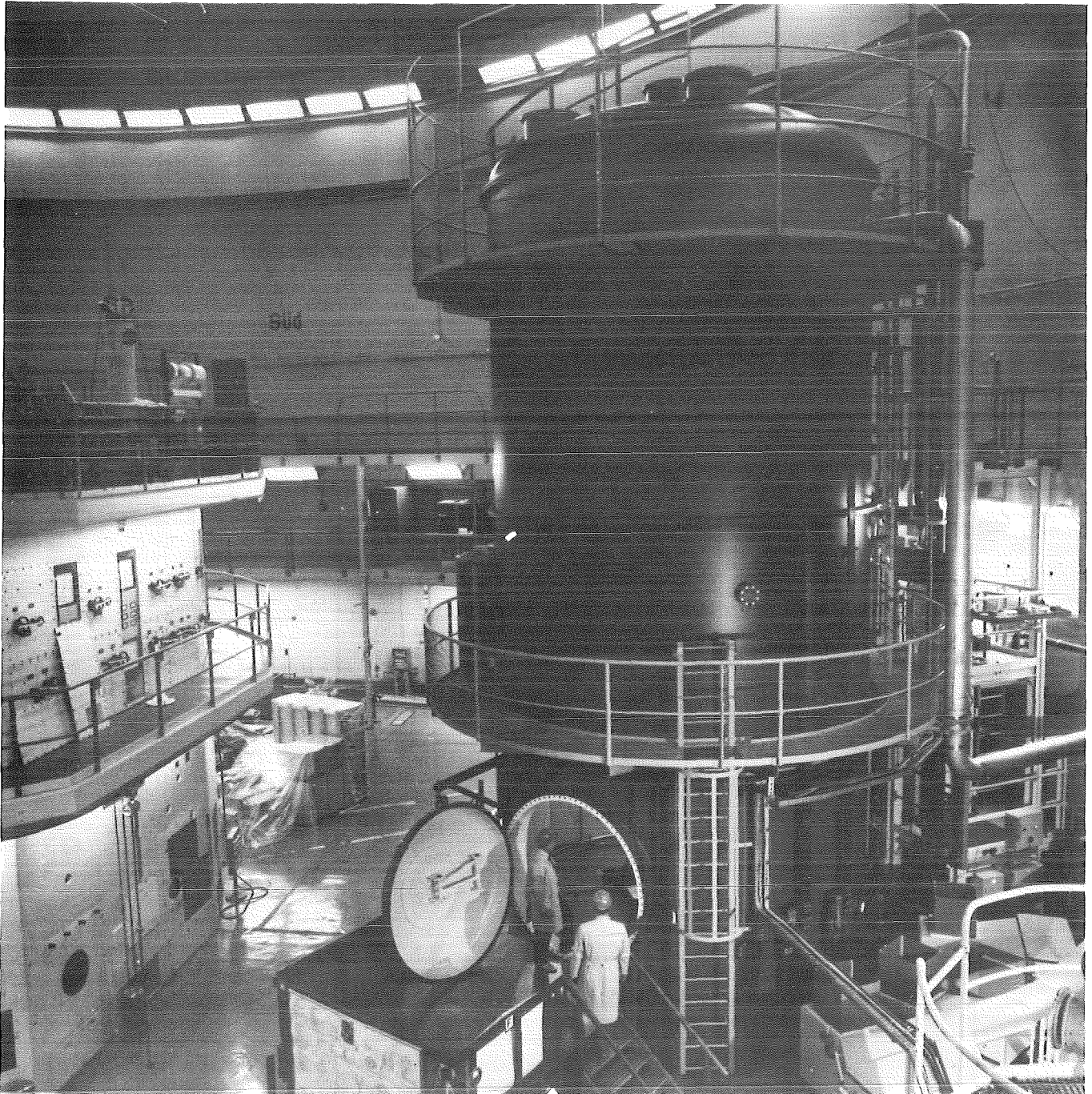


Abb. 19:

CORA-Experimente zu schweren Kernschäden

Ergebnisse:

● Auslegungsstörfall

- Entscheidende Mechanismen der Deformation und Kühlbarkeit verstanden
- Rechenprogramme zur BE-Deformation entwickelt
- Max. Kühlkanalversperrung ~ 70 % (in einer Querschnittsebene)
- Kühlkanalversperrungen bis ~ 90 % kühlbar
- Oxidationskinetik von Zirkaloy in Wasserdampf verstanden (17 %-Kriterium konservativ)
- Unter KVS-Bedingungen keine Wechselwirkungen zwischen Hüllrohr und Brennstoff bzw. Spaltprodukten
- Rechenprogramm SSYST-2 und -3 zur Einzelstabanalyse bzw. Kernanalyse

Ergebnisse (Fortsetzung)

- **Schwere Kernschäden ($T > 1200^{\circ} \text{C}$)**
 - Einzelphänomene bei Dampfoxidation und Wechselwirkung zwischen Hüllrohr und Brennstoff verstanden
 - Untersuchung des integralen Verhaltens von Brennstabbündeln im laufenden CORA-Versuchsprogramm

Zielsetzung

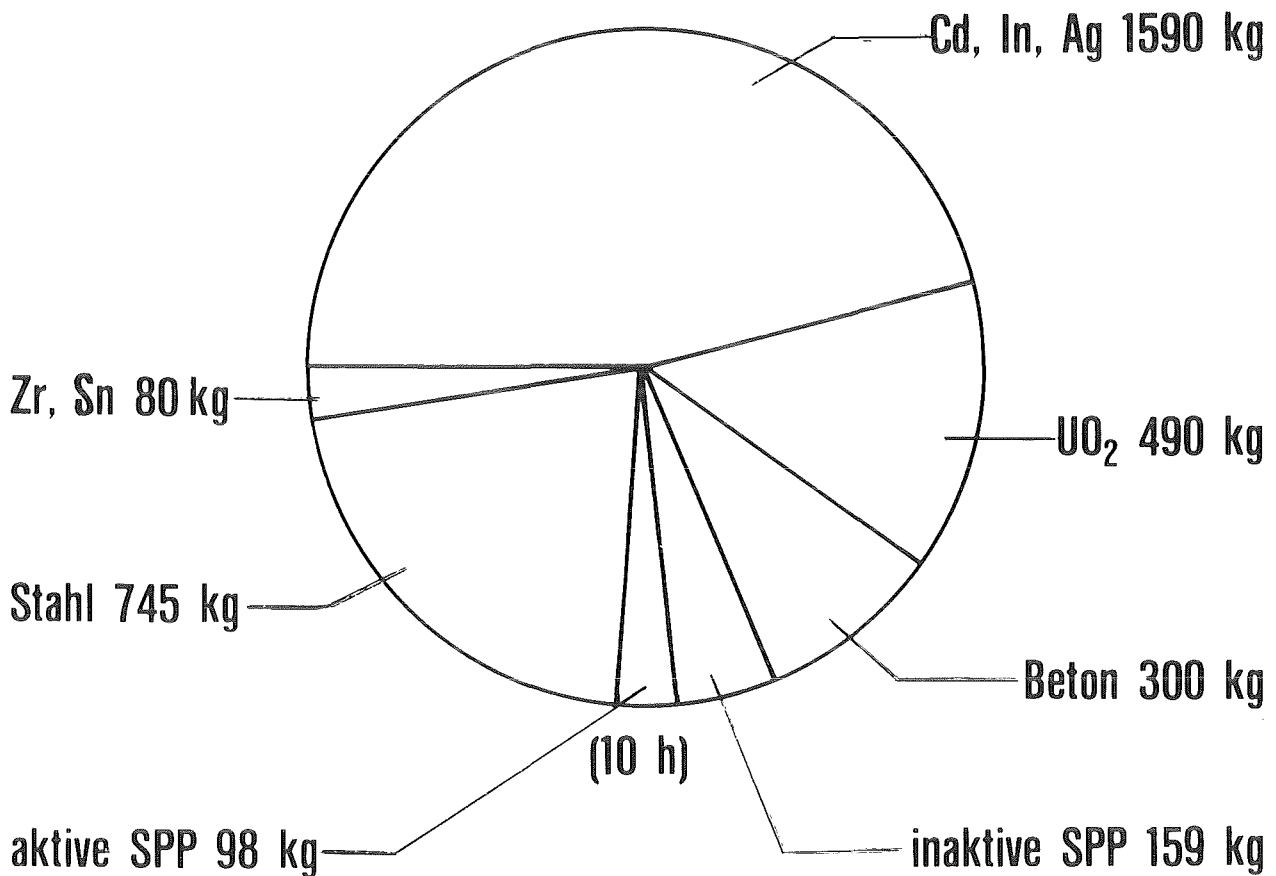
- **Verständnis des Ablaufs des KSU**
- **Verbesserte Abschätzung der Folgen**

Untersuchungen

- **Freisetzung von Spaltprodukten aus dem Brennstoff**
- **Verhalten von Aerosolen**
- **Schmelze/Beton-Wechselwirkung**
- **Thermodynamik im Sicherheitsbehälter**
- **Verhalten der wichtigsten Nuklide**
- **Quelltermbestimmung**



$t_{AB} = 1000 \text{ d}$
Abbrand = 37 GWd/t
Brennstoff = 100 t UO_2

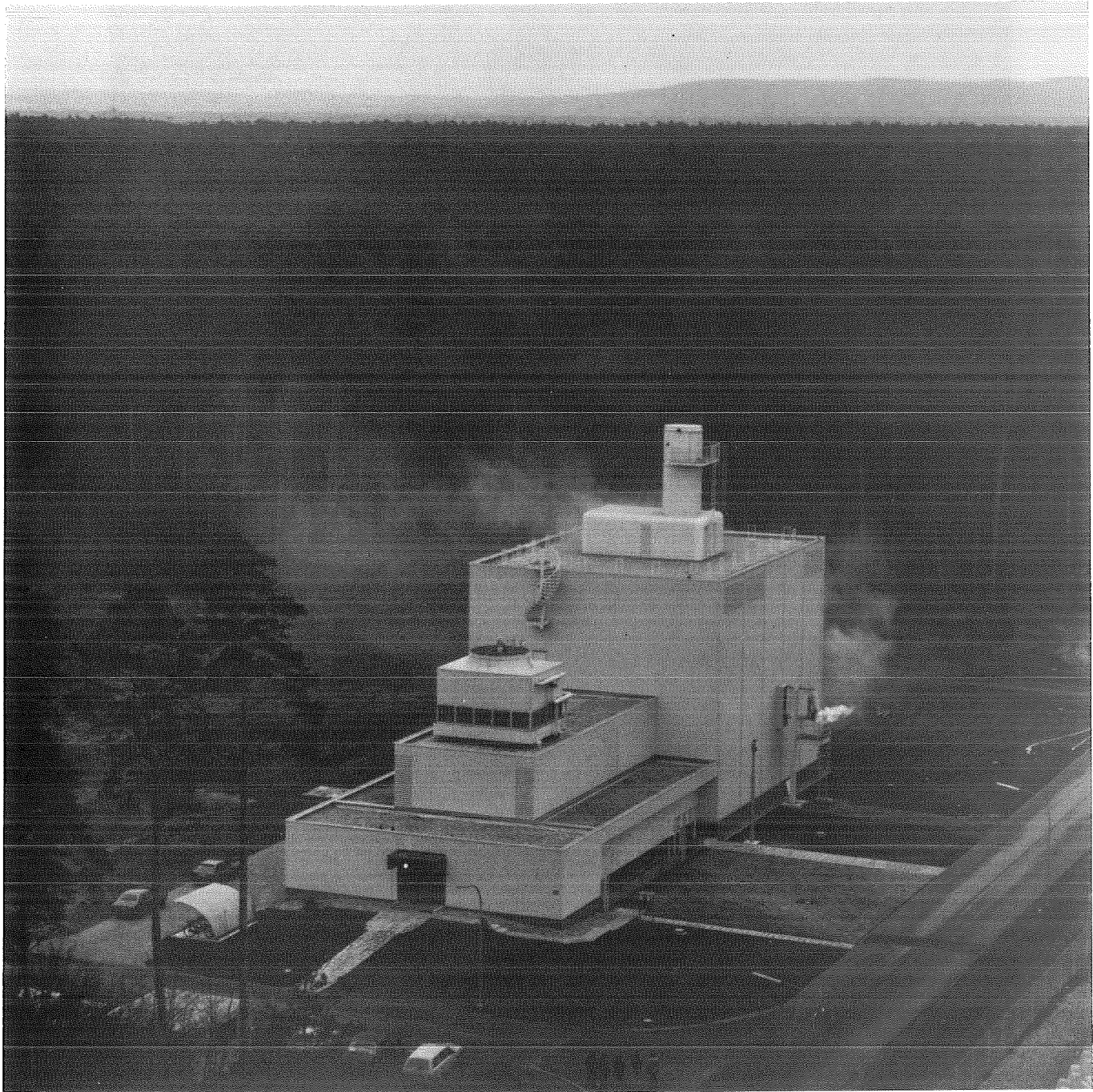


$\Sigma: 3,46 \text{ t}$



Abb. 22

Integral in den Sicherheitsbehälter freigesetzte Aerosolmassen



KfK

Abb. 23: **BETA-Versuchsanlage (1984-86)**



kfK

Abb. 24: **BETA-Vorversuch**
Thermitzündung in Betontiegel

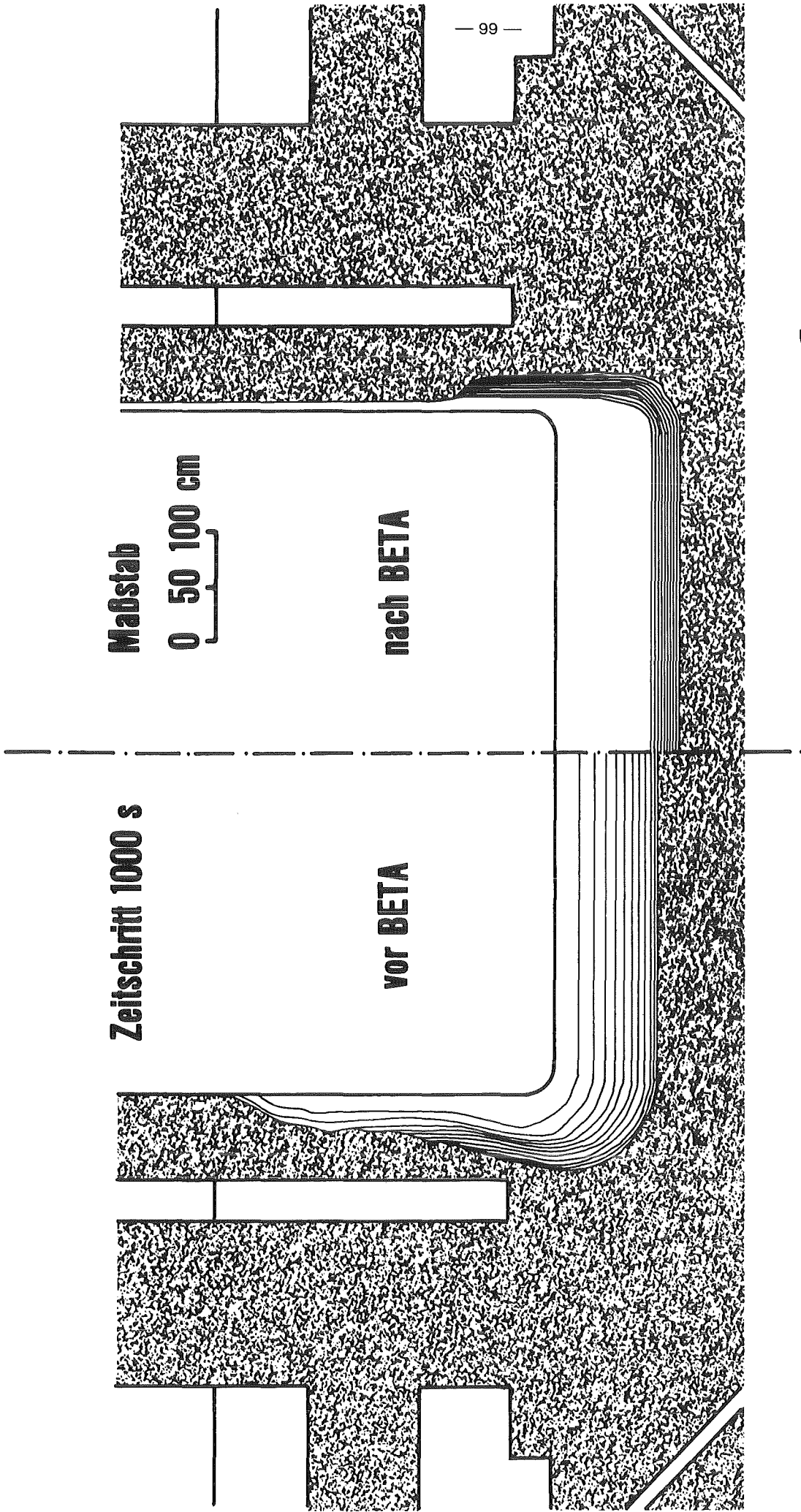
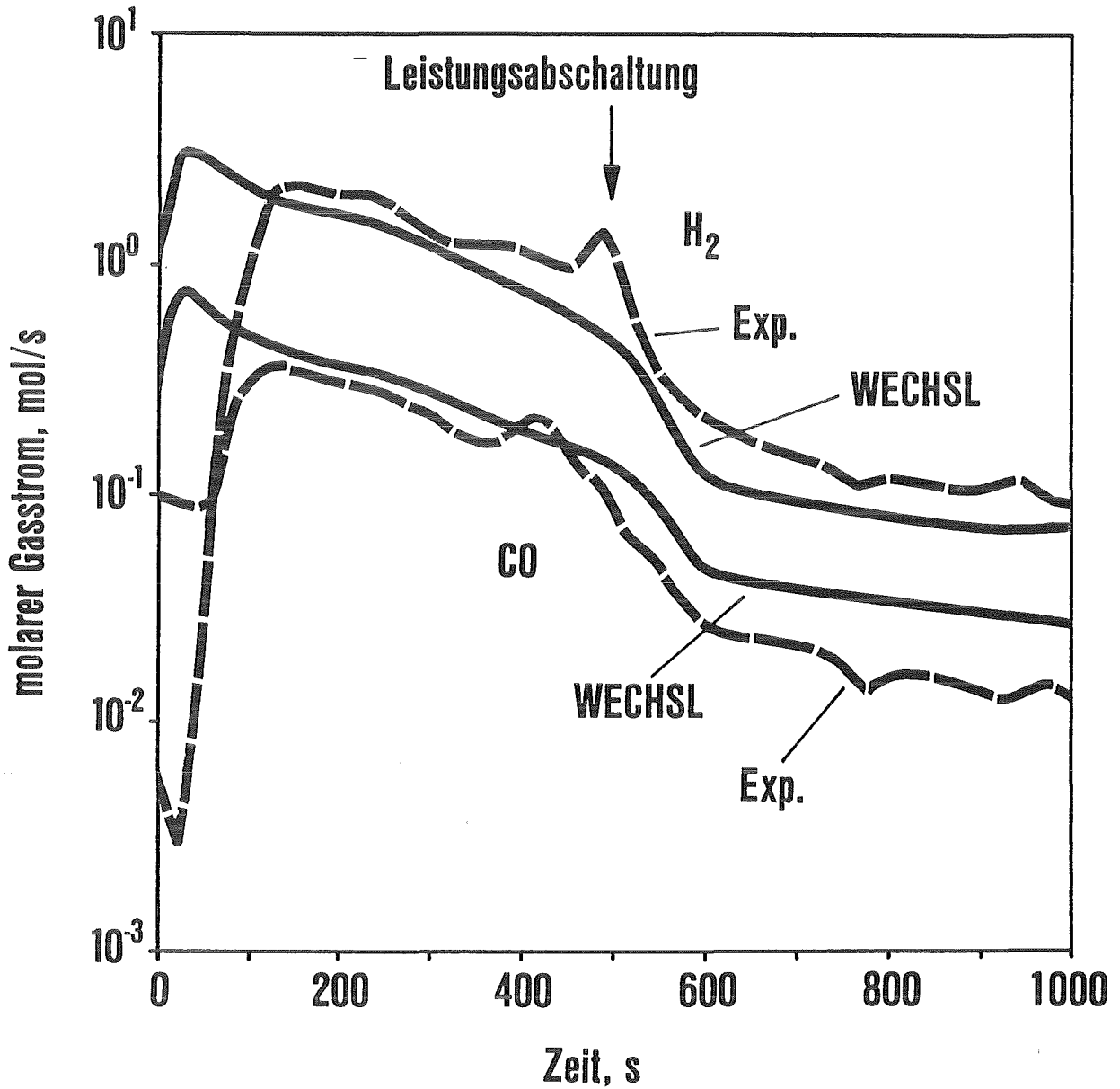


Abb. 25

Beton-Erosion nach Kernschmelzen





BETA-Versuch V 1.8



Abb. 26 Freisetzung brennbarer Gase H_2 und CO während der Beton-Schmelze-Wechselwirkung

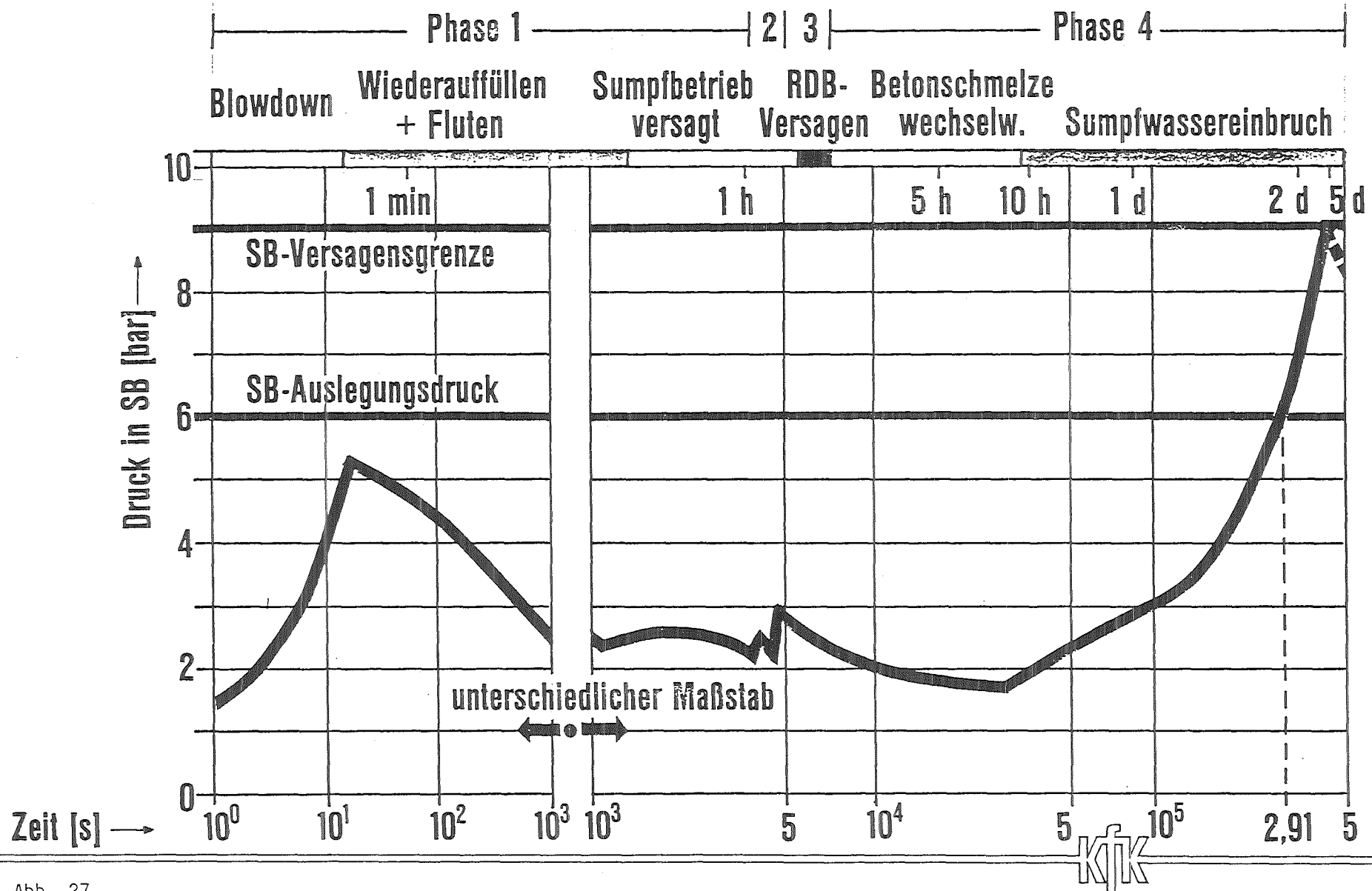
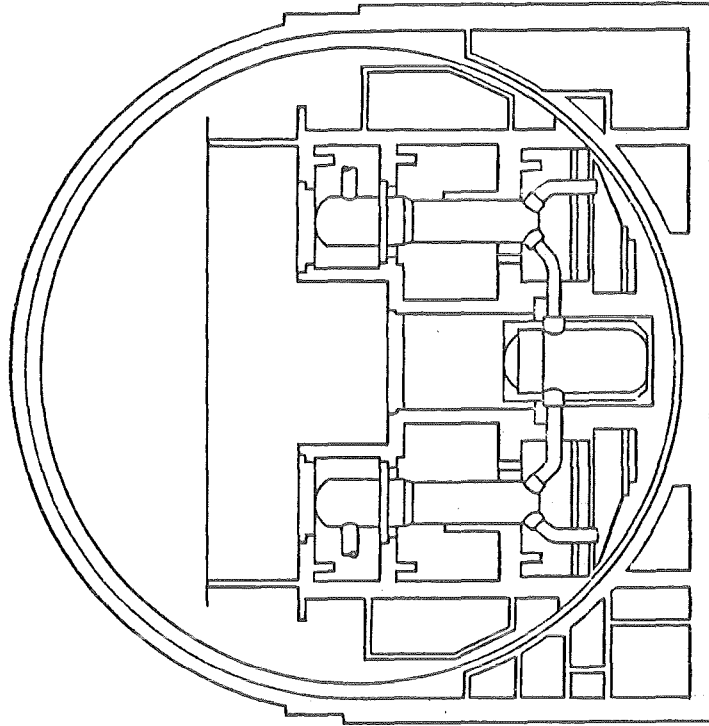


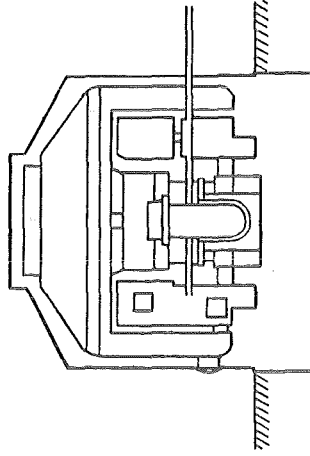
Abb. 27

Druckverlauf im SB nach 2 F-LOCA und Versagen des Sumpfbetriebes

Containment Biblis A



Modell containment



Größenverhältnis

Linear 4 : 1

(kubisch 64 : 1)

Beteiligte Institutionen : BF - EIR - KWU - KfK



DEMONA-Experiment zum Aerosolverhalten

Abb. 28

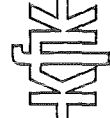
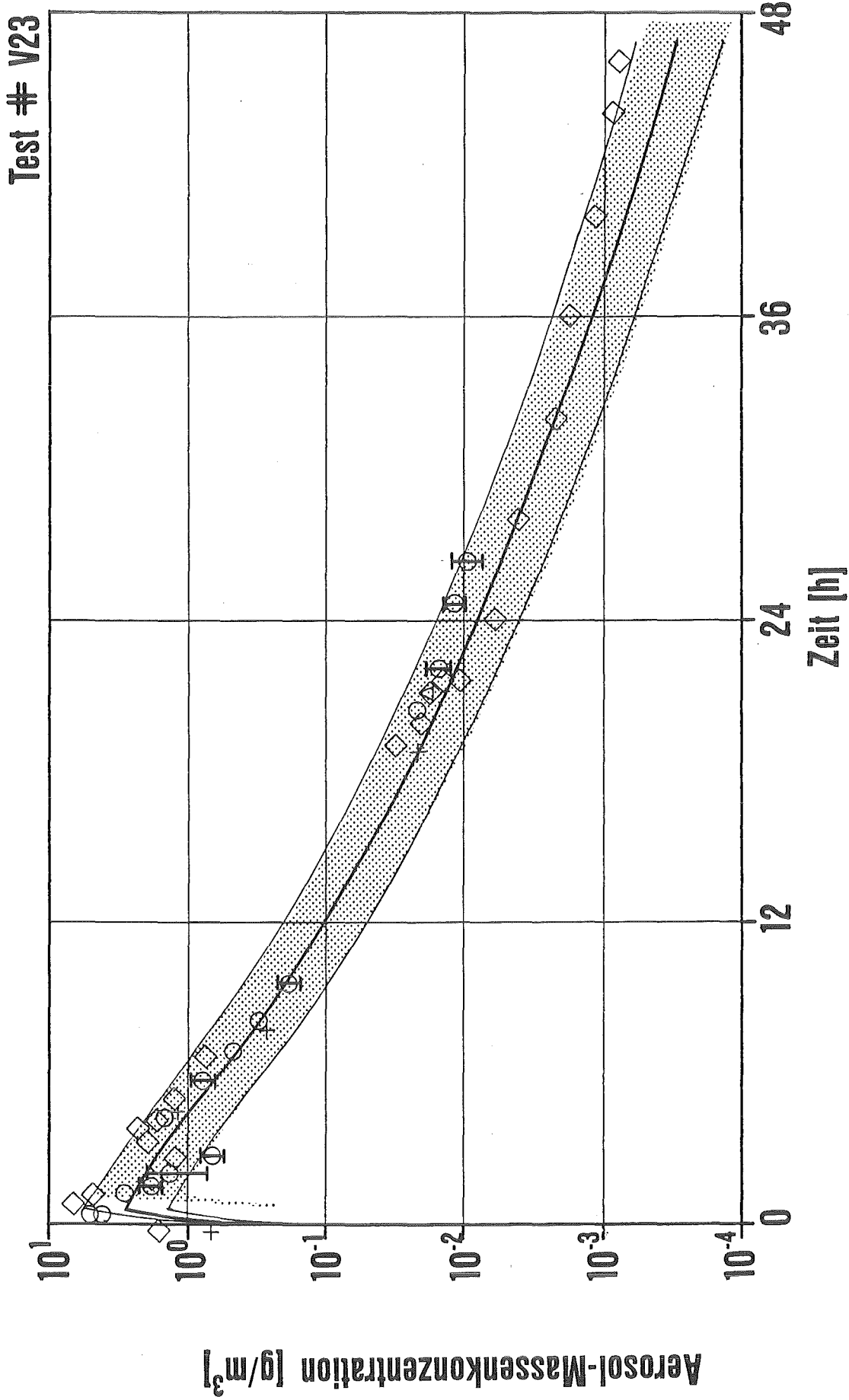


Abb. 29

DEMONA-NAUA: Vergleich experimenteller Daten mit Vorausrechnungen

Niederdruckpfad (Spätes Überdruckversagen des SB)	Bemerkung	Freigesetzter Anteil des Kerninventars	^{131}I [g]	^{131}I [Ci]
DRS-Phase A (nach 27 h)	Keine Zurückhaltung im Ringraum	10^{-2}	8	10^6
Fall 2 (nach 5 d)	300 cm ² Leck, keine Filter	10^{-4}	$8 \cdot 10^{-2}$	10^4
Fall 1 (nach 5 d)	20 cm ² Leck, Filter	$5 \cdot 10^{-7}$	$4 \cdot 10^{-4}$	50



Ergebnisse

- Spaltprodukt und Aerosolfreisetzung mit SASCHA-Programm voll quantifiziert, (3,5 t Aerosolpartikeln, davon 10 % radiotoxisch)
- NAUA-Code berechnet die zeitabhängige Abscheidung von Aerosolpartikeln im Sicherheitsbehälter konservativ (Beispiel: Abbau des Aerosols im SB um 5 Größenordnungen in 5 Tagen)
- WECHSL-Code berechnet Betonerosion und Gasfreisetzung während Schmelze-Beton-Wechselwirkung hinreichend genau
- Druckaufbau im SB auf 9 bar in 5 Tagen
- Im Vergleich zur DRS-A erwartete Verminderung des Quellterms um 1 bis 2 Größenordnungen – je nach betrachtetem Fall

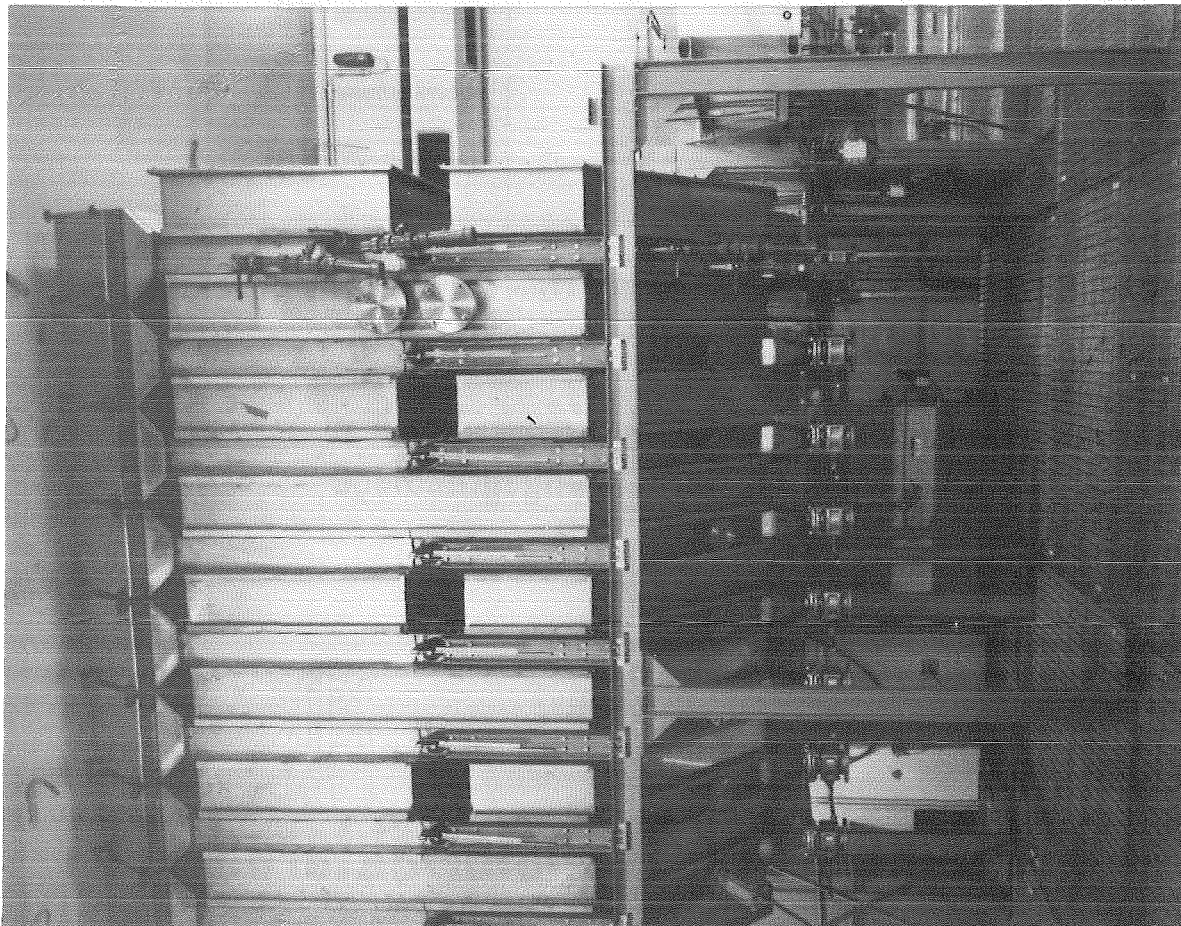
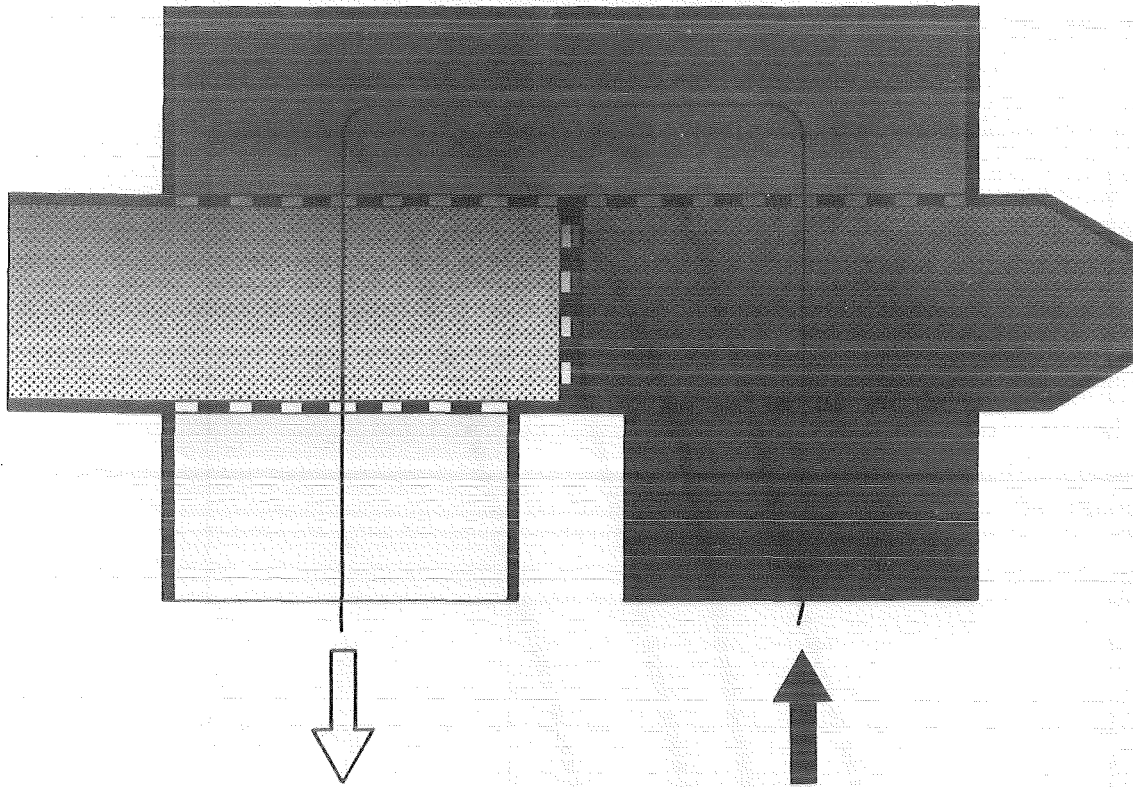
Zielsetzung

- **Entwicklung von Abluftfiltern zur Abscheidung im Normalbetrieb und nach einem Reaktorunfall freigesetzter Nuklide**
- **Quantitative Bestimmung des ökologischen Verhaltens gefährlicher Radionuklide**
- **Unfallfolgenberechnungen im Rahmen von Risikoanalysen an kerntechnischen Anlagen**



Abb. 32

Rückhaltung, Verhalten und Auswirkung freigesetzter Radionuklide aus kerntechn. Anlagen



KfK

Abb. 33: Iod-Mehr-Weg-Sorptions-Filter im KKW

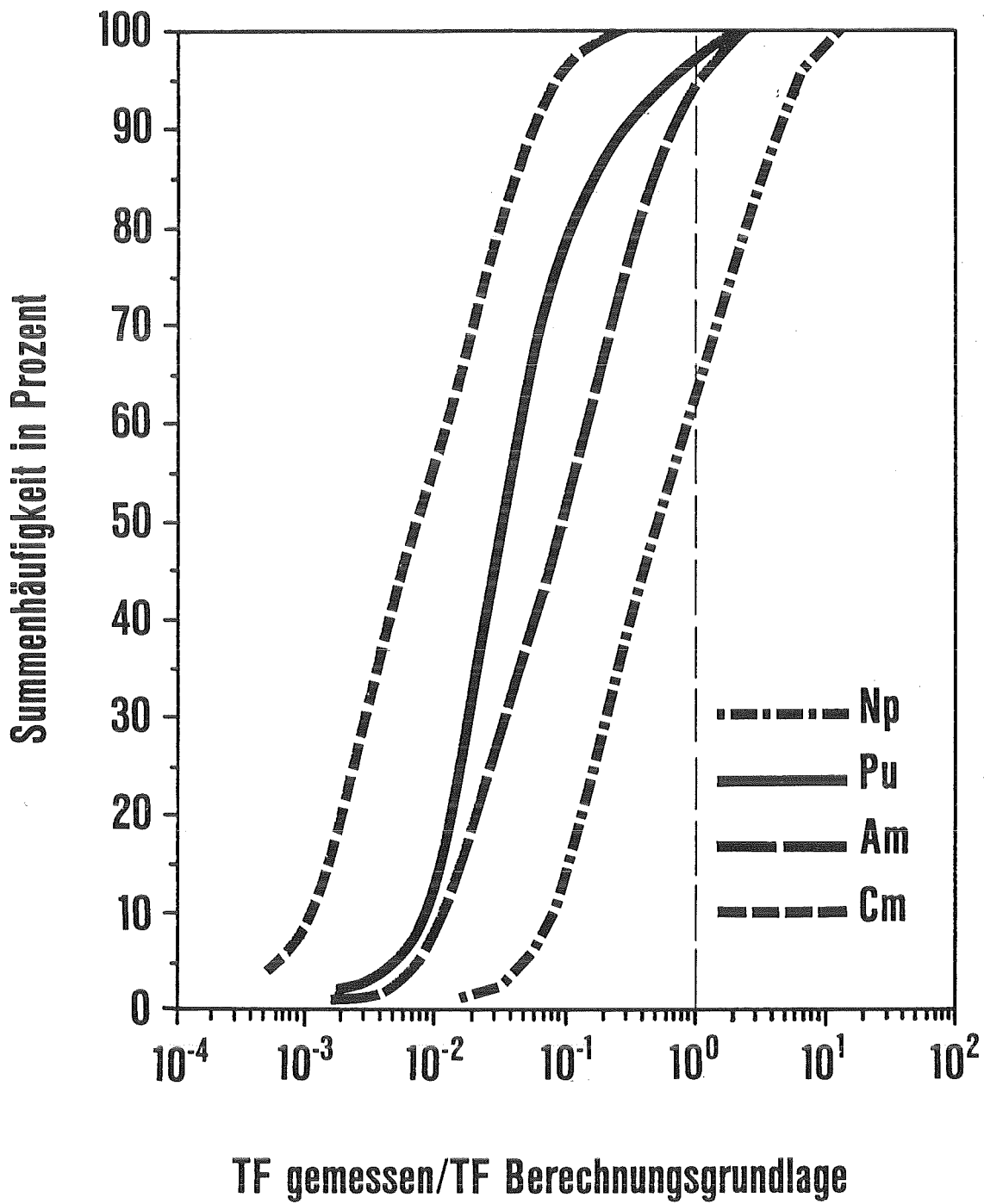


Abb. 34

Summenhäufigkeit der Transferfaktoren (TF)

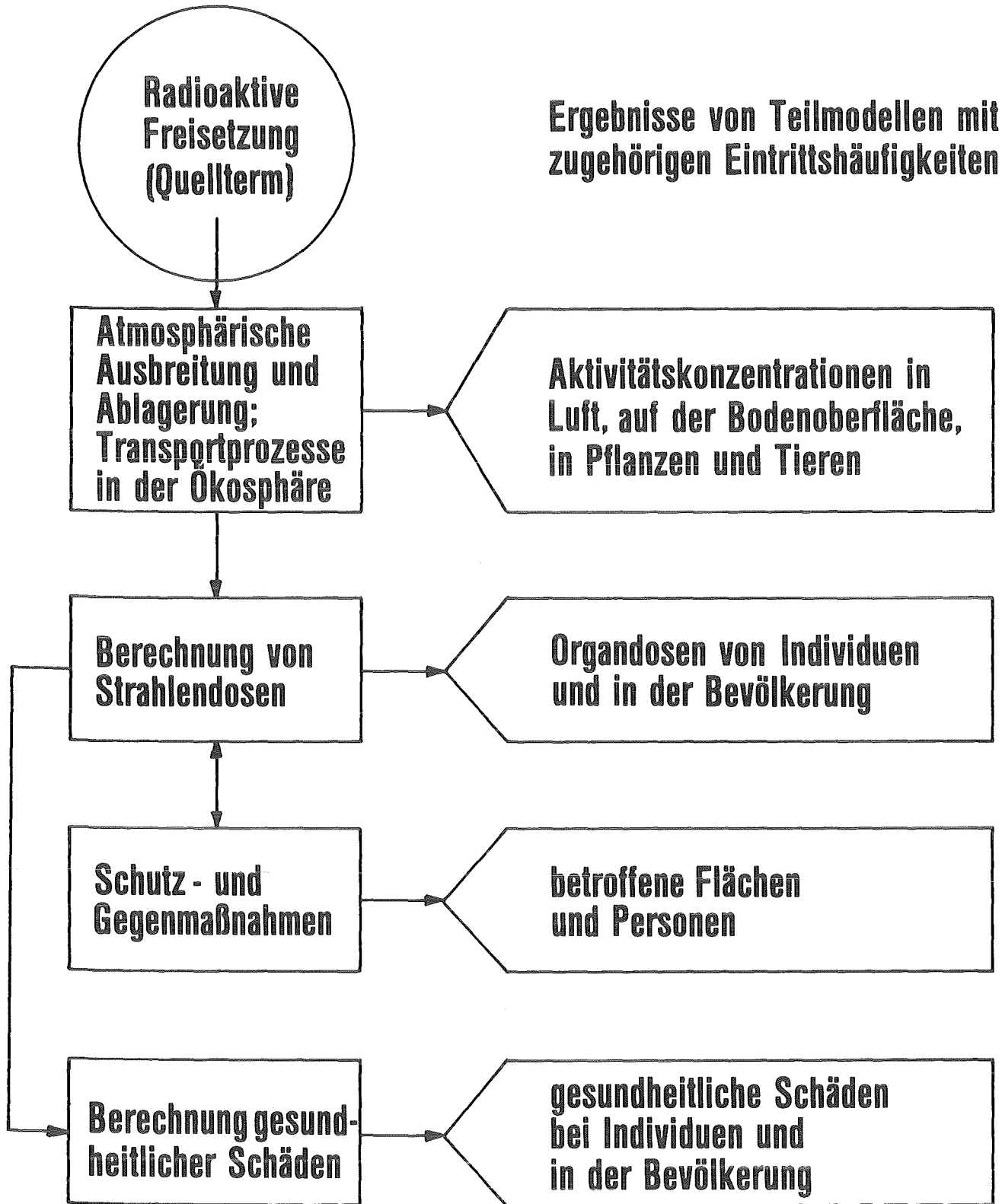


Abb. 35

Struktur des Unfallfolgenmodells UFOMOD

Ergebnisse

- **Filterentwicklung:**
 - Iodadsorptionsfilter in allen deutschen KKW eingesetzt
 - Ertüchtigung von Schwebstofffiltern auf Glasfaserbasis gegen erhöhte Druck-, Feuchte- und Temperaturbeanspruchung
 - Schwebstofffilter auf Metallfaserbasis als Unfallfilter
- **Radioökologie:**
 - Transferfaktoren Boden → Pflanze experimentell bestimmt
 - Entwicklung hochempfindlicher Strahlenmeßmethoden
- **Unfallfolgen:**
 - UFOMOD entscheidend verbessert
 - Mitwirkung an der DRS-Phase B

Land	Organisation
USA	USNRC, EPRI
Frankreich	CEA
Japan	JAERI
Großbritannien	UKAEA
EG	JRC
OECD	CSNI/Halden
Schweiz	EIR
Dänemark	Risø
Schweden	Studsvik
Finnland	VTT
Israel	Soreq



Abb. 37

Internationale Zusammenarbeit des PNS

Auslegungsstörfälle

Die Ergebnisse bilden eine zuverlässige und sichere Grundlage für die Nachweise im Genehmigungsverfahren und zeigen ein hohes Maß an Sicherheitsreserven in den untersuchten Komponenten und Systemen.

Extreme Unfallsituationen

Die Ergebnisse der Untersuchungen zu schweren Kernschäden und zum Kernschmelzen bilden eine verbesserte Grundlage für Risikostudien und führen zu einer entsprechend verbesserten Abschätzung des Gefährdungspotentials von radioaktiven Belastungen für Bevölkerung und Umgebung kerntechnischer Anlagen.

kfk

Abb. 38

**Projekt Nukleare Sicherheit
— Allgemeine Ergebnisse —**

PROJEKT NUKLEARE SICHERHEIT

ABSCHLUSSKOLLOQUIUM 1986

EDF'S EXPERIENCE IN PWR SAFETY

P. TANGUY

ELECTRICITE DE FRANCE (EdF)

KERNFORSCHUNGSZENTRUM KARLSRUHE
PROJEKT NUKLEARE SICHERHEIT

EDF'S EXPERIENCE IN PWR SAFETY

by Pierre TANGUY*

I. INTRODUCTION

THE FRENCH NUCLEAR PROGRAMME HAS BEEN WIDELY PUBLICIZED. IN 1985, THE TOTAL NUCLEAR ELECTRICITY GENERATED WAS AROUND 216 GWh, i.e. 70% OF THE ELECTRICITY PRODUCED BY ELECTRICITE DE FRANCE (EDF). IF WE CONSIDER ONLY PRESSURIZED-WATER REACTORS, AT THE END OF 1985, 37 UNITS WERE IN OPERATION (32 900 MWe AND 5 1300 MWe) AND 18 WERE UNDER CONSTRUCTION.

I INTEND TO REVIEW OUR EXPERIENCE WITH THE SAFETY OF PWR'S, BUT I WILL FIRST PRESENT BRIEFLY SOME ASPECTS RELATED TO THE SAFETY ORGANIZATION IN FRANCE AND THE STANDARDIZATION POLICY.

II. SAFETY ORGANIZATION

THE SAFETY ORGANIZATION IN FRANCE CAN BE CHARACTERIZED BY THREE GENERAL PRINCIPLES :

~ A CLEAR DEFINITION OF RESPONSIBILITIES : THE PRIMARY SAFETY RESPONSIBILITY RESTS ON PLANT CONSTRUCTORS AND OPERATORS, i.e. ELECTRICITE DE FRANCE. EDF MUST APPLY FOR ALL REQUIRED AUTHORIZATIONS, BUT REMAINS ULTIMATELY AND SOLELY RESPONSIBLE FOR THE SAFETY OF ITS PLANTS. THE REGULATORY AGENCY IN CHARGE OF ALL SAFETY PROCEDURES IS THE SERVICE CENTRAL DE SURETE (SCSIN) WITHIN THE MINISTRY OF INDUSTRY. IT EXERCISES ITS ROLE IN THE THREE TRADITIONAL FIELDS: LICENSING AFTER DETAILED TECHNICAL ASSESSMENT, ESTABLISHMENT OF REGULATORY TEXTS, SURVEILLANCE THROUGH INSPECTION.

* INSPECTEUR GENERAL POUR LA SURETE ET LA SECURITE NUCLEAIRES ~
ELECTRICITE DE FRANCE.

- SEPARATION OF THE TECHNICAL ASSESSMENT FROM THE REGULATORY DECISIONS :

WITHIN THE CEA, THE INSTITUT DE PROTECTION ET DE SURETE NUCLEAIRE (IPSN) WAS SET UP TO ASSIST ALL GOVERNMENTAL AGENCIES, AND ESPECIALLY SCSIN, IN MATTERS RELATED TO LICENSING, REGULATION, INSPECTION, EMERGENCY PLANNING, PUBLIC EDUCATION, AND DOCUMENTATION. WITH A STAFF OF 1500, AND A BUDGET AROUND 1 BILLION FRENCH FRANCS FOR 1986, IPSN PERFORMS ALL TECHNICAL SAFETY EVALUATIONS WITH RESPECT TO NUCLEAR INSTALLATIONS. ITS COMPETENCE RESTS ON THE ASSOCIATED RESEARCH PROGRAMS PERFORMED IN ITS LABORATORIES.

- EXPERTISE FROM SEVERAL ADVISORY COMMITTEES : REGULATORY DECISIONS ARE BASED ON IPSN'S EVALUATIONS, BUT THEY ARE MADE ONLY AFTER CONSULTING SPECIAL ADVISORY EXPERT GROUPS, e.g. FOR NUCLEAR REACTORS THE GROUPE PERMANENT REACTEURS (GPR) WHICH PLAYS A ROLE SIMILAR TO THE ACRS IN USA. THERE IS ALSO A HIGH LEVEL ADVISORY COMMITTEE, THE "CONSEIL SUPERIEUR DE LA SURETE NUCLEAIRE" ; DISTINGUISHED SCIENTISTS, BUT ALSO REPRESENTATIVES OF THE WORKER'S UNIONS AND ENVIRONMENTALISTS, BELONG TO THAT COMMITTEE WHICH ADVISES THE GOVERNMENT ON ALL IMPORTANT SAFETY ISSUES.

I THINK THAT THE PRESENT STATUS OF THE DEVELOPMENT OF NUCLEAR ENERGY IN FRANCE REFLECTS AN EFFICIENT MANAGEMENT OF SAFETY MATTERS.

III. THE STANDARDIZATION POLICY

THE FRENCH PWR PROGRAM TOOK OFF IN 1969, WITH A 900 MW FRANCO-BELGIAN UNIT. AFTER THAT, THE CONSTRUCTION OF 1 OR 2 PWR 900 MW UNITS WAS STARTED EACH YEAR FROM 1970 TO 1973.

THE 1973 OIL SHOCK WAS A SHARP REMINDER TO FRANCE OF ITS DEPENDENCE AND VULNERABILITY BECAUSE OF LOW, ECONOMICALLY EXPLOITABLE, RESERVES OF OIL, GAS AND COAL. ITS DEPENDENCE ON FOREIGN SOURCES OF ENERGY HAD REACHED 75 % IN 1973.

NUCLEAR POWER WAS THE ONLY POSSIBLE MEANS OF REDUCING IT IN EARLY 1974, THE FRENCH GOVERNMENT DECIDED THAT EDF WOULD UNDERTAKE A MASSIVE PROGRAM : 13 000 MW ORDERED IN 1974 AND 1975, 12 000 MW IN 1976 AND 1977 AND 5 000 MW EACH YEAR FROM 1978 TO 1981. THE CRUCIAL DECISION TO CONCENTRATE THIS PROGRAM ON PWRs WAS MADE IN 1975.

THE PWR OPTION TAKEN IN 1975 OPENED THE WAY TO A STANDARDIZATION POLICY, WHICH WAS NOT A WIDESPREAD IDEA AT THAT TIME. ONE ONLY HAS TO CONSIDER THE LIST OF THE 350 NUCLEAR PLANTS IN THE WORLD, WITH A DOZEN OF NSSS SUPPLIERS, EACH OFFERING SEVERAL MODELS, AND WITH ADAPTATION BY MANY ARCHITECT ENGINEERS. WITH 34 PWR 900 MW UNITS WHICH HAVE IDENTICAL NUCLEAR ISLANDS AND 20 PWR 1 300 MW UNITS, WHICH WILL ALSO BE VERY SIMILAR, THE FRENCH PROGRAM IS UNIQUE IN THE WORLD.

THE FRENCH INDUSTRIAL ORGANIZATION IS ALSO THE ONLY ONE OF ITS SORT:

- ~ A SINGLE PLANT OWNER, ELECTRICITE DE FRANCE, WHICH PRODUCES 90 % OF FRANCE'S ELECTRICITY, BUILDS AND OPERATES THE COUNTRY'S NUCLEAR POWER PLANTS. ITS OWN ARCHITECT ENGINEER, EDF CARRIES OUT THE DETAILED ENGINEERING OF THE PLANTS AND IS RESPONSIBLE FOR SAFETY AND QUALITY.
- ~ A SINGLE MANUFACTURER, FRAMATOME, SUPPLIES NSSS, INCLUDING THE FIRST REACTOR CORE. FRAMATOME HAS BOTH DESIGN AND ENGINEERING CAPABILITIES AND MANUFACTURES NSSS COMPONENTS.
- ~ A SINGLE CONTRACTOR, ALSTHOM-ATLANTIQUE, MANUFACTURES, ERECTS AND COMMISSIONS THE TURBINE-GENERATORS AND KEY COMPONENTS IN THE TURBINE HALL AS WELL AS THE PLANT'S ELECTRICAL INSTRUMENTATION AND CONTROL SYSTEMS, EXCEPT FOR THE NSSS.
- ~ A SINGLE INDUSTRIAL FIRM, COGEMA SUBSIDIARY OF THE FRENCH ATOMIC ENERGY COMMISSION (CEA), HANDLES ALL NUCLEAR FUEL CYCLE ACTIVITIES AND ASSOCIATED SERVICES, IN RELATION WITH FRAGEMA ~ A SUBSIDIARY OF FRAMATOME AND COGEMA ~ WHICH DESIGNS, DEVELOPS AND MARKETS PWR FUEL ASSEMBLIES.

TO ENHANCE THE ACTING OF STANDARDIZATION, A SPECIFIC COMPONENT PROCUREMENT STRATEGY HAS BEEN FOLLOWED : EACH EQUIPMENT SUPPLIER RECEIVED ORDERS FOR A WHOLE SERIES BUT WITH THE OBLIGATION ALWAYS TO USE THE SAME PROCUREMENT SOURCES AND THE SAME SUBCONTRACTORS FOR EACH OF THE UNITS.

THIS POLICY HAS GUARANTEED TO EACH SUPPLIER A STABLE ORDER BOOK SO THAT HE COULD UNDERTAKE INVESTMENTS, DEVELOP HIS PRODUCTION RATIONALLY AND TAKE ALL MEASURES NEEDED TO ENSURE A HIGH LEVEL OF QUALITY.

IF THE STANDARDIZATION POLICY HAS PRESENTED OBVIOUS ADVANTAGES FROM THE POINT OF VIEW OF THE INDUSTRY AND OF THE ECONOMY, WHICH ARE WELL KNOWN, AND IF IT HAS COME UP AGAINST SOME LIMITATIONS, WHICH I WILL DISCUSS LATER, IT PRESENTS ALSO IMPORTANT BENEFITS FOR SAFETY THAT I WILL REVIEW BRIEFLY.

A. PROGRAM MANAGEMENT

A GOOD MANAGEMENT AT ALL STAGES (DESIGN, CONSTRUCTION AND OPERATION) IS ESSENTIAL IN ORDER TO GET A SATISFACTORY SAFETY LEVEL. IT IS ALSO A PREREQUISITE TO THE SUCCESS OF A STANDARDIZED PROGRAM, SINCE ANY DEFICIENCY CAN HAVE SERIOUS CONSEQUENCES, DUE TO A KIND OF "CHAIN REACTION". IN OUR CASE, THE INDUSTRIAL ORGANIZATION DESCRIBED ABOVE MAY HAVE BEEN A FAVOURABLE FACTOR. BUT MORE GENERALLY, STANDARDIZATION HELPS THE IMPLEMENTATION OF AN EFFICIENT MANAGEMENT, MAKING AVAILABLE TO THE MANAGERS A PERMANENT CONTROL OF THEIR PERFORMANCE. IN THE COURSE OF THE 900 MW PROGRAM, WE WERE ABLE TO OBSERVE A REGULAR DECREASE, THEN A STABILIZATION, OF ALL DELAYS, ALONG THE EQUIVALENT OF A "LEARNING CURVE". A SIMILAR TREND MUST BE FOLLOWED FOR ALL ABNORMAL OCCURRENCES, SUCH AS FAULTY PARTS, COMPONENTS, OR TEST RESULTS. ANY DEVIATION IS AN INDICATOR OF A MANAGERIAL DEFICIENCY, WHICH CAN BE QUICKLY CORRECTED IN MOST CASES. THIS DOES NOT MEAN OF COURSE THAT AN EFFICIENT MANAGEMENT CANNOT BE MAINTAINED FOR A SINGLE UNIT, BUT IT IS MADE EASIER BY THE REPETITIVITY AND THE CONTINUITY OF A STANDARDIZED PROGRAM.

B. REGULATORY PROCEDURES

IN THEORY, SAFETY PROCEDURES SHOULD RUN SMOOTHLY IN PARALLEL WITH THE DEVELOPMENT OF A NUCLEAR PROGRAM, CHECKING AT ALL STEPS THE SATISFACTORY RESULTS OF THE WORKS AND OF THE ORGANIZATION. HOWEVER, IT IS A WIDESPREAD EXPERIENCE THAT SAFETY PROCEDURES MAY INTRODUCE DELAYS OF THEIR OWN AND NEW REQUIREMENTS WHICH INTERFERE WITH THE PROGRAM MANAGEMENT. IN OUR CASE, WE WERE FORTUNATE TO OBSERVE AN EVOLUTION OF THE SAFETY PROCEDURES PARALLEL TO THAT OF THE PROGRAM ITSELF, WITH AN EQUIVALENT "LEARNING CURVE" AND A PROGRESSIVE STABILIZATION OF DELAYS AND REQUIREMENTS. AS AN ILLUSTRATION, I WILL MENTION THE NUMBER OF EXPERTS' MEETING WHICH HAD TO BE HELD BEFORE THE DELIVERY OF THE OPERATING LICENCE OF THE 900 MW UNITS : FROM MORE THAN 50 FOR THE FIRST PLANT IN 1977, IT IS NOW DOWN TO 3 TO 5 FOR THE LAST UNITS OF THE 900 MW STANDARD.

C. QUALITY ASSURANCE

THE MAIN BENEFIT OF STANDARDIZATION IN THIS FIELD COMES FROM AN EARLY DETECTION OF DEFICIENCIES, OR EVEN HOLES, IN THE Q.A. SYSTEM. EXPERIENCE SHOWS THAT RANDOM CONTROLS, OR EVEN PURE CHANCE, ARE MOSTLY RESPONSIBLE FOR SUCH DETECTIONS, AND A STANDARDIZED PROGRAM TAKES SIMPLY ADVANTAGE OF THE LAW OF STATISTICS. I WILL GIVE AN EXAMPLE. WE HAVE FOUND IN THE NOZZLES OF THE 15TH VESSEL OF THE 900 MW STANDARD SYSTEMATIC MICRO CRACKS UNDER THE STAINLESS STEEL COATING. THESE CRACKS WERE DISCOVERED DURING A REPAIR OPERATION IN THE SHOP, WHICH, FOR SOME REASON, WAS NOT PERFORMED ACCORDING TO THE USUAL PROCEDURES. IN FACT THESE CRACKS EXISTED IN PREVIOUSLY MANUFACTURED VESSELS. THEY WERE THE CONSEQUENCE OF A CHANGE IN THE MANUFACTURING PROCESS WITH AN INCORRECT VALIDATION AND OF UNSUFFICIENT PERFORMANCES OF THE NON-DESTRUCTIVE CONTROL SYSTEM. IN THE CASE OF A SINGLE UNIT, THIS FAULT COULD HAVE REMAINED UNDETECTED UNTIL MANY YEARS OF OPERATION. ITS DISCOVERY DURING A ROUTINE IN-SERVICE INSPECTION WOULD HAVE RAISED MUCH MORE SERIOUS DIFFICULTIES TO ASSESS ITS SAFETY SIGNIFICANCE THAT IT HAS BEEN IN OUR CASE. THE DEFINITION

AND IMPLEMENTATION OF CORRECTIVE ACTIONS WERE ALSO FACILITATED BY THE IDENTITY OF COMPONENTS, ALTHOUGH IT IS CLEAR THAT DIFFERENT MEASURES HAD TO BE TAKEN FOR ALREADY OPERATING REACTORS, FOR VESSELS ON SITE, FOR VESSELS IN THE SHOP AND FOR FUTURE PLANTS.

D. OPERATIONAL EXPERIENCE FEEDBACK

WE COME NOW TO WHAT IS IN MY OPINION THE ESSENTIAL BENEFIT OF STANDARDIZATION FOR ACHIEVING THE BEST POSSIBLE LEVEL OF SAFETY IN A NUCLEAR PROGRAM. OPERATIONAL EXPERIENCE FEEDBACK IS MOST IMPORTANT FOR SAFETY : IT VALIDATES THE DESIGN AND THE QUALITY OF CONSTRUCTION ; IT IDENTIFIES WEAK POINTS AND ERRORS. WITH A STANDARDIZED PROGRAM, OPERATIONAL EXPERIENCE FEEDBACK TAKES ADVANTAGE OF BOTH THE MULTIPLICATION OF DATA AND THE IDENTITY OF ALL COMPONENTS AND SYSTEMS.

E. RESEARCH AND DEVELOPMENT

WHEN DISCUSSING THE BENEFITS OF STANDARDIZATION, ONE SHOULD NOT OMIT TO MENTION A MAJOR DISADVANTAGE, i.e. TO FORBID ALL TECHNICAL PROGRESS, EVEN JUSTIFIED BY EXPERIENCE, IN ORDER TO SAVE THE IDENTITY OF THE STANDARDIZED UNITS. THIS CAN BE COUNTERPRODUCTIVE FOR SAFETY. ON THE OTHER HAND, WHEN A MODIFICATION CAN BE IMPLEMENTED IN ALL UNITS OF A GIVEN STANDARD, THE LARGE NUMBER OF UNITS GIVE A SUPPLEMENTARY INCENTIVE TO LAUNCH THE CORRESPONDING R & D ACTIVITIES. THIS IS IN PARTICULAR THE CASE FOR ALL REPLACEABLE COMPONENTS AND FOR PROCEDURES AND SYSTEMS DIRECTLY RELATED TO THE OPERATION OF PLANTS. MANY EXAMPLES COULD BE GIVEN.

FOR INSTANCE, A MAJOR IMPROVEMENT EFFORT HAS BEEN MADE REGARDING THE QUALITY OF TAPS AND VALVES. OVER THE LAST FEW YEARS, BETWEEN 50 AND 100 VALVE TESTS HAVE BEEN PERFORMED BY EDF EACH YEAR IN ITS TEST LOOPS. IN PARALLEL, THE NUMBER OF DAYS OF POWER PLANT UNAVAILABILITY DUE TO TAP AND VALVE FAILURES WAS REDUCED BY A FACTOR LARGER THAN 2 BETWEEN 1979 AND 1984.

BUT STANDARDIZATION HAS ALSO SOME COUNTERPARTS. FROM A SAFETY VIEWPOINT, I SEE THREE MAIN LIMITATIONS :

A/ EACH SITE IS CHARACTERIZED BY GEOLOGICAL AND SEISMIC DATA, A COLD SOURCE, A GEOGRAPHICAL, INDUSTRIAL, HUMAN CLIMATIC ENVIRONMENT.., AND IT WOULD NOT BE ECONOMICAL TO DEFINE A STANDARD PROJECT SUITABLE FOR ALL THE DIFFERENT SITES. SIMILARLY, IT IS UNCONCEIVABLE THAT ONE COULD CHOOSE SITES WHICH COULD ALL COMPLY WITH A GIVEN STANDARD. THEREFORE, THE STANDARD MUST BE DESIGNED SO THAT IT CAN BE ADAPTED TO EACH SITE AS SATISFACTORILY AS POSSIBLE.

THUS, THE STANDARDIZATION CRITERION IS LIMITED IN ITS TOTAL APPLICATION TO SYSTEMS AND COMPONENTS, THEIR INSTALLATION AND, CONSEQUENTLY, THE BUILDINGS AND STRUCTURES CONTAINING THEM, AND INSTRUMENTATION AND CONTROL.

CONVERSELY, THE FOUNDATIONS, THE WATER STRUCTURES, ACCESSES AND CONNECTION TO THE GRID ARE SPECIFIC TO EACH SITE.

B/ TECHNIQUES EVOLVE AND STANDARDIZATION MUST FIND THE MIDDLE ROAD BETWEEN TWO CONFLICTING AIMS : TO STABILIZE THE TECHNIQUE FOR A SUFFICIENT PERIOD OF TIME IN ORDER TO DRAW THE BENEFITS FROM SERIES CONSTRUCTION, AND TO LEAVE THE WAY OPEN TO IMPROVEMENTS BECAUSE OF TECHNICAL PROGRESS, FEEDBACK OF EXPERIENCE AND REGULATORY REQUIREMENTS.

THE SCALE OF THE FRENCH PROGRAM WAS SUCH THAT A STAGED EVOLUTION COULD BE CONSIDERED WITH THE 900 AND 1 300 MW STANDARDS. A NEW SUBSERIES OF 1 400 MW UNITS HAS BEEN LAUNCHED IN 1984, THE FIRST UNIT BEING DUE FOR OPERATION IN 1991, AND PLANTS OF THIS MODEL SHOULD STILL BE IN OPERATION 40 TO 50 YEARS FROM NOW.

C/ THERE IS THE POSSIBILITY OF GENERIC FAULTS, OR DEFICIENCIES, WHICH CONCERN ALL UNITS OF A GIVEN STANDARD, AND WILL HAVE A NEGATIVE IMPACT ON THE PERFORMANCE OF THE PROGRAMME, AND WHICH MAY ALSO HAVE SAFETY IMPLICATIONS. THIS HAS BEEN THE CASE IN THE FRENCH PROGRAMME FOR THE FAILURES DISCOVERED ON THE CONTROL-ROD GUIDE-TUBE PINS.

THE CORRESPONDING OUTAGES FOR REPAIRS WERE RESPONSIBLE FOR THE LOW AVAILABILITY FACTORS OF THE 900 MWe UNITS IN 1982-1983, AND THEY ALSO REQUIRED DETAILED SAFETY ANALYSES AND LENGTHY DISCUSSIONS WITH THE REGULATORY AUTHORITIES. WITH INCREASING OPERATIONAL EXPERIENCE, THE CHANCES TO FIND NEW DESIGN DEFICIENCIES DECREASE, BUT WE MUST STAY VIGILANT, AND BE ABLE TO DETECT AS EARLY AS POSSIBLE ANY SIGN OF GENERIC EFFECT, FOR INSTANCE RELATED TO AGING.

IV. SAFETY OF DESIGN

WHEN FRANCE DECIDED TO BUILD LIGHT-WATER REACTORS, THE TECHNOLOGY DEVELOPED IN UNITED-STATES BY WESTINGHOUSE WAS SELECTED. EDF WAS ALREADY ACQUAINTED WITH THE WESTINGHOUSE TECHNOLOGY, SINCE THE FRANCO-BELGIAN NUCLEAR POWER PLANT AT CHOOZ (250 MWe). THE WESTINGHOUSE PWR WAS CONSIDERED AS A PROVEN REACTOR TYPE, AND ITS SAFETY WAS DEEMED SATISFACTORY, ON THE BASIS OF THE ASSESSMENT PERFORMED BY THE AMERICAN REGULATORY AUTHORITY, AT THAT TIME THE ATOMIC ENERGY COMMISSION.

WE HAVE NEVER HAD TO QUESTION THE OVERALL SAFETY OF THE DESIGN, BUT WE ACQUIRED PROGRESSIVELY AN IN-DEPTH KNOWLEDGE OF ALL ITS ASPECTS, THROUGH A TECHNICAL DIALOGUE BETWEEN EDF AND ITS MAIN CONTRACTOR FRAMATOME ON ONE SIDE AND THE FRENCH SAFETY AUTHORITIES ON THE OTHER SIDE. IN PARALLEL, WE FOLLOWED CLOSELY THE EVOLUTION OF SAFETY STANDARDS AND PRACTICES IN U.S.A., WITH THE ASSISTANCE OF A BILATERAL AGREEMENT BETWEEN THE SAFETY AUTHORITIES IN THE TWO COUNTRIES.

OUR FIRST CONCERN IN FRANCE WAS TO VERIFY THE CONSISTENCY OF THE PLANT DESIGN FROM A SAFETY POINT OF VIEW. WE THOUGHT THIS WAS NECESSARY IN PARTICULAR IN VIEW OF THE ADAPTATIONS MADE IN FRANCE RELATED TO SUCH IMPORTANT COMPONENTS AS THE PRESSURE VESSEL AND THE PRIMARY CIRCUIT FOR INSTANCE.

THIS DESIGN REVIEW USED A DETERMINISTIC ANALYSIS METHOD. THE SAFETY WAS ASSESSED AT THREE LEVELS : SAFETY MARGINS FOR NORMAL OPERATION, PROTECTION SYSTEMS TO FACE ANTICIPATED TRANSIENTS, PLANT BEHAVIOUR

IN CASE OF ACCIDENTAL SEQUENCES CONSECUTIVE TO VARIOUS FAULTS. WE HAVE USED THE AMERICAN PRACTICES, SUCH AS THE SINGLE FAILURE CRITERION, BUT WE HAVE ALSO USED THE METHOD ALREADY DEVELOPED IN FRANCE FOR OTHER REACTOR TYPES WHICH PAYS A SPECIAL ATTENTION TO THE BEHAVIOUR OF THE THREE "BARRIERS" : FUEL, PRIMARY COOLANT, CONTAINMENT.

THE DETERMINISTIC METHOD HAS BEEN COMPLEMENTED IN TWO WAYS :

- EDF, ON REQUEST OF SAFETY AUTHORITIES, HAVE PERFORMED A QUANTITATIVE EVALUATION OF THE RELIABILITY OF ALL SAFETY FUNCTIONS, SUCH AS SAFETY INJECTION, SPRAY, ETC... THE RESULTS, OBTAINED BY THE USUAL TECHNIQUES OF FAULT TREES, HAVE BEEN DISCUSSED IN REGARD OF THE SAFETY IMPORTANCE OF THE SYSTEMS.
- THE ACCIDENTAL SEQUENCES HAVE BEEN REVISED BY USING THE OPERATIONAL EXPERIENCE AVAILABLE INTERNATIONALLY, AND IN PARTICULAR THE LESSONS LEARNT FROM SIGNIFICANT INCIDENTS.

AS A CONSEQUENCE OF THIS DESIGN SAFETY REVIEW, WE HAVE ADOPTED THE FOLLOWING CLASSIFICATION OF ACCIDENTS FOR USE IN SAFEGUARDS SYSTEM DESIGN.

TABLE I

CLASS	ANNUAL FREQUENCY	RADIOLOGICAL CONSEQUENCES
I and II	$> 10^{-2}$	AUTHORIZED RELEASE
III	10^{-2} TO 10^{-4}	500 MREMS WHOLE-BODY DOSE
IV	10^{-4} TO 10^{-6}	15 REMS WHOLE-BODY DOSE

DATA IN THIS TABLE ARE INDICATIVE ONLY. HOWEVER IT WAS CLEAR THAT SOME ACCIDENT CLASSIFICATIONS HAD TO BE ALTERED. FOR INSTANCE THE COMPLETE RUPTURE OF A SINGLE STEAM GENERATOR TUBE HAD TO BE CONSIDERED AS A CLASS III SEQUENCE. THIS TABLE RAISED ALSO THE QUESTION OF SEVERAL SEQUENCES THAT WERE NOT TAKEN INTO ACCOUNT IN THE DESIGN, ALTHOUGH THEY COULD BE ASSOCIATED WITH EXPECTED FREQUENCIES OF THE CLASS IV. I AM GOING TO SUMMARIZE THE CORRESPONDING SAFETY EVALUATIONS THAT WE HAVE PERFORMED.

LOSS OF HEAT SINK

THE STUDY SHOWED THAT THE FAILURE OF ALL REDUNDANT WATER SOURCES SHOULD BE TAKEN INTO ACCOUNT IN NORMAL OPERATING CONDITIONS. THE PRESENT CHARACTERISTICS OF THE PLANTS, AND THE TOTAL WATER CAPACITY EXISTING ON THEIR SITES, ALLOW THE REACTORS TO TOLERATE ALL LOSS OF WATER INTAKE LONG ENOUGH TO GIVE THE OPERATORS SUFFICIENT OPPORTUNITY TO REESTABLISH THE WATER SUPPLY. THE H₁ PROCEDURE* WAS WRITTEN AND VALIDATED BY SPECIAL TESTS.

ANTICIPATED TRANSIENT WITHOUT SCRAM (ATWS)

THE STUDY COVERED THE CONSEQUENCES OF ATWS AND THE RELIABILITY OF PROTECTION SYSTEMS, WITH SPECIAL ATTENTION ON THE POSSIBILITY OF COMMON-MODE FAILURES. IT SHOWED THAT THE ATWS ISSUE COULD BE SOLVED BY DIVERSIFYING THE SIGNALS ORDERING THE TURBINE TRIP AND THE STARTUP OF AUXILIARY FEEDWATER. THESE DESIGN MODIFICATIONS WERE MADE FOR THE 1300 MWe STANDARD ; FOR THE 900 MWe PLANTS, ONLY THE LOGIC WAS DIVERSIFIED.

*SPECIAL PROCEDURES, CALLED H PROCEDURES, HAVE BEEN DEVELOPED TO COPE WITH THE CONSEQUENCES OF THE TOTAL LOSS OF REDUNDANT SAFETY SYSTEMS. H STANDS FOR "HORS DIMENSIONNEMENT" WHICH MEANS "BEYOND DESIGN". "AT THE LIMIT OF DESIGN" WOULD BE MORE APPROPRIATE.

ELECTRICITY SUPPLY

THE CONSEQUENCES OF SIMULTANEOUS FAILURE OF ALL EXTERNAL SUPPLIES AND OF ALL INTERNAL SOURCES (DIESELS) WERE EXAMINED WHEN A PROBABILISTIC STUDY SHOWED THAT THE PROBABILITY OF OCCURRENCE OF SUCH AN EVENT (FOR A SIGNIFICANT TIME) WAS OF THE ORDER OF 10^{-5} PER REACTOR-YR. THE STUDY SHOWED THAT THE WEAK POINT COULD BE THE WATER INJECTION TO THE PRIMARY PUMP SEAL AND THAT THE USE OF A TURBOPUMP, WITH AUTOMATIC ACTUATION, COULD GIVE THE OPERATORS A PERIOD OF ABOUT 20 HOURS IN WHICH TO REESTABLISH A SOURCE OF ELECTRIC POWER. THE DECISION WAS ALSO MADE TO INSTALL A GAS TURBINE ON EACH SITE TO SUPPLEMENT THE EXISTING EXTERNAL SOURCES. A SPECIAL PROCEDURE, H₃, WAS WRITTEN.

FEEDWATER SUPPLY

EDF HAS LOOKED AT THE POSSIBLE CONSEQUENCES OF A SIMULTANEOUS LOSS OF NORMAL AND AUXILIARY FEEDWATER SYSTEMS. THIS EVENT LEADS TO WATER BOILING IN THE PRIMARY CIRCUIT, AND, IF THERE IS NO OPERATOR ACTION, TO SUBSEQUENT CORE UNCOVERY, BECAUSE THE SAFETY INJECTION IS NOT AUTOMATICALLY ACTUATED. THE H₂ PROCEDURE INSTRUCTS THE OPERATORS TO OPEN THE PRESSURIZER DISCHARGE VALVES, TO INITIATE SAFETY INJECTION MANUALLY AND TO STOP THE PRIMARY PUMPS, SO THAT THE RESIDUAL HEAT REMOVAL SYSTEM CAN BE USED AS SOON AS TEMPERATURE AND PRESSURE CONDITIONS ARE ADEQUATE.

SAFETY GOALS

THE STUDIES WHICH HAVE JUST BEEN PRESENTED IMPLIED THE DEFINITION OF QUANTIFIED SAFETY GOALS. THIS WAS DONE IN FRANCE IN 1977, AFTER INTENSE DISCUSSIONS BETWEEN EDF AND THE SAFETY AUTHORITIES : "AS A GENERAL OBJECTIVE, PWR DESIGN SHOULD AIM AT A PROBABILITY OF UNACCEPTABLE CONSEQUENCES LESS THAN 10^{-6} PER REACTOR AND PER YEAR."

THIS FIRST OBJECTIVE IMPLIED A SECONDARY ONE : EDF CAN DECIDE NOT TO TAKE INTO ACCOUNT IN THE DESIGN A GIVEN "FAMILY OF EVENTS" IF IT CAN DEMONSTRATE THAT THE PROBABILITY THAT THIS FAMILY WILL INDUCE

UNACCEPTABLE CONSEQUENCES IS LESS THAN 10^{-7} PER REACTOR-YR. THIS SECONDARY OBJECTIVE WAS USED IN PARTICULAR TO DEFINE A CONSISTENT SAFETY APPROACH FOR EXTERNAL AGGRESSIONS.

SEVERE ACCIDENTS

PAST FRENCH EXPERIENCE HAVE SHOWN THAT ONE COULD NOT IGNORE HYPOTHETICAL ACCIDENTS WITH POTENTIAL SEVERE CONSEQUENCES FOR THE ENVIRONMENT. SUCH ACCIDENTS HAVE ALWAYS BEEN EVALUATED IN THE CASE OF FAST BREEDER REACTORS. FOR PRESSURIZED WATER REACTORS, THEIR ANALYSES WAS NECESSARY TO PREPARE EMERGENCY PLANS FOR EXTREME ACCIDENTAL CASES.

WE HAVE ALWAYS GIVEN THE FIRST PRIORITY TO THE PREVENTION OF SUCH ACCIDENTS. THE DESIGN OF SAFETY SYSTEMS AND THE ADDITIONAL SPECIAL PROCEDURES SHOULD ALLOW IN ALL CIRCUMSTANCES A SATISFACTORY CORE COOLING AND PREVENT ANY CORE MELTING. BUT THESE MEASURES MIGHT TURN OUT TO BE INADEQUATE IF THE REACTOR DOES NOT BEHAVE AS THE OPERATOR EXPECTS. PRESENT PROCEDURES FOR ACCIDENT MANAGEMENT ARE FOUNDED ON AN ANALYSIS OF WELL IDENTIFIED FAMILIES OF ACCIDENT SEQUENCES. TO ATTEMPT TO STOP THE DEVELOPMENT OF POTENTIALLY SERIOUS SITUATIONS THAT COULD LEAD TO CORE DEGRADATION IF THE PROPER ACTIONS ARE NOT TAKEN, EDF HAS PROPOSED A NEW APPROACH, BASED ON THE CHARACTERIZATION OF EVERY POSSIBLE COOLING STATE OF THE CORE. THE CORRESPONDING PROCEDURE IS CALLED U_1 (WHERE U STANDS FOR ULTIMATE). THE INFORMATION NECESSARY FOR THE DIAGNOSIS, INDEPENDENT OF THE ACCIDENT SEQUENCE, IS DISPLAYED AT THE SAFETY PANEL IN THE CONTROL ROOM. IT IS PRESENTLY IN SERVICE IN ALL PLANTS, IN A PROVISIONNAL FORM. THE FINAL PROCEDURES, WHICH REQUIRES SOME ADDITIONAL INSTRUMENTATION (i.e. TEMPERATURE BELOW THE VESSEL HEAD, WATER LEVEL IN THE UPPER PLENUM) WILL BE IMPLEMENTED WITHIN A FEW YEARS.

THE USE OF THE ULTIMATE PROCEDURE U_1 AS A LAST RESORT REPRESENTS THE FINAL STEP IN THE PREVENTION OF CORE MELTDOWN. IF IT IS UNSUCCESSFUL, WE MUST CONSIDER THE CONSEQUENCES OF A MOLTEN CORE, WHERE THE VITAL ELEMENT IS THE BEHAVIOUR OF THE CONTAINMENT UNDER EXTREME CONDITIONS. THE SAFETY AUTHORITIES IN OUR COUNTRY HAVE SET UP THE FOLLOWING OBJECTIVES :

- IN CASE OF A CORE MELT, THE CONTAINMENT SHOULD CONSTITUTE AN ULTIMATE LINE OF DEFENSE, WHICH WOULD REDUCE, WITH REASONABLE PROBABILITY, THE RADIOACTIVE RELEASES IN THE ENVIRONMENT TO A LEVEL COMPATIBLE WITH A FEASIBLE OFFSITE EMERGENCY PLAN ;
- EMERGENCY PLANS ON FRENCH NUCLEAR SITES CANNOT TAKE INTO ACCOUNT IMMEDIATE PUBLIC PROTECTIVE ACTIONS BEYOND A DISTANCE OF 10 KM FROM THE PLANT.

THE SAFETY AUTHORITIES HAVE ANALYZED THE VARIOUS SCENARIOS LEADING TO A CORE MELT-DOWN, USING THE AVAILABLE EXPERIMENTAL RESULTS, BOTH IN FRANCE AND ABROAD. THEIR CONCLUSION IS :

- AN EARLY CONTAINMENT FAILURE (WITHIN A FEW HOURS) EITHER BY STEAM OR HYDROGEN EXPLOSION, IS UNLIKELY, IF NOT IMPOSSIBLE ;
- AN ISOLATION FAILURE OR A CONTAINMENT BYPASS MUST BE CONSIDERED, AND EDF HAS ESTABLISHED THE CORRESPONDING ULTIMATE PROCEDURE U_2 ;
- ONE CANNOT RULE OUT THE POSSIBILITY OF A BASE-MAT MELT-THROUGH OR A SLOW CONTAINMENT OVER-PRESSURIZATION. TO COPE WITH THESE TWO POSSIBILITIES SPECIAL ULTIMATE PROCEDURES HAVE BEEN SET UP : THE U_4 PROCEDURE WILL PRESENT A DIRECT PATHWAY FOR GASEOUS AND VOLATILE FISSION PRODUCTS TO REACH THE ATMOSPHERE ; THE U_5 PROCEDURE WILL ALLOW THE OPERATORS TO DEPRESSURIZE THE CONTAINMENT ATMOSPHERE THROUGH A SAND FILTERING SYSTEM.

THE NEXT TABLE GIVES THE LIST OF THE FIVE ULTIMATE PROCEDURES :

TABLE II

U_1	: COOLING STATES APPROACH CORE MELT PREVENTION
U_2	: FAILURE OF CONTAINMENT ISOLATION
U_3	: MOBILE ASSISTANCE FOR LONG TERM SAFETY INJECTION
U_4	: FISSION PRODUCTS TRAPPING AFTER BASE MAT MELT-THROUGH
U_5	: CONTAINMENT DEPRESSURIZATION THROUGH SAND FILTER

PROBABILISTIC SAFETY STUDIES

FRENCH SAFETY AUTHORITIES CONSIDER THAT A PROBABILISTIC RISK ASSESSMENT (PRA) IS NOT NEEDED TO ASSESS THE SAFETY OF A GIVEN DESIGN. SAFETY GOALS HAVE BEEN DEFINED IN TERMS OF PROBABILITIES AND CONSEQUENCES. THE DESIGN SAFETY REVIEW INCLUDES RELIABILITY EVALUATIONS OF SAFETY SYSTEMS, AND OPERATIONAL EXPERIENCE FEEDBACK.

ON THE OTHER HAND, PROBABILISTIC SAFETY STUDIES CAN BE VERY USEFUL TO EVALUATE THE OPERATIONAL SAFETY, IF THEY CAN TAKE FULLY INTO ACCOUNT TWO ASPECTS WHICH MAY DOMINATE THE RISKS : COMMON MODE FAILURES AND HUMAN FACTOR. SUCH A STUDY IS IN PROGRESS FOR THE 900MWe STANDARD AND SHOULD GIVE ITS FIRST RESULTS IN 1986. EDF HAS LAUNCHED A SIMILAR STUDY FOR THE 1 300 MWe STANDARD ; RESULTS ARE EXPECTED IN 1988.

V. QUALITY

WHEN IT WAS DECIDED TO LAUNCH A LARGE NUCLEAR POWER PLANT PROGRAMME, ALL FRENCH ORGANIZATIONS RESPONSIBLE FOR SAFETY HAD A CLEAR CONSCIENCE OF THE IMPORTANCE OF QUALITY, IN DESIGN, IN FABRICATION, AND IN CONSTRUCTION. THE CONSEQUENCES OF UNSATISFACTORY QUALITY ARE OBVIOUS FOR THE PLANT'S AVAILABILITY, AND CONSEQUENTLY FOR THE COST OF ELECTRICITY PRODUCED. BUT QUALITY IS ALSO OF PARAMOUNT IMPORTANCE FOR SAFETY, SINCE A MATERIAL FAULT, A COMPONENT FAILURE OR A SYSTEM MALFUNCTION COULD RUIN THE BASES OF ALL SAFETY ASSESSMENTS.

IN 1970, FRANCE HAD ALREADY A LARGE EXPERIENCE IN THE CONSTRUCTION AND OPERATION OF NUCLEAR POWER PLANTS. WE WERE THEREFORE ABLE TO DEFINE THE MAIN OBJECTIVES FOR QUALITY RIGHT FROM THE BEGINNING. THE FUNDAMENTAL PRINCIPLE IS THAT QUALITY CANNOT BE OBTAINED "BY DECREE", BUT IS THE RESULT OF THE GOOD PROFESSIONALISM OF PEOPLE IN CHARGE OF THE REALIZATION, AND OF A DIRECT QUALITY-CONTROL BY THE RESPONSIBLE FIRMS.

THE FIRST IMPORTANT REGULATORY TEXT, PUBLISHED IN 1974, AND RELATED TO THE PRIMARY CIRCUIT COMPONENTS, IS BASED UPON THAT PRINCIPLE : THE MAIN RESPONSIBLE ORGANIZATION IS THE CONSTRUCTOR, FRAMATOME.

EDF, BEING RESPONSIBLE FOR THE OVERALL PLANT SAFETY, HAS A SPECIFIC ROLE AS REGARDS QUALITY. IT IS MAINLY SURVEILLANCE, THROUGH AN ADEQUATE QUALITY ASSURANCE PROGRAMME. IN 1984, THE FRENCH SAFETY AUTHORITIES HAVE ISSUED A SPECIFIC REGULATORY TEXT ON QUALITY ASSURANCE (Q.A.). THE MAIN OBJECTIVE IS TO DETECT ANY DEFICIENCY AND TO CORRECT IT BEFORE IT RAISES SERIOUS DIFFICULTIES, FOR INSTANCE IN CASE OF AN INCIDENT OR AN ACCIDENT. Q.A. DOES NOT PROVIDE QUALITY BY ITSELF, BUT IT IS AN EFFICIENT TOOL TO CONTROL THE QUALITY LEVEL. SINCE A GOOD QUALITY IS NECESSARY TO MINIMIZE DELAYS DURING CONSTRUCTION AND TO OBTAIN A GOOD AVAILABILITY IN OPERATION, Q.A. IS A VITAL MANAGEMENT TOOL, AND MUST BE INTEGRATED INTO THE OVERALL PROGRAMME MANAGEMENT, AND MUST NOT BE TREATED AS AN INDEPENDENT ACTIVITY, WITH THE RISK OF EXCESSIVE AND USELESS PAPER WORK.

THE ACTION OF REGULATORY SAFETY AUTHORITIES IS LIMITED TO AN OVERALL SUPERVISION AND DOES NOT INTERFERE WITH PERMANENT EDF'S SURVEILLANCE, NEITHER WITH THE MANUFACTURER'S CONTROLS. THAT SUPERVISION IMPLIES A SERIES OF QUALITY AUDITS, FOR INSTANCE AT IMPORTANT STEPS DURING THE CONSTRUCTION OF THE PLANT. IN THIS RESPECT, THE PREOPERATIONAL TESTS ARE OF GREAT IMPORTANCE, SINCE FOR MANY COMPONENTS AND SYSTEMS THEY CAN LEAD TO THE DETECTION OF DEFICIENCIES IN THE QUALITY ASSURANCE PROGRAMMES. OPERATIONAL EXPERIENCE MAY ALSO REVEAL LATER OTHER DEFICIENCIES.

I HAVE ALREADY MENTIONED THE BENEFITS FOR QUALITY COMING FROM THE STANDARDIZATION POLICY. THAT DOES NOT MEAN OF COURSE THAT WE HAVE NOT EXPERIENCED DIFFICULTIES IN THAT FIELD. BUT WE MAY CONSIDER THAT WE HAVE PASSED THE LEARNING STAGE, EVEN IF WE MUST REMAIN VIGILANT, IN PARTICULAR TO AVOID WHAT COULD BE A PERVERSE EFFECT OF Q.A. : DE-RESPONSIBILIZATIONS.

VI. SAFETY IN OPERATION

THERE ARE TWO MAIN OBJECTIVES :

- PREVENT ALL ERRORS, IN OPERATION AND MAINTENANCE, WHICH COULD LEAD TO AN ACCIDENTAL SEQUENCE ;
- DETECT ANY SIGN OF A DESIGN OR QUALITY DEFICIENCY WHICH COULD LATER BE THE DIRECT, OR INDIRECT, CAUSE OF AN ACCIDENT.

IN THE PREVIOUS CHAPTERS OF THIS PAPER, MAN WAS PRESENT, AS A DESIGNER OR A CONTROLLER, BUT IT WAS THE MATERIAL, COMPONENT OR SYSTEM WHICH WAS MAINLY CONCERNED. IN OPERATIONAL SAFETY, THE ANALYSIS IS CENTERED ON MAN. CONSEQUENTLY, THE FIRST FUNDAMENTAL ISSUE IS PERSONNEL TRAINING.

PAST EXPERIENCE HAS SHOWN THAT A SERIOUS ACCIDENT, WITH POTENTIAL THREATS FOR THE ENVIRONMENT, HAS ALWAYS A "HUMAN FACTOR ASPECT", EVEN IF THE INITIATING EVENT IS RELATED TO A COMPONENT FAILURE OR TO AN EXTERNAL EVENT. THE TMI.2 ACCIDENT IS ESPECIALLY SIGNIFICANT IN THIS RESPECT, AND I SUPPOSE THAT THE CORRESPONDING LESSONS LEARNT ARE WELL KNOWN. BUT EVEN WHEN WE LOOK ONLY AT MINOR INCIDENTS OR PRODUCTION LOSSES, THE HUMAN FACTOR PLAYS A ROLE IN A LARGE FRACTION OF THEM, BETWEEN 30 AND 60 %. IN MOST CASES, AN APPROPRIATE TRAINING OF THE OPERATORS COULD HAVE AVOIDED THE INCIDENT. OPERATOR'S TRAINING IS IN FRANCE OUR FIRST PRIORITY.

NUCLEAR POWER PLANTS ARE COMPLICATED MACHINES, AND OPERATORS WILL BE ABLE TO PLAY CORRECTLY THEIR ROLE ONLY IF THEY HAVE A GOOD UNDERSTANDING OF THE WORKING OF THE PLANT. THE OPERATORS' TRAINING MUST THEREFORE INCLUDE THE ACQUISITION OF BASIC KNOWLEDGE, FOLLOWED BY THE ACQUAINTANCE WITH THE DETAILED OPERATIONAL SEQUENCES. EDF HAS HAD FOR MANY YEARS A WELL-STRUCTURED ORGANIZATION FOR PERSONNEL TRAINING, FOR ALL CATEGORIES OF PERSONNEL, COMBINING THE TRADITIONAL EDUCATIONAL FORMAT WITH THE LEARNING "ON THE JOB". IT HAD TO BE EXTENDED TO FACE THE FORMIDABLE TASK OF TRAINING THE TEAMS TO OPERATE SEVERAL TENS OF UNITS. IT HAD BEEN ADAPTED TO TAKE INTO ACCOUNT THE SPECIFICITIES OF NUCLEAR POWER.

FROM OUR EXPERIENCE, WE DERIVE TWO IMPORTANT LESSONS :

→ THE NEED FOR PERMANENT RECYCLING, SO THAT DURING HIS ROUTINE WORK IN A PLANT THE OPERATOR WILL NOT FORGET HIS BASIC KNOWLEDGE.

COMPUTERIZED ASSISTED TRAINING IS BEING USED SINCE SEVERAL YEARS IN ALL PLANTS, AND IS A VERY USEFUL TOOL.

→ THE IMPORTANCE OF A SPECIFIC TRAINING ON SIMULATORS, WHICH, IN MANY RESPECTS, IS MORE BENEFICIAL THAN TRAINING IN THE PLANT ITSELF. IN A SIMULATOR, THE OPERATOR WILL HAVE TO FACE DEGRADED SITUATIONS THAT HE WILL NEVER MEET IN NORMAL OPERATION, EXCEPT DURING THE PRE-OPERATIONAL TESTS.

VERY EARLY, EDF HAS EQUIPED WITH A SIMULATOR THE TRAINING CENTER IN BUGEY. NEW SIMULATORS HAVE BEEN ADDED SINCE, IN BUGEY, PALUEL AND CAEN. FROM A SAFETY POINT OF VIEW, THESE SIMULATORS HAVE PROVED VERY USEFUL BY COMBINING OPERATOR'S TRAINING WITH VALIDATION OF OPERATIONAL PROCEDURES. THIS IS IN MY OPINION A VERY IMPORTANT SAFETY ISSUE. PROCEDURES MUST BE ESTABLISHED ON THE BASIS OF DESIGN STUDIES, BUT THEIR FORMAT MUST BE ADAPTED TO THEIR USE BY THE OPERATORS IN THE CONTROL ROOM. SIMULATORS ARE ESSENTIAL INSTRUMENTS TO PERFORM THAT ADAPTATION.

ONE OF THE DIFFICULT PROBLEMS WE HAD TO RESOLVE WAS THE TRAINING OF OPERATORS FOR SEVERE ACCIDENTS. EVEN IF THEIR PROBABILITY OF OCCURRENCE IS VERY LOW, THEIR CONSEQUENCES WILL BE STRONGLY DEPENDENT OF THE OPERATORS' BEHAVIOUR. BUT, FOR A SATISFACTORY TRAINING, SIMULATORS SHOULD BE CAPABLE OF REALISTICALLY DESCRIBING DEGRADED ACCIDENTAL CONDITIONS, i.e. WITH TWO-PHASE FLOW IN THE PRIMARY CIRCUIT. WITH THE ASSISTANCE OF FRAMATOME AND THOMPSON, EDF HAS DEVELOPED THE CORRESPONDING ADVANCED SIMULATORS.

THE SECOND IMPORTANT ASPECT OF OPERATIONAL SAFETY IS THE EXPERIENCE FEEDBACK. EVERYBODY AGREES ON THE VITAL IMPORTANCE FOR SAFETY OF A CAREFUL ANALYSIS OF OPERATIONAL EXPERIENCE. IT VALIDATES THE DESIGN AND THE QUALITY, AND IT HELPS TO DETECT ERRORS OR WEAK POINTS, ESPECIALLY THROUGH THE IDENTIFYING OF SO-CALLED "PRECURSORS". THIS

LAST POINT IS OF PARAMOUNT IMPORTANCE. ANY SERIOUS ACCIDENT WILL HAVE BEEN PRECEDED BY ONE OR SEVERAL MINOR INCIDENTS WITH SIMILAR SEQUENCES, BUT WITHOUT SERIOUS CONSEQUENCES, BECAUSE NO FORTUITOUS COINCIDENCE HAD AGGRAVATED THE SITUATION. THIS WAS TRUE FOR TMI.2, WITH A PRECURSOR ON DAVIS-BESSE 18 MONTHS BEFORE, BUT UNFORTUNATELY THE DAVIS-BESSE INCIDENT WAS IDENTIFYED TOO LATE AS A PRECURSOR. I THINK THAT A GOOD ANALYSIS OF ALL ABNORMAL OCCURRENCES IN REACTOR OPERATION COULD GIVE A FULL GUARANTEE OF PREVENTION OF ALL SEVERE ACCIDENTS.

THE STANDARDIZED PROGRAMME DEVELOPPED BY EDF IS WELL SUITED FOR SETTING UP AN EFFICIENT OPERATIONNAL EXPERIENCE FEEDBACK SYSTEM. THE IDENTITY OF COMPONENTS AND SYSTEMS IS FAVORABLE FOR THE EVENTS' COLLECTION. THE MULTIPLICATION OF DATA MAKE THEIR ANALYSIS EASIER. EDF HAS SET UP AN EVENT DATA BANK, WHICH INCLUDES THE ANALYSIS OF SIGNIFICANT INCIDENTS AND THE LESSONS LEARNT. THIS BANK IS ACCESSIBLE TO FRAMATOME AND TO THE SAFETY AUTHORITIES.

SUCH A SYSTEM HAS REQUIRED TO RESOLVE SEVERAL DIFFICULTIES : THE CRITERIA FOR SELECTION OF SIGNIFICATIVE EVENTS, WHICH HAVE BEEN THE SUBJECT OF A SPECIAL REGULATORY TEST, THE CHOICE OF THE INCIDENTS WHICH MUST BE ANALYZED IN-DEPTH, WHICH IS DISCUSSED BETWEEN EDF AND THE IPSN, AND THE ANALYSES THEMSELVES, PERFORMED BY EDF'S SPECIALISTS AND CONTROLLED BY IPSN. THE CORRECTIVE MEASURES WHICH ARE DECIDED BY EDF AFTER ANALYSIS, MUST BE APPROVED BY THE SAFETY AUTHORITIES WHEN THEY ARE IMPORTANT. THE DELAYS OF IMPLEMENTATION ARE A PERMANENT CONCERN FOR EVERYBODY.

I WILL FINALLY UNDERLINE THE IMPORTANCE OF A SATISFACTORY ACCESS TO THE OPERATIONAL EXPERIENCE OF NUCLEAR POWER PLANTS ABROAD. EDF HAS ALWAYS BEEN IN FAVOR A VERY LARGE EXCHANGES OF INFORMATION BETWEEN ALL NUCLEAR UTILITIES. WE ARE PARTICIPATING DIRECTLY TO THE DATA BANK CALLED USERS WITH THE UNIPEDE ASSOCIATION, AND WE ARE ALSO A MEMBER OF INPO. WE FOLLOW ALSO CLOSELY THE OPERATION OF THE INCIDENT REPORTING SYSTEMS, WITHIN THE NUCLEAR ENERGY AGENCY AND THE IAEA.

VII. CONCLUSION

I ATTEMPTED IN THIS PAPER TO PRESENT THE EXPERIENCE GAINED IN FRANCE ON THE SAFETY OF PRESSURIZED WATER REACTORS. DURING THE LAST FIFTEEN YEARS, WE HAVE DEVELOPED OUR OWN SAFETY APPROACH, WITH REFERENCE TO GENERAL SAFETY OBJECTIVES WHICH CAN BE CONSIDERED AS INTERNATIONALLY ACCEPTED.

I WILL BRIEFLY SUMMARIZE THE MAIN LESSONS I DERIVE FROM OUR EXPERIENCE. MAYBE THEY CAN BE USEFUL FOR OTHER COUNTRIES EMBARKING ON A NUCLEAR POWER PROGRAMME. HOWEVER, I THINK THAT ANY COUNTRY MUST FIND HIS OWN WAY, AS WE DID OURSELVES.

WE DECIDED TO ADOPT AN AMERICAN TECHNOLOGY IN 1970, WE DECIDED TO TAKE ALL RULES AND PRACTICES IN USE IN AMERICA, AND I THINK THIS IS THE GOOD THING TO DO, THAT IS TO SAY, TO TAKE THE SAFETY RULES AND PRACTICES AS USED IN THE COUNTRY OF ORIGIN OF THE NUCLEAR TECHNOLOGY. THE SAFETY EVALUATION PROCEDURE MUST BE UTILIZED TO ACQUIRE AN IN-DEPTH KNOWLEDGE OF THE "WHYS" AND THE "HOWS" OF THE SAFETY RULES AND PRACTICES. IT IS THEN POSSIBLE TO APPLY THEM TO CONCRETE CASES, AND TO ADAPT THEM TO SPECIFIC SITUATIONS. IT IS AN IMPORTANT TASK, AND AN AGREEMENT GIVING A DIRECT ACCESS TO THE REGULATORY EXPERIENCE OF THE COUNTRY OF ORIGIN CAN BE A GREAT ASSISTANCE. LATER, AFTER SOME YEARS, IT BECOMES POSSIBLE TO SET UP AN INDEPENDENT NATIONAL REGULATORY SYSTEM.

FOR QUALITY, IT IS ESSENTIAL THAT Q.A. PROGRAMMES SHOULD NOT BE DEVELOPED INDEPENDENTLY OF THE PROJECT MANAGEMENT, AS IF IT WAS A TOPIC TO BE LEFT TO "QUALITY SPECIALISTS", OR WORSE, AS A SUPPLEMENTARY REQUIREMENT FROM SAFETY AUTHORITIES. Q.A. MUST BE INTEGRATED IN THE PROJECT MANAGEMENT. AS FOR QUALITY ITSELF, IT MUST BE OBTAINED "ON THE JOB".

FOR SAFETY IN OPERATION, TWO ASPECTS SEEM TO ME ESSENTIAL ONES :

- THE PLANT'S OPERATORS SHOULD BE ASSOCIATED TO THE SOLUTION OF THE SAFETY PROBLEMS DURING THE CONSTRUCTION, AS PART AS THE BASIC KNOWLEDGE ACQUISITION. A TRAINING PROGRAMME MUST BE SET UP AS EARLY AS POSSIBLE. EVEN IF IT CAN MAKE USE OF TOOLS ABROAD, SUCH AS SIMULATORS, IT MUST TAKE INTO ACCOUNT THE SPECIFICITY OF WORK IN THE COUNTRY.

- THE UTILITY SHOULD BE A FULL PARTNER IN A DATA COLLECTION AND ANALYSIS SYSTEM. INTERNATIONAL ORGANIZATIONS SUCH AS IAEA CAN PLAY A USEFUL ROLE, BUT A DIRECT ACCESS TO A DATA BANK SUCH AS THE EDF EVENT DATA BANK IS PROBABLY THE MOST EFFICIENT WAY.

FINALLY, ACCIDENT PREVENTION SHOULD ALWAYS BE OUR FIRST PRIORITY, NOT ONLY FOR SAFETY, BUT ALSO FOR OBVIOUS ECONOMICAL REASONS. INTERNATIONAL COOPERATION CAN BE HELPFUL IN THAT RESPECT.

ELECTRICITE DE FRANCE

1985

INSTALLED CAPACITY

NUCLEAR.....	37.000 MW
CONVENT.....	20.100 MW
HYDRAULIC.....	20.500 MW

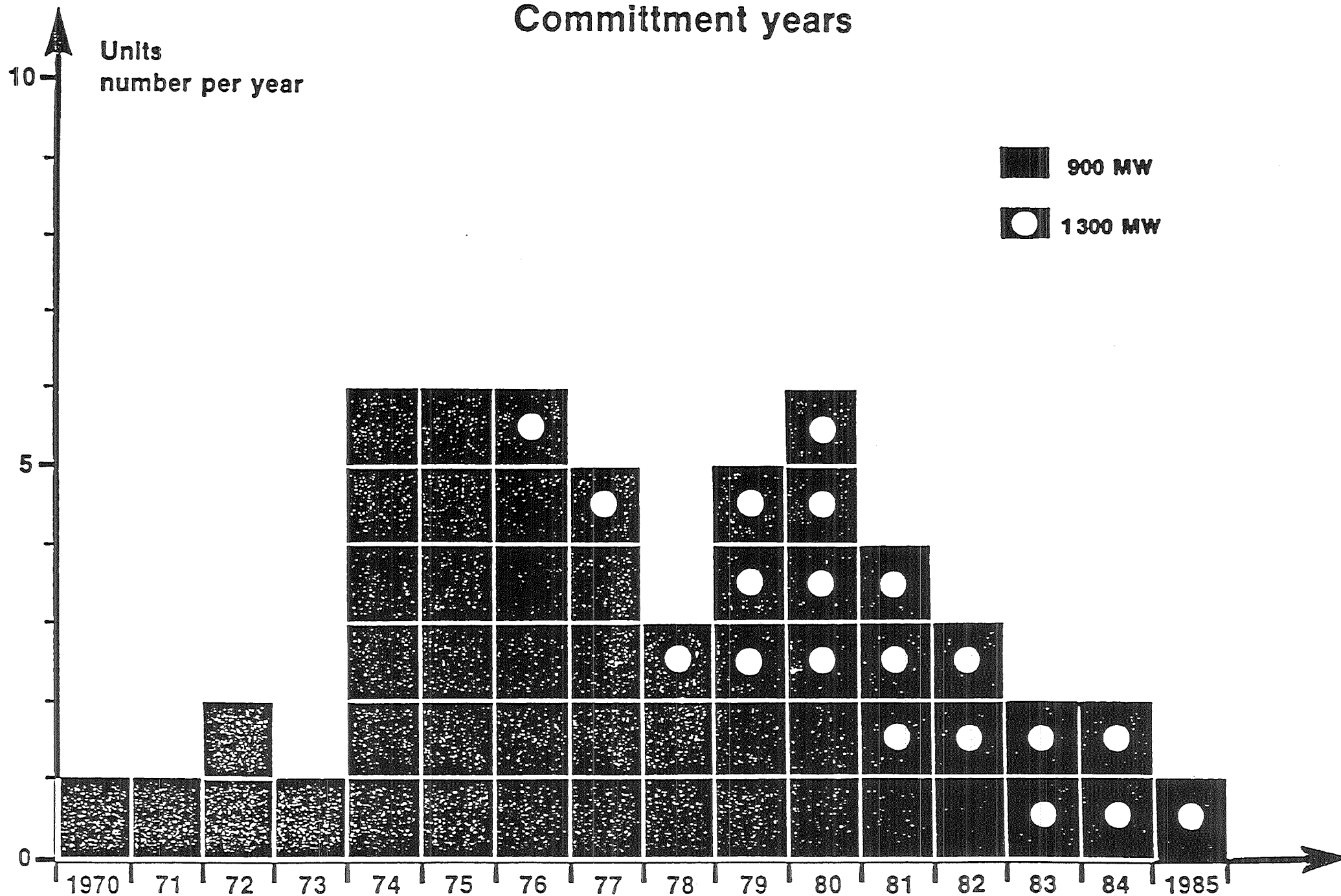
ELECTRICITY PRODUCTION

NUCLEAR.....	210.300 GWh	71 %
CONVENT.....	28.100 GWh	10 %
HYDRO.....	<u>58.300 GWh</u>	<u>19 %</u>
TOTAL.....	296.700 GWh	100 %




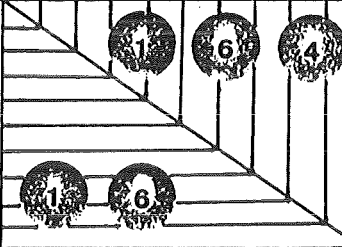







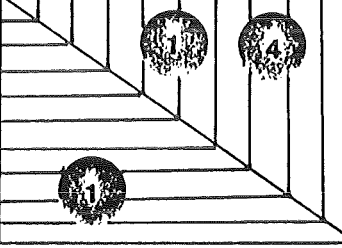











FRENCH ELECTRICITY PRODUCTION







NUCLEAR.....	213.100 GWh	65 %
CONVENT.....	52.100 GWh	16 %
HYDRO.....	<u>63.600 GWh</u>	<u>19 %</u>
TOTAL.....	328.800 GWh	100 %

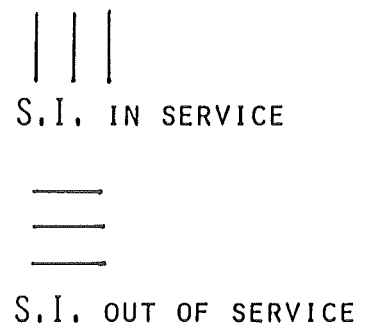
French PWR Programme Committment years

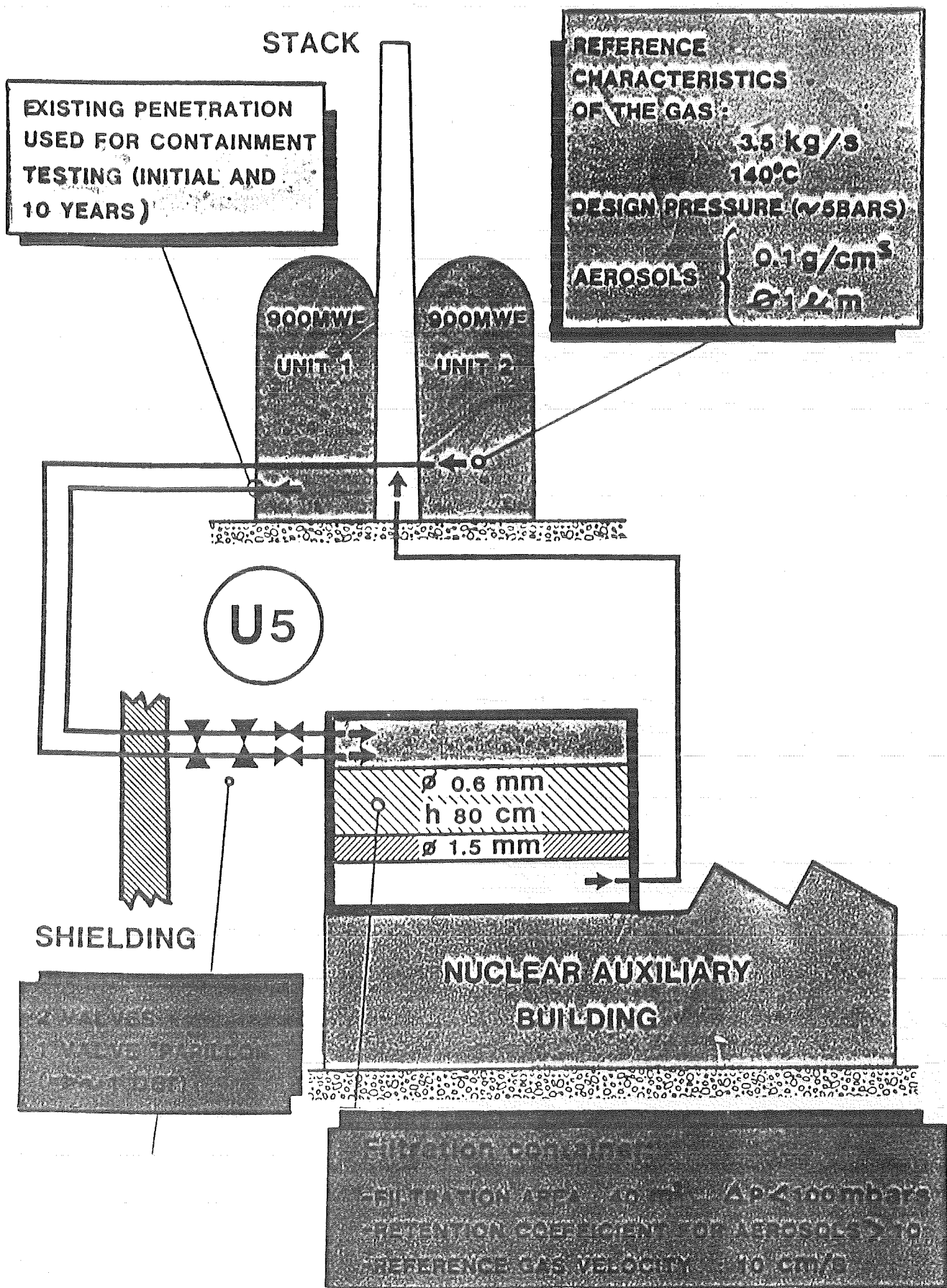


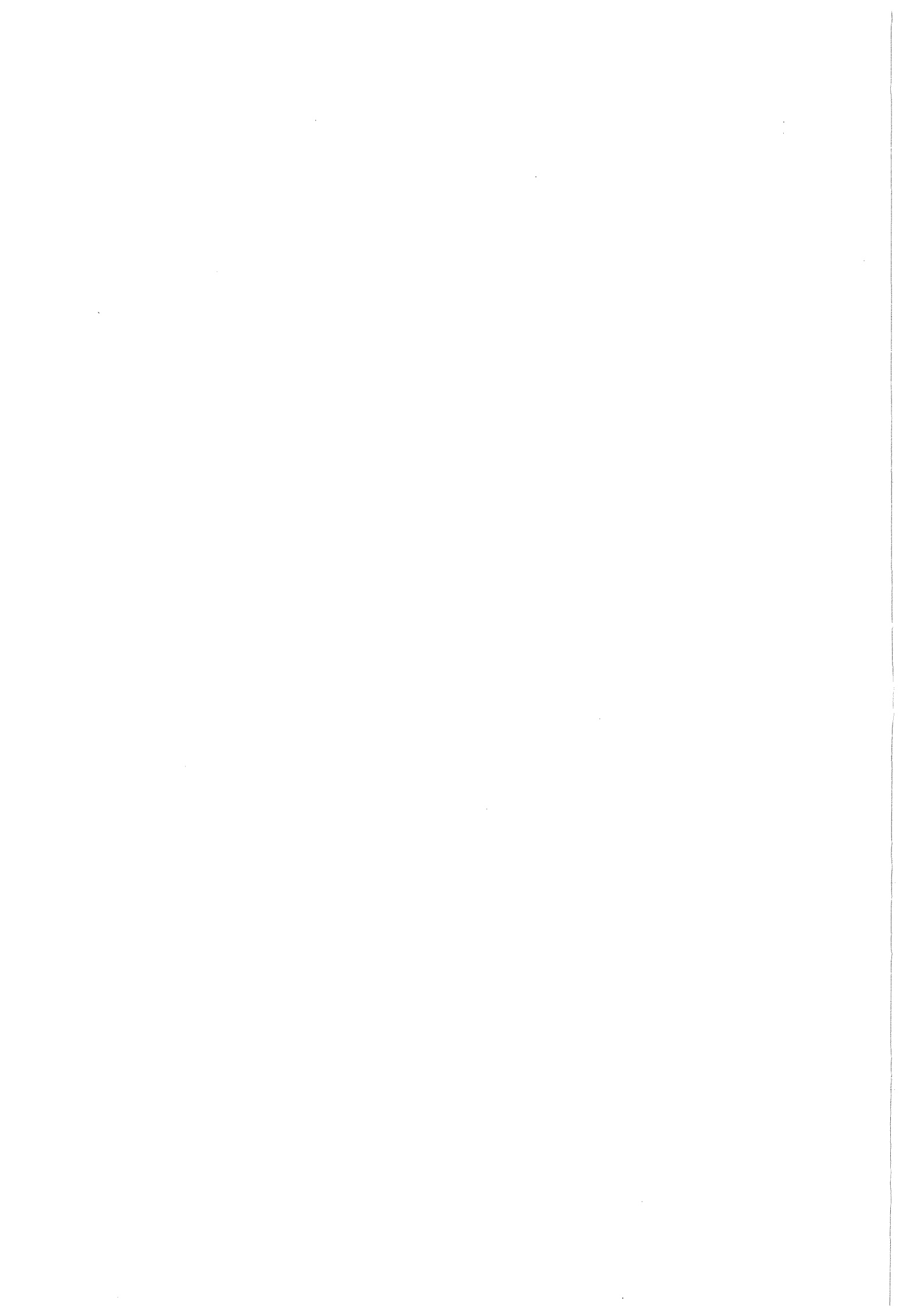
U1 PROCEDURE
COOLING STATES

STEAM GRS ECCS PRIMARY CT.	AT LEAST 1 S.G. AVAILABLE	NO S.G. AVAILABLE
$\Delta T_{SAT} > 10^{\circ}C$	  	     
$\Delta T_{SAT} < 10^{\circ}C$ AND EITHER $T_{RIC} < 350^{\circ}C$ OR $dT_{RIC}/dT \leq 1^{\circ}C/5 \text{ MIN}$	 	   
$350^{\circ}C \leq T_{RIC} < 650^{\circ}C$ AND $dT_{RIC}/dT > 1^{\circ}C/5 \text{ MIN}$	  THEN  IF  FOR THE PAST 5 MIN	
$T_{RIC} > 650^{\circ}C$	   	

-  MAXIMUM S.I.
-  CONTROL S.I. FLOW IN CASE OF SUBSATURATION
-  SPEED UP COOLING PROCESS BY AVAILABLE S.G.
-  OPEN THE THREE PRESSURIZER RELIEF VALVES
-  START PRIMARY PUMPS
-  STOP PRIMARY PUMPS







PROJEKT NUKLEARE SICHERHEIT

ABSCHLUSSKOLLOQUIUM 1986

CURRENT PERSPECTIVES ON NUCLEAR POWER PLANT RISKS
AND THE USE OF RISK-BASED INFORMATION IN REGULATION

D. ROSS

M. ERNST

J. MURPHY

USNRC

KERNFORSCHUNGSZENTRUM KARLSRUHE
PROJEKT NUKLEARE SICHERHEIT

Current Perspectives On Nuclear Power Plant Risks
and the Use of Risk-Based Information In Regulation

Authors

Denwood Ross, Deputy Director
Office of Nuclear Regulatory Research

Malcolm Ernst, Director
Division of Risk Analysis and Operations
Office of Nuclear Regulatory Research

Joseph Murphy, Acting Chief
Reactor Risk Branch
Division of Risk Analysis and Operations
Office of Nuclear Regulatory Research

1.0 Introduction

Subsequent to the Three Mile Island Unit 2 accident, recommendations were made by a number of review committees to consider regulatory changes which would provide better protection of the public from severe accidents. Over the past six years, a major research effort has been underway by the NRC to develop an improved understanding of severe accidents and to provide a technical basis to support regulatory decisions. Current plans for the completion and extension of this research in support of ongoing regulatory actions are provided in NUREG-0900, Revision 1, Nuclear Power Plants Severe Accident Research Plan.

A key product of this Severe Accident Research Program is a reassessment of the severe accident source term technology. This reassessment was issued as draft NUREG-0956 "for comment" in July 1985, and will be published in final form shortly. The report describes the efforts by the NRC staff and its contractors to reassess and update the agency's analytical procedures for estimating accident source terms for nuclear power plants. These new assessment tools can be used to provide a greater understanding of the current risk from severe

accidents at nuclear power plants.

One of the ways the new source term analytical procedures are being used is in our ongoing major program to analyze the frequency of severe core damage and risk of six "reference plants" of different containment design. The plants selected are: Surry, a Westinghouse-designed three loop reactor employing a subatmospheric containment; Peach Bottom, a General Electric reactor employing a Mark I containment; Sequoyah, a Westinghouse-designed reactor employing an ice condenser containment; Grand Gulf, a General Electric-designed reactor employing a Mark III containment; Zion, a Westinghouse-designed reactor employing a large dry containment; and LaSalle, a General Electric-designed reactor employing a Mark II containment. Each of these plants either has had or currently is undergoing a probabilistic risk assessment. The purpose of the reanalysis is to: (1) modify these earlier studies to reflect the current plant design and operational practices, since, in some cases, there have been major modifications resulting from industry initiatives as well as the reaction of the NRC staff to the accident at Three Mile Island; (2) use the new source term procedures; (3) develop and use detailed plant-specific containment event trees; and (4) use updated consequence and health effects models to estimate the risk of accidents.

The current effort underway is building upon NUREG-1050, the "Probabilistic Risk Assessment Reference Document." NUREG-1050 discusses the state-of-the-art of probabilistic risk analysis, provides summary information from existing PRAs, and gives general insights on the use of methods and results of PRAs in regulation. Our new effort, which will be published as NUREG-1150, will provide the next step by documenting current PRA information on these six reference plants, development plant-specific insights about the dominant contributors to severe core damage frequency and risk, and providing an explicit analysis of their associated uncertainties. NUREG-1150 will also provide specific insights on the use of such information in making various types of regulatory decisions, considering the results obtained and the nature and magnitude of uncertainties.

It is our intention to publish draft NUREG-1150 for comment in September 1986.

This document will contain the rebaselined estimates of risk and provide insights gained from the analyses of five of the reference plants; information on LaSalle will be published in draft in the spring of 1987. Subsequently, we plan to extend the analysis to a Babcock and Wilcox designed reactor employing a large dry containment, and a Combustion Engineering reactor, also utilizing a large dry containment. These final two reference plants would be incorporated into the final version of NUREG-1150, which is scheduled for publication by the end of FY 87.

2.0 Analytical Methodology

This section discusses the methodology employed for various parts of the analyses of the reference plants. The discussion is presented in terms of the accident frequency characterization, the containment event tree analyses, source term analyses, and consequence analyses.

2.1 Accident Analyses

Three different approaches are being taken to determine the characterization of accidents and their frequencies in this study. For one plant, Zion, the analysis is based on the very detailed probabilistic risk analysis completed by the utility, as modified by the detailed review by the NRC staff and its contractors. For a second plant, LaSalle, the analysis is based on the ongoing PRA sponsored by the NRC, in cooperation with Commonwealth Edison.

For the remaining reference plants, the plant design had changed sufficiently since the original PRAs had been performed that it was necessary to essentially completely re-do the earlier risk analyses. To accomplish this, the analytical team first obtained all relevant information on plant design and operation that was available. This included documents currently available to the regulatory staff, such as the prior PRAs, and the Final Safety Analysis Reports. In addition, up-to-date plant drawings, operating procedures, and systems descriptions were obtained to understand the current design and operational philosophy of the plant. After examination of this material, a plant visit of

approximately 2 to 3 days duration occurred during which additional information was gained on plant design and operating experience, plant operators were interviewed, and operational procedures were examined to examine the human-related aspects of plant operation.

After the plant visit, the analysts prepared event trees and fault trees for the plant, generally in the manner discussed in NUREG/CR-2300, the PRA Procedures Guide. However, because of the experience gained in earlier probabilistic risk analysis efforts and the constraints of available resources, some portions of the analyses were somewhat truncated relative to that performed in earlier studies. For example, in general, plant actuation and control systems were examined at the "black box" level. That is, the detailed modeling of the relays and coils involved within the actuation circuitry were not specifically examined. Rather, a typical circuit of that nature was evaluated, and that value was treated generically for similar components. Further, recent advances in fault tree construction techniques were employed which greatly shortened the analytical time necessary to prepare the fault trees, without compromising their quality.

In some areas however, greater effort was expended than in earlier studies sponsored by the NRC, because experience indicated that susceptibility in these areas could be important. Thus, some analysis of plant-specific data was performed, and a more intensive treatment of common cause failure was incorporated. Even here, however, the nature of the analyses was not as comprehensive as that which would be included in a state-of-the-art full scope probabilistic risk analysis. However, subtleties and interactions which have been observed in previous probabilistic risk analyses were tabulated, and the analyses were specifically directed to consider the potential for their occurrence. Where appropriate, the depth of the analysis was changed if it appeared that a more detailed analyses was required.

The final fault trees and event trees were then quantified utilizing the generic data base generating through the Accident Sequence Evaluation Program, as modified by the analysis of plant-specific data. Component failure rates,

component unavailabilities, test duration times, and estimates of equipment outage times were incorporated into the event tree/fault tree structure and quantified using conventional probabilistic risk analysis techniques. This yielded a base case estimate of severe core damage frequency with associated error bounds. Following the initial sequence quantification, the potential for recovery actions was analyzed, and specific recovery factors were applied at the accident sequence cutset level, if appropriate. Resultant sequence frequencies were recalculated. In general, recovery actions were included if they were directly stated in the emergency or abnormal procedures, and sufficient time existed to allow diagnosis and completion of the action.

During the conduct of the accident frequency analysis, issues were identified which various analysts could treat in different ways. The assumptions the analysts felt were most appropriate were used in the base case analysis. Because the alternate assumptions required modeling changes or could not be treated strictly on a statistical basis, sensitivity studies were conducted to determine the impact on the results if these issues were to be considered in a manner differently than in the study. For example, in the Surry rebaselining study, twelve separate sensitivity issues were considered. In one of these, the base case model for evaluating a pump seal LOCA due to loss of seal cooling during a station blackout assumed a probabilistic model with respect to time. This assumption was replaced with a deterministic model of seal LOCA occurrence based on the Zion and Indian Point PRAs seal LOCA models. Similarly, the base case analysis did not recognize the existence of the non-safety-grade gas turbine generator located at the Surry site. The gas turbine is currently used for power peaking but was originally designed and intended for black-start capability. A sensitivity study was performed analyzing the impact of use of the gas turbine generator following station blackout.

The final results of the study will be presented in a format which identifies not only the base case but also the bounds of the mean value estimates for the various sensitivity studies. In addition, the variation of the mean value estimates will be provided for each plant damage state frequency. This is

necessary, since the plant damage states represent input information for the containment event tree analyses discussed below.

Preliminary contractor results of the accident sequence analyses are presented in Table 1.

2.2 Containment Behavior Analyses

The containment event tree analysis considers containment design, accident phenomenology, and equipment survivability issues, analyzes them, and determines the dominant containment failure pathways. It also estimates the conditional probabilities associated with those pathways, and group results in terms of those parameters which will influence source term determination. The containment event trees are exceedingly complex. The trees are very large and categorize containment performance in terms of (a) the phenomenology associated with the accident sequence under consideration, (b) the initial state of the containment, and (c) the operability of other plant features, as appropriate. The questions considered in evaluating the containment event trees include parameters that describe the boundary conditions of the analysis, such as the pre-existing level of containment leakage and the operability of containment sprays and heat removal mechanisms. In addition, a variety of phenomenology issues, some not well understood, must also be incorporated. These included questions regarding the amount of hydrogen in the containment both before and after vessel break, the conditions necessary for hydrogen ignition, steam spikes, direct heating, the containment structural failure pressure, and the mode of reactor coolant system failure associated with a severe accident.

The containment event trees deal not only with hardware reliability and operator performance, but also contain questions on the possible outcomes of specific physical processes which are not completely understood. The trees essentially track a severe accident as time progresses, estimating containment and other physical conditions at each point in time and comparing them to the potential for failure of the containment, given those

conditions. Thus, the potential for a variety of outcomes is specifically included in the tree, albeit with substantial uncertainties. Given sufficient accident research effort one could, in principle, determine more precisely the outcome of each process. However, lacking such preciseness, the containment event trees recognize uncertainties by providing branching points where different success/failure or phenomenological assumptions can be made that cover the reasonable range of what might occur. The probabilistic weights assigned to these type of branch points in the tree should be interpreted as a measure uncertainty, a weighting factor which reflects the degree of belief of the analyst in a given outcome. These judgements are based on deterministic engineering calculation for each separate physical process when possible. In other cases, they rely heavily on the subjective judgment of the experts.

Information necessary to properly characterize choices or the containment event tree were drawn from a detailed knowledge of plant design and operation, selected phenomenological analyses, and a variety of NRC and industry sponsored studies. These include the earlier works of the containment loads working group and the containment performance working group, the severe accident sequence analysis program (SASA), the Battelle analyses for the accident source term project office, (BMI-2104), a variety of full scope probabilistic risk analyses performed by the industry, plant-specific information in emergency operating procedures, and the Industry Degraded Core program (IDCOR).

2.3 Source Term Analyses

Source term analyses were performed using the source term code package to be described in the final NUREG-0956. The methods involved are essentially identical to those presented in detail in BMI-2104 and summarized in the draft NUREG-0956. Changes have been made since the publication of these latter two documents, but they involve primarily the automation of techniques which were performed by hand in earlier calculations and the integration of analyses which were performed separately. However, there have also been some more substantive improvements. The differences between the source term code package and the analyses in the draft NUREG-0956 and will not be discussed in this paper.

The source term code package was used to analyze from between 6 to 10 accident sequences for each of the reference plants. However, it was necessary to extend the consideration of source terms beyond the capabilities of the source term code package. The source term code package at present has limited capability to examine some potentially important processes which are identified in the containment event trees. These include such items as the revaporization of all fission products after vessel failure, the chemical decomposition of cesium iodine, the effect of in-vessel circulation patterns on fission product deposition and on component performance, and the potential consequences of direct heating of the containment atmosphere by small particles of ejected corium during vessel melt through. The potential effects of such phenomena were assessed by additional analyses, as well as by the use of expert judgment. The outcomes of these analyses are uncertain. Thus, a variety of possible outcomes exist because no validated analytical models were available, and different techniques yielded different estimations. Subjective judgement was supplied using teams of experts to estimate ranges of possibilities and the degrees of belief in such ranges, as described above for containment performance issues.

To simplify the analysis of the source term, different accident sequences were grouped together which were believed to have similar characteristics, as they affect source term results. The results of these analyses yield a set of releases to the environment, described as the percent of the initial core inventory of each of the various chemical species which are released to the atmosphere, with additional physical information on the nature of the release in terms of contained heat, release duration, etc.

2.4 Consequence Analyses

The releases to the environment were processed using a new computer code and health effects models to estimate the transport of fission products through the environment and the resultant consequences to the health and safety of the public for such releases.

The consequence code used (MACCS) has several new features which were not available in the consequence calculations done for the Reactor Safety Study and earlier NRC-sponsored studies of the consequences of severe accidents (CRAC1 and CRAC2). These include the treatment of time dependent releases, improved atmospheric dispersion modeling, the consideration of additional exposure pathways, improved dosimetry, better consideration of emergency response, and road network evacuation.

MACCS also incorporates revised health effect models as presented in NUREG/CR-4214, Health Effects Model for Nuclear Power Plant Accident Consequence Analysis, July 1985. In brief, improved models have been developed for early and continuing effects (e.g., early injury and fatality due to very high levels of radiation exposure); late somatic effects in the generation exposed (e.g., latent cancers); and genetic effects (i.e., effects in later generations). New models for health effects not previously considered in reactor accident consequence estimates were also developed in this study (e.g., mental retardation due to irradiation of the fetus, and skin erythema). Estimates of severe accident consequences using the new models are two to three times greater, on average, than previous estimates, given the same release assumptions.

3.0 Uncertainties and Sensitivities

An understanding of the uncertainties associated with predictions of reactor risk and of severe core damage frequency is essential to the proper regulatory use of the results of probabilistic risk analysis. In fact, reliance on central values or mean estimates alone can be misleading and can lead to improper regulatory decisions. Thus, we view it as essential that we properly characterize the uncertainties associated with our risk predictions. In this light, perhaps the most important objective of the work to be presented in NUREG-1150 is to provide a good engineering perspective on the modeling assumptions that drive the analyses and to provide a reasonable envelope in which the actual value of a given "bottom-line" result would likely be found. In our opinion, this envelope cannot be expressed in strict statistical terms

at this time since our lack of knowledge regarding many of the physical phenomena permits only subjective judgments; i.e., probably distribution functions are not known and, in many cases, would not even be appropriate. Thus, we claim no statistical significance with our bounds nor do we associate statistical confidence limits to them. Rather, we regard them as reasonable engineering estimates of the upper and lower bounds within which the mean value of the various parameters may fall. We have considered the uncertainties arising from the stochastic variabilities in component failure rates and the occurrence of weather conditions, the uncertainties arising from incomplete or inconsistent data pertaining to equipment failure rates and human errors, and the uncertainties arising from incomplete knowledge of phenomenological processes. The methods we have used in estimating these uncertainties are discussed below.

As previously discussed, the uncertainty analyses associated with the accident frequency rebaselining consider the uncertainty in data by propagating failure rate distributions through the fault trees and the event trees, in a manner similar to that performed on recent probabilistic risk analyses. Modeling assumptions are considered in sensitivity analyses. The preliminary results of these sensitivities analysis for Surry are presented on a "box and whisker" chart as indicated in Figure 1.

Uncertainties in modeling of the source term and containment phenomenology are performed using a constrained Monte Carlo sampling technique, which we refer to as a limited application of the Latin-hypercube (LLH) method. This technique is described in NUREG/CR-3624. In the performance of the uncertainty analyses, subjective estimates are made of the possible ranges of important parameters, as discussed above, based on the judgment of a team of experts representing various National Laboratories and others. The technique employs the estimation of the degree of belief associated with 3 to 5 specific values of each of 30 or so important parameters. Weighting factors are assigned based on the average of the weights assigned by each of the experts on a given topic. These discrete values of phenomenological response are then sampled using Latin-hypercube techniques in accordance with these weights to yield a number of

mean estimates of the overall risk. The 5 and 95 percentiles of the LLH runs are then picked as reasonable ranges within which the mean value likely would be found, but we do not and should not define this as the 5 and 95 percentile on risk.

The results of the LLH analyses should be interpreted only as an engineering approximation of the upper and lower bounds in which the mean value of the final risk value would likely fall as stated above. This technique considers correlation between the various parameters explicitly, but is constrained to consideration of only 3 or so important variables. Regression analyses are then performed to identify the importance of the various issues or parameters considered in the uncertainty analysis. An example of the results from these analyses is presented in Figures 2 and 3, providing results of preliminary contractor analyses of the use of this method in analyzing the Surry nuclear power plant. As seen in these figures, the uncertainty band associated with the prediction of the risk associated of the cancer fatality risk is estimated to be approximately two orders of magnitude wide, with the upper estimate of that band roughly equivalent to the latent cancer fatality risk predicted in the Reactor Safety Study (WASH-1400). With regard to the risk of early fatalities, the results indicate an uncertainty band approximately four order of magnitude wide, with the upper band approximately a factor of seven higher than the WASH-1400 predictions. The bulk of the band, however, falls well below the WASH-1440 prediction. The principal reason for the large range of estimated early fatalities is that reduced source terms have a major effect on early fatalities due to the threshold effects in the consequence modeling.

The results of the preliminary regression analyses for Surry which were performed by the contractor are provided in Figures 4 and 5. They indicate that the principal sources of uncertainty derive from the degree of belief associated with the occurrence of direct containment heating and the assumptions made regarding the decomposition of cesium iodine in a high radiation field.

The NRC staff has yet to make a judgment on these preliminary contractor

results. Because of the subjective nature of the weights assigned to the various phenomenological outcomes, the NRC staff is independently developing positions on the important phenomenological assumptions and these will form the basis for the final values presented in NUREG-1150. If the staff differs from the contractor, the rationale for each variance will be documented.

As experimental programs yield improved information on the important phenomena, it should be possible to reduce significantly the spread of these uncertainty bounds. Thus, the most significant value of this uncertainty method is its capability to focus attention on important engineering and phenomenological assumptions, and thus on our lack of knowledge of certain phenomena; and its ability to yield reasonable engineering perspectives on the possible range of outcomes. This information will be exceedingly valuable in making regulatory decisions using existing information, and in planning and directing further research efforts efficiently.

To validate partially the limited application of the Latin-hypercube approach, a detailed Latin-hypercube analysis is also being performed on a few important accident sequences for the Peach Bottom plant. In this case, a large number of samples will be taken of a large number uncertain parameters over their ranges of belief, with weighting factors evaluated in a similar manner by the team performing the analysis.

4.0 Peer Review

Throughout the conduct of these analyses, extensive internal and external peer reviews were conducted. The accident frequency rebaselining efforts were reviewed extensively by an internal quality control team composed of Sandia National Laboratory personnel and their consultants. In addition, a senior consultant group, comprised of personnel from Sandia National Laboratories, private engineering companies, and the Nuclear Regulatory Commission, also reviewed the methods employed in the analyses. Further, the NRC also formed a separate quality assurance group composed entirely of NRC employees.

With regard to the containment event trees, a grant was issued to the University of Wisconsin to conduct a review. That review, conducted by a team of University of Wisconsin personnel, personnel from various National Laboratories and a consulting engineering firm, has been published in NUREG/CR-4569.

The accident progression and source term analyses were reviewed by expert groups on these topics from the various National Laboratories, with some participation from private consulting engineering firms. These were the same groups of experts which provided the weighting factors for the analyses conducted by the contractor.

In addition to the above, upon the publishing of NUREG-1150 in draft form the end of September of this year, comments will be requested from the public and the nuclear industry at large, and a workshop will be held to obtain detailed peer review of the completed document. It is our present plans to conduct this workshop in late November or early December.

5.0 Preliminary Insights

Based on the work performed to date, we have derived several general observations regarding these analyses. Our analysis of plants which have had early PRAs performed on them indicates with confidence that the severe core damage frequency has decreased overall, and substantially for certain accident sequences. It appears that accident sequences associated with station blackout, small loss of coolant accidents with emergency core coolant system failure, and interconnecting system loss of coolant accidents (commonly known as event V) remain important for pressurized water reactors. For boiling water reactors, plant risk is dominated by accident sequences associated with Station Blackout and the failure to scram during anticipated transients. The decrease in severe core damage frequency apparently results from TMI fixes as well as lessons learned from the earlier probabilistic risk analyses that were performed, indicating the value to both the utility and the NRC of a detailed probabilistic risk analysis.

The uncertainty in health risks associated with the modeling of phenomena is large (Ref. Figures 2 and 3). The upper values are driven by a combination of factors which are not modeled in the current codes: (1) direct containment heating, especially for station blackout sequences, (2) catalytic burning of hydrogen for station blackout sequences involving direct heating, and (3) enhanced fission product release for the reactor coolant system due to consideration of fission product re-evolution as a result of consideration of natural circulation within the primary coolant system. In many cases, however, the estimates of source terms associated with accident sequences have decreased substantially, principally due to enhanced performance of the containment function. However, the various chemical species involved do not decrease consistently, and it is possible that the release fraction of one chemical group (e.g., halogens) may drop while the release fraction associated with another group (lanthanides) may increase.

6.0 New Capabilities Resulting from the Methods

In our opinion, this work has led to major advances in the assembly of PRA information into an integrated uncertainty analysis. These improvements enhance the capabilities in all portions of our analysis and in the interfaces between them. In the analysis of accident sequence frequency, we have developed and demonstrated a "short form" PRA technique which is significantly less time and resource consuming than the earlier Interim Reliability Evaluation Program (IREP) type analyses, but which yields results which are nearly equivalent in terms of the information presented. In addition, a new code (TEMAC) has been developed which permits a more expeditious and thorough analyses of uncertainties.

In the area of accident progression analysis, a detailed containment event tree approach has been developed which is far more comprehensive than any which has been utilized to date. In addition, a computer program (EVNTRE) has been developed to permit a user-friendly analysis and quantification of the containment event tree. In the area of source term analysis, the source term code package has been developed from the earlier BMI-2104 codes. This is

discussed in detail in NUREG-0956. In addition, the uncertainty analyses performed required consideration of source terms from phenomena not presently in the source term code package. To be able to develop estimates of possible ranges associated with these parameters, two new computer techniques were developed employing parametric models (SORSOR) (RELTRIC). Further, because of the detail in the containment event trees, it was necessary to improve techniques which had previously been used to form accident "bins" in earlier probabilistic risk analyses, as described in the PRA Procedures Guide (NUREG/CR-2300). Clustering techniques were developed which permitted more efficient and comprehensive combinations of accident sequences into appropriate groupings, and a computer code (CLUSTERS) was developed to assist in this process. Finally, a new consequence analysis technique was employed (MACCS) which employs new health effects models, improved economic effect models, and can accommodate a multiple puff release.

In the area of the integration of uncertainty and sensitivity analyses, a limited application of the Latin-hypercube sampling technique has been employed which permits a detailed consideration of the uncertainty in the adequacy of the modeling and state of knowledge of accident phenomena as an integral portion of the risk assessment. In addition, a new code has been developed (RISQUE) which evaluates and displays all the risk, risk reduction, and cost benefit results from the analyses, and can be set up to obtain point estimates and uncertainties for any risk measure of interest. Further, it performs ranked regression analyses to identify the driving factors.

These efforts provide significant new tools which are now available to aid us in better understanding the risks and their associated uncertainties which are associated in the nuclear power plants.

Efforts are continuing to determine the degree to which the analyses of these reference plants can be reasonably extrapolated to draw general insights and conclusions which are applicable to the nuclear industry at large. This effort will draw heavily on information gained from generic studies of accident frequencies performed in the Accident Sequence Evaluation Program and on the

more complete understanding of the importance of various plant features and construction details gained from the containment event tree analyses. This information also will be included in NUREG-1150.

7.0 Regulatory Uses

NUREG-1150 will provide insights on how regulatory decisions could be enhanced by using the severe accident information and insights gained from these analyses together with our current understanding of containment performance and source terms. NUREG-1050, the PRA Reference Document, provided a review and appraisal of the roles PRA-related information can play in the regulatory process. The conclusions of that review are a little changed: "PRA has proved valuable in providing insights into plant design and operation, the relative importance to safety of specific plant characteristics, regulatory issues, and alternative regulatory actions, even though its quantitative results are imprecise. Thus, it is recommended that the use of PRA in regulation focus on applications where issues or alternatives are placed in fairly broad categories reflecting the relative importance." NUREG-1150 will describe how the results from these rebaselined PRA analyses can be used to identify trends and key factors important to safety even when the quantitative information is highly uncertain.

One example of the regulatory application of the information in NUREG-1150 would be to reassess the emergency planning requirements. However, as in other areas, it would be premature to judge how such a reassessment might turn out. There are a number of accident sequences, or phenomenological assumptions, that would result in sufficiently decreased source terms to justify a close reappraisal of emergency planning requirements. However, there also will likely be some accident sequences or phenomenological assumptions that would lead to estimates of a very small likelihood of a potential major radiological release, of a magnitude roughly comparable to the larger releases estimated in WASH-1400. In essence, regulatory decisions regarding emergency planning will hinge on judgments as to the amount of credence to give the

phenomenological assumptions that lead to large releases, and to the degree of regulatory conservatism that is appropriate considering the uncertainties inherent in the risk and consequence assessments. Also, considering that emergency planning is one element in the Commission's defense-in-depth philosophy, there remains the question of how low the likelihood of major release should be before the regulator decides that advance planning to mitigate the consequences of such a release is not necessary.

8.0 Conclusion

In conclusion, we are in the process of rebaselining our estimates of risk associated with six reference plants, and have developed new, improved methods for characterizing the uncertainty associated with these estimates. We believe the analysis of the results of our research will provide a basis for better determining the utility of probabilistic risk analysis techniques and insights as an aid to the decisionmaker in regulatory actions. These insights will have implications regarding both plant-specific and generic regulatory applications of the information learned in probabilistic risk analysis. Further, the research can be used to shed light on a broad perspective of the potential roles that risk and reliability oriented information could play in broader regulatory reform activities, such as increased consideration of performance oriented regulations.

Table 1. Preliminary Contractor Estimates of Severe Core Damage Frequency

<u>Plant</u>	<u>Vendor</u>	<u>Containment</u>	<u>Mean Estimated* Frequency (per RY)</u>
Surry	W	Subatmospheric	2.6×10^{-5}
Peach Bottom	GE	Mark I	1.0×10^{-5}
Sequoyah	W	Ice Condenser	1.1×10^{-4}
Grand Gulf	GE	Mark III	2.6×10^{-5}
Zion	W	Large Dry	1.5×10^{-4}

*There are substantial uncertainties in these results. Also, it should not be inferred that plants of similar design would have similar severe core damage frequencies. Such estimates are strongly dependent upon plant-specific differences in operating procedures and the design of frontline and support systems.

BOX AND WHISKER PRESENTATION OF PRELIMINARY SEVERE CORE DAMAGE FREQUENCY ESTIMATES (Surry)

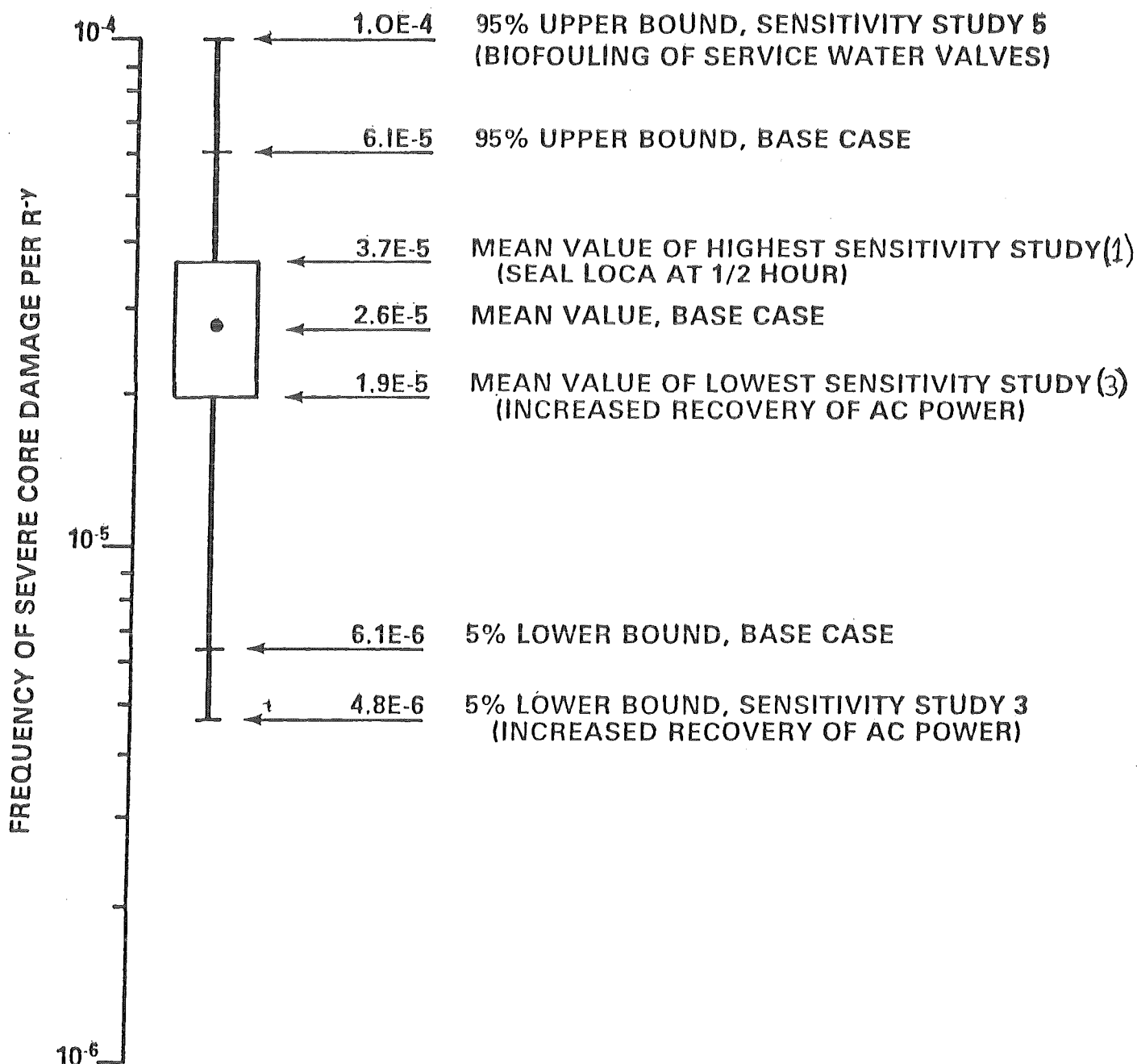


Figure 1

SURRY PRELIMINARY LLH RESULTS FOR RISK OF CANCER FATALITIES

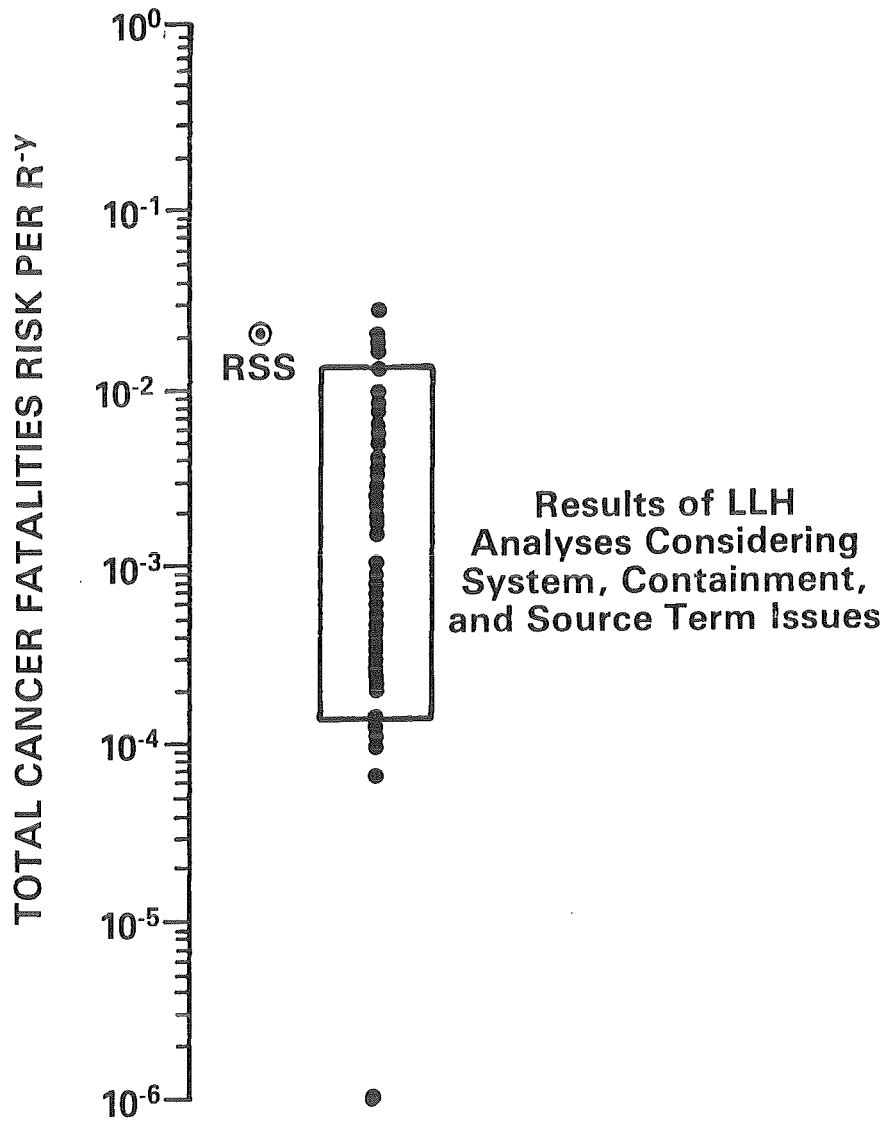


Figure 2

SURRY PRELIMINARY LLH RESULTS FOR RISK OF EARLY FATALITIES

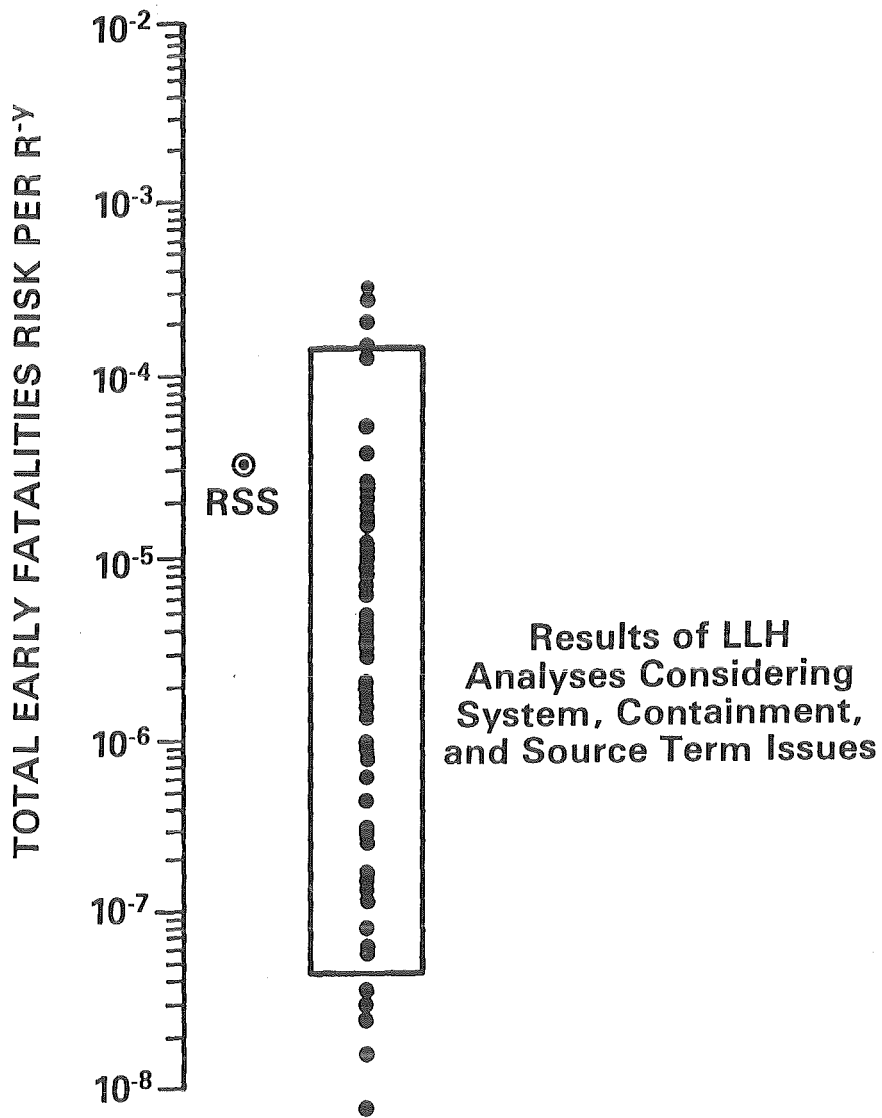


Figure 3

SURRY PRELIMINARY RANK REGRESSION ANALYSIS FOR RISK OF CANCER FATALITIES

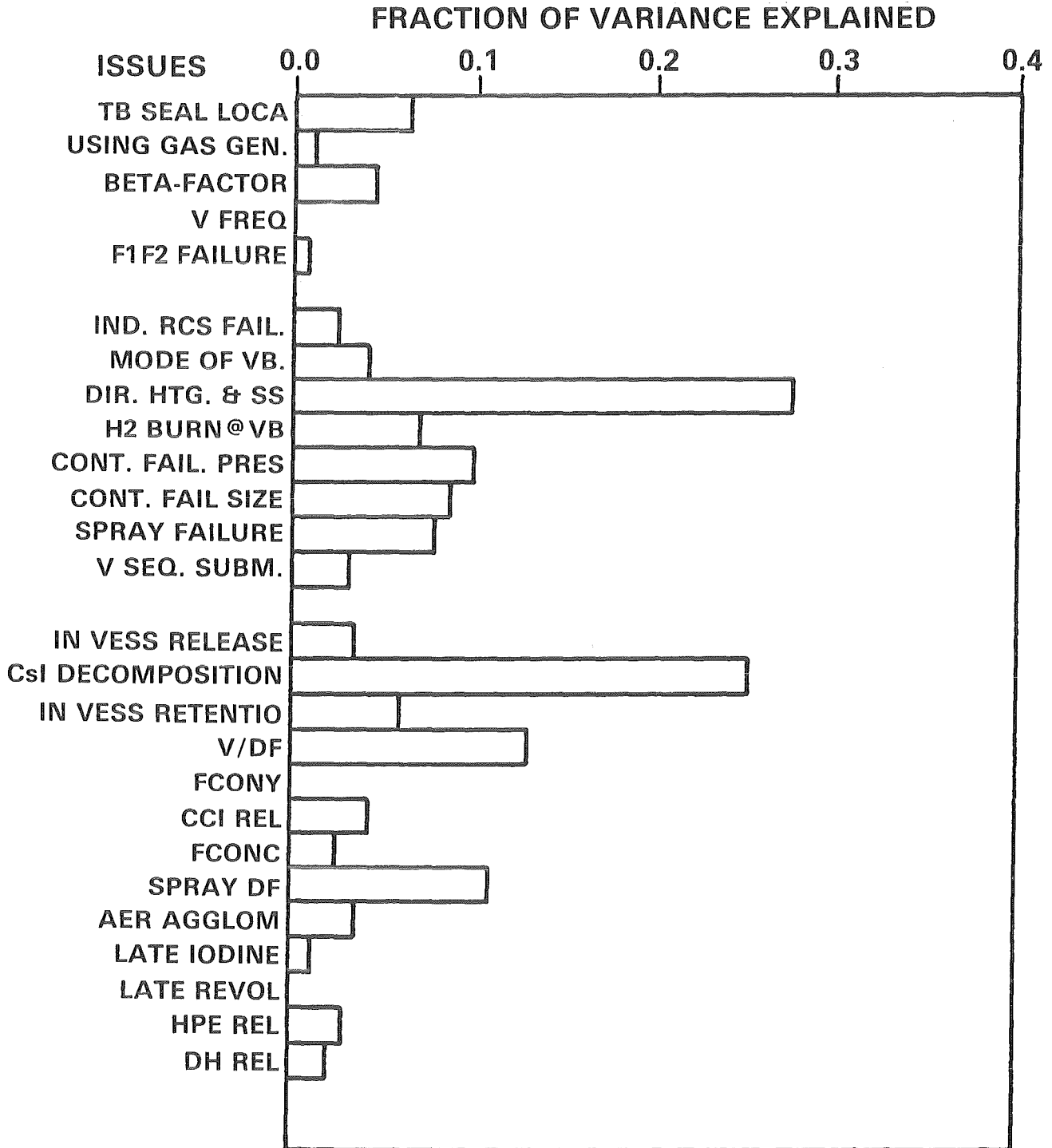


Figure 4

SURRY PRELIMINARY RANK REGRESSION ANALYSIS FOR RISK OF EARLY FATALITIES

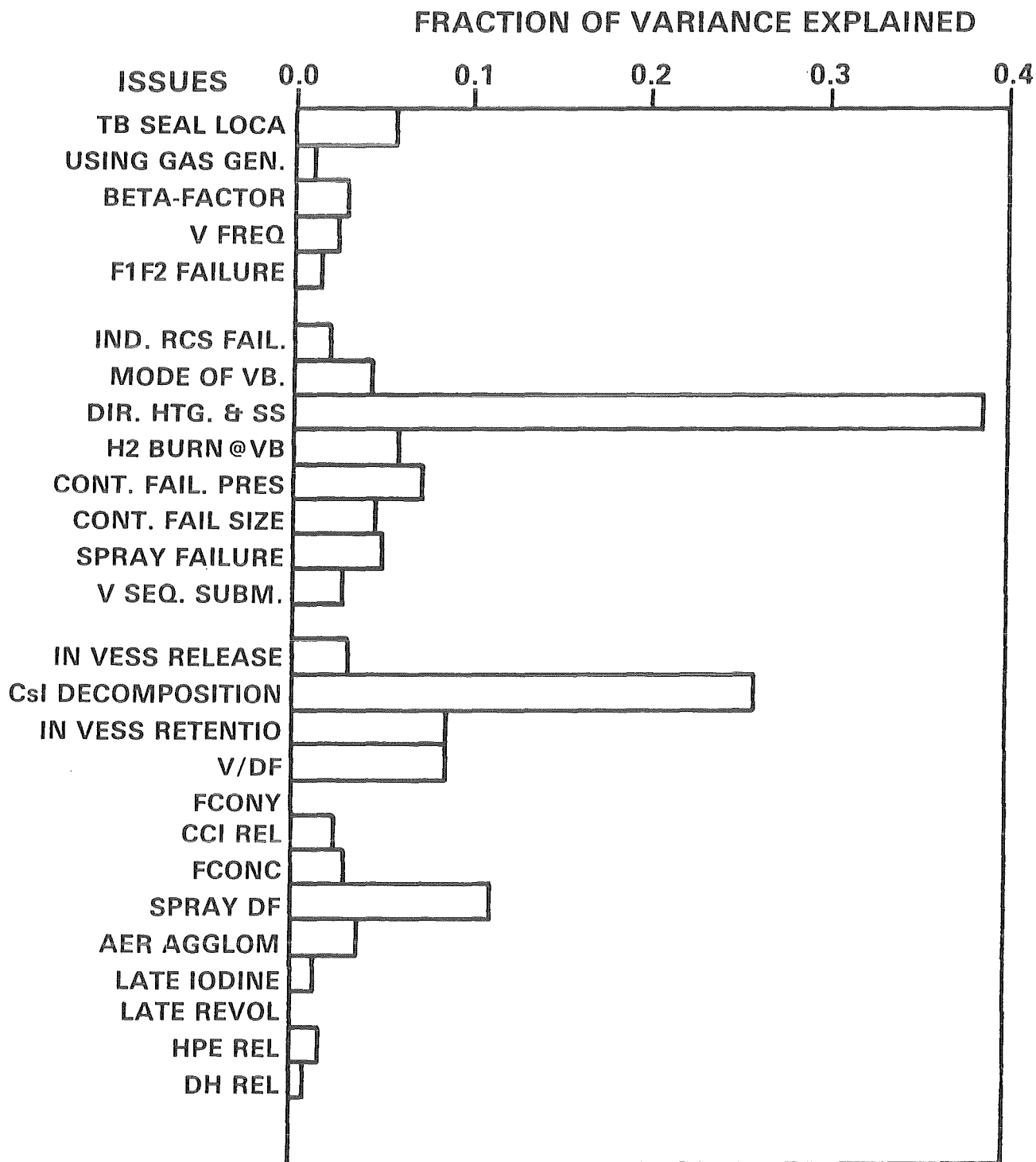


Figure 5

PROJEKT NUKLEARE SICHERHEIT
ABSCHLUSSKOLLOQUIUM 1986

Brennelementverhalten unter Störfallbedingungen.
Einführung in das Forschungsprogramm
des PNS

A. Fiege

KERNFORSCHUNGSZENTRUM KARLSRUHE
PROJEKT NUKLEARE SICHERHEIT

1. Brennstabverhalten bei Kühlmittelverluststörfällen

1.1 Problembeschreibung

Bei bestimmten Reaktorstörfällen, insbesondere bei Kühlmittelverluststörfällen (KVS), können die Temperaturen im Reaktorkern so hohe Werte erreichen, daß die Brennstabhüllrohre, die eine wichtige Barriere gegen das Austreten der Spaltprodukte darstellen, versagen.

Je nach Ablauf des Störfalles können sich die aus Zircaloy bestehenden Hüllrohre unter der Wirkung des inneren Überdrucks plastisch verformen (aufblähen) oder durch Sauerstoff- und Wasserstoffaufnahme so stark verspröden, daß sie beim Wiederfluten des Kerns zerpringen. Von besonderer Bedeutung ist die plastische Hüllrohrdehnung, weil die Kühlkanäle verengt bzw. blockiert werden und dadurch möglicherweise die langfristige Nachwärmeabfuhr und mit ihr die Kernintegrität in Frage stehen können.

Nach den derzeit gültigen RSK-Leitlinien für Druckwasserreaktoren (3. Ausgabe vom 14. Oktober 1981, vgl. Abb. 1) wird im Rahmen von Sicherheitsanalysen u.a. der rechnerische Nachweis verlangt, daß

- keine Änderungen in der Geometrie des Reaktorkerns auftreten, die eine ausreichende Kühlung des Kerns verhindern und
- die Freisetzung von Spaltprodukten infolge von Hüllrohrschäden innerhalb zulässiger Grenzen bleibt.

Um diesen Nachweis führen zu können, ist es notwendig, die Versagensmechanismen der Brennstäbe bzw. der Brennelemente in Abhängigkeit von den wichtigsten Parametern, wie z.B. Innendruck, Temperaturverlauf und Materialeigenschaften, genau zu kennen.

Vor allem müssen die Grenzwerte der maßgebenden Parameter, bei deren Überschreiten die Hülle versagt, quantitativ bekannt sein, ebenso das Ausmaß des Versagens, wenn diese Grenzen überschritten werden, sowie die Rückwirkung von Brennstabschäden auf die Wirksamkeit der Kernnotkühlung.

Im Rahmen des deutschen Reaktorsicherheitsforschungsprogramms wurde daher vom PNS der KfK ein umfangreiches Programm zur Untersuchung des Brennstabverhaltens bei Störfalltransienten durchgeführt.

1.2 Zielsetzung (Abb. 2)

Ziel dieser Untersuchungen war das Verständnis der relevanten Versagensmechanismen von LWR-Brennstäben und die Bereitstellung von experimentell verifizierten Rechenmodellen für realistische Störfallanalysen.

Von besonderer Bedeutung war in diesem Zusammenhang

- die Ermittlung des Schadensumfanges im Reaktorkern, d.h. die Zahl der verformten bzw. geborstenen Stäben, das Ausmaß der plastischen Verformungen, die Hüllrohrversprödung durch Sauerstoff- und Wasserstoffaufnahme während des Störfallablaufes und die Reduktion der Kühlkanalquerschnitte,
- die Untersuchung der Auswirkungen von Brennstabschäden auf die Kühlbarkeit des Kerns und auf die Spaltproduktfreisetzung und
- die Quantifizierung der Sicherheitsreserven.

1.3 Forschungsprogramm

Die Grundphilosophie dieser Forschungsarbeiten, deren Lösungskonzept in Abb. 3 dargestellt ist, war es, die Versagensmechanismen der Brennstäbe in Abhängigkeit von den wichtigsten Parametern, wie z.B. Innendruck, Temperaturverlauf und Materialeigenschaften, systematisch mit einem breiten Spektrum von out-of-pile-Experimenten zu untersuchen und die out-of-pile-Experimente mit gezielten in-pile-Experimenten abzusichern.

Einen wesentlichen Teil dieses Programms, das in /1/ und /2/ ausführlich beschrieben ist, stellten die Einzeleffektuntersuchungen zum Materialverhalten dar, die im rechten oberen Teil der Abb. 3 zusammengefaßt sind. Diese Untersuchungen zum mechanischen Verhalten der Hülle, zur Hochtemperatur-Wasserdampf-Oxidation und zur Wechselwirkung Hülle/Brennstoff wurden mit Rohr- und Flachzugproben aus Zircaloy, aber auch mit verkürzten Brennstabsimulatoren unter definierten und idealisierten Druck- und Temperaturverläufen durchge-

führt. Sie ermöglichten die Entwicklung erster Modellgesetze und ein quantitatives Verständnis der relevanten Einflüsse auf das Hüllrohrverhalten, so daß Aussagen darüber möglich wurden, inwieweit die wichtigsten Phänomene vollständig erfaßt waren.

Die Tragfähigkeit der erarbeiteten Rechenmodelle wurde dann mit Hilfe von out-of-pile- und in-pile-Integralexperimenten überprüft, die im unteren Teil der Abb. 3 dargestellt sind. Bei diesen Experimenten, die in der Blowdown-Versuchsanlage COSIMA, im Flutversuchsstand REBEKA und im Dampf-Kontaminationskreislauf des FR2-Reaktors durchgeführt wurden, wurde das Verhalten der Einzelstäbe und Stabbündel unter realistischen Bedingungen, d.h. im Zusammenwirken aller relevanten Phänomene und unter Einbeziehung der thermohydraulischen Randbedingungen, getestet.

Thermohydraulische Einzeleffektuntersuchungen in COSIMA und Untersuchungen zum Einfluß von Kühlkanalblockaden auf die Kühlbarkeit verformter Brennstabgeometrien in der Versuchsanlage FEBA vervollständigten das Programm.

Die auf der Grundlage dieses experimentellen Programms erarbeiteten Modellvorstellungen wurden schrittweise verbessert und in das Rechenprogrammssystem SSYST eingebaut. SSYST ist eine gemeinsame Entwicklung des IRE, des INR und des Stuttgarter Instituts für Kernenergetik und Energiesysteme (IKE); es ermöglicht sowohl eine deterministische Einzelstabanalyse über den gesamten Störfallablauf (SSYST-2) als auch eine probabilistische Schadensumfangsanalyse für den Reaktorkern (SSYST-3).

Alle Forschungsarbeiten zum Brennstabverhalten, die in Abb. 5 noch einmal im Zusammenhang dargestellt sind, wurden 1973 begonnen und konzentrierten sich zunächst auf die bei schweren Kühlmittelverluststörfällen mit großen Bruchquerschnitten zu erwartenden Randbedingungen, d.h. schneller Ablauf des Systemdrucks, Temperaturen bis ca. 1200°C und KVS-typischen Zeiten von wenigen Minuten (vgl. Abb. 4).

Ab 1981 wurden in zunehmendem Umfang auch Untersuchungen zu anderen Störfällen durchgeführt, die nach den vorliegenden Risikostudien einen höheren Beitrag zum Gesamtrisiko von Leichtwasserreaktoren liefern können. Hierzu gehören

kleine Lecks im Primärsystem und sogenannte Spezielle Transienten mit zusätzlichem zeitweisem Ausfall eines Sicherheitssystems.

Die in enger Zusammenarbeit zwischen IMF, IRB, IRE, INR und IT durchgeführten Arbeiten des PNS wurden in den zuständigen Sachverständigenkreisen des BMFT mit den Forschungsarbeiten anderer Stellen, z.B. der KWU in Erlangen, abgestimmt. Sie wurden darüber hinaus auf der Grundlage spezieller Zusammenarbeitsverträge eng mit den entsprechenden Forschungsprogrammen in USA, Japan, Frankreich und Großbritannien verknüpft.

Alle Untersuchungen zum Brennstabverhalten bei Kühlmittelverluststörfällen sind inzwischen erfolgreich abgeschlossen.

2. Untersuchungen zu schweren Kernschäden

2.1 Problembeschreibung

In den vorliegenden Risikostudien für Leichtwasserreaktoren geht man noch von der konservativen Annahme aus, daß ein Ausfall der Sicherheitssysteme sowohl bei Kühlmittelverluststörfällen als auch bei speziellen Transienten letztlich immer zum unkontrollierten Kernschmelzen führt. Aufgrund von realistischen Analysen, die von der Gesellschaft für Reaktorsicherheit im Rahmen von Accident-Management-Studien durchgeführt werden, wird jedoch zunehmend erkannt, daß es selbst nach dem Überschreiten der in Genehmigungsverfahren verwendeten Obergrenze der Hüllrohrtemperatur von 1200°C möglich ist, eine Hochtemperaturtransiente abzufangen, wenn noch vorhandene oder wieder verfügbare Sicherheits- und Betriebssysteme flexibel genutzt werden.

Auch der Unfall von Three Mile Island hat gezeigt, daß es bei rechtzeitiger und ausreichender Einspeisung von Wasser möglich ist, die Kühlbarkeit des Kerns trotz schweren Kernschäden wiederherzustellen.

Aufgrund dieses Sachverhaltes wurden von PNS ab 1981 frühere Untersuchungen zur Phänomenologie des Brennstab- und Kernverhaltens in der Aufheizphase bis zur Teilzerstörung des Kerns wieder aufgenommen und in ein internationales Forschungsprogramm integriert /3/, /4/.

2.2 Zielsetzung (vgl. Abb. 6)

Ziel dieser Untersuchungen ist das Verständnis der relevanten Phänomene jenseits der Auslegungsgrenzen im Vorfeld des Kernschmelzens.

Von besonderem Interesse sind die chemischen Wechselwirkungen und das Auftreten schmelzflüssiger Phasen zwischen Zircaloy-Hülle und Brennstoff, ferner die Oxidationskinetik und Versprödung der Hüllen jenseits von 1200°C bei längeren Haltezeiten und abnehmendem Dampfangebot sowie die resultierende Wasserstoffbildung. Auf dieser Basis sollen Methoden entwickelt werden, die es gestatten, den Schadensumfang im Kern abzuschätzen, wenn die derzeitige Auslegungstemperatur von 1200°C zwar überschritten, die Transiente aber vor dem Übergang zum unkontrollierten Kernschmelzen abgefangen werden kann. Die Kenntnis des Schadensumfangs im Kern erlaubt schließlich Aussagen zur Kühlbarkeit schwer beschädigter Kernstrukturen und zur Spaltproduktfreisetzung.

2.3 Versuchsprogramm (vgl. Abb. 7)

Das in Abb. 7 dargestellte Versuchsprogramm, das von IMF, IRB, IRE und IT getragen wird, ist eine Erweiterung der Untersuchungen zum Brennstabverhalten bei Kühlmittelverluststörfällen zu höheren Temperaturen hin und deshalb ganz ähnlich aufgebaut:

Von grundlegender Bedeutung sind die Einzeleffektuntersuchungen zur Hochtemperatur-Oxidation von Zircaloy-Hüllrohren und zur Wechselwirkung von Zircaloy und UO_2 .

Mit Hilfe der Oxidationsexperimente soll geklärt werden, ob die aus Untersuchungen zum Kühlmittelverluststörfall entwickelten Korrelationen auch bei höheren Temperaturen gültig sind oder ob und wie die Oxidationskinetik der Hüllrohre bei Dampfangel, in Gegenwart von Wasserstoff oder bei längeren Haltezeiten (Breakaway!) verändert werden.

Die Untersuchungen zur Wechselwirkung Hülle/Brennstoff sollen die Sauerstoffaufnahme der Hülle aus dem Brennstoff, das Auftreten flüssiger Phasen zwischen Hülle und Brennstoff und die Auflösung des UO_2 -Brennstoffes durch geschmolzenes Zircaloy klären.

Diese Einzeleffektuntersuchungen liefern wieder das grundlegende Verständnis der Vorgänge und die Datenbasis für Rechenmodelle, wie PECLOX (KfK-IRB), EXMEL (IKE, Stuttgart) und SCDAP (INEL, Idaho Falls). Die Tragfähigkeit dieser Rechenmodelle wird mit Hilfe von Integralexperimenten im Rahmen des NIELS/CORA-Programms überprüft. Bei diesen Experimenten wird das Verhalten von Einzelstäben und Stabbündeln von maximal 37 Stäben in realistischer geometrischer Anordnung (mit Abstandshaltern und Absorberstäben) und unter repräsentativen Randbedingungen, d.h. im Zusammenwirken aller relevanten Phänomene und unter Einbeziehung der thermohydraulischen Randbedingungen, getestet.

Grundlagenuntersuchungen zur Kühlbarkeit von Schützbetten (COLD-Programm) und Glühexperimente mit abgebrannten Brennstoffproben runden das Programm ab.

Mit Ausnahme des CORA-Programms werden alle Untersuchungen zu schweren Kernschäden noch in diesem Jahr abgeschlossen.

3. Schlußbemerkungen

Aufgrund der bei KfK/PNS und vielen internationalen Forschungsstellen vorliegenden Versuchsergebnisse zum Brennstabverhalten sind wir heute in der Lage, die relevanten Phänomene, wie Hüllrohrdeformation und Kühlbarkeit, Oxidation und Versprödung von Zry-Hüllrohren und die Wechselwirkungen zwischen Hülle und Brennstoff, im gesamten Temperaturbereich zwischen Normalbetrieb und Kernschmelzen zu verstehen und quantitativ zu beschreiben (vgl. Abb. 8).

In den folgenden Fachbeiträgen dieser Session wird der Stand des Wissens im Zusammenhang dargestellt.

4. Literatur

- /1/ A. Fiege (Herausgeber) et al: Stand und Ergebnisse der theoretischen und experimentellen Forschungsvorhaben zum LWR-Brennstabverhalten bei Reaktorstörfällen - eine Zwischenbilanz, Stand: Dezember 1977 - KfK-Ext. 27/78-1, September 1978

- /2/ A. Fiege (Herausgeber) et al: Stand und Ergebnisse der Untersuchungen des PNS zum LWR-Brennstabverhalten bei Kühlmittelverluststörfällen
KfK 3422, Oktober 1982

- /3/ A. Fiege: Severe Fuel Damage Research in Germany - A Review of the KfK/PNS Program; International Meeting on Light Water Reactor Severe Accident Evaluation, Cambridge, Mass., USA, 28. Aug. - 1. Sept. 1983

- /4/ A. Fiege: LWR Fuel Behavior under Severe Core Damage Conditions (1000 - 2000°C); 8th International Conference on Structural Mechanics in Reactor Technology, Brüssel, Belgien, 19. - 23. Aug. 1985

Durch die Kernnotkühlung muß gewährleistet sein, daß:

1. die berechnete maximale Brennstabhülltemperatur 1200°C nicht überschreitet,
2. die berechnete Oxidationstiefe der Hülle an keiner Stelle den Wert von 17 % der tatsächlichen Hüllrohrwandstärke überschreitet,
3. bei der Zirkon-Wasser-Reaktion nicht mehr als 1 % des gesamten in den Hüllrohren enthaltenen Zirkoniums reagiert,
4. infolge von Hüllrohrschäden folgende Freisetzungen von Spaltprodukten nicht überschritten werden:
 - 10 % der Edelgase und Halogene
 - 5 % der flüchtigen Feststoffe
 - 0,1 % der sonstigen Feststoffe
5. keine Änderungen in der Geometrie des Reaktorkerns auftreten, die eine ausreichende Kühlung des Reaktorkerns verhindern.



Abb. 1

Notkühlkriterien

aus: RSK-Leitlinien für Druckwasserreaktoren,

Zielsetzung

Ziel dieser Untersuchungen ist das Verständnis der relevanten Versagensmechanismen von LWR-Brennstäben und die Bereitstellung von experimentell verifizierten Rechenverfahren für realistische Störfallanalysen

- **Ermittlung des Schadensumfanges im Reaktorkern (Zahl der verformten bzw. geborstenen Stäbe, Ausmaß der plastischen Verformungen, Hüllrohrversprödung durch Sauerstoff- und Wasserstoffaufnahme während des Störfallablaufes, Reduktion der Kühlkanalquerschnitte)**
- **Untersuchung der Auswirkungen von Brennstabschäden auf die Kühlbarkeit des Kerns und die Spaltproduktfreisetzung**
- **Quantifizierung der Sicherheitsreserven**



Abb. 2

Brennstabverhalten bei Kühlmittelverluststörfällen

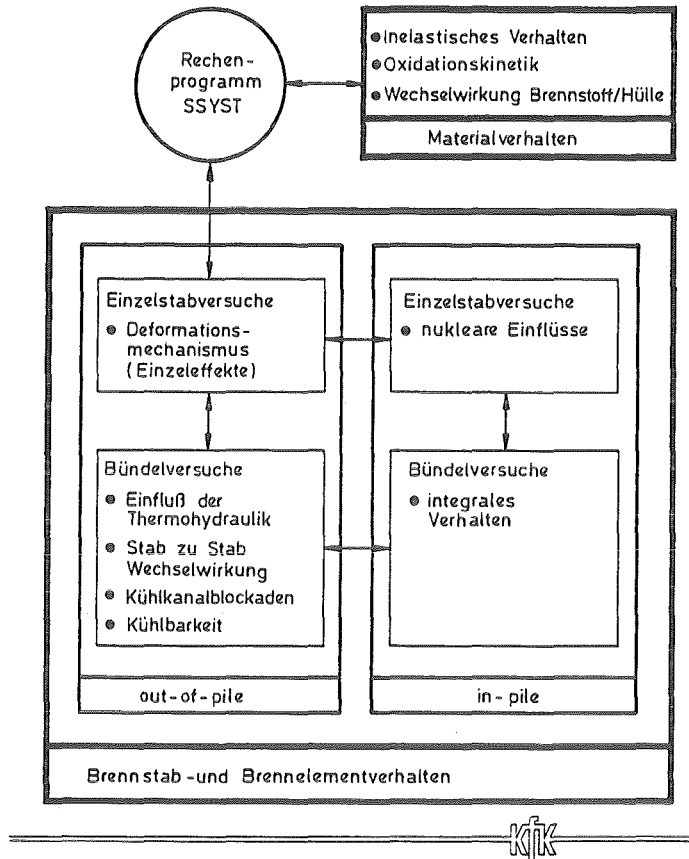


Abb. 3 Lösungskonzept der Forschungsarbeiten zum LWR-Brennstabverhalten

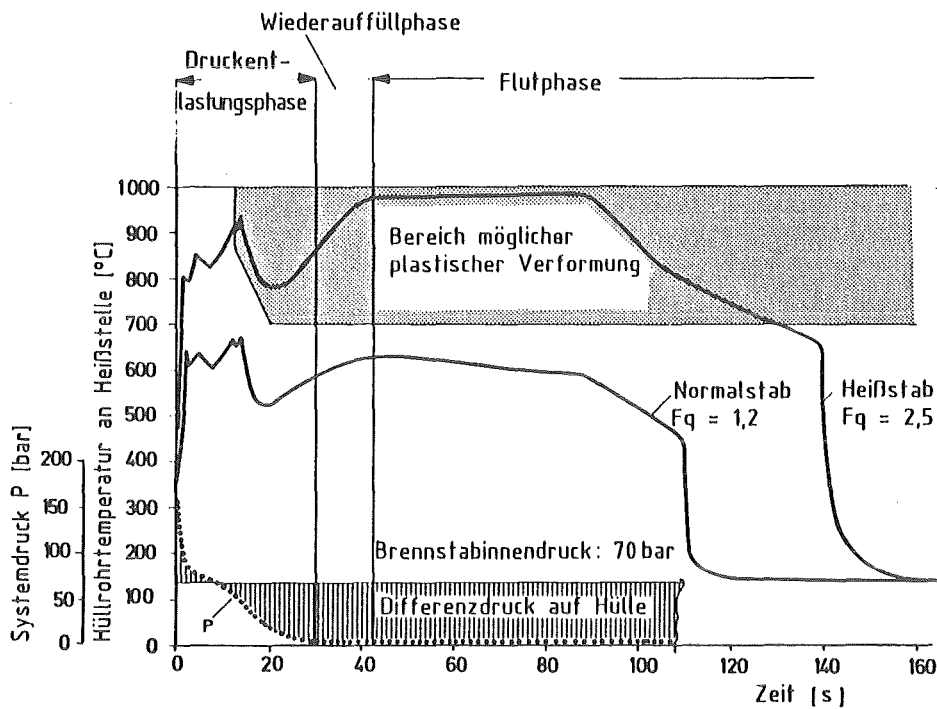


Abb. 4 Brennstabbelastung beim Kühlmittelverluststörfall 2F-Bruch im kalten Strang

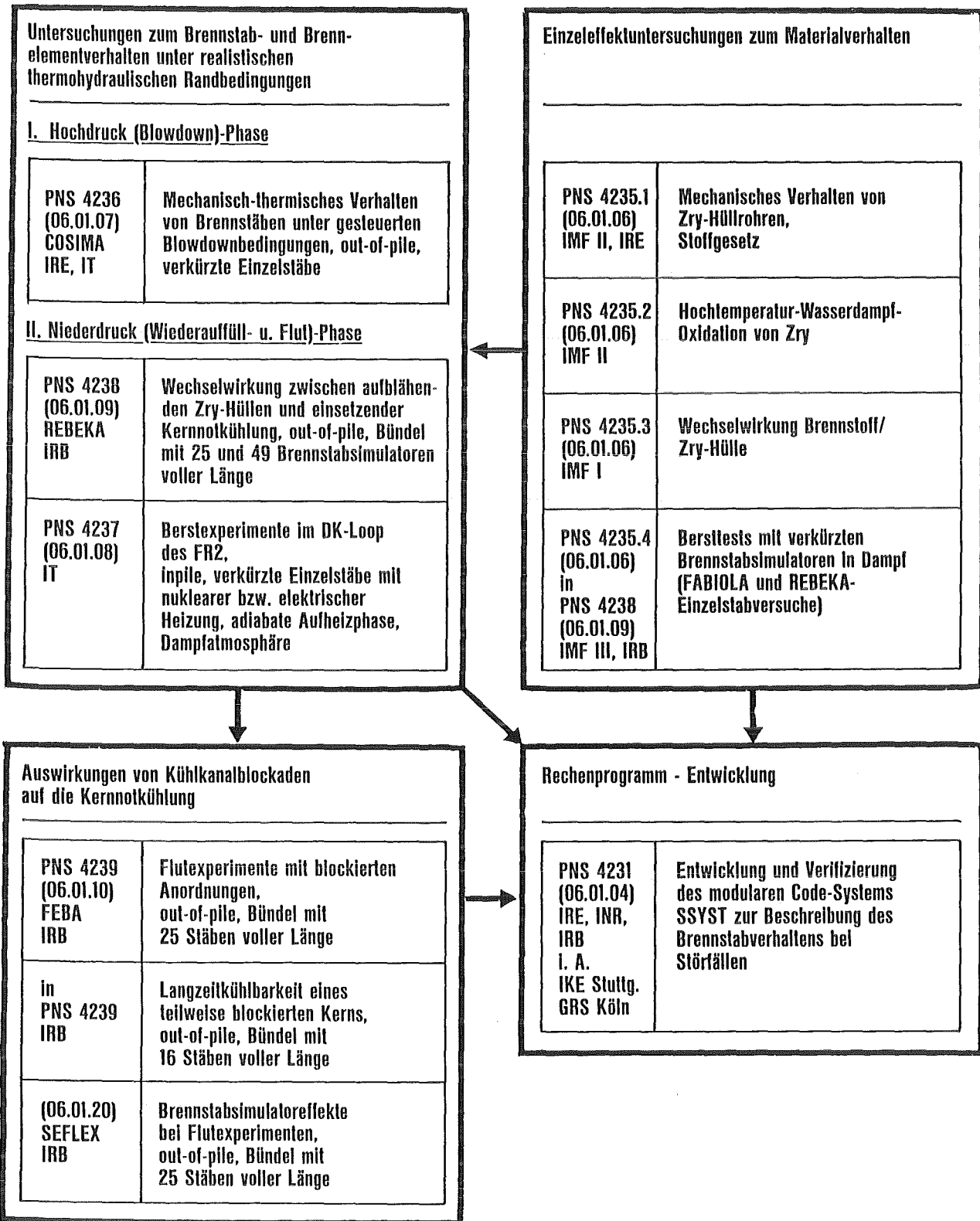


Abb. 5



Untersuchungen des PNS zum LWR-Brennstabverhalten bei Kühlmittelverluststörfällen

Zielsetzung

- **Quantitative Untersuchung der relevanten Phänomene im Vorfeld des Kernschmelzens ($T \leq 2000^\circ\text{C}$)**
 - **Chemische Wechselwirkungen zwischen Zircaloy und Brennstoff**
(insbesondere das Verhalten von Schmelzfronten im Spalt zwischen Hüllrohr und UO_2 -Pellets)
 - **Oxidationskinetik und Versprödung des ZRY bei Temperaturen $\geq 1200^\circ\text{C}$, längeren Haltezeiten und evtl. abnehmendem Dampfangebot**
 - **Resultierende Wasserstoffbildung**
- **Untersuchungen zur Kühlbarkeit schwer beschädigter Kernstrukturen**
- **Untersuchungen zur Spaltproduktfreisetzung bei „langsamen“ Kühlmittelverluststörfällen und BE-Bedingungen über 1200°C**
- **Ausloten der Möglichkeiten, eine Hochtemperatur-Transiente vor dem Übergang zum unkontrollierten Kernschmelzen abzustoppen**



Abb. 6

Programm zur Untersuchung schwerer Kernschäden im Projekt Nukleare Sicherheit

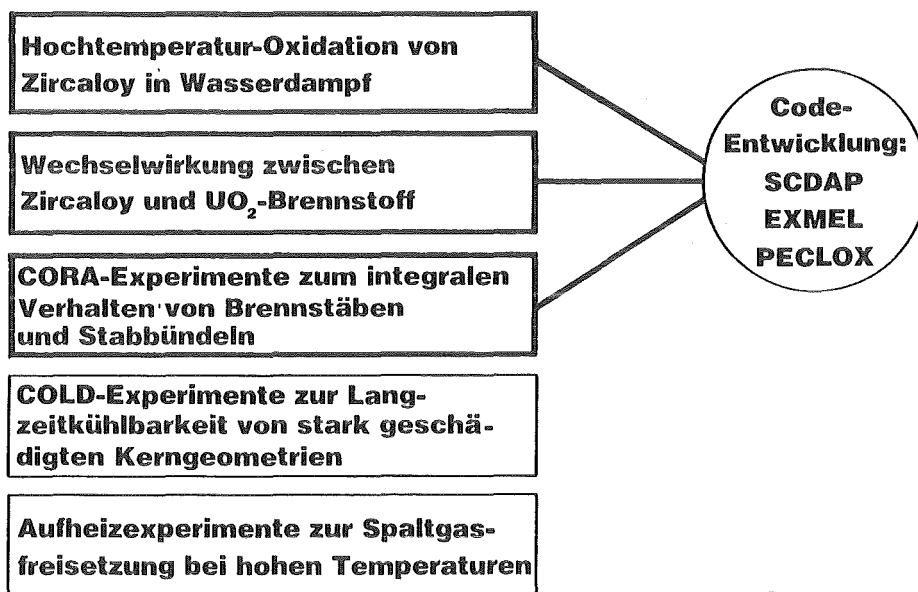
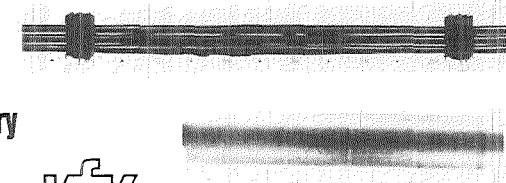
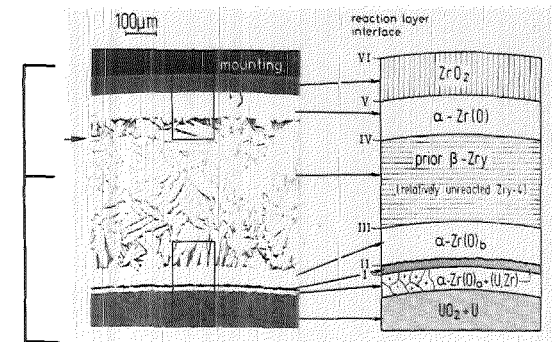
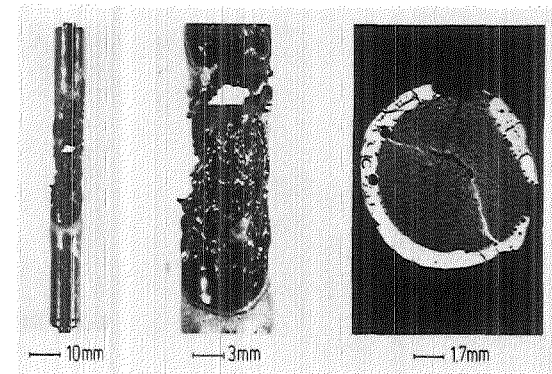
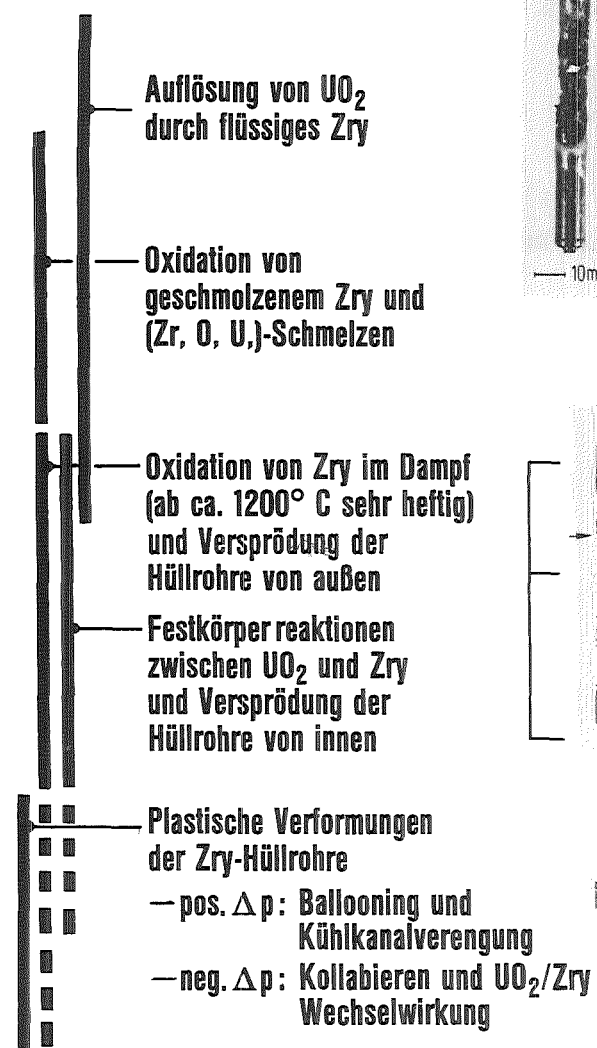
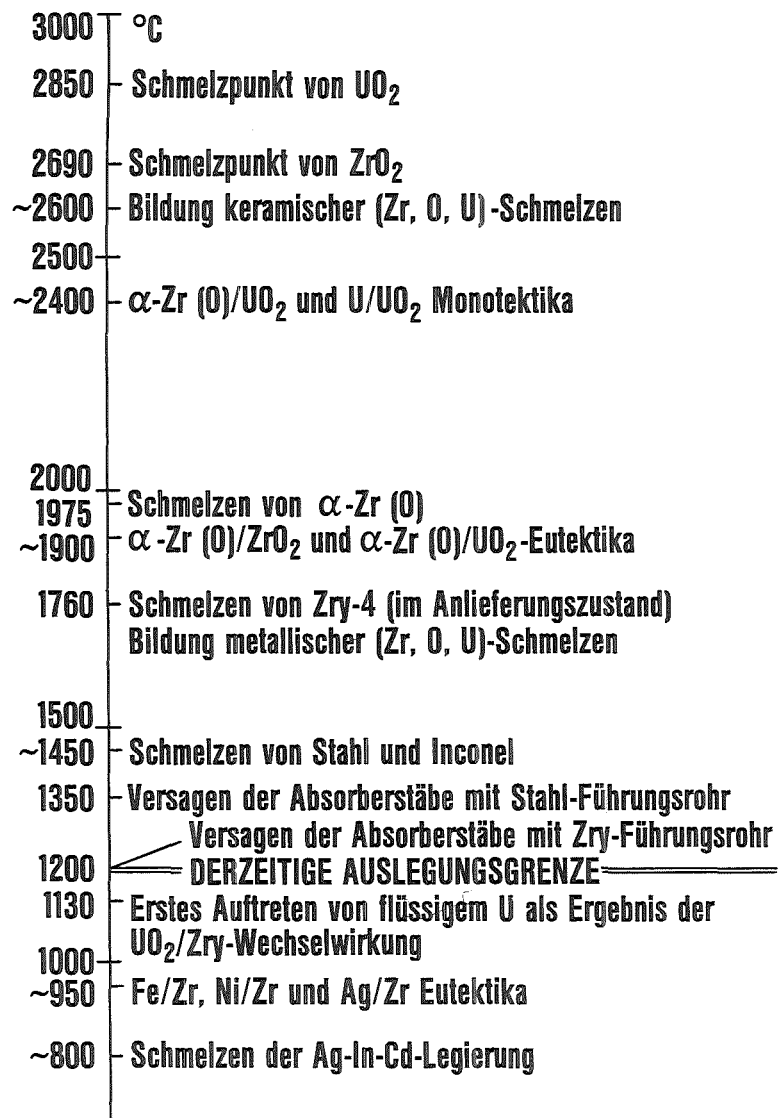


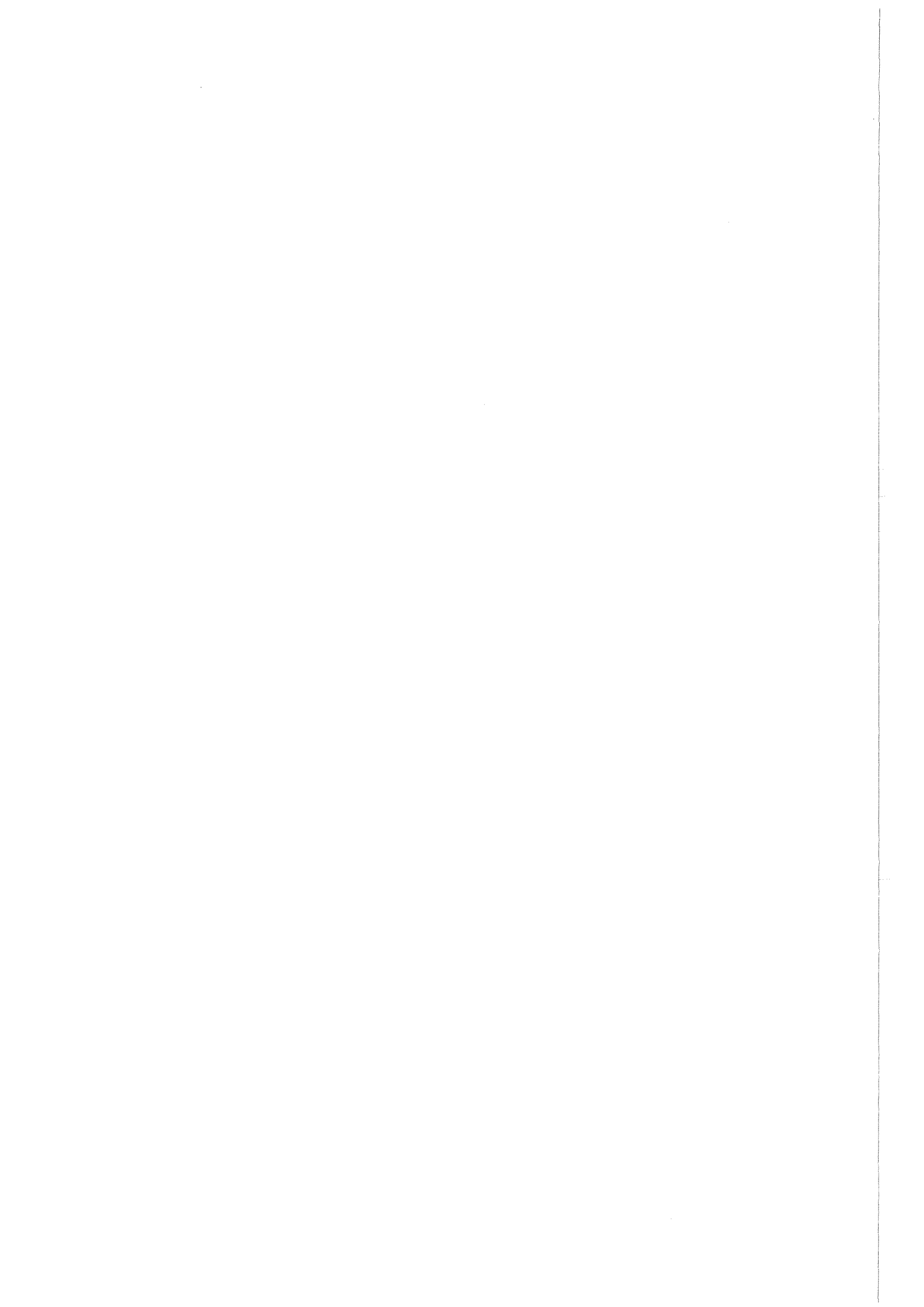
Abb. 7

Programm zur Untersuchung schwerer Kernschäden im Projekt Nukleare Sicherheit



KfK

Abb. 8 Zusammenstellung der wichtigsten Phänomene im Vorfeld des Kernschmelzens



PROJEKT NUKLEARE SICHERHEIT

ABSCHLUSSKOLLOQUIUM 1986

HÜLLROHRDEFORMATION UND KERNNOTKÜHLUNG BEIM KÜHLMITTEL-
VERLUSTSTÖRFALL EINES DRUCKWASSERREAKTORS

F. J. ERBACHER

KERNFORSCHUNGSZENTRUM KARLSRUHE
PROJEKT NUKLEARE SICHERHEIT

Hüllrohrdeformation und Kernnotkühlung beim Kühlmittelverluststörfall eines Druckwasserreaktors

F.J. Erbacher

1. Einleitung

Im Rahmen des atomrechtlichen Genehmigungsverfahrens muß der Nachweis geführt werden, daß die Auswirkungen aller im Primärkreis denkbaren Rohrleitungsbrüche mit resultierendem Kühlmittelverlust beherrscht werden. Bei diesen s.g. Kühlmittelverluststörfällen gilt derzeit der doppelendige Bruch (2F-Bruch) einer Hauptkühlmittelleitung zwischen Hauptkühlmittelpumpe und Reaktordruckbehälter als Auslegungsbasis für die Kernnotkühlssysteme. Dieser Störfall wurde früher als GAU, d.h. größter anzunehmender Unfall bezeichnet.

Nach Abriß einer Hauptkühlmittelleitung schaltet sich der Reaktor auch ohne Betätigung der Abschaltstäbe selbsttätig ab. Die nach Unterbindung der Kettenreaktion noch erzeugte Nachzerfallswärme erfordert jedoch auch längerfristig eine zuverlässige Kühlung des Reaktorkerns, um unzulässige Überhitzungen der Brennelementhüllrohre zu verhindern. Hierzu dienen Kernnotkühlssysteme, die nach erfolgter Entleerung des Reaktordruckbehälters das in Druckspeichern und Flutbecken gespeicherte borierte Notkühlwasser in den Reaktorkern einspeisen, um diesen wieder mit Kühlmittel zu bedecken und eine zuverlässige langfristige Kühlung der Brennelemente sicherzustellen.

Bevor die Notkühlung jedoch voll wirksam wird, ist die Kühlung der Brennelemente kurzfristig verschlechtert. Hierbei können eine auf weniger als 10 % begrenzte Zahl von Brennstabhüllen aus Zircaloy Temperaturen erreichen, bei denen sie unter der Wirkung des inneren Überdruckes aufblähen bzw. bersten. Dies führt zu einer lokalen Verengung der Kühlkanäle. Eine weitere Beschädigung der Brennelemente ist nur dann zu verhindern, wenn die Notkühlssysteme trotz der verringerten Strömungsquerschnitte eine zuverlässige Kühlung der Brennelemente gewährleisten und keine weitere wesentliche Temperaturerhöhung der Brennstäbe auftritt.

Im Rahmen von Sicherheitsanalysen und Genehmigungsverfahren ist der Nachweis folgender Größen von besonderer Bedeutung: Zahl der geborstenen Brennstab-

Hüllrohre, Größe der Berstumfangsdehnung, axiale Versetzung der Berststellen, maximale Kühlkanalversperrung sowie die Kühlbarkeit deformierter Brennelemente.

Die im Rahmen des Projektes Nukleare Sicherheit (PNS) in verschiedenen Instituten des Kernforschungszentrums Karlsruhe (KfK) durchgeführten Forschungsarbeiten hatten primär zur Aufgabe, die entsprechenden experimentellen und theoretischen Unterlagen zu erarbeiten. Die out-of-pile und in-pile Experimente orientierten sich an den Auslegungsdaten der Kernnotkühlsysteme und der Brennelemente für Druckwasserreaktoren der Kraftwerk Union (KWU). Die verwendeten Zircaloy-4 Hüllrohre entsprechen der KWU-Spezifikation, sie waren kaltverformt und spannungsarm gegläht und hatten einen Außendurchmesser von 10,75 mm und einen Innendurchmesser von 9,3 mm.

In den COSIMA-Experimenten wurde nachgewiesen, daß unter realistischen Randbedingungen eines Kühlmittelverluststörfalles keine nennenswerten Hüllrohrdeformationen während der Druckentlastungsphase zu erwarten sind [1]. Für Deformation und Kühlbarkeit sind daher lediglich die Wiederauffüll- und Flutphase von Bedeutung.

Im folgenden werden einige der wichtigsten Ergebnisse zum Brennstab- und Brennelementverhalten in der Wiederauffüll- und Flutphase eines Kühlmittelverluststörfalles zusammengefaßt.

2. Deformationsmechanismus von Zircaloy-Hüllrohren

Um die Auswirkungen sowohl beim Bruch der Hauptkühlmittelleitung (Auslegungsstörfall) als auch bei Störfällen mit kleinen Lecks (kleine Differenzdruckbelastung) zu erfassen und den Entwicklungen zur Erhöhung des Zielabbrandes (hohe Differenzdruckbelastung) Rechnung zu tragen, wurde das Deformations- und Berstverhalten in Einzelstabversuchen in einem weiten Druckbereich untersucht. Das Hauptgewicht der Untersuchungen lag jedoch auf dem für Brennstäbe derzeitiger Druckwasserreaktoren beim Auslegungsstörfall zu unterstellenden Bereich der Berstdrücke von etwa 50 - 70 bar.

In den folgenden Abbildungen sind die experimentellen Ergebnisse im Vergleich zu berechneten Werten eingetragen. Die in Kurvenform dargestellten Rechenwerte sind das Ergebnis eines im Rahmen des REBEKA-Vorhabens entwickelten Rechenmodells [2].

2.1 Bersttemperatur

Experimentelle Daten für die Bersttemperatur sind u.a. eine wichtige Basis für die zu ermittelnde Zahl der geborstenen Hüllrohre und die daraus resultierende Spaltproduktfreisetzung.

Die Abb. 1 zeigt die Bersttemperatur in Abhängigkeit von der Anfangsspannung mit der Aufheizrate als Parameter. Bei gleicher Aufheizrate führt ein höherer Stabinnendruck zu einer niedrigeren Bersttemperatur. Die als Kurven aufgetragenen Ergebnisse der REBEKA-Einzelstabversuche zeigen einen deutlichen Einfluß der Aufheizrate auf die Bersttemperatur, d.h. hohe Aufheizraten führen zu höheren Bersttemperaturen als niedrige Aufheizraten. Ähnliche Versuche in der Testeinrichtung FABIOLA bestätigten die dargestellten Zusammenhänge und zeigten darüber hinaus, daß durch Jod simulierte Spaltprodukte keinen Einfluß auf das Deformationsverhalten haben [3].

Die Abbildung zeigt ebenfalls einen Vergleich mit out-of-pile Bündelversuchen sowie verschiedenen in-pile Versuchen. Unter Berücksichtigung der unterschiedlichen Versuchsbedingungen und der Schwierigkeit einer exakten Bestimmung der Bersttemperatur ist die Übereinstimmung aller Versuchsdaten als gut zu bezeichnen. Ein Einfluß von nuklearen Parametern auf die Bersttemperatur konnte nicht festgestellt werden [4,5].

Es kann daher davon ausgegangen werden, daß mit Hilfe dieser Unterlagen die Zahl der defekten Brennstäbe beim Kühlmittelverluststörfall mit ausreichender Genauigkeit ermittelt werden kann. Bei den derzeitigen Vorinnendrücken und Abbränden versagen demnach Hüllrohre bei Erreichen von Temperaturen von etwa 800 °C durch Bersten.

2.2 Berstumfangsdehnung

Die Größe der Berstumfangsdehnung der Zircaloy-Hüllrohre bestimmt u.a. entscheidend die Kühlkanalversperrung und Kühlbarkeit im Brennelement.

Die Abb. 2 zeigt die Berstumfangsdehnung über der Bersttemperatur mit der Aufheizrate als Parameter. Die in Kurvenform dargestellten Rechenwerte beschreiben die bei gleichmäßiger Temperatur auf dem Hüllrohrumfang in REBEKA-Einzelstabversuchen gemessenen Berstumfangsdehnungen. Die Dehnungsmaxima bei

820 °C und etwa 1000 °C sind auf superplastisches Verhalten des Zircaloy zurückzuführen [6]. Sie treten ausgeprägt nur bei annähernd gleichmäßiger Temperatur auf dem Hüllrohrumfang und symmetrischer Hüllrohrverformung auf. Solche idealisierten Bedingungen wurden im Interesse einer systematischen und grundlegenden experimentellen Untersuchung des Deformationsverhaltens bei Einzelstabversuchen durch ein beheiztes Umgebungsrohr gezielt eingestellt.

Die in der Abbildung eingetragenen gemittelten Werte aus out-of-pile Bündelversuchen und in-pile Einzelstab- und Bündelversuchen lassen eine deutliche Erniedrigung der Berstumfangsdehnungen auf Werte um 50 % erkennen. Diese Begrenzung ist auf Temperaturdifferenzen auf dem Hüllrohrumfang zurückzuführen. Eine Erniedrigung der Berstumfangsdehnung durch sprödes Versagen infolge Spannungsrisskorrosion ist bei den Randbedingungen eines Kühlmittelverluststörfalles nicht zu erwarten [7]. Die eingetragenen Meßwerte von out-of-pile und in-pile Versuchen lassen keinen Effekt von nuklearen Randbedingungen auf die Berstumfangsdehnung erkennen.

Unter repräsentativen thermohydraulischen Randbedingungen eines Kühlmittelverluststörfalles stellen sich in einem Brennstab deutliche Wärmeflüsse vom Pellet über den Spalt zum Hüllrohr und Kühlmittel hin ein. Toleranzen in den Abmessungen der Pellets und Hüllrohre sowie exzentrische Lagen der Pellets im Hüllrohr führen über den Hüllrohrumfang zu unterschiedlichen Spaltweiten und als Folge zu unterschiedlichen Wärmedurchgangszahlen im Spalt zwischen Pellets und Hüllrohr. Dies bewirkt bei äußerer Kühlung Temperaturdifferenzen auf dem Hüllrohrumfang (azimutale Temperaturdifferenzen).

In REBEKA-Einzelstabversuchen, bei denen sich Temperaturunterschiede auf dem Hüllrohrumfang ausbilden konnten, wurde nachgewiesen, daß bei Verformung von Zircaloy-Hüllen in der α - und frühen ($\alpha+\beta$)-Phase des Zircaloy ein systematischer Zusammenhang zwischen Berstumfangdehnung und azimuthaler Temperaturdifferenz besteht: Kleine azimuthale Temperaturdifferenzen verursachen eine relativ gleichmäßige Abnahme der Hüllrohrwandstärke auf dem Umfang und führen zu relativ großen Berstumfangsdehnungen, große azimuthale Temperaturdifferenzen führen zu einer bevorzugten Wandstärkenabnahme auf dem heißen Teil des Hüllrohrumfangs und zu relativ niedrigen Berstumfangsdehnungen.

Die Abb. 3 zeigt quantitativ den dominanten Einfluß azimuthaler Temperaturdifferenzen auf die Berstumfangsdehnung. Diese Zusammenhänge erklären sich aus

einer in zahlreichen Versuchen im α - und im $(\alpha+\beta)$ -Bereich festgestellten Verbiegung der Zircaloy-Hüllrohre bei Verformung unter azimuthaler Temperaturdifferenzen. Die in Abb. 4 dargestellte Rohrverbiegung bewirkt, daß sich der Spalt zwischen Pellet und Hüllrohr auf der heißen Seite schließt und auf der gegenüberliegenden kalten Seite öffnet. Dies bewirkt eine Vergrößerung azimuthaler Temperaturdifferenzen während der Hüllrohrverformung.

Dieses Deformationsverhalten von Zircaloy-Hüllrohren ist durch die bei der Herstellung der Hüllrohre herbeigeführte Textur im hexagonal dicht gepackten Gefüge verursacht. Hierbei sind die Mehrzahl der hexagonalen prismenförmigen Kristalle mit ihrer Längsachse und ihren Prismenebenen parallel zur Querschnittsebene des Hüllrohres orientiert. Während der plastischen Deformation unter innerem Überdruck tritt bei solchen Gefügen ein anisotropes Dehnungsverhalten auf, das dadurch gekennzeichnet ist, daß das Rohr einer Wandstärkenverschwächung Widerstand entgegengesetzt und infolgedessen während der Deformation ein axialer Materialfluß in den deformierenden Bereich hinein und eine Rohrverkürzung eintritt. Findet eine Wandstärkenverschwächung aufgrund azimuthaler Temperaturdifferenzen bevorzugt auf der heißen Seite des Hüllrohres statt, so tritt ein axialer Materialfluß und eine Rohrverkürzung verstärkt auf dieser Seite auf. Dies bewirkt eine Rohrverbiegung, die dazu führt, daß sich die heiße Hüllrohrseite an die Pellets anlegt und sich die gegenüberliegende kältere Hüllrohrseite von den Pellets wegbewegt. Hierdurch setzt sich die Deformation als Wandstärkenverschwächung auf der heißen Seite fort. Da nur der heiße Teil des Hüllrohrumfangs deformiert, resultieren hieraus relativ geringe Umfangsdehnungen der geborstenen Zircaloy-Hülle.

Bei repräsentativen Deformationsexperimenten wurden zum Berstzeitpunkt Temperaturdifferenzen von im Mittel 30 K auf dem Hüllrohrumfang gemessen. Hierdurch werden die Berstumfangsdehnungen auf Werte von etwa 50 % reduziert.

Anisotropes Dehnungsverhalten von Zircaloy und durch Temperaturdifferenzen auf dem Hüllrohrumfang reduzierte Berstumfangsdehnungen wurden auch in den FR-2 in-pile Versuchen festgestellt. Aus Abb. 5 ist zu erkennen, daß auch bei der Deformation nuklearer Brennstäbe erhebliche azimuthale Temperaturdifferenzen auftreten. Es konnte kein Einfluß des bei abgebrannten Stäben fragmentierten Brennstoffes und auch kein Einfluß der Höhe des Abbrands auf das Deformationsverhalten von Zircaloy-Hüllrohren nachgewiesen werden.

2.3 Temperaturempfindlichkeit der Zircaloy-Hüllrohrdeformation

Bei allen durchgeführten Experimenten wurde festgestellt, daß das Deformations- und Berstverhalten von Zircaloy-Hüllrohren sehr empfindlich auf die Hüllrohrtemperatur reagiert und selbst Temperaturunterschiede von weniger als 10 K das Deformationsverhalten entscheidend beeinflussen.

Die Abb. 6 zeigt berechnete Umfangsdehnungen als Funktion der Zeit für eine konstante Hüllrohrtemperatur von 790 °C, 800 °C und 810 °C bei konstantem Rohrrinnendruck von 60 bar. Die Abbildung verdeutlicht die extreme Temperaturempfindlichkeit der Zircaloy-Deformation. Unterschiede in der Hüllrohrtemperatur von nur 10 K verändern die Berstzeit um etwa 30 sec.

Da die Zeit bei maximalen Hüllrohrtemperaturen infolge der Wirksamkeit der Notkühlung begrenzt ist, entscheiden daher selbst kleine Temperaturunterschiede auf den Zircaloy-Hüllrohren darüber, ob diese mit großer Enddehnung zum Bersten kommen oder sich bei einem beim Fluten um etwa 10 K niedrigeren Temperaturplateau um nur wenige Prozente verformen ohne zu bersten. Selbst bei Erreichen der Berstbedingungen für alle Hüllrohre in einem Stabbündel wird durch die großen Unterschiede in der Berstzeit verhindert, daß bei den gegebenen und unvermeidbaren Temperaturunterschieden stärkere gegenseitige mechanische Wechselwirkungen zwischen benachbarten Hüllrohren mit der Folge verstärkter Deformationen und Schadensfortpflanzung auftreten.

Die hohe Temperaturempfindlichkeit der Zircaloy-Deformation macht deutlich, daß eine genaue deterministische Vorhersage der Hüllrohrdeformation in einem Brennelement auf der Basis der heute verfügbaren Thermohydraulik-Rechenprogramme nicht möglich ist, da die für die Vorhersage der Hüllrohrdeformation erforderliche Genauigkeit der Hüllrohrtemperatur von etwa 10 K von diesen nicht erbracht werden kann.

Dies unterstreicht die Bedeutung von Bündelversuchen unter repräsentativen geometrischen und thermohydraulischen Randbedingungen, um daraus die für die Schadensumfangsanalyse benötigten empirischen Informationen über das Verhalten von Brennelementen beim Kühlmittelverluststörfall ableiten zu können.

3. Einfluß der Thermohydraulik auf die Hüllrohrdeformation und Kühlkanalversperrung

Zur Beurteilung der Kühlbarkeit von Brennelementen beim Kühlmittelverluststörfall wurden in vielen Ländern Berstversuche an Stabbündeln durchgeführt. Dabei wurden sehr unterschiedliche Berstdehnungen und Kühlkanalversperrungen festgestellt. Diese Unterschiede wurden lange Zeit als unerklärbare Diskrepanzen angesehen. Es wurde jedoch vermutet, daß sie auf unterschiedliche thermohydraulische Versuchsrandbedingungen zurückzuführen sind. Daher war es primäres Ziel der durchgeführten REBEKA-Bündelversuche, den Einfluß der Thermohydraulik auf die Hüllrohrverformung systematisch zu untersuchen.

Ein generelles und wichtiges Ergebnis der Bündelversuche war, daß das Deformationsverhalten der Zircaloy-Hüllrohre im Stabbündelverband den bei Einzelstabversuchen festgestellten Gesetzmäßigkeiten der Zircaloy-Deformation folgt. Die Bersttemperaturen und Berstdrücke sowie die Abhängigkeit der Berstumfangsdehnung von der azimuthalen Hüllrohrtemperaturdifferenz stimmen gut mit den entsprechenden Werten aus Einzelstabversuchen überein (s. Abbn. 1 und 3).

3.1 Einfluß des Wärmeübergangs auf die Hüllrohrdeformation

Es konnte nachgewiesen werden, daß die Berstumfangsdehnung der Zircaloy-Hüllrohre um so kleiner wird, je höher der Wärmeübergang vom Hüllrohr zum Kühlmittel ist. Dies ist auf die als Folge azimuthaler Hüllrohrtemperaturdifferenzen und äußerer Kühlung auftretende Rohrverbiegung zurückzuführen (siehe Abb. 4). Da sich hierdurch die heiße Hüllrohrseite mehr oder weniger eng an die Wärmequelle anlegt und sich die gegenüberliegende kalte Seite kontinuierlich von der inneren Wärmequelle wegbiegt, bewirkt eine verstärkte äußere Kühlung eine Vergrößerung von azimuthalen Hüllrohrtemperaturdifferenzen und als Folge davon eine Verkleinerung der Berstumfangsdehnung.

Die Abb. 7 macht deutlich, daß Bündelversuche, die bei sehr niedrigem Wärmeübergang, z.B. bei einer geringen Dampfkühlung durchgeführt werden notwendigerweise zu relativ großen Berstumfangsdehnungen führen, während Bündelversuche, bei denen die für die Flutphase eines Kühlmittelverluststörfalles typischen Wärmeübergangszahlen von größer als $50 \text{ W/m}^2\text{K}$ vorherrschen, relativ niedrige Berstumfangsdehnungen aufweisen.

Bei allen Versuchen, die unter typischen Wärmeübergangsbedingungen durchgeführt wurden, stellten sich zum Berstzeitpunkt im Mittel azimutale Hüllrohrtemperaturdifferenzen von etwa 30 K ein, wodurch die mittlere Berstumfangsdehnung auf Werte von etwa 50 % begrenzt wurde.

3.2 Einfluß der Durchströmungsrichtung auf die Kühlkanalversperrung

Die durch aufgeblähte und geborstene Hüllrohre im Brennelement verursachte Kühlkanalversperrung ist neben der maximalen Umfangsdehnung der verformten Hüllrohre von der axialen Versetzung der Berststellen zwischen den Abstandshaltern bestimmt. Sind die Berststellen über einen größeren axialen Bereich versetzt, so ergibt sich eine relativ niedrige Kühlkanalversperrung, liegen die Berststellen jedoch relativ nahe beisammen, so ist bei gleicher mittlerer Berstumfangsdehnung die resultierende Kühlkanalversperrung größer.

Da die plastische Verformung von Zircaloy-Hüllrohren extrem empfindlich auf die Hüllrohrtemperatur reagiert, wird die axiale Versetzung der Berststellen entscheidend durch das zum Versagenszeitpunkt der einzelnen Brennstäbe vorliegende axiale Profil der Hüllrohrtemperatur und sein Temperaturmaximum zwischen zwei Abstandshaltern bestimmt. Das Hüllrohrtemperaturprofil ist u.a. das Ergebnis des thermodynamischen Ungleichgewichts in der Zweiphasenströmung und seiner Beeinflussung durch die Gitterabstandshalter.

Der Wärmeübergang zwischen den Stäben und dem Dampf-Wassertropfen-Gemisch erfolgt fast ausschließlich durch Konvektion. Da der Wärmestrom von der Hüllrohrwand zum Dampf bedeutend größer ist als der Wärmestrom vom Dampf zum Wassertropfen, bildet sich während der Flutphase in der Zweiphasenströmung ein thermodynamisches Ungleichgewicht aus, d.h. eine Überhitzung des Dampfes längs des Kühlkanals. In den Bündelversuchen wurden Dampftemperaturen bis etwa 600 °C gemessen, was einer Überhitzung von etwa 450 K entspricht.

An den Abstandhalterstegen werden die auftreffenden Wassertropfen in kleinere Tropfen zerteilt, wodurch sich infolge der größeren Tropfenoberfläche eine wirkungsvollere Wärmesenke für den hoch überhitzten Dampf ergibt. Zusammen mit der hinter jedem Abstandshalter erhöhten Turbulenz ergibt sich hierdurch eine Verringerung der Dampf- und der Hüllrohrtemperatur. Bis zum nächsten Abstandshalter in Strömungsrichtung vergrößert sich jedoch der Überhitzungsgrad wieder, was zur Ausbildung eines axialen Temperaturprofils und Temperaturmaximums

zwischen zwei Abstandshaltern führt.

Die Strömungsrichtung im Reaktorkern während eines Kühlmittelverluststörfalles hängt vom Entwurf und der Verfügbarkeit der Kernnotkühlsysteme sowie deren Wechselwirkung mit den Primärkreisläufen ab. Neben lokalen Strömungsunterschieden und Gegenströmungen von Dampf und Wasser ergeben sich bei kombinierter Einspeisung in den kalten und heißen Strang zwei charakteristische und begrenzende Durchströmungsrichtungen des Reaktorkerns im Hinblick auf die Hüllrohrdeformation und Kühlkanalversperrung: Strömungsumkehr von der Wiederauffüll- zur Flutphase und gleichgerichtete Durchströmung während der Wiederauffüll- und Flutphase.

Die Abb. 8 verdeutlicht die Auswirkungen einer Strömungsumkehr auf die Umfangsdehnung der Zircaloy-Hüllrohre und die resultierende Kühlkanalversperrung. Bei dem Versuch (REBEKA 5) wurde das Stabbündel zur Simulation einer Strömungsumkehr während der Wiederauffüllphase mit Dampf von oben nach unten und anschließend beim Fluten mit Wasser von unten nach oben durchströmt. Hierdurch findet in der Wiederauffüllphase infolge der abwärtsgerichteten Dampfströmung zunächst eine Verschiebung des Hüllrohrtemperaturmaximums in Abwärtsrichtung zum unterhalb der Mittelebene angebrachten Abstandshalter hin statt. In der anschließenden Flutphase verschiebt sich das Temperaturmaximum mit zunehmender Flutzeit in Strömungsrichtung zum oberhalb der Mittelebene angebrachten Abstandshalter, d.h. das Temperaturmaximum zwischen den Abstandshaltern befindet sich zu unterschiedlichen Zeiten an verschiedenen axialen Positionen. Durch Inhomogenitäten im Stabbündel auf Grund lokal unterschiedlicher Stableistung und Kühlung heizen sich jedoch nicht alle Stäbe gleichmäßig auf, was zu unterschiedlichen Berstzeiten führt. Bei REBEKA 5 ergab sich ein Berstzeitintervall der einzelnen Zircaloy-Hüllen von etwa 24 s. Während dieser Zeitspanne fand eine Verschiebung des Temperaturmaximums statt, was zwangsläufig zu einer axialen Versetzung der Berststellen über einen größeren Bereich führt. Wie aus der Abbildung ersichtlich, sind die Berststellen über eine axiale Erstreckung von etwa 24 cm um die Mittelebene verteilt, woraus sich eine relativ niedrige max. Kühlkanalversperrung von 52 % ergibt.

Die Abb. 9 zeigt das Deformationsbild bei gleicher Strömungsrichtung im Stabbündel. Bei diesem Versuch (REBEKA 6) wurde die Strömungsrichtung des Kühlmittels in der Wiederauffüll- und Flutphase von unten nach oben beibehalten. Im Unterschied zu REBEKA 5 wurde daher das Temperaturmaximum von Versuchsbe-

ginn an zum oberen der beiden mittleren Abstandshalter hin verschoben. Nach Ausbildung dieses Temperaturprofils in der Wiederauffüllphase bleibt sein Temperaturmaximum auch weiterhin an etwa der gleichen axialen Position. Dies führt zwangsläufig zu einer lokalen Konzentration der Berststellen und als Folge zu einer höheren Kühlkanalversperrung. Die Abbildung läßt eine ausgeprägte Verschiebung der Berststellen in Strömungsrichtung zum oberen Abstandshalter hin erkennen und verdeutlicht die geringen Hüllrohrdehnungen an Abstandshaltern. Die Berststellen sind als Folge der beibehaltenen Strömungsrichtung nur über einen axialen Bereich von etwa 14 cm versetzt, woraus sich eine höhere Kühlkanalversperrung von 60 % ergibt.

Beim Versuch REBEKA 7 wurde die Strömungsrichtung ebenfalls beibehalten, die Kühlbedingungen beim Fluten wurden jedoch so eingestellt, daß ein Maximum an Stab zu Stab Wechselwirkung und eine max. Kühlkanalversperrung erwartet werden konnten. Bei diesem Versuch ergab sich mit etwa 70 % die größte Kühlkanalversperrung, die bei repräsentativen Flutbedingungen erwartet werden kann.

4. Kühlbarkeit deformierter Stabbündel

Die durch aufgeblähte Hüllrohre in einem Stabbündel verursachte Kühlkanalversperrung verändert den Kühlungsmechanismus und bewirkt zwei gegenläufige Effekte auf den örtlichen Wärmeübergang:

- Effekt der seitlichen Umströmung der Blockade: Hierdurch wird der Massendurchsatz durch den blockierten Bereich reduziert und der Wärmeübergang vermindert.
- Effekt der Durchströmung der Blockade: Hierdurch werden Tropfenzerstäubung, beschleunigte Strömung und verstärkte Turbulenz bewirkt und der Wärmeübergang erhöht.

Im FEBA-Programm [8] wurden Zwangsflutversuche an einem 5x5-Stabbündel durchgeführt. Hierbei wurden aufgeblähte Hüllrohre durch konische Hülsen simuliert, die auf elektrischen Heizstäben angebracht waren. Im blockierten Bereich wurden Blockaden von 62 % und 90 % verwirklicht.

Es wurde festgestellt, daß bei einer 62 % Blockade der den Wärmeübergang verbessernde Effekt der Wassertropfenzerstäubung überwiegt, so daß die Hüllrohrtemperatur im blockierten Bereich sogar niedriger ist als im unblockierten. Die Abb. 10 zeigt die entsprechenden Meßwerte bei einer 90 % Blockade.

Unter diesen extremen Verhältnissen überwiegt der Effekt der seitlichen Umströmung der Blockade. Dennoch sind der Temperaturanstieg im blockierten Bereich und die Verlängerung der Wiederbenetzungszeit unbedeutend.

Hieraus kann geschlossen werden, daß die Kühlbarkeit in deformierten Brennelementen bis zu Kühlkanalversperrungen von etwa 90 % aufrechterhalten werden kann. Im REBEKA-Programm konnte darüber hinaus nachgewiesen werden, daß durch geborstene Hüllrohre die Kühlbarkeit noch weiter verbessert wird [9].

5. Zusammenfassung und Schlußfolgerung

Die zur Hüllrohrdeformation und Kernnotkühlung durchgeführten Arbeiten haben zu einem für die Beurteilung der Sicherheit eines Druckwasserreaktors ausreichend abgesicherten Verständnis der wesentlichen Mechanismen geführt. Noch offene Teilaspekte stellen die erzielten Ergebnisse und ihre Verwendung bei Genehmigungsverfahren nicht in Frage.

Die wichtigsten Ergebnisse lassen sich wie folgt zusammenfassen:

- Die Zahl der geborstenen Hüllrohre sowie deren Berstumfangsdehnung können bei bekanntem Temperatur- und Druckverlauf der Brennstäbe ausreichend genau ermittelt werden.
- Die sich beim Fluten verstärkt ausbildende Kühlwirkung des Zweiphasengemisches vergrößert Temperaturdifferenzen auf dem Hüllrohrumfang und begrenzt auf diese Weise die mittleren Berstumfangsdehnungen auf Werte von etwa 50 %.
- Eine gleichgerichtete Durchströmung während der Wiederauffüll- und Flutphase führt zur größtmöglichen Kühlkanalversperrung von etwa 70 %.
- Die Kühlbarkeit deformierter Brennelemente und kann bis zu einer Kühlkanalversperrung von etwa 90 % aufrechterhalten werden.

Alle beschriebenen Effekte unterstreichen, daß beim Kühlmittelverluststörfall keinerlei Beeinträchtigung der Kühlbarkeit der Brennelemente zu erwarten ist und der Sicherheitsabstand bei der Beurteilung der Kühlbarkeit größer ist als durch die meisten Rechenprogramme vorausberechnet.

Es kann daher davon ausgegangen werden, daß die Sicherheit der Bevölkerung beim Kühlmittelverluststörfall voll gewährleistet ist.

6. Danksagung

Der Bericht wurde aus Beiträgen vieler Kollegen zusammengestellt.

Die Forschungsarbeiten wurden im Rahmen des Projektes Nukleare Sicherheit (PNS) durchgeführt. Herrn A. Fiege vom PNS gilt besonderer Dank für die Unterstützung und Förderung der Arbeiten.

Literaturhinweise

/1/ G. Class, R. Meyder, E. Stratmanns

Die COSIMA-Experimente und ihre Nachrechnung, eine Datenbasis zur Überprüfung von Rechenprogrammen für Zweiphasenströmungen", KfK 4007, Dezember 1985.

/2/ H.J. Neitzel, H.E. Rosinger

"The Development of a Burst Criterion for Zircaloy Fuel Cladding under LOCA Conditions", KfK 2893, AECL-6420, October 1980.

/3/ A. Lehning, K. Müller, D. Piel, L. Schmidt

"Berstversuche an Zircaloy-Hüllrohren unter kombinierter mechanisch-chemischer Beanspruchung (FABIOLA)", Reaktortagung 1980, Berlin, S.231

/4/ E.H. Karb, M. Prüssmann, L. Sepold, P. Hofmann, G. Schanz

"LWR Fuel Rod Behavior in the FR-2 In-pile Tests Simulating the Heatup Phase of a LOCA, Final Report", KfK 3346, March 1983.

/5/ C.A. Mann, E.D. Hindle, P.D. Parsons

"Deformation of PWR Fuel in a Loss-of-Coolant Accident (LOCA)" wird als CSNI-Bericht veröffentlicht.

/6/ M. Bocek, P. Hofmann, C. Petersen

"Superplasticity of Zircaloy-4", STP 633, ASTM, 1977.

/7/ P. Hofmann, J. Spino

"Stress Corrosion Cracking of Zircaloy-4 Cladding at Elevated Temperatures and its Relevance to Transient LWR Fuel Rod Behaviour",
J. of Nuclear Materials 125 (1984), S. 85-95.

/8/ P. Ihle, K. Rust

"FEBA - Flooding Experiments with Blocked Arrays, Evaluation Report",
KfK-3657, März 1984.

/9/ F.J. Erbacher, P. Ihle, K. Wiehr, U. Müller

"Reflood Heat Transfer in PWR Fuel Rod Bundles Deformed in a LOCA" International Symposium on Heat Transfer, October 15-18, 1985, Beijing, China.

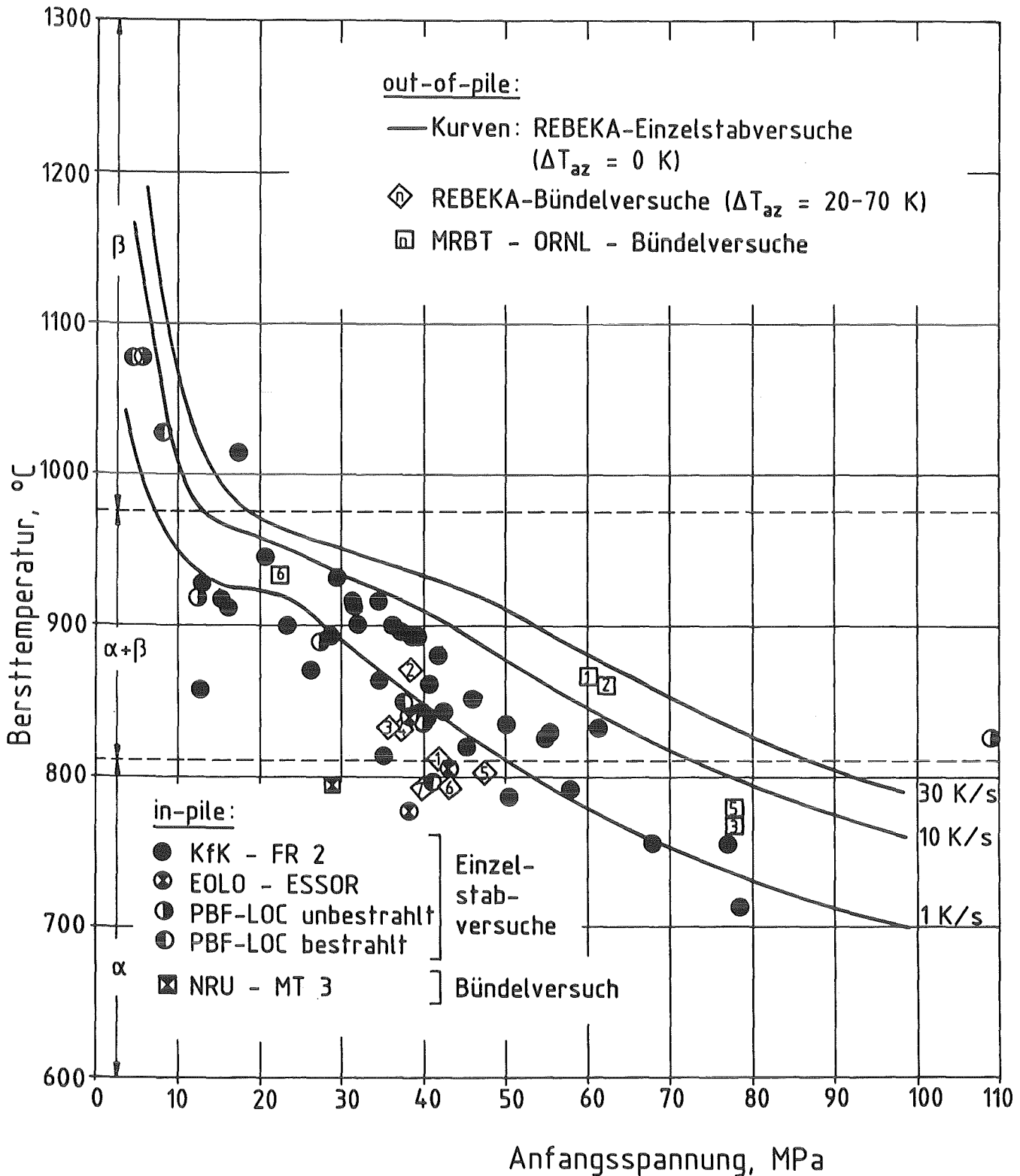


Abb. 1

Bersttemperatur über Anfangsspannung von Zircaloyhüllrohren

Vergleich von out-of-pile und in-pile Meßwerten

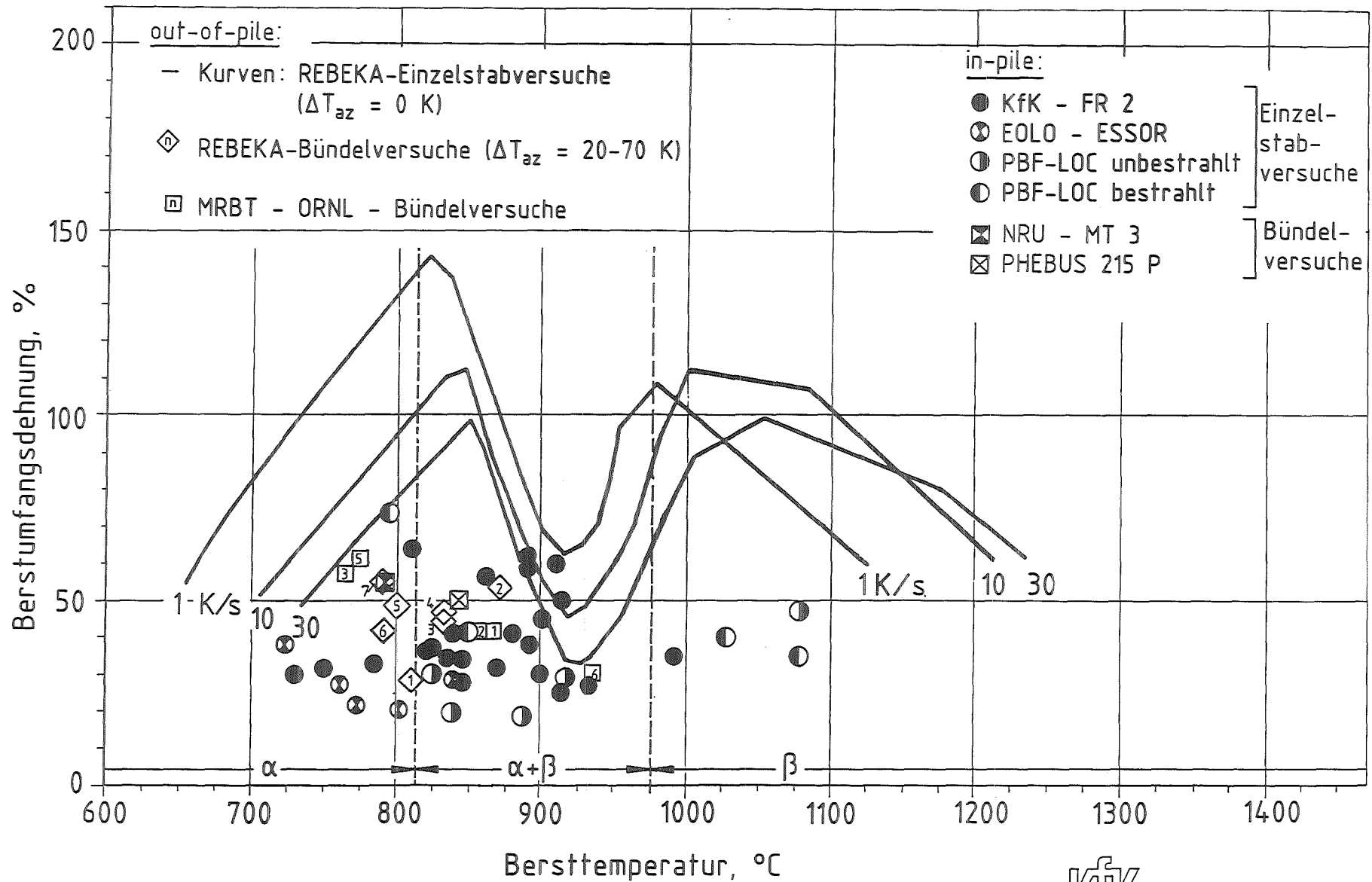


Abb. 2 Berstumsfangsdehnung über Bersttemperatur von Zircaloyhüllrohren
Vergleich von out-of-pile und in-pile Meßwerten

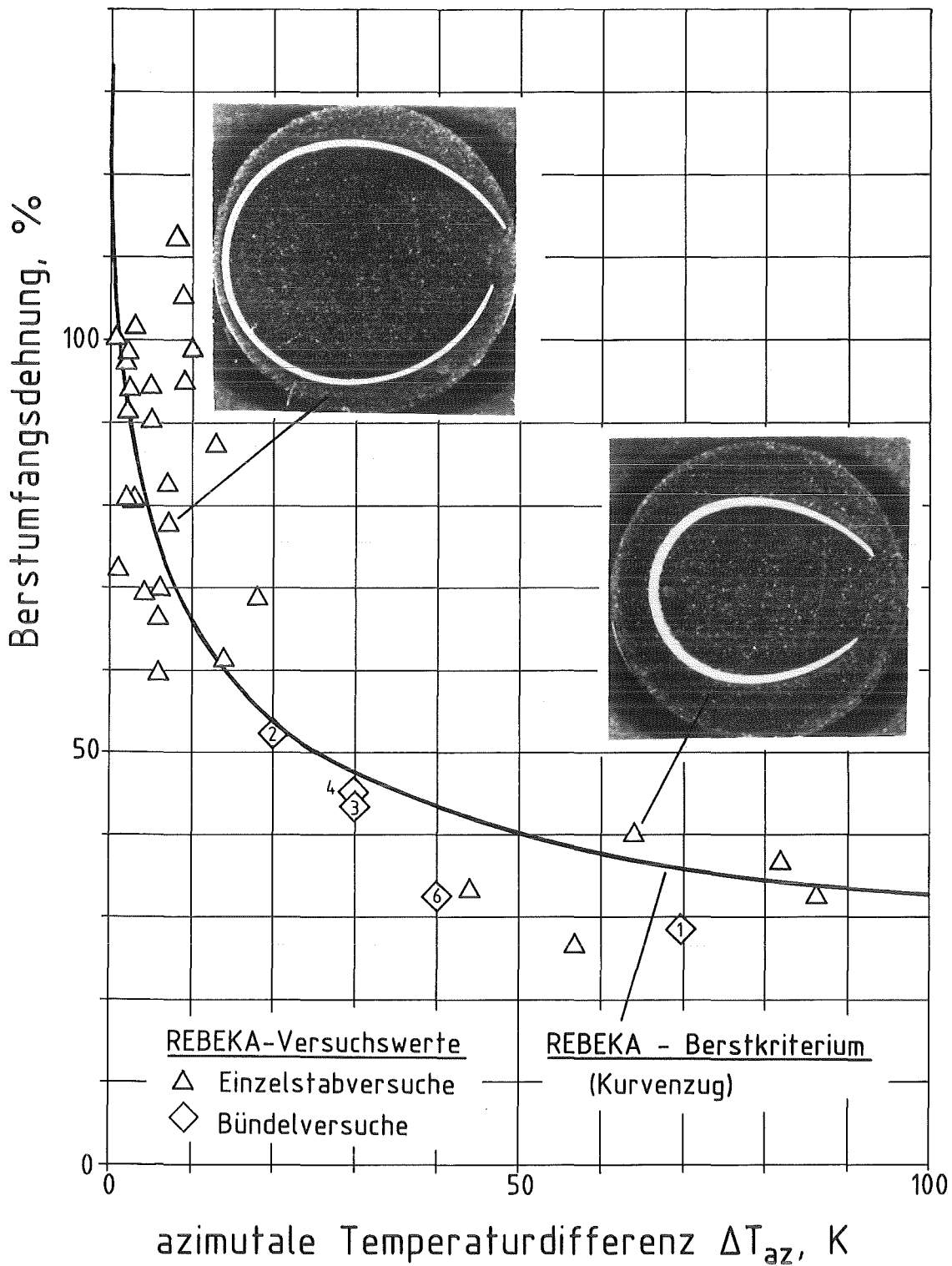
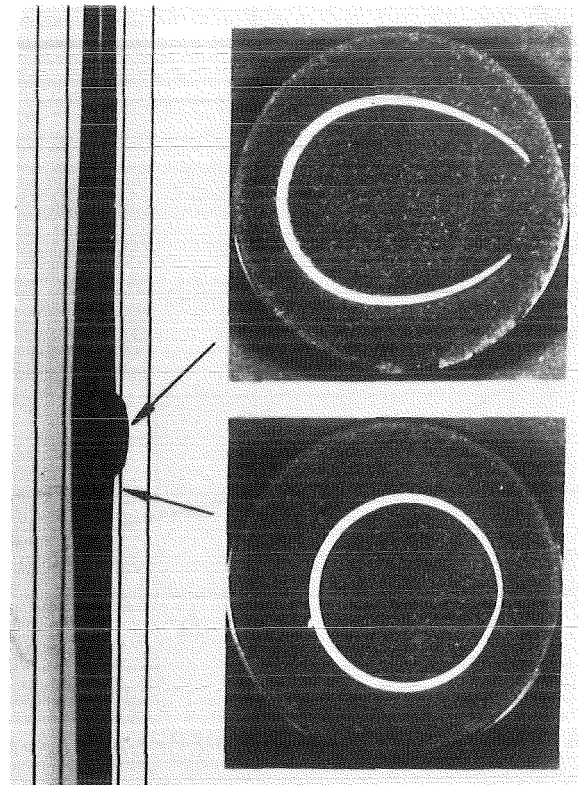


Abb. 3



Berstumfangsdehnung als Funktion der azimuthalen Temperaturdifferenz



KfK

Abb. 4 Verbiegung von Zircaloyhüllrohren
bei Deformation unter azimuthalen
Temperaturdifferenzen und Kühlung

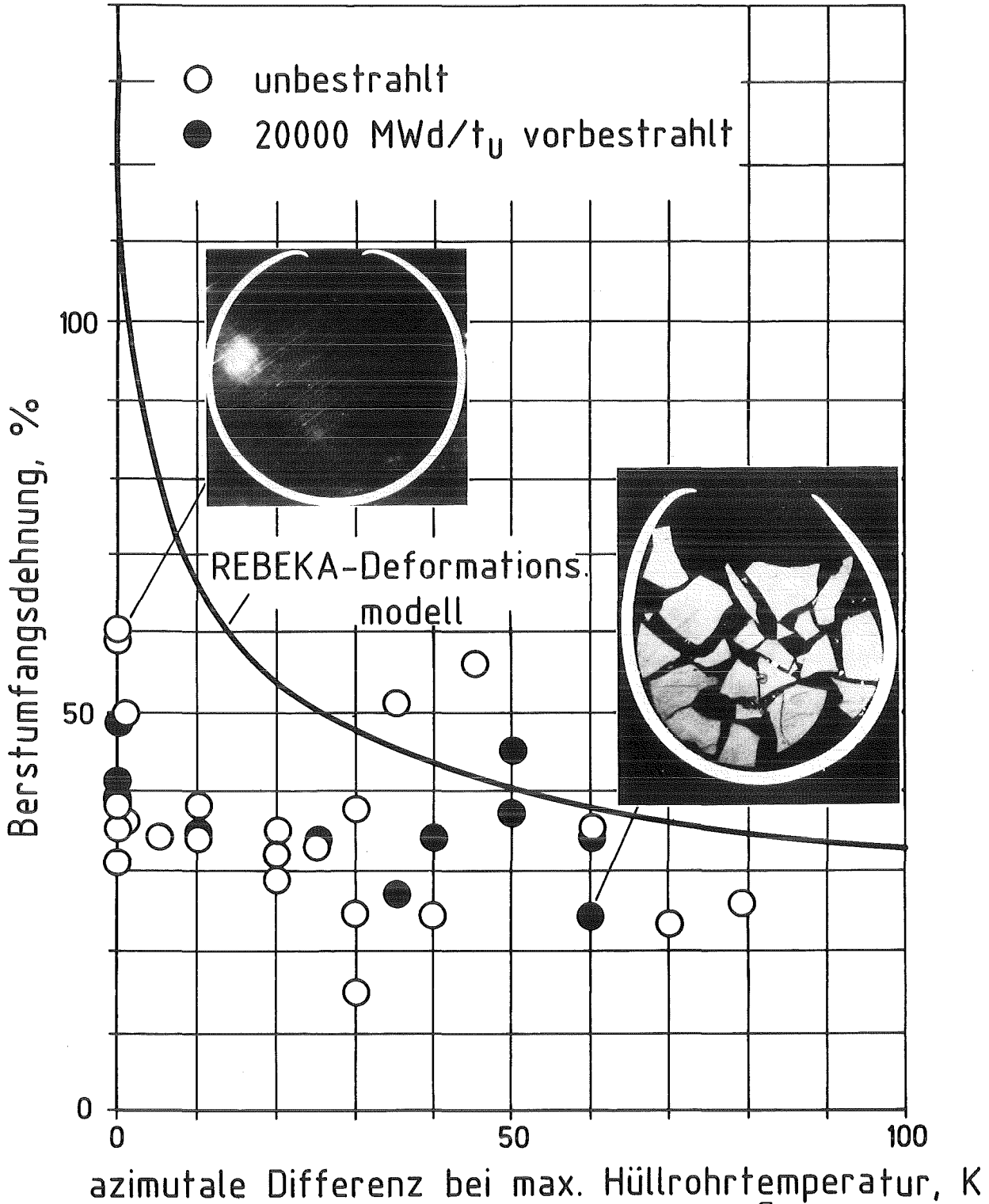


Abb. 5



FR 2 in-pile Versuche

Berstdehnung über azimuthaler Temperaturdifferenz

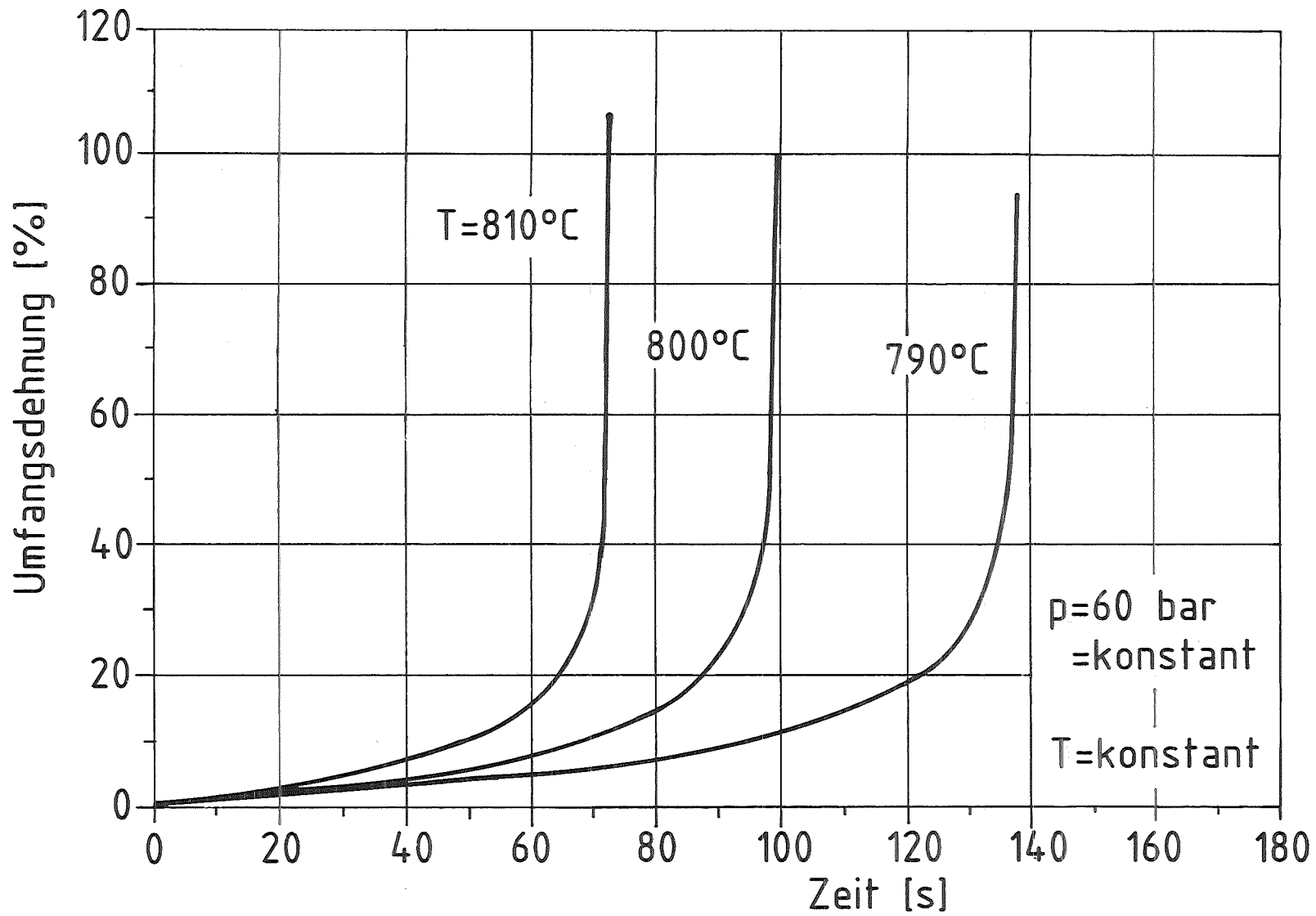
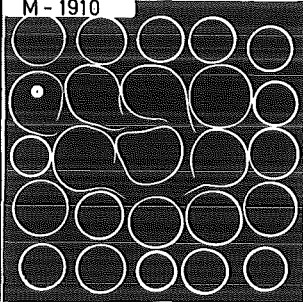
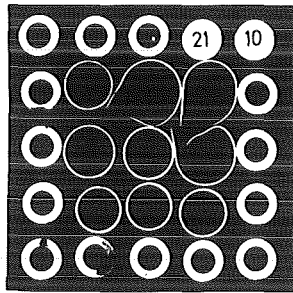
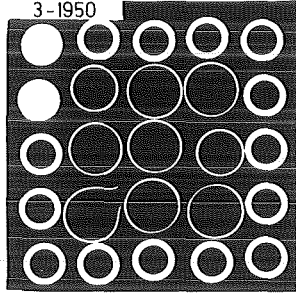


Abb. 6 Temperaturempfindlichkeit der Zircaloyverformung

	REBEKA-M	REBEKA-2	REBEKA-3
Querschnitt bei max. Kühlkanalversperrung	M-1910 		3-1950 
Kühlung	stagnierender Dampf bzw. Naturkonvektion	Dampfströmung	Zweiphasenströmung
Wärmeübergangszahl [W/m ² K]	<10	~30	~30.....100
Mittlere Berstdehnung der inneren 3x3 Stäbe [%]	63	54	44



b. 7 Einfluß des Wärmeübergangs auf die Hüllrohrverformung

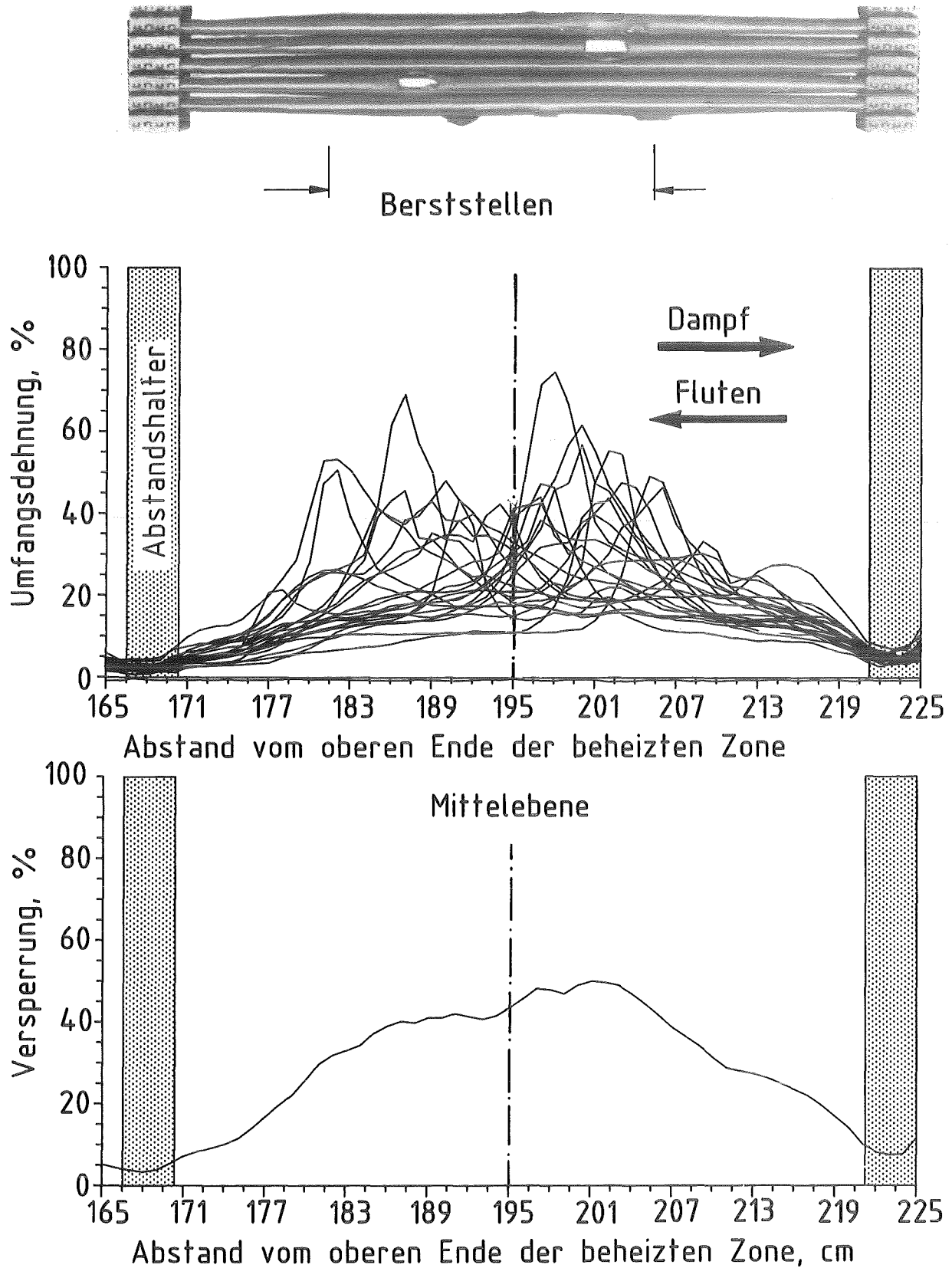


Abb. 8 Hüllrohrverformung und Kühlkanalversperrung bei Strömungsumkehr (REBEKA 5)

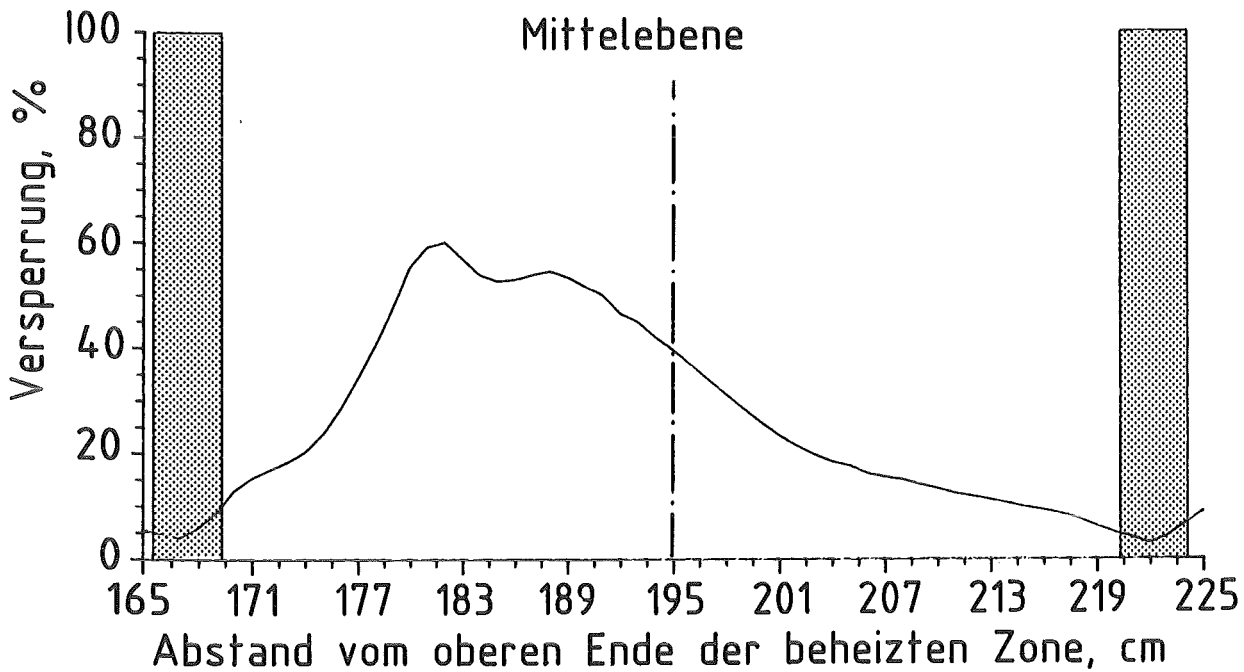
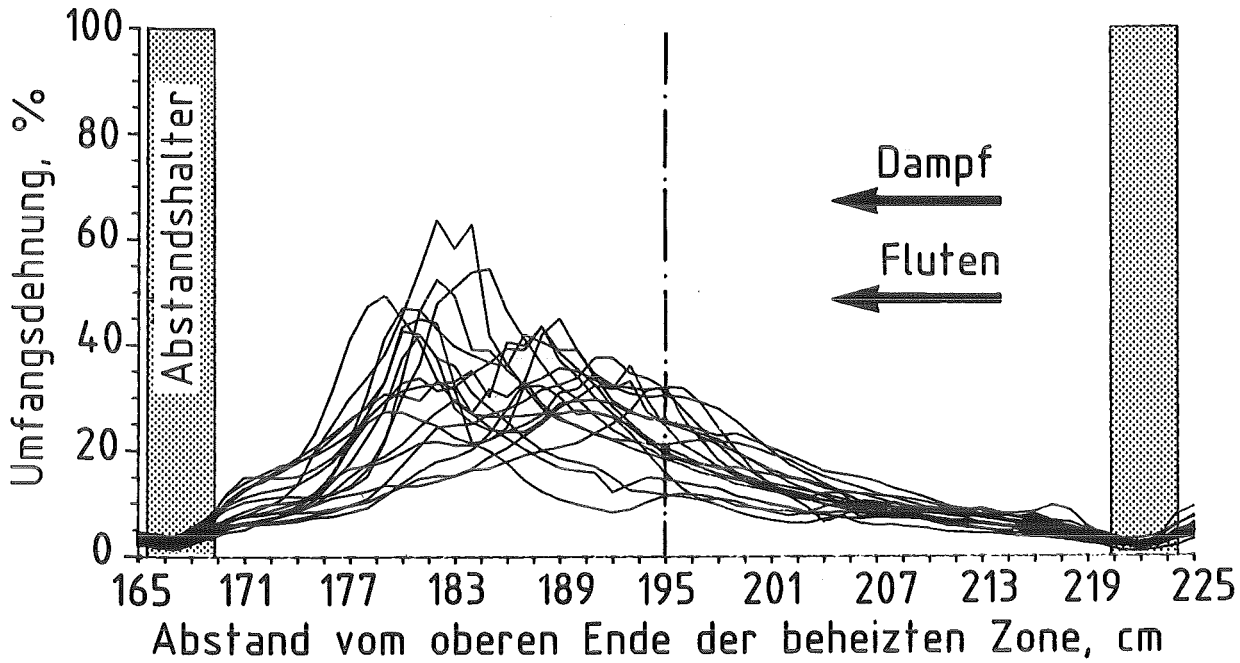
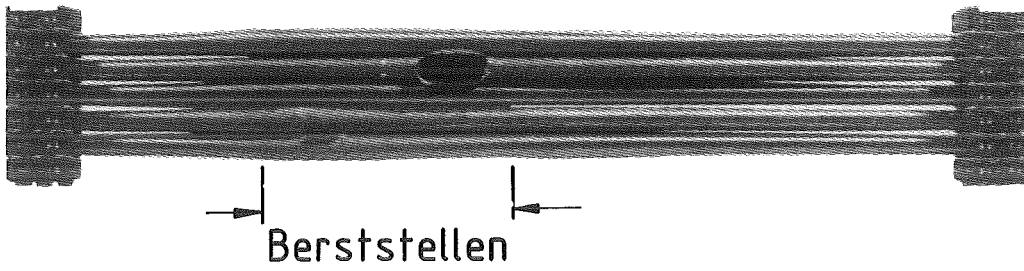


Abb. 9

Hüllrohrverformung und Kühlkanalversperrung bei gleichgerichteter Strömung (REBEKA 6).

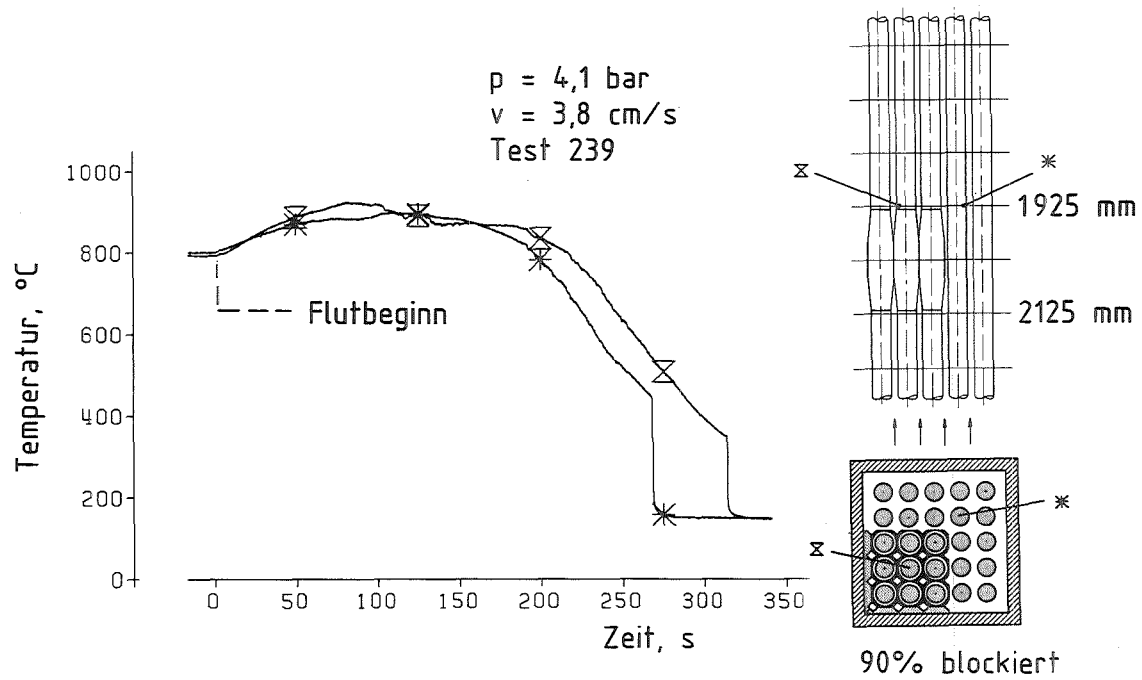


Abb. 10 Hüllrohrtemperaturen im 90% teilblockierten Stabbündel

PROJEKT NUKLEARE SICHERHEIT

ABSCHLUSSKOLLOQUIUM 1986

HOCHTEMPERATUR-OXIDATION VON ZIRCALOY-
HÖLLROHREN IN WASSERDAMPF

S. LEISTIKOW

KERNFORSCHUNGSZENTRUM KARLSRUHE
PROJEKT NUKLEARE SICHERHEIT

PROJEKT NUKLEARE SICHERHEIT

ABSCHLUSSKOLLOQUIUM 1986

The High Temperature Oxidation
of Zircaloy Cladding Tubes in Steam

Hochtemperatur-Oxidation von Zircaloy-
Hüllrohren in Wasserdampf

S. Leistikow

KERNFORSCHUNGSZENTRUM KARLSRUHE

PROJEKT NUKLEARE SICHERHEIT

1. Introduction

As a part of a worldwide effort to bring more light into the accident behavior of LWR fuel the high temperature oxidation of Zircaloy-4 in steam was investigated in our laboratory under Loss-of-Coolant (LOCA) and Severe Fuel Damage (SFD) conditions of a Pressurized Water Reactor (PWR). In the experiments short sections of PWR-typical tubing (OD 10.75, ID 9.3, wall 0.725 mm) were exposed at 600-1600^o C to flowing steam, steam/argon and steam/hydrogen mixtures under isothermal and temperature-transient conditions (Fig. 1-6).

I like to recall that this range comprises the α/β -Zr phase transformation and changes of the oxidation product ZrO₂ from monoclinic to tetragonal and cubic structure. The kinetics of the following items were evaluated:

- . total mass increase
- . growth of ZrO₂ scale
- . growth of α -Zr(O) layer
- . growth of ZrO₂/ α -Zr(O) double layer

In order to study the oxidation behavior under creep and the influence of oxidation upon the mechanical properties short tube capsules were creep and creep-rupture tested under internal argon pressure and external steam exposure. Constant temperature and pressure conditions as well as special temperature-transients or pressure ramps have been applied. Numerous publications give an overview on the experimental results (1,2).

2. Results of Isothermal Experiments referring to Loss-of-Coolant

Accident Conditions

(See Fig. 7-20)

The isothermal oxidation of Zircaloy-4 cladding material has been investigated by double-sided exposure of tube sections at 600-1600° C in steam.

Below 1000° C the oxidation behavior can be expressed by a cubic rate law. Within this temperature range the monoclinic ZrO_2 is the stable reaction product.

For the temperature range of 1000-1500° C the kinetics of mass increase, growth of ZrO_2 scale, and α -Zr(O) layer have been expressed as functions of parabolic time and exponential temperature dependencies. The equations describe the kinetics of the above mentioned weight changes and scale growths in the range of the tetragonal ZrO_2 as stable oxidation product.

The results have contributed to the verification of the oxidation code SIMTRAN which allows to calculate the isothermal and the LOCA temperature-transient oxidation kinetics.

3. Results of Oxidation Experiments referring to Severe Fuel

Damage Conditions

(See Fig. 21-40)

Above 1500° C the oxidation still proceeds according to a parabolic mass increase/time relationship. A discontinuity in the Arrhenius function obviously is caused by a change in the rate determining diffusion coefficient of oxygen ions within the combined cubic and tetragonal ZrO_2 double layer.

Steam oxidation tests were extended to 25 h. At 850–950^o C the cubic oxidation rate law changed to a parabolic one. In this way it was shown that within the temperature range of α / β -Zr transition the oxidation rate law transition, the so-called breakaway effect, is moderate. At 950–1050^o C the initial parabolic rate law changes towards a linear relationship.

A model has been proposed to explain the experimental findings - the breakaway as the direct and indirect consequence of the oxidic phase transformation from the tetragonal to the monoclinic ZrO₂ modification during long-time oxidation. Simultaneously, massive hydrogen pick-up went along with the breakaway effect, thus showing the loss of protectiveness of the oxide scale. Total consumption of the wall is indicated by deviations from parabolic or linear behavior.

Under conditions of steam starvation a strongly reduced supply of water vapor (provided by a very slow flow of steam or by appropriate argon/steam or hydrogen/steam mixtures) still can assure the formation of protective oxide scales until a very low threshold value of steam supply is reached. A further decrease of steam supply rate below the critical value decreases the oxidation rate dramatically, thus preventing the reaction from uniform oxide scale formation. In preference oxygen dissolves within the bulk of the metal (Fig. 30-32).

When by the oxidation reaction of Zircaloy hydrogen is enriched in steam or in artificial gas mixtures, the hydrogen will act as competing reagent within the range of threshold steam supply rate. It penetrates into the metal until a partial pressure dependent equilibrium is established (Fig. 35)

4. Special Oxidation Test Parameters

4.1 Temperature-Transient Exposure

(See Fig. 11-13)

With respect to a hypothetical PWR Loss-of-Coolant Accident (LOCA) the temperature-transient steam oxidation of Zircaloy-4 cladding material has been investigated by exposure to steam of inductively heated tube sections under temperature-transients up to 1300^o C and duration of 3 min or less. Thus, a variety of accident conditions could be simulated in a simplified shape of their time-temperature sequences in respect to the extent of cladding oxidation.

In principle, as under isothermal conditions, the oxygen uptake was determined mainly by temperature and time. In all cases and due to the reduced time-at-temperature, the extent of transient oxidation was lower than under comparable isothermal conditions, especially after preoxidation as mentioned below.

4.2 Preoxidation

In order to study the influence of preexistent oxide scales - formed during normal reactor operation - on the oxidation under accident conditions, precorrosion tests were performed at medium temperatures and different times. The resultant scale thicknesses varied between few and about 50 μm . The precorroded specimens were exposed to steam in short-term isothermal tests and idealized LOCA-similar temperature-transient tests. The precorrosion scales proved to be protective in case of tests performed at 1000^o C and 1100^o C maximum temperature level. On the contrast, the scales lost their protectiveness during heating to 1200^o C (Fig. 12). In this case, the specimens behaved similarly to the metallic surface condition or even showed some enhancement of oxidation. The breakaway process under these conditions was

stopped, however, and sound layers of columnar oxide were formed.

It is concluded that the breakaway process is restricted to its normal existence range and not triggered by certain morphologies of preexistent scales. The protectiveness of those can be lost due to excessive heating and the respective mechanical consequences on scale integrity.

4.3 Dimensional Changes

The high temperature oxidation of Zircaloy-4 tubing creates compressive oxide growth stresses (Pilling-Bedworth volume ratio: 1.5) within the oxide-metal system. Thus, limited to the above given temperature range, breakaway of the oxide scale and considerable changes in tube dimensions are caused. After having achieved total wall oxidation by double-sided exposure (6 h, 1200-1300^oC) an increase of the outer diameter (12 %), inner diameter (8 %) and wall thickness (30-60 %) was measured (Fig. 26).

5. Creep Deformation

During the creep-rupture testing of internally pressurized tube capsules (leading to rupture within 30 min) the interaction of creep deformation and outside steam oxidation revealed significant effects. The ZrO₂ scale, α-Zr(O) layer and the corresponding oxygen dissolution in the bulk of the metal confined the tubing by a ceramic envelope, thus forming a material compound of increased strength and decreased ductility (Fig. 14-18).

At 1000^oC the measured increase in strength and loss of ductility persists during longer duration than LOCA exposures (Fig. 27-29). Breakaway-affected oxide scales showed a reduced gain in strength and loss of ductility. A trend towards reduced changes in mechanical properties could be determined when by reduction of steam content in gas mixtures, creep-rupture curves lying between

the ones in argon and at surplus steam supply were measured (Fig. 33).

Preoxidation (2 h, 800^o C leading to ZrO₂ -scales of about 30 um thickness) gave an additional contribution to the gain in rupture life (Fig. 15 + 18).

Surplus oxidation occurred by strain-induced access of steam to fresh metallic surface area within oxide cracks. Therefore, the amount of oxygen up-take can be closely related to the extent of straining (Fig. 16 + 17).

By interruption of creep testing at 800^o C and at various states of tube deformation a comprehensive description of the oxide crack morphology, density, and width could be given and correlated to the so-established creep curve.

In order to take into account the influence of oxidation on the mechanical behaviour, especially the results of isobaric, temperature-transient tests were used to complement deformation modelling (NORA).

6. Summary

6.1 Experimental Approach

As a contribution to the analyses of materials behaviour under nuclear reactor accident conditions the oxidation of Zircaloy-4 fuel rod cladding under surplus and starving steam supply has been investigated by isothermal and special transient exposures of short tube sections and capsules in the temperature range 600-1600^o C. The kinetics of mass increase, the growth of the ZrO₂ / -Zr(O) double layer, and combined effects within the bulk of the metal were evaluated. The rate laws of oxidation kinetics were established. Parameter influences on materials behavior under nuclear safety aspects, as temperature-transient exposure, preoxidation, oxide growth stresses and creep deformation are described. The SIMTRAN code for calculation of oxidation kinetics and the NORA

code for deformation and failure analyses have been verified.

6.2 Results of LOCA Oxidation Tests

In respect to mass increase, oxygen distribution, and the resulting changes in mechanical properties the ECC-criteria based on the Baker-Just equation can be considered as conservative. Even after extended preoxidation the temperature transient oxidation of cladding tubes during 10 min, at max. 1200^o C remains within the given 17 % limit. The corresponding loss of ductility proves to be tolerable in respect to the remaining ductility necessary at quenching during ECC.

6.3 Results of Severe Fuel Damage Tests

The limitation of thermal and mechanical load on Zircaloy cladding in respect to time-at-temperature until total consumption and time-at-temperature and pressure until rupture was measured in steam. In spite of mechanical instability of the oxide scale the duplex compound of oxide and metal remains unaffected and afterwards evaluable until total consumption occurs. Above 1550^o C the Baker-Just equation gives a realistic view on oxidation reaction kinetics.

When hydrogen is produced by the interaction of a limited steam flow with non or low-preoxidized metal surfaces it dilutes the steam flow, decreases the reaction rate and finally shows below the critical water vapor supply rate a competing up-take to form hydrides in the bulk of the metal during cooling. In case that in surplus steam initially protective oxide was formed, hydrogen - which was produced in cracks and pores - has a locally and timely limited chance to be taken up by the metal, resulting in reduced ductility.

7. Literature References

(1) S. Leistikow, G. Schanz

The Oxidation Behavior of Zircaloy-4 in Steam between 600 and 1600° C
Werkst. Korr. 36 (1985) 105-116

(2) F.J. Erbacher, S. Leistikow

A Review of Zircaloy Fuel Cladding Behavior in a Loss-of-Coolant Accident
KfK 3973 (1985)

Hochtemperatur-Wasserdampf-Oxidation von Zircaloy-Hüllrohren

Kühlmittelverlust-Störfall (LOCA)

Oxidationskinetische und Kriechberst-
Untersuchungen in Abhängigkeit von:

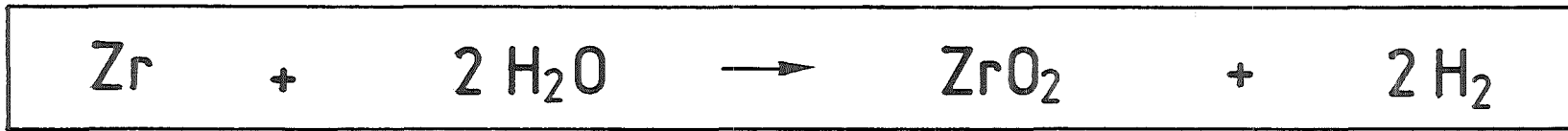
- Materialeigenschaften
- Zeit-Temperatur-Verlauf
- Innendruck
- Bestrahlung

Schwere Kernschäden (SFD)

Oxidationskinetische und Kriechberst-
Untersuchungen bei :

- höheren Temperaturen als 1200°C,
- langen Haltezeiten (Breakaway),
- Dampfangel,
- Gegenwart von Wasserstoff.

Wasserdampf-Oxidation von Zircaloy



Resultierende Erscheinungen

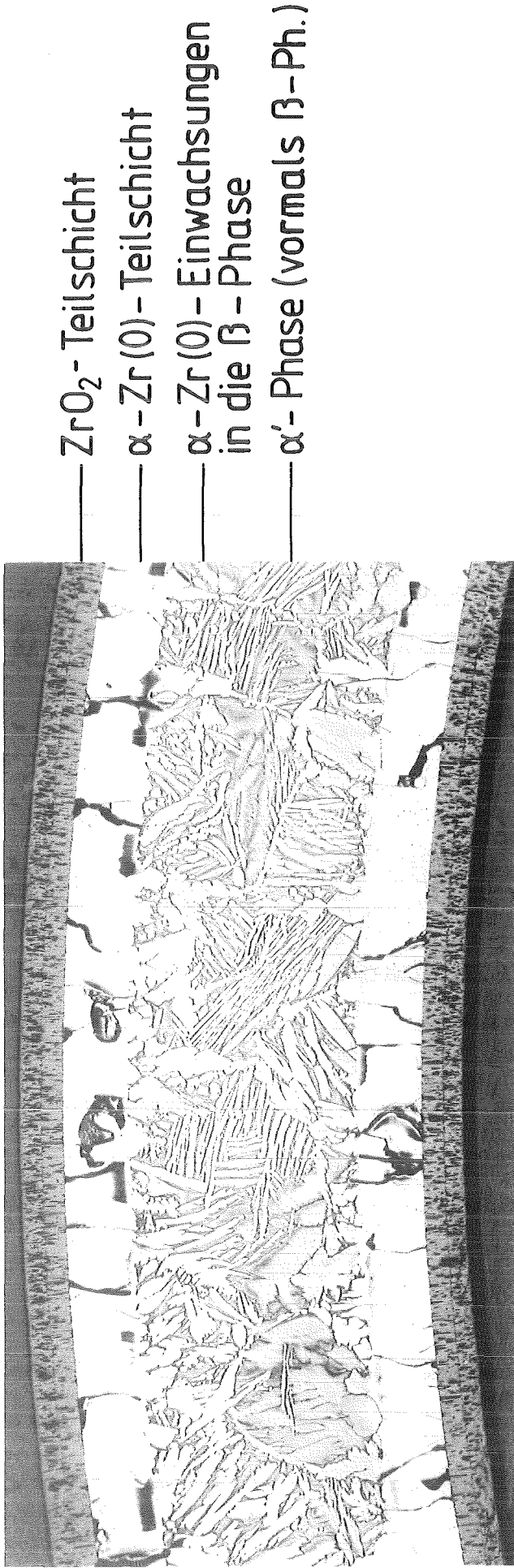
- Bildung sauerstoffreicher Phasen:
 ZrO_2
 $\alpha - \text{Zr(O)}$
 $\beta - \text{Zr(O}_{\text{gel.}})$
- Wasserstoffbildung
- Wärmeproduktion
 ($\Delta H = -586 \text{ kJ/mol}$)

Rückwirkungen auf

mech.-therm. Eigenschaften des Zircaloy:
tragende Wanddicke,
Festigkeit, Duktilität,
Rohrabmessungen,
Wärmeübergang.

Gasgehalt im System,
Aufnahme durch Zircaloy, Duktilität

Beschleunigung der
chem. Reaktion des Zircaloy



— ZrO₂- Teilschicht

— α - Zr (0) - Teilschicht

— α - Zr (0) - Einwachsungen
in die β - Phase

— α' - Phase (vormals β - Ph.)

— 100 μm

KfK

Abb. 3 Isotherme Zircaloy-4 / Wasserdampf-Oxidation (2 min, 1400°C)

Potentielle Einflußgrößen auf die
Kinetik der
Zircaloy / Wasserdampf-Oxidation

Metallische Probe

- Form (Rohr, Blech)
- Gefügestand
- Oberflächenvorbehandlungs-
resp. Voroxidationszustand
- mech. Beanspruchungszustand
- Gasgehalt

Medium (Dampf)

- Temperatur (-Verlauf)
- Druck
- Strömungsgeschwindigkeit
- Sonstiger Gasgehalt

Versuchsdurchführung

In Annäherung an folgende reaktoreinsatz- und störfallbedingte Expositionsbedingungen und Werkstoffzustände

1. Im Reaktoreinsatz

Äußere Voroxidation unter normalen Reaktoreinsatzbedingungen:
 ZrO_2 -Schichtbildung $\leq 100 \mu m$

2. Unter Störfall-Bedingungen

Äußere LOCA-transiente Oxidation, die günstigenfalls durch vorgebildete ZrO_2 -Schichten gebremst wird.

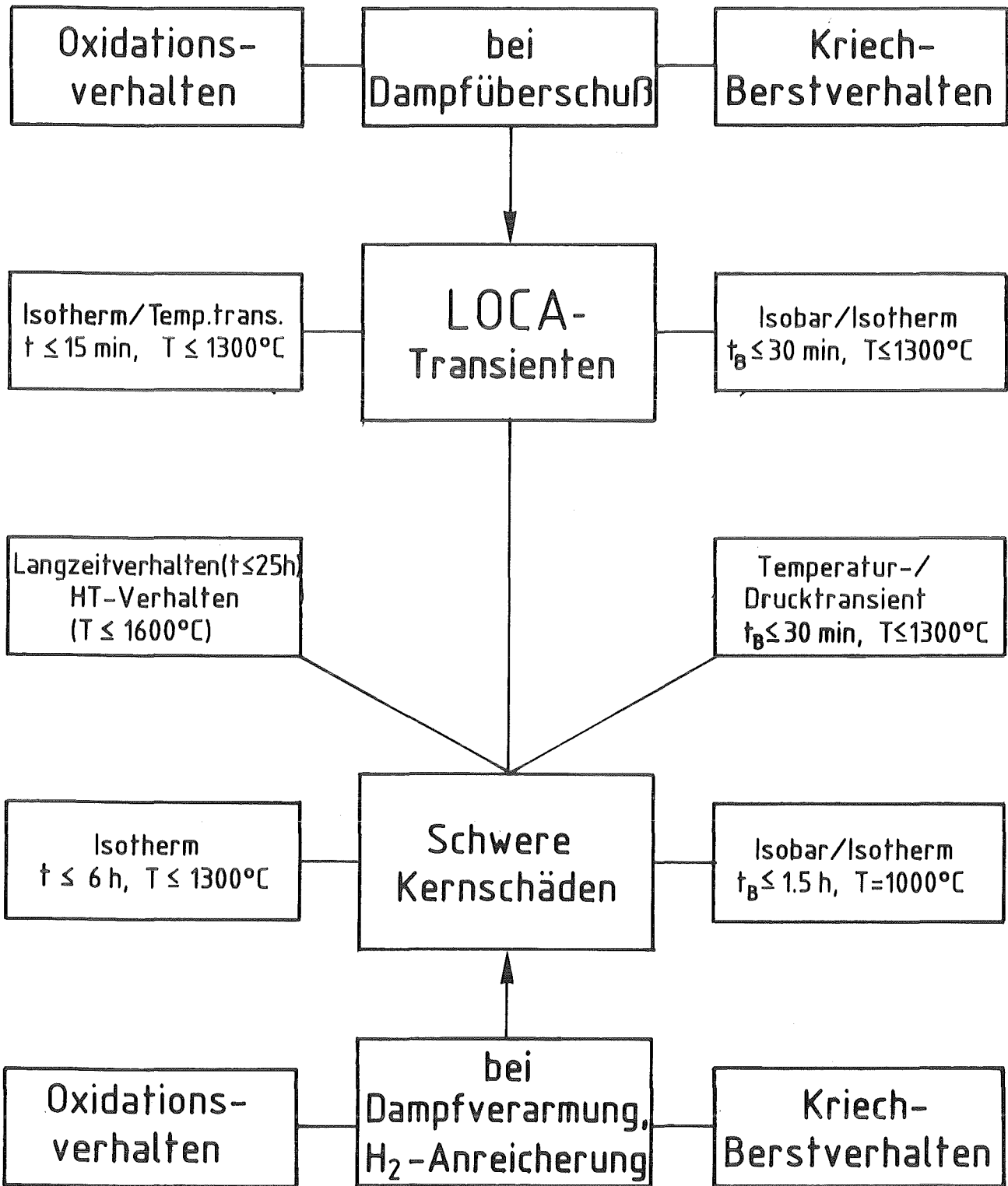
Innere LOCA-transiente Wechselwirkung mit Brennstoff/Spaltstoff resp. nach Bersten durch von außen eindringenden Dampf oder Dampf/Wasserstoff-Gemische

FOLGLICH

Näherung durch pessimistisches Vorgehen:

Exposition der Rohrprobe auf äußerer und innerer Oberfläche

(doppelseitige Oxidation)



Experimentelles Vorgehen bei der Untersuchung des Zircaloy-Störfallverhaltens

Abb. 6

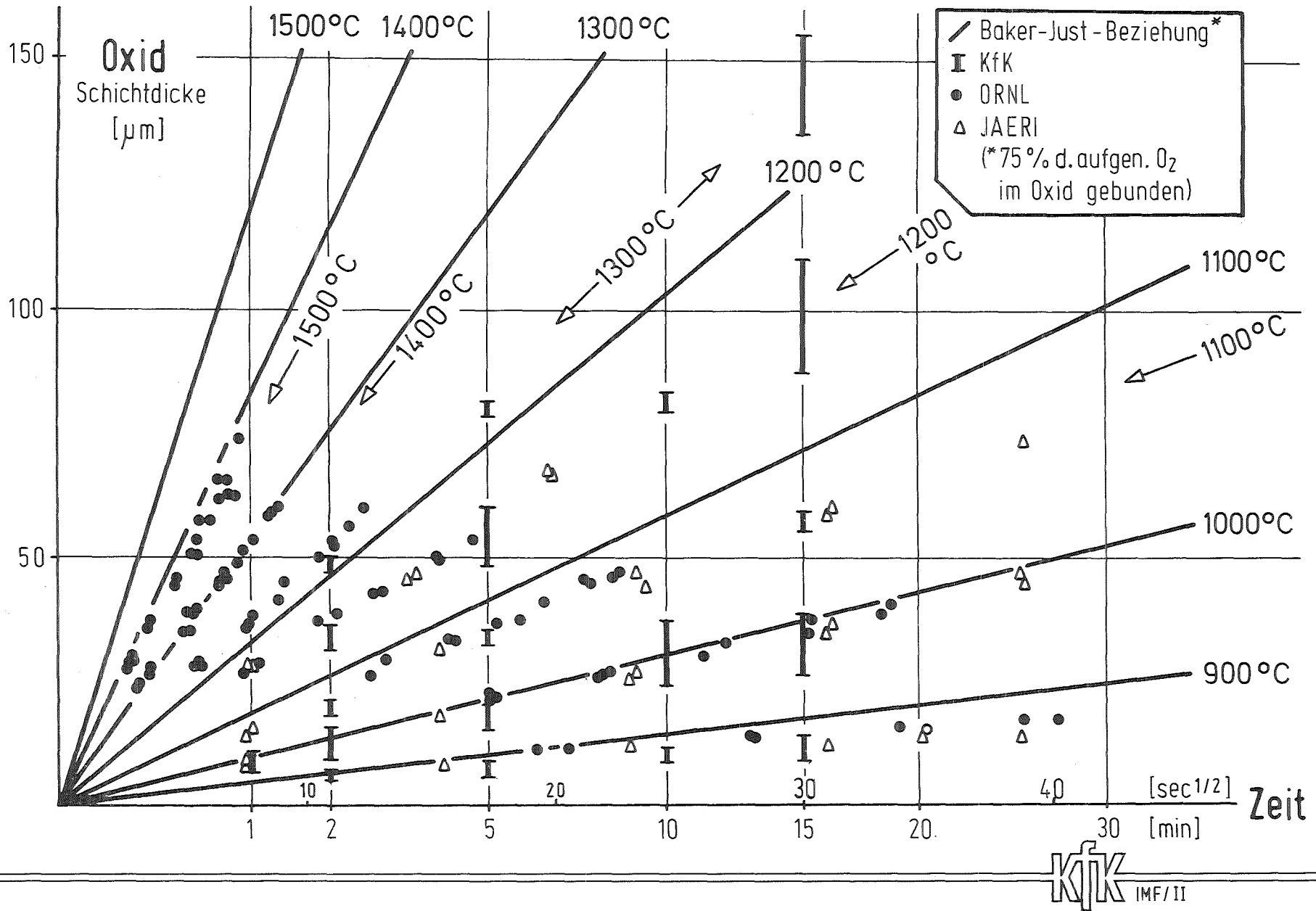
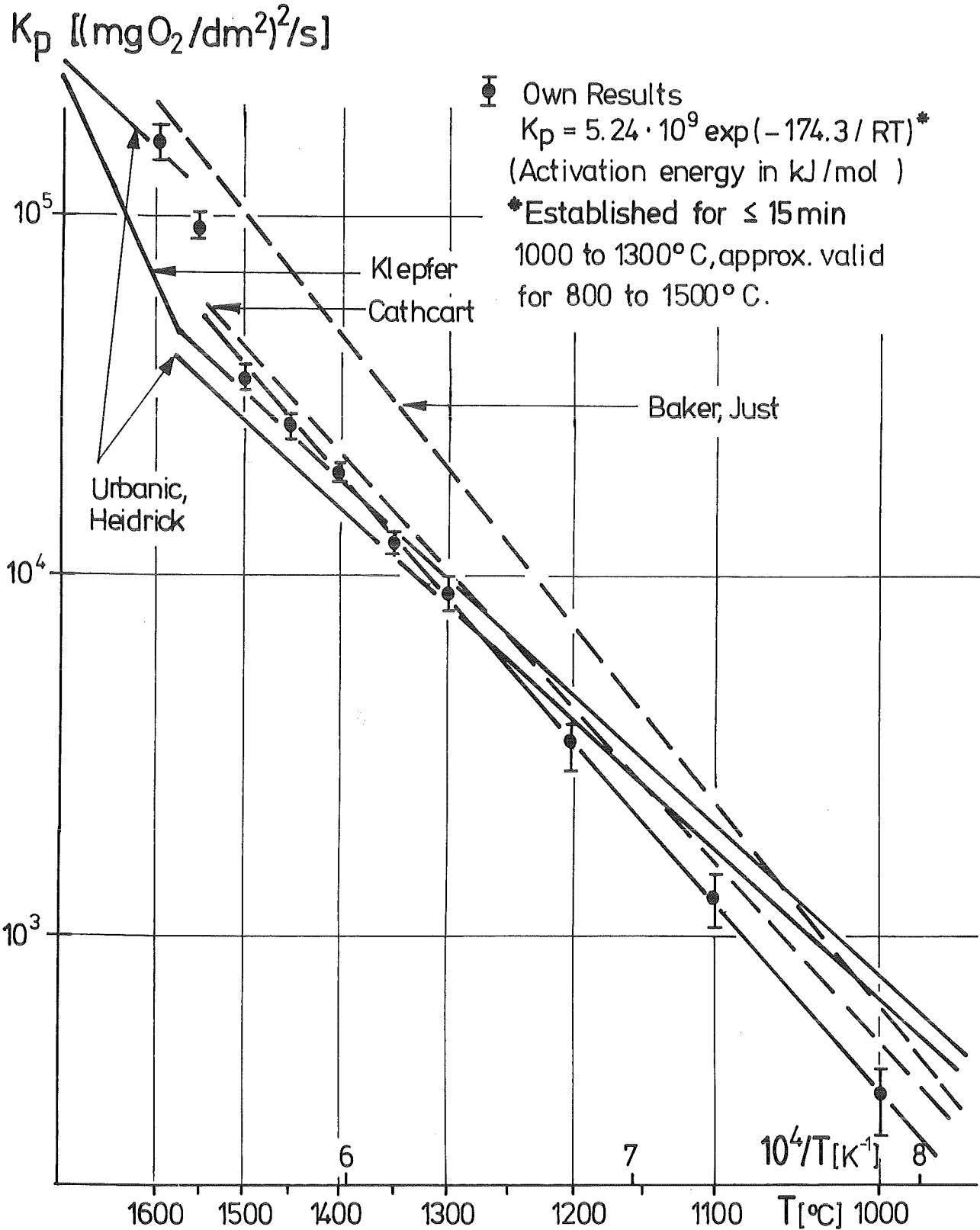


Abb. 7

Isotherme Oxidation von Zircaloy 4 in Dampf - Vergleich internationaler Werte



Arrhenius Representation of Parabolic Rate of Mass Increase during Zircaloy-4/Steam HT Oxidation

Zircaloy/Wasserdampf-Oxidationskinetik
im Temperaturbereich 1000-1500°C

Massenzunahme (τ) $\tau = 0.724 \sqrt{t} \exp(-10481/T) \text{ [g/cm}^2\text{]}$

ZrO₂-Schicht (ϑ) $\vartheta = 0.280 \sqrt{t} \exp(-10107/T) \text{ [cm]}$

α - Zr(O) - Schicht (α) $\alpha = 0.713 \sqrt{t} \exp(-10961/T) \text{ [cm]}$

Doppel - Schicht (ξ) $\xi = 1.29 \sqrt{t} \exp(-11043/T) \text{ [cm]}$

t [s], T [K]

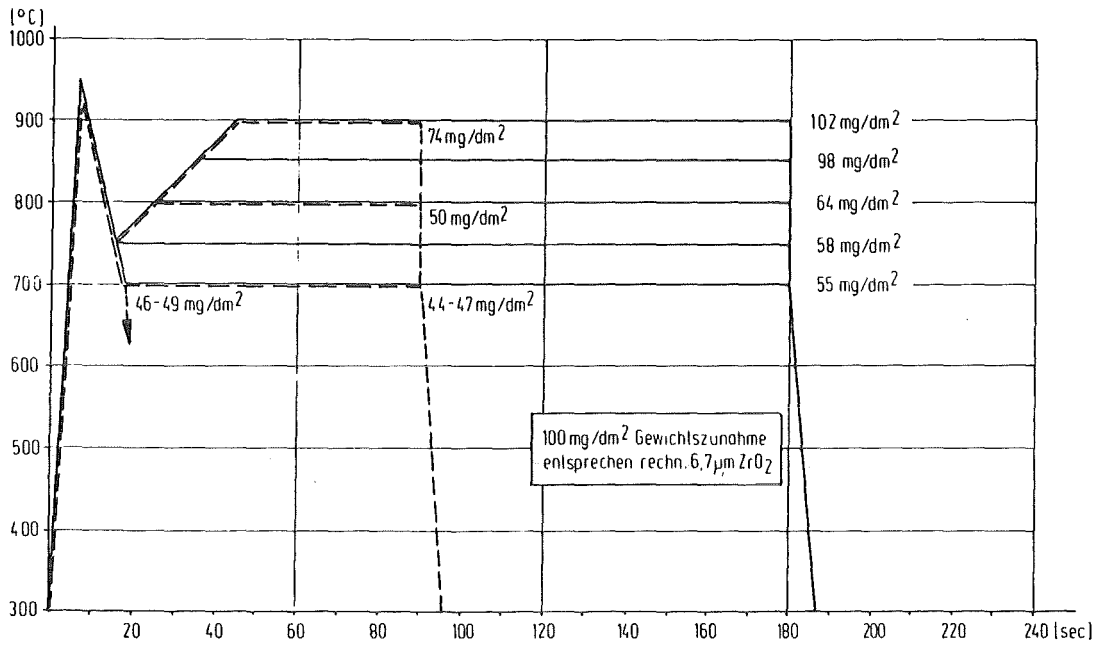
Der gemäß ECC-Kriterien
auf 17 % = 125 μm begrenzte
Rohrwand-Konsum in Dampf ist bei
doppelseitiger, isothermer
Exposition erreicht

<u>bei:</u>	<u>nach:</u>
1000°C	70 min
1100°C	27 min
1200°C	9 min
1300°C	4 min

Abb.10

ZIRCALOY 4 / DAMPF - HOCHTEMPERATUR - OXIDATION

ANGENÄHERT ISOTHERME UND TRANSIENTE ZEIT - TEMPERATUR - VERLÄUFE
MIT ANGABE DER GEWICHTSZUNAHMEN NACH VERSUCHSABBRUCH RESP. - ENDE
(1m/s, 1at) MITTELWERTE AUS 3-4 MESSUNGEN, FEHLERGRENZE ± 6%



ZIRCALOY 4 / DAMPF - HOCHTEMPERATUR - OXIDATION

ANGENÄHERT ISOTHERME UND TRANSIENTE ZEIT - TEMPERATUR - VERLÄUFE
MIT ANGABE DER GEWICHTSZUNAHMEN NACH VERSUCHSABBRUCH RESP. - ENDE
(1m/s, 1at)

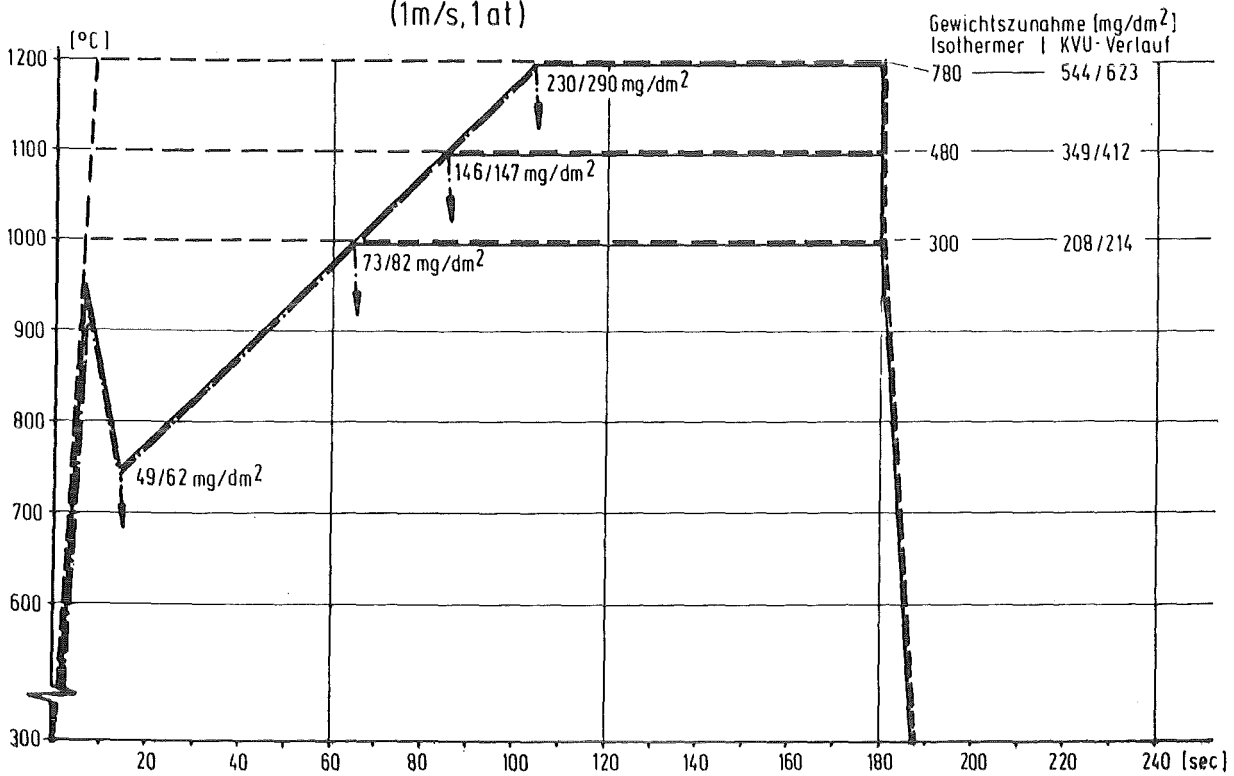
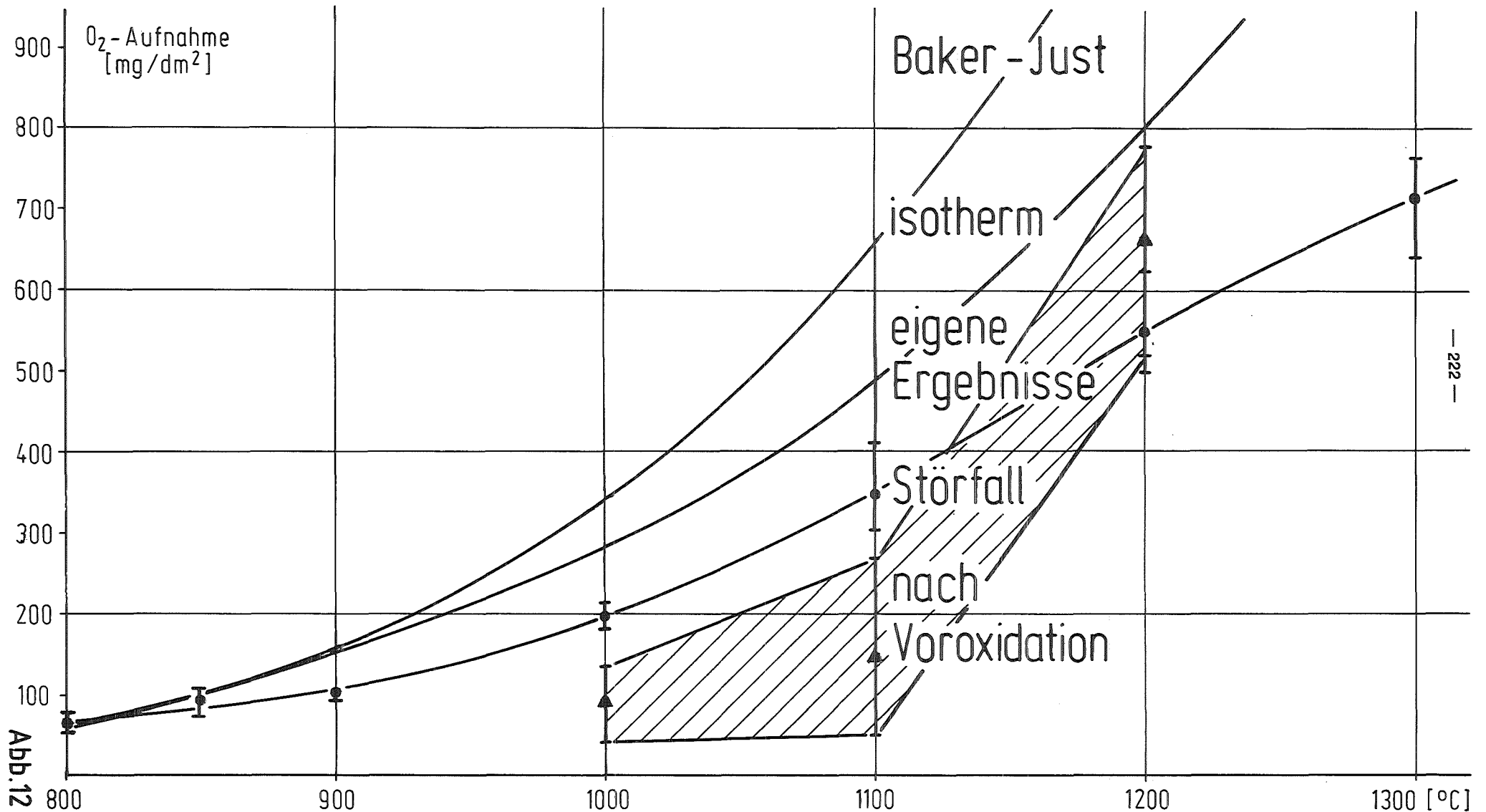


Abb.11

ZIRCALOY 4 / DAMPF - HOCHTEMPERATUR - OXIDATION

Sauerstoffaufnahme nach isothermer und störfalltypischer Reaktionsführung.
Haltetemperaturen 800°-1300°C, Gesamt-Reaktionszeit 3 min (1 m/s, 1 bar)



Zircaloy-4/Wasserdampf-Oxidation unter LOCA-Bedingungen

- Oxidationskinetik unter isothermen Bedingungen bis etwa 900°C nach kubischen, oberhalb 900°C nach parabolischen Zeitgesetzen.
- Bildung hafter Schichtfolge $ZrO_2/\alpha-Zr(O)$ und Lösung von Sauerstoff in Zr
- Oxidationskinetik unter LOCA-spez. temperaturtransienten Bedingungen bleibt ohne Auswirkung auf den mechanischen Aufbau der schützenden Schichtfolge, daher Zeit-bei-Temperatur maßgebend für Massenzunahme.
- Aufgenommener Sauerstoff, Schichtstärken und Konzentrationsgradient für isotherme u. transiente Reaktionsabläufe berechenbar n. SIMTRAN
- Voroxidation der exponierten Oberflächen dämpft spontane Anfangsreaktion und schützt nur bei langfristig wirksamer Hysterese der monoklin-tetragonalen ZrO_2 -Umwandlung ($\leq 1100^\circ C$)
- Intakte Oxidschicht unterbindet Wasserstoffaufnahme weitgehend.
- In-pile Transiente vorbestr./voroxidierteter Proben ergibt Oxidschichten im Streubereich nicht-vorexponierter Proben.
Kein spezieller in-pile Effekt meßbar.

ROHRINNENDRUCK- KURZZEITSTANDPRUFUNG VON ZIRCALOY 4 ROHRKAPSELN BEI 1000°C ZEITSTANDKURVEN IN ARGON UND DAMPF

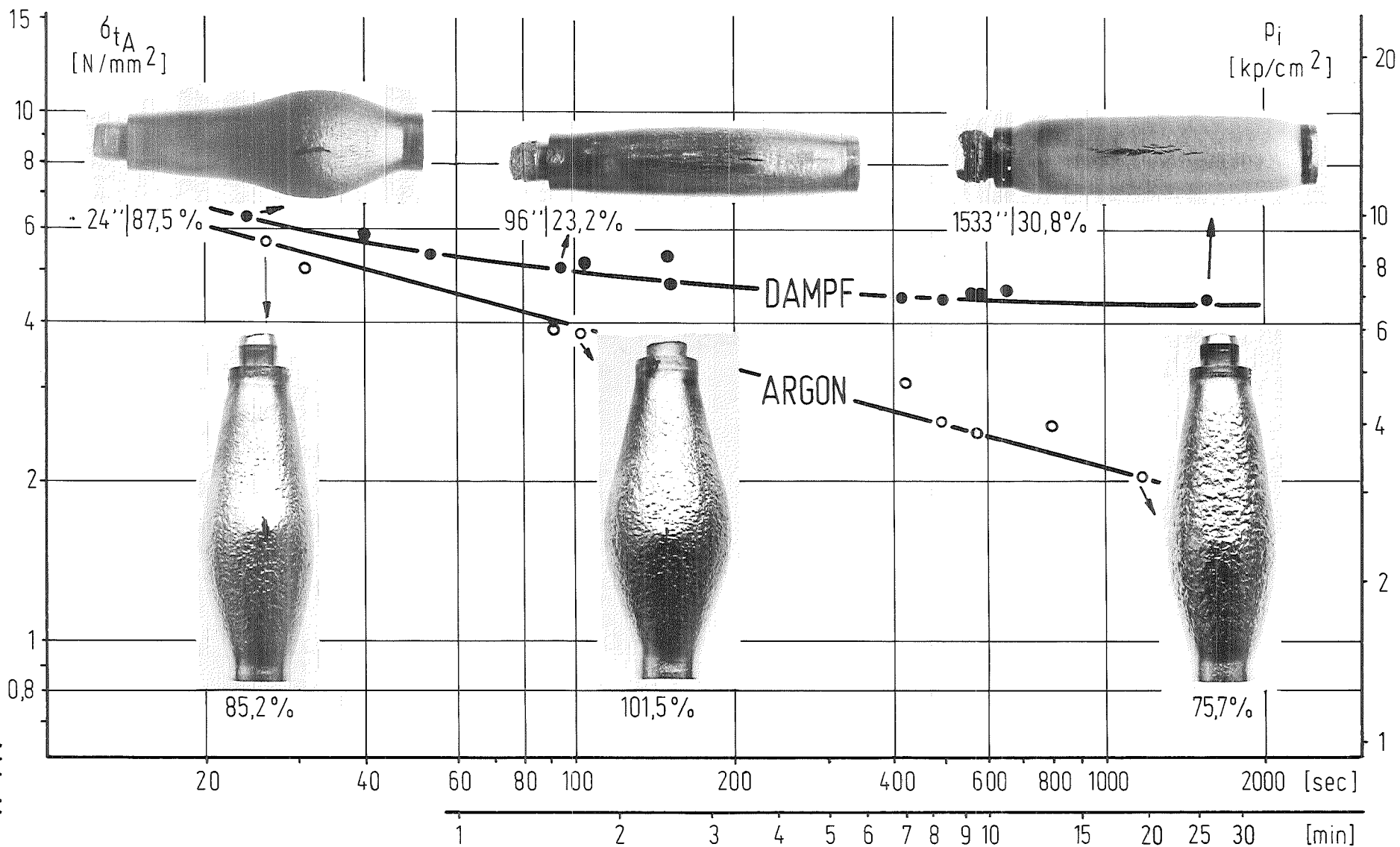


Abb. 14

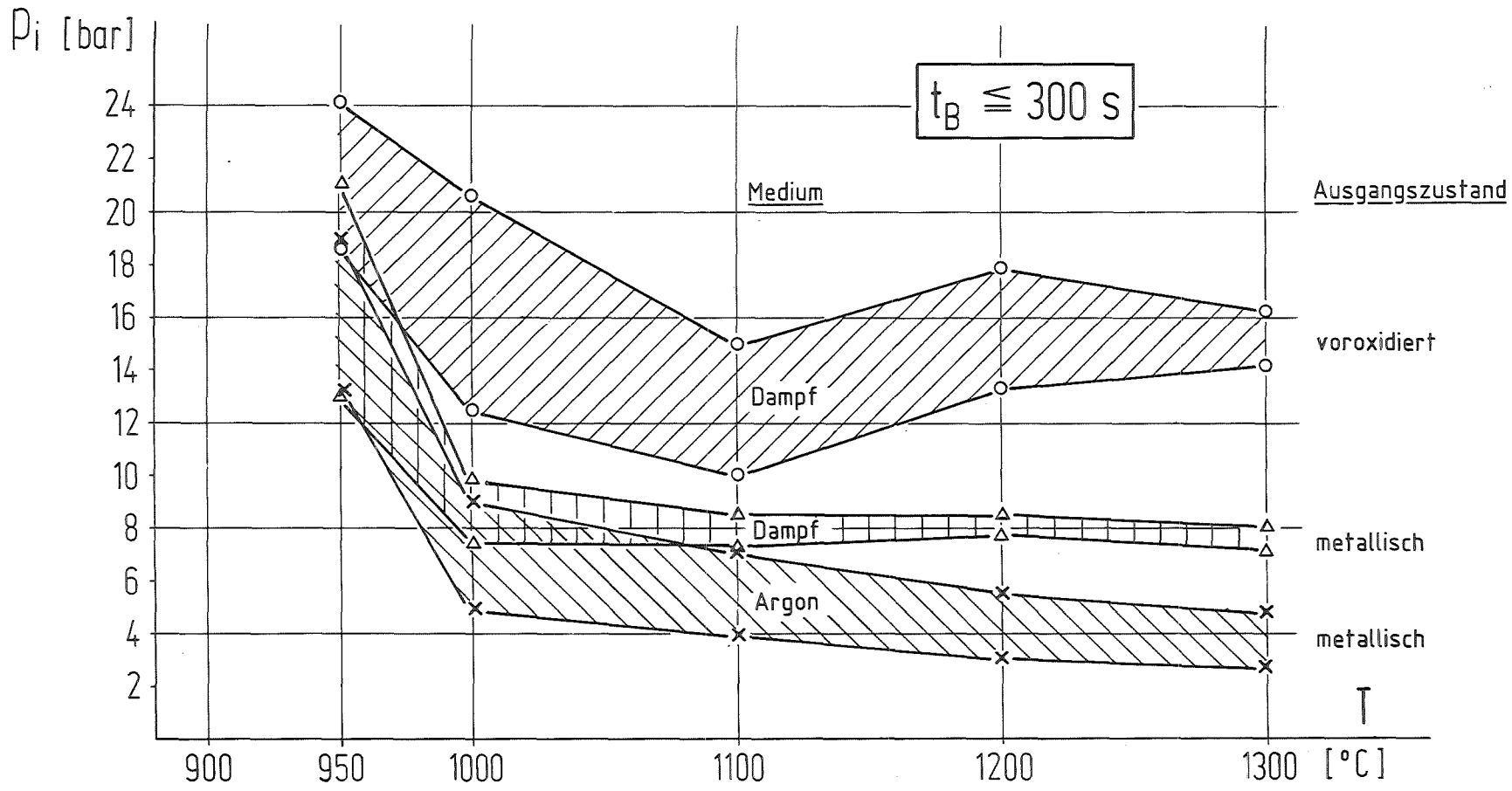
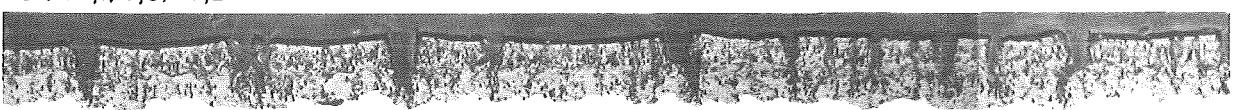
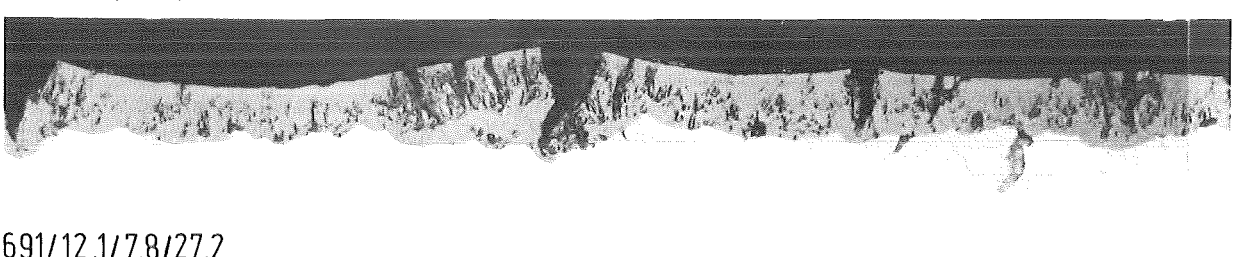
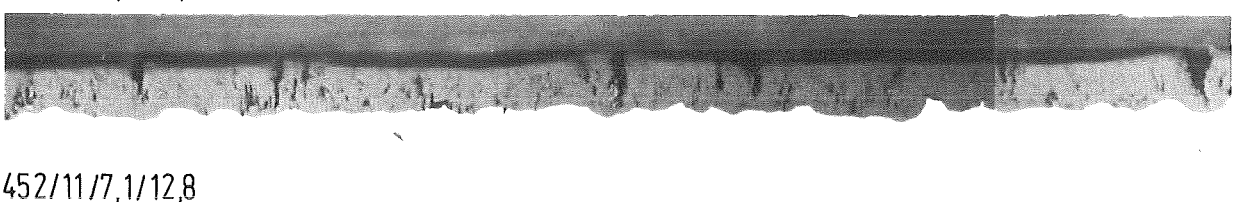
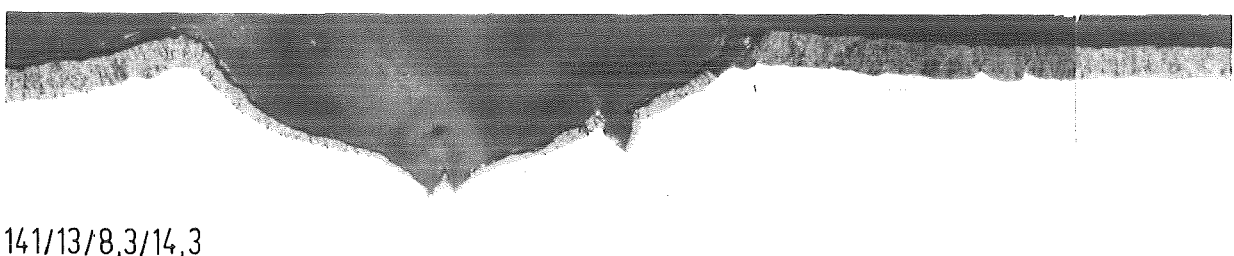
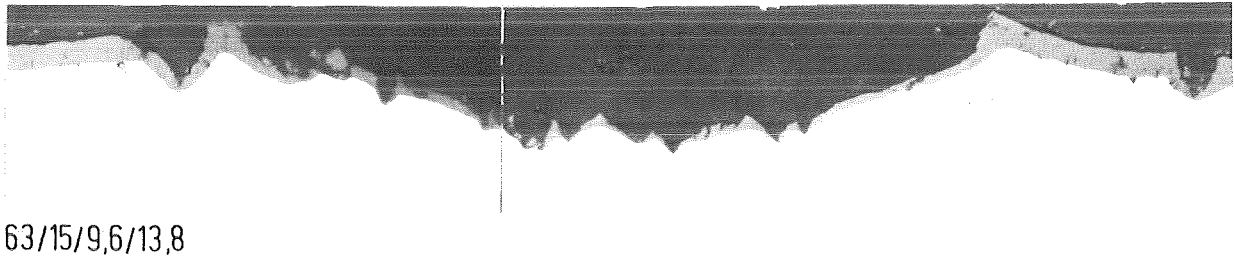
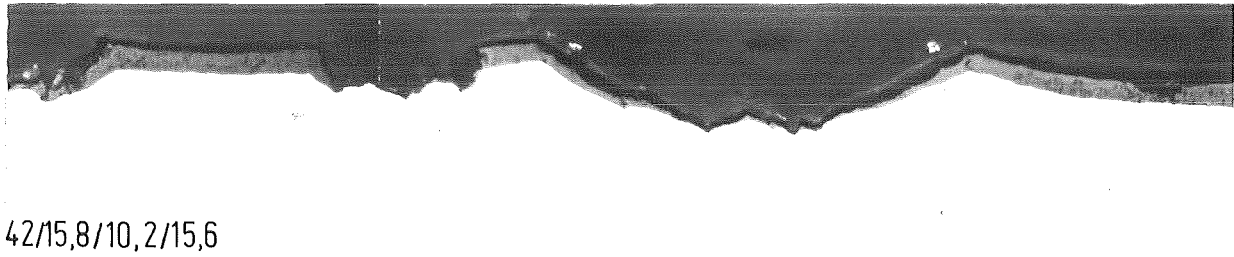
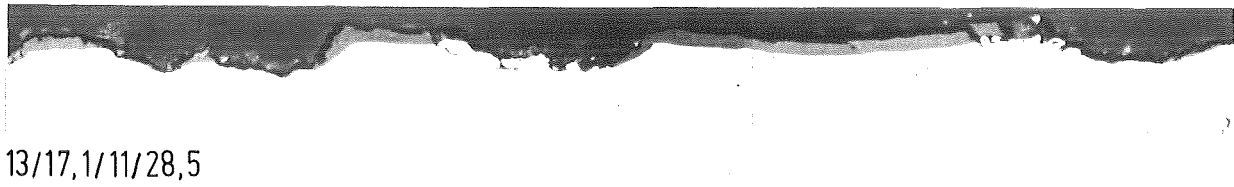



Abb. 15

Rohrinnendruck-Kurzzeitstandprüfung von Zircaloy 4 - Rohrkapseln in Argon und Dampf



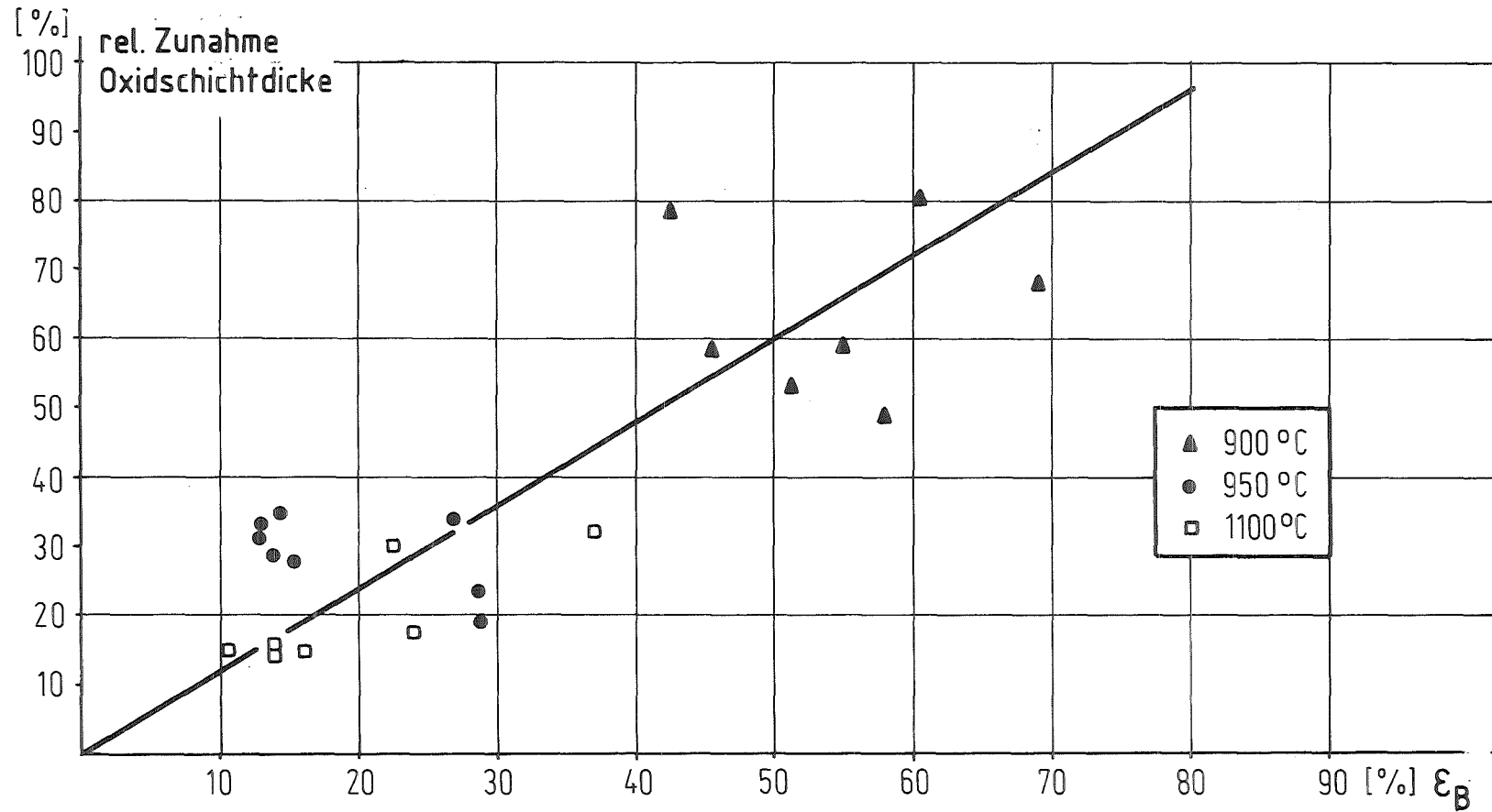
20µm 

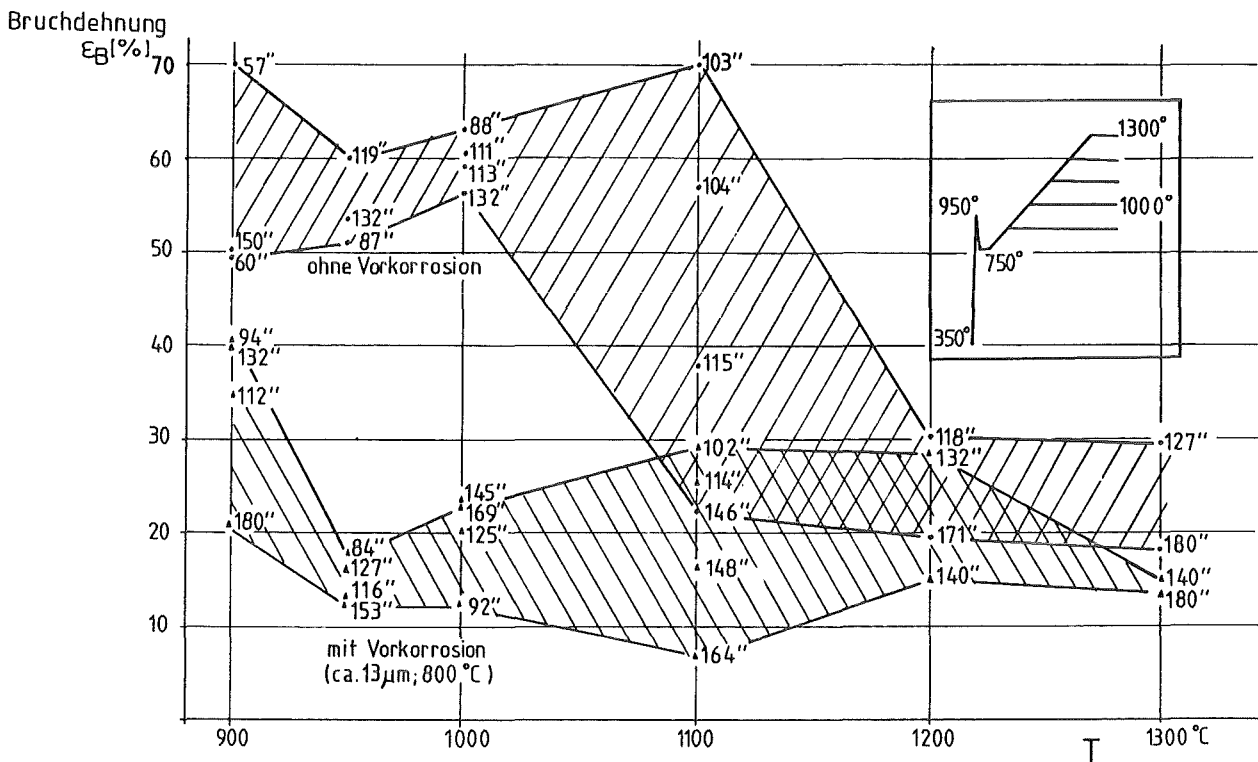
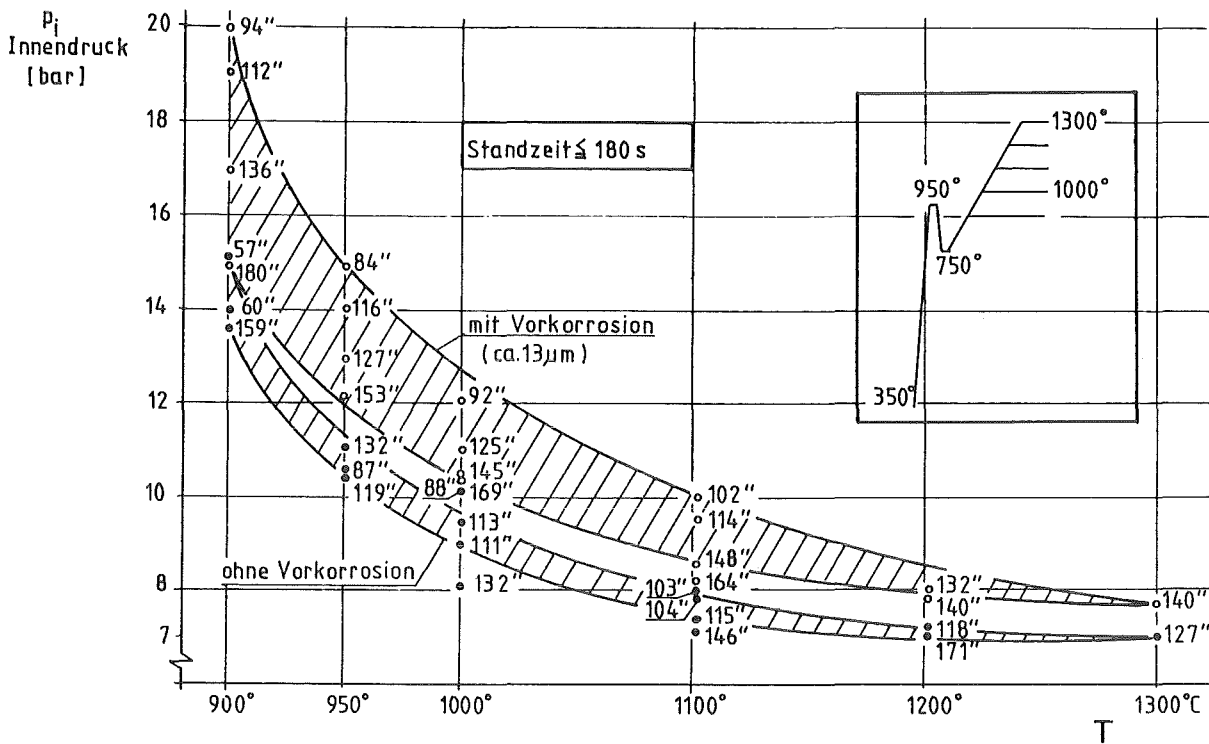
$t[s]/p_{iB} [bar]/\sigma_{tA} [N/mm^2]/\epsilon_B [\%]$



Rohrinnendruck-Zeitstandprüfung von Zircaloy 4 in Dampf. Querschliffe geborstener Kapseln (950°) Abb.16

Dehnungsbedingt – verstärkte Oxidation als Funktion der Bruchdehnung

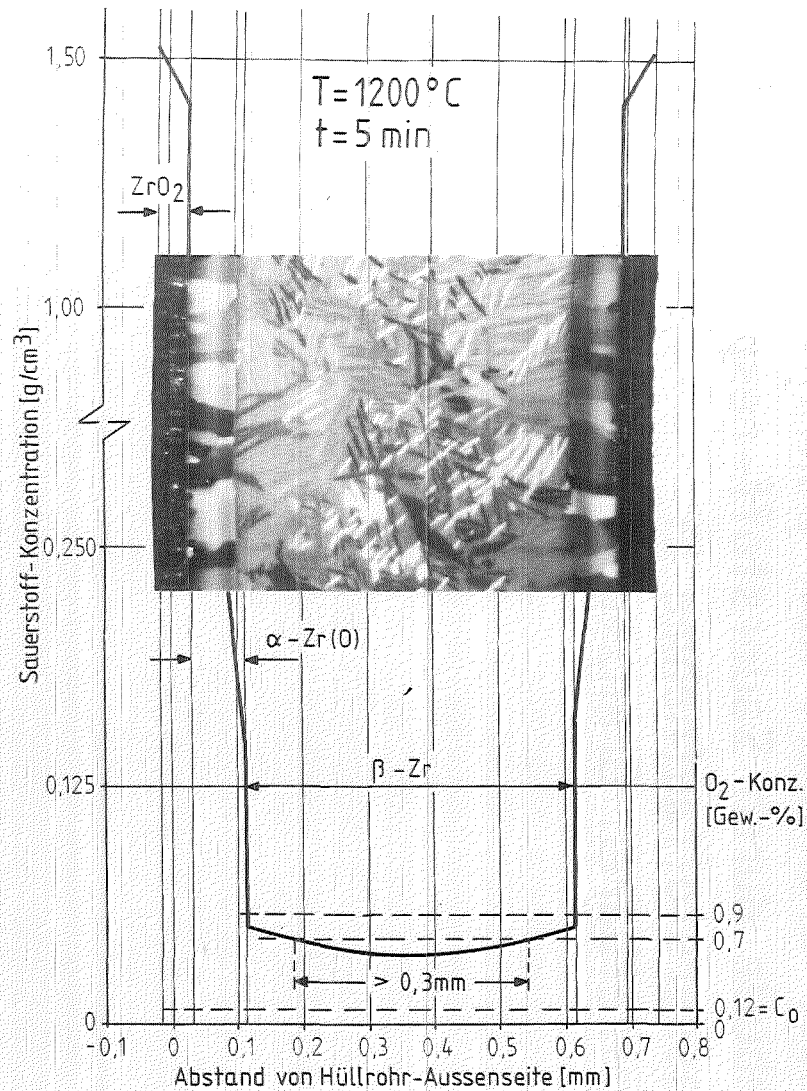




49  IMF II

Temperaturtransiente Kriech- und Berst-Experimente von Zircaloy 4-Rohrkapseln in Dampf
Störfalltypische, isobare Versuche mit und ohne Vorkorrosion bei max. Temperaturen $\cong 900$ °C

Abb. 18



A - Zur Zeit gültiges Versprödungskriterium:

Begrenzung der maximalen Hüllrohrtemperatur und der maximalen Oxidationstiefe

$$T_{\max} \leq 1200 \text{ °C}$$

$$s_{\text{Zr}} (+\text{O}_2 \text{ ges. rechn. } \rightarrow \text{ZrO}_2) \leq 17\% s_{\text{Wand}}$$

B - Vorschlag des ANL:

Festlegung einer minimalen duktilen Restwanddicke

- im Hinblick auf Thermoschockbelastungen beim Fluten:

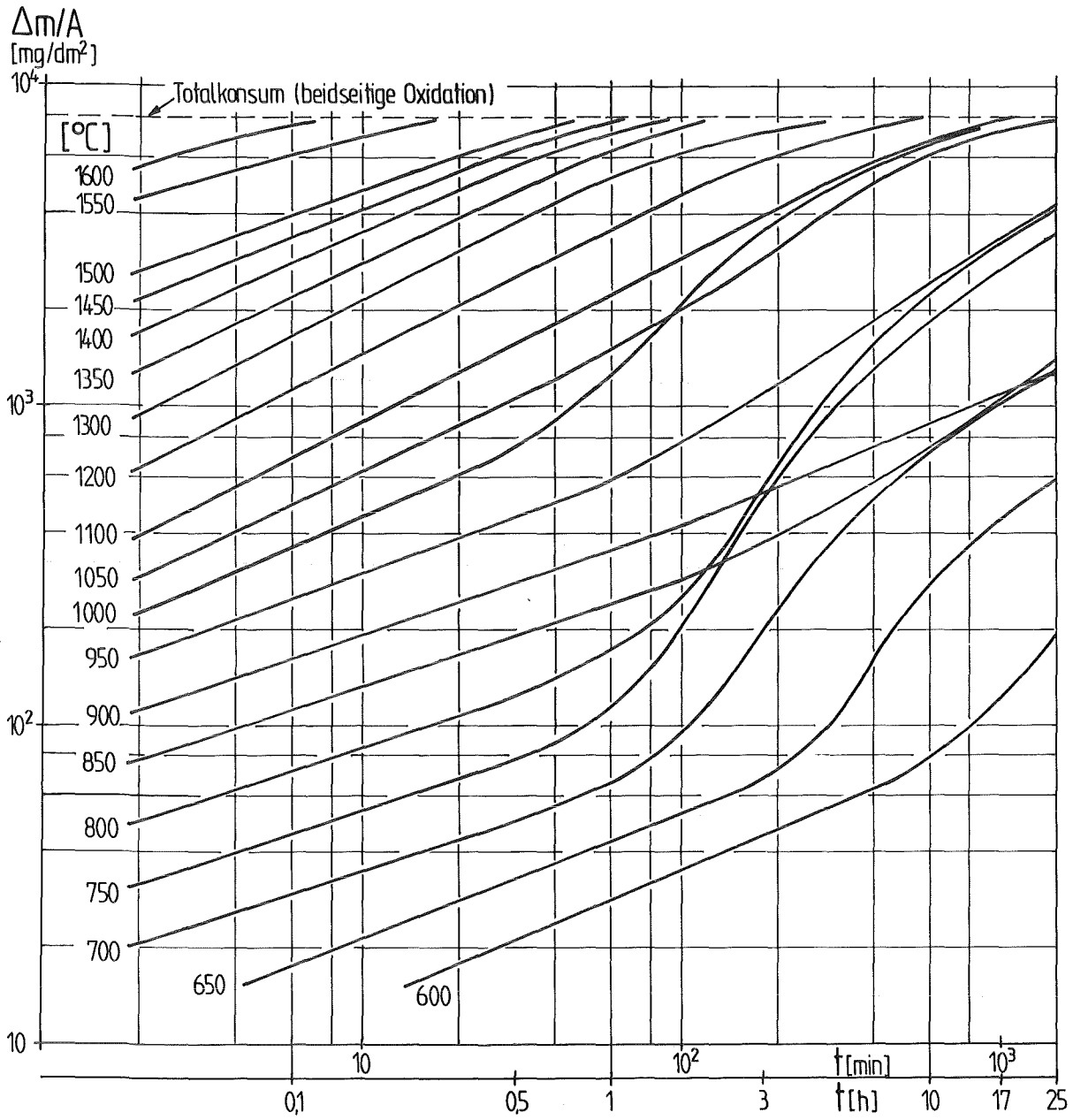
$$s_{0,9 \text{ Gew.}\% \text{O}_2} > 0,1 \text{ mm}$$

- im Hinblick auf Handhabung, Transport und Zwischenlagerung oxidierter Brennelemente:

$$s_{0,7 \text{ Gew.}\% \text{O}_2} > 0,3 \text{ mm}$$

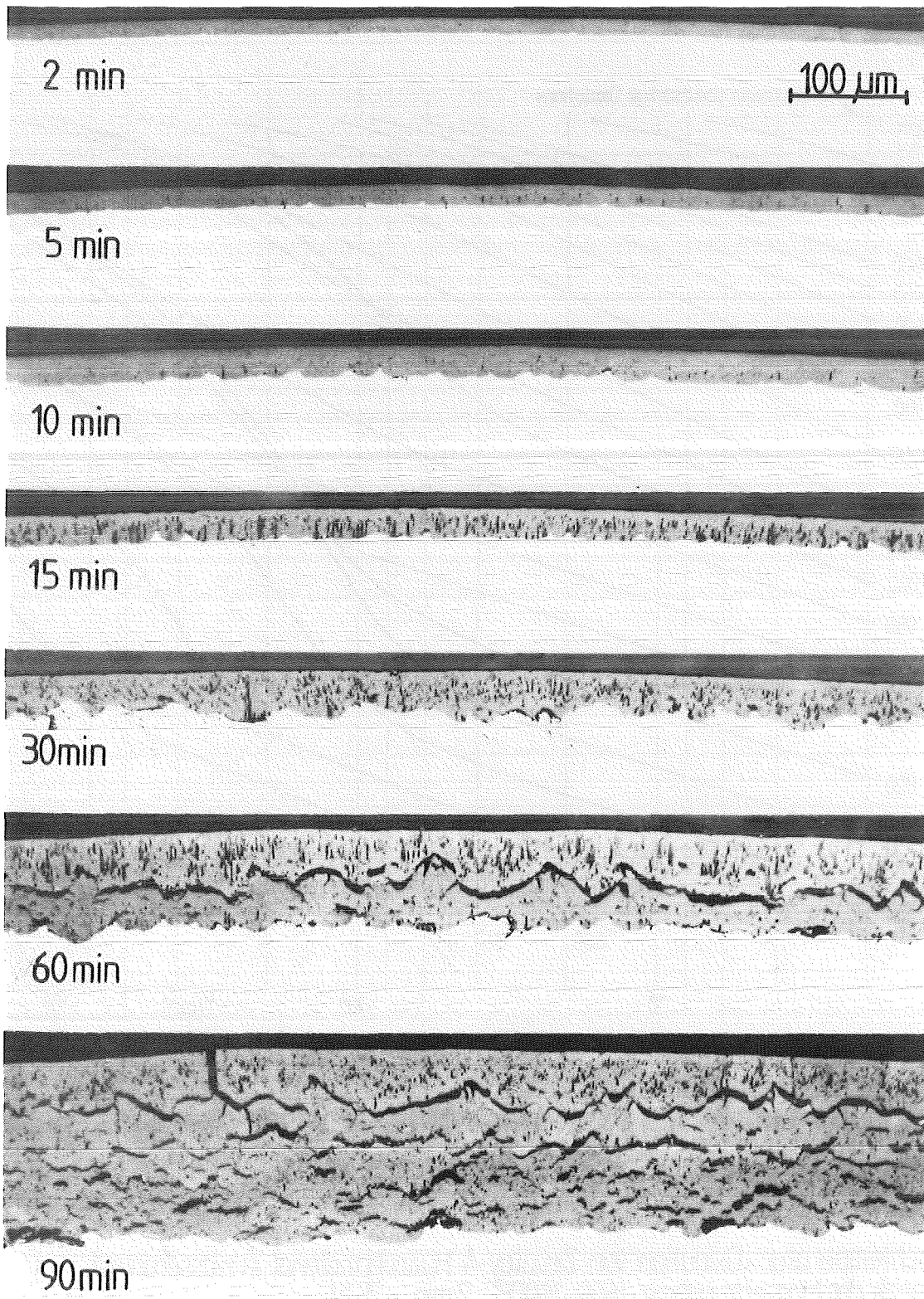
Wesentliche Ergebnisse (LOCA)

- Baker-Just Beziehung beschreibt die Zry-Oxidationskinetik (1000-1500°C) konservativ.
- Wandkonsum verbleibt nach Vorkorrosion und LOCA-Transiente (10 min, max.1200°C) innerhalb des 17 % Kriterien-Grenzwerts
- Dieser Grenzwert hält Duktilitäts-Einbuße durch Sauerstoff- resp. Wasserstoffaufnahme in vertretbaren Grenzen.

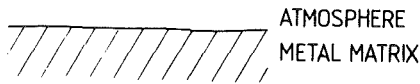


Hochtemperatur-Oxidation von Zircaloy-4 Hüllrohrmaterial in Wasserdampf
Kinetik der Massenzunahme (600-1600°C, 2 min - 25 h)

Abb.21

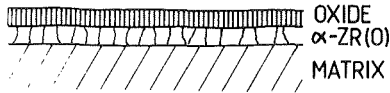


Zircaloy 4 / Dampf-Oxidation (2-90 min, 1000 °C)
Folge d. Breakaway-Merkmale des Oxids



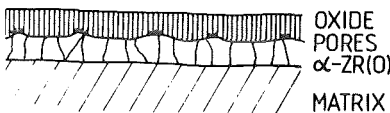
1. Oxide layer formation

- O^{2-} ion transport (topotactic growth)
- high defect concentration (substoichiometry)
- compressive growth stress



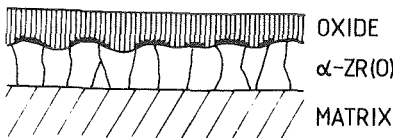
2. Growth of tetragonal oxide

- coarsening of columnar grains
- recombination of point defects
- relaxation of compressive stress



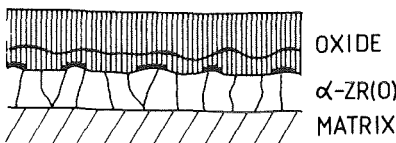
3. Transformation towards monoclinic oxide

- inhomogeneous start of martensitic transformation
- interdependence with defect- and stress-distribution
- local vacancy agglomeration, pore formation near growth front



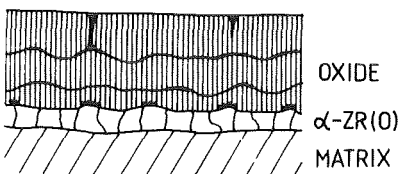
4. Locally retarded oxide growth

- barrier effect of monoclinic domains and pores
- embrittlement of oxide by oxygen saturation tendency
- formation of scalloped growth front



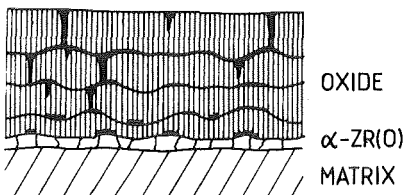
5. Formation of lateral cracks

- stress relief by crack nucleation at porous positions
- interaction to first lateral crack system
- resumed growth of new tetragonal oxide sublayer



6. Formation of vertical cracks

- interaction with existing lateral cracks
- accelerated oxygen uptake by molecular transport
- formation of stoichiometric (white) oxide, spalling

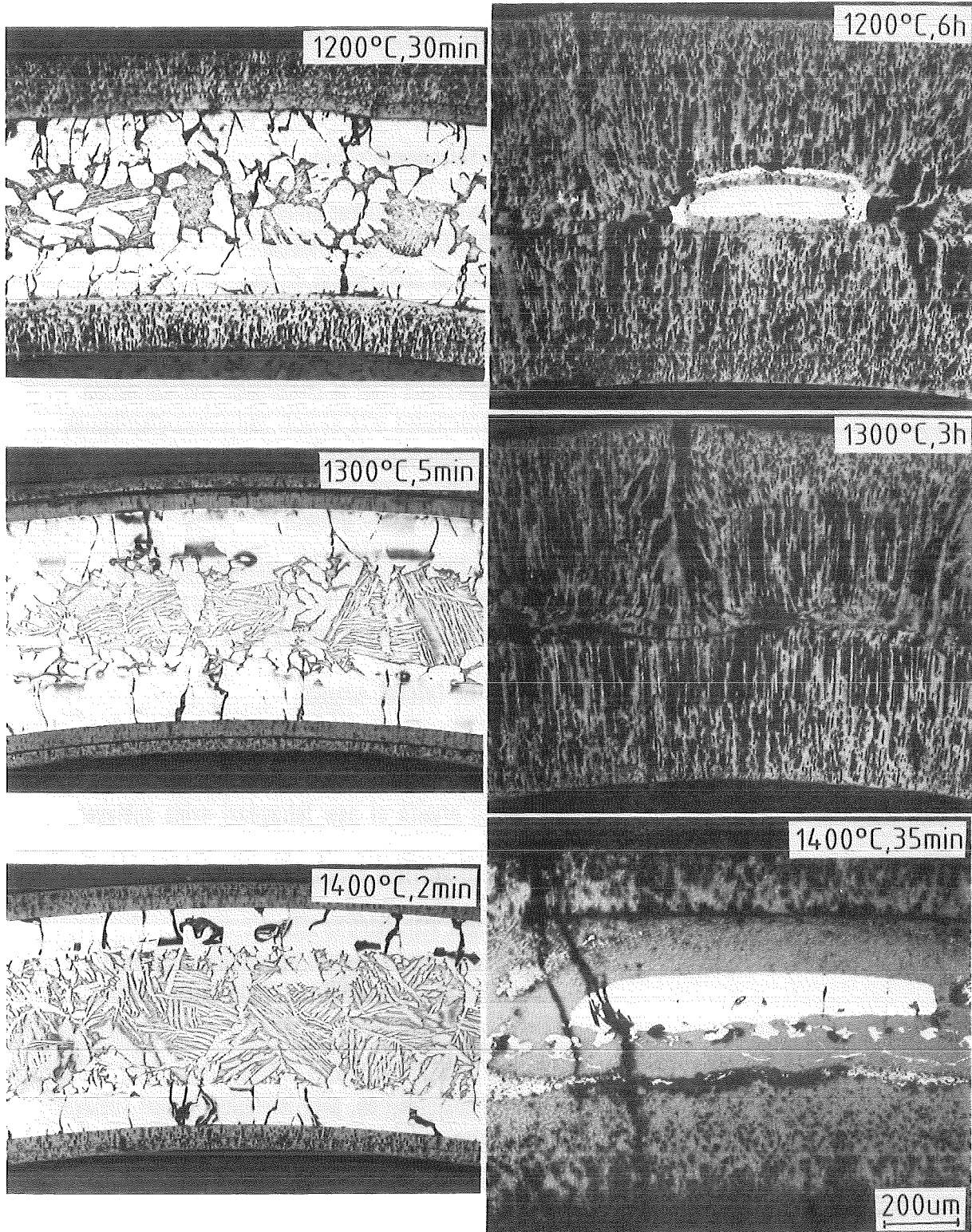


7. Periodic repetition of mechanisms

- phase transformation, pore formation in next sublayer
- mechanical failure by additional lateral crack systems
- quasilinear or faster post-breakaway kinetics



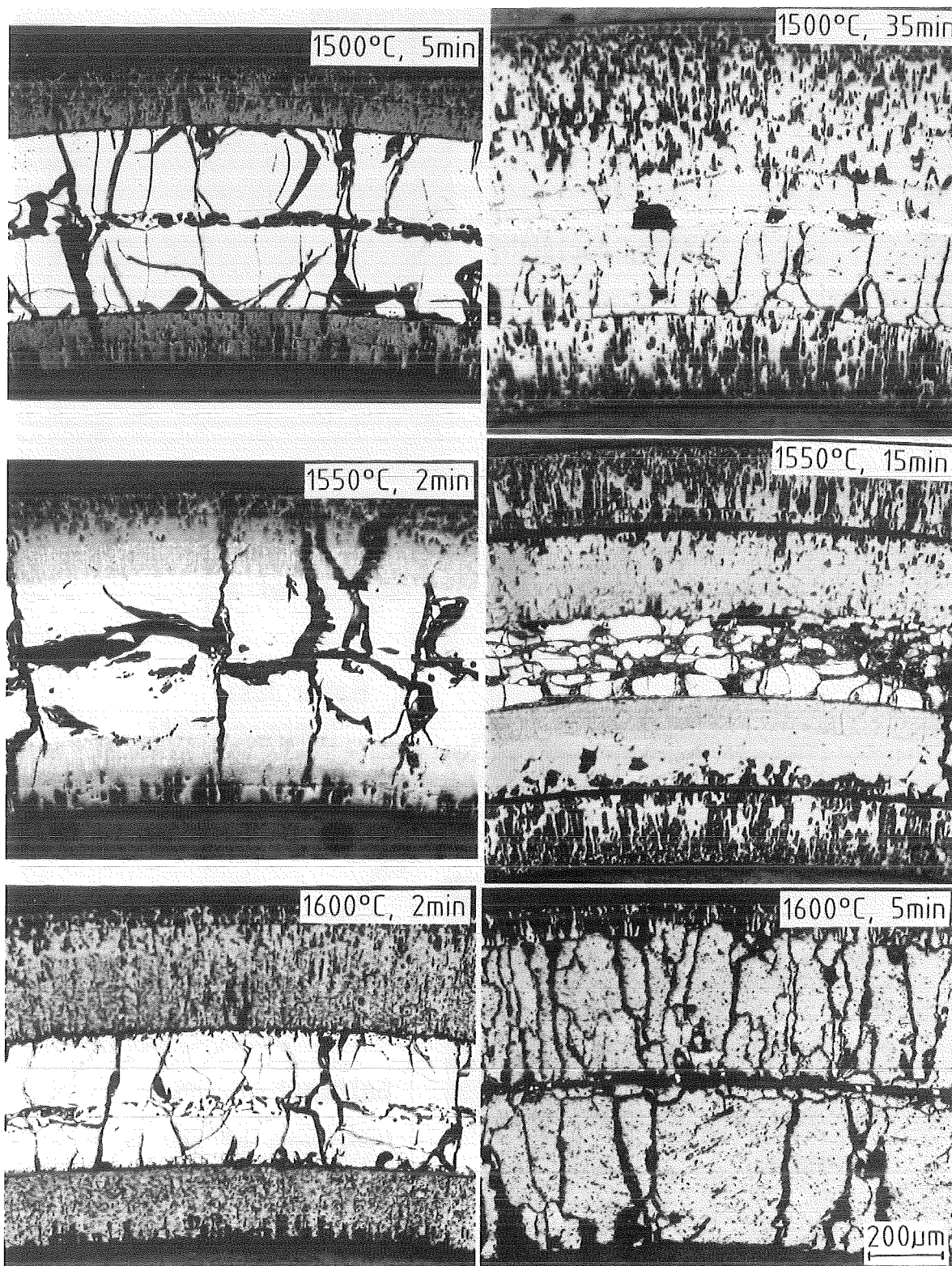
Tentative sequence of causal mechanisms for breakaway effect during Zircaloy 4 high-temperature oxidation in steam



kfk_{IMF/II}

Zircaloy-4 Cladding Tube Microstructures after double-sided Steam Oxidation at 1200, 1300, and 1400°C

Abb.24



KIK_{IMF/II}

Zircaloy-4 Cladding Tube Microstructures after double-sided Steam Oxidation at 1500, 1550, and 1600°C

Abb.25

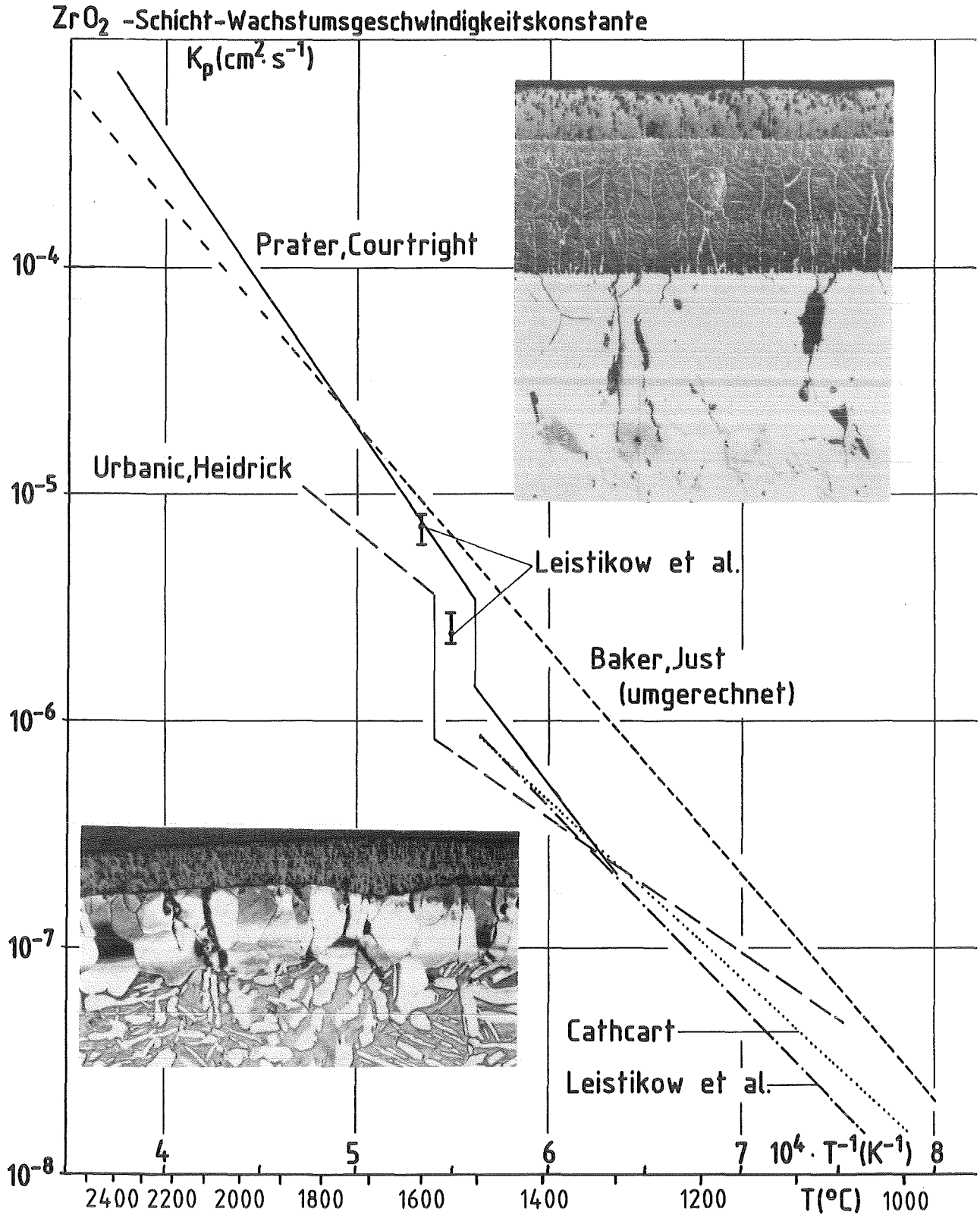


Abb.26

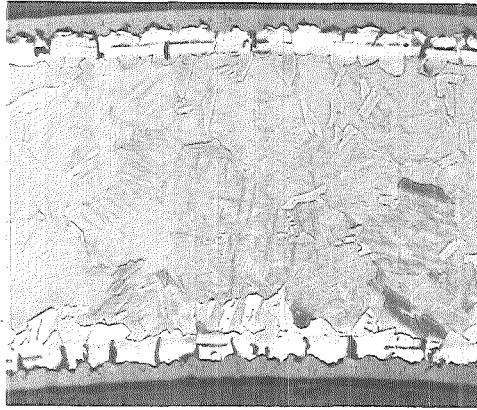
Temperaturabhängigkeit des parabolischen ZrO₂-Schicht-Wachstums auf Zircaloy-4 in Dampf

Temp. Phasen [°C]	Zr _y	ZrO ₂	Oxidationskinetik	Temp.+ bereiche Zeitgesetze [°C]
RT				
	α-Zr (hexagonal)	monoklin	logarithmisch	
			kubisch-linear	300
820	α-β-Zr (hex) (kub)		kubisch-parabolisch	850
970			parabolisch-linear	950
1000	β-Zr (kubisch)	monoklin+tetragonal		1050
1200		tetragonal	parabolisch	1200
1525				1525
1710	F _p	tetragonal + kubisch	(beschleunigt) parabolisch	
2285				kubisch
2710		F _p		2710

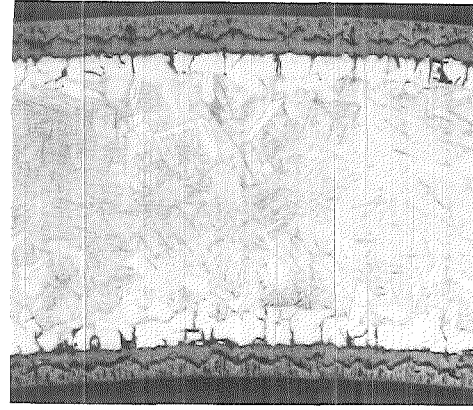
Schmelzbereiche: 1710°C (β-Zr_y) - 1978°C (α-Zr₀-gesättigt)
2710°C (ZrO₂)

Abb.27

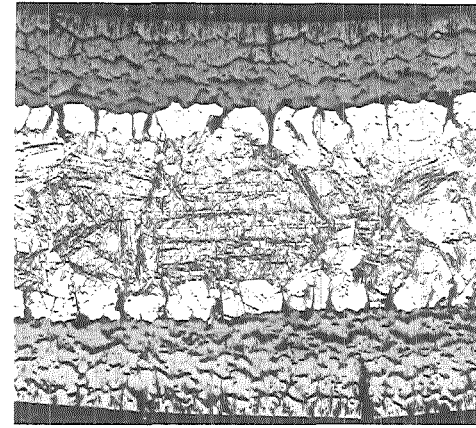
1000°C



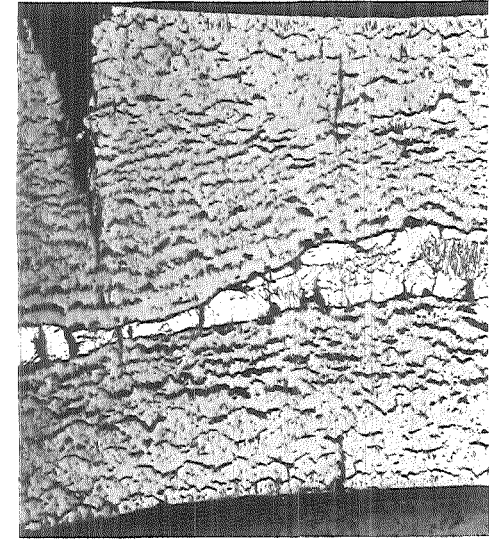
30 min



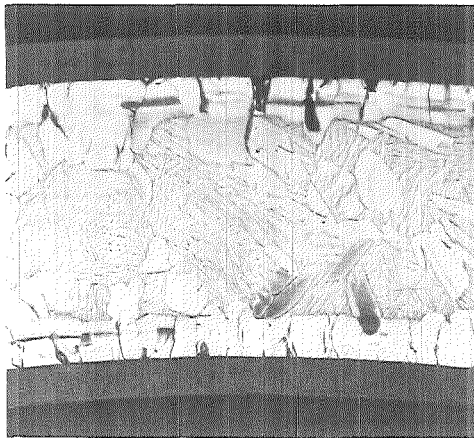
60 min



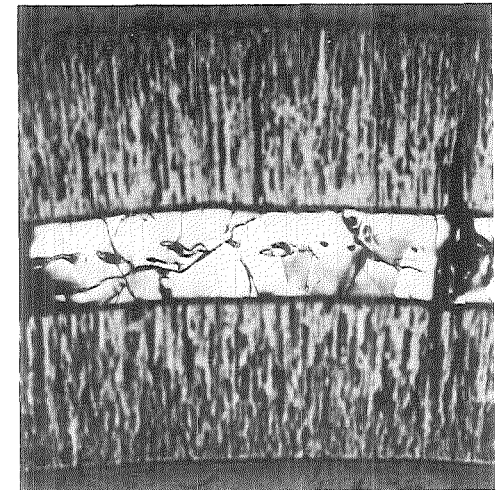
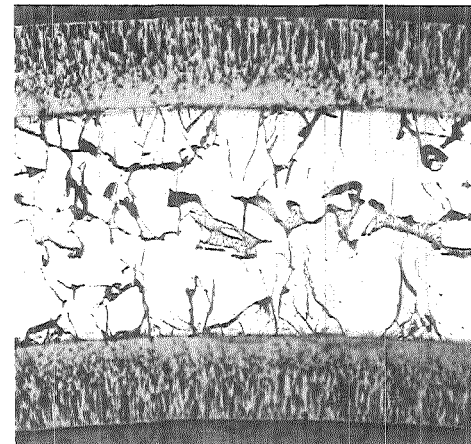
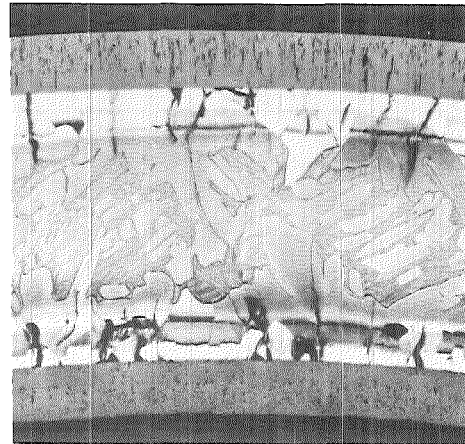
180 min



360 min



1100°C



100 μm

KfK

Abb. 28

Isothermal Zircaloy -4 / Steam Oxidation with Respect to the Typical Breakaway (1000°C) and Non-Breakaway (1100°C) Oxide Morphology

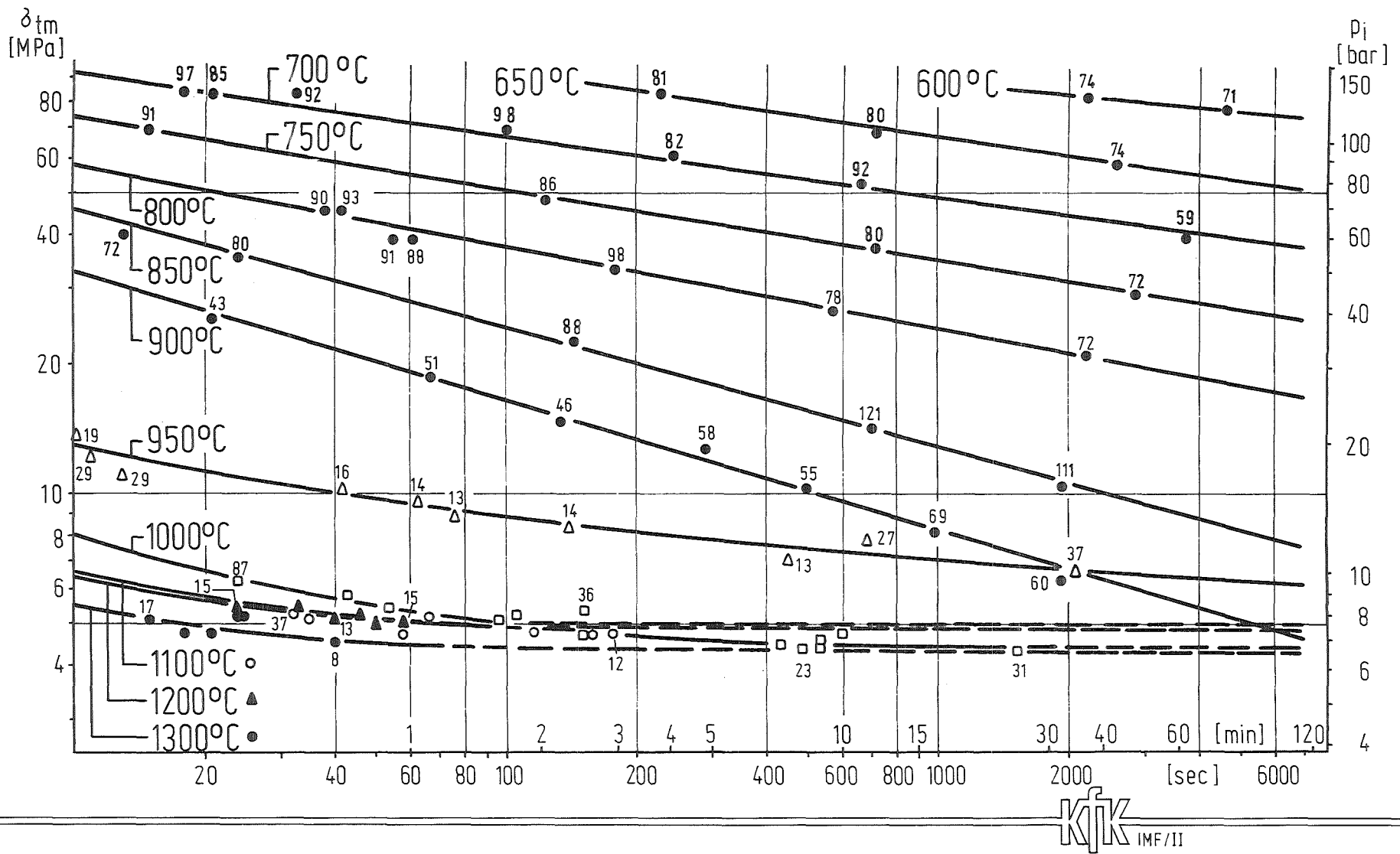
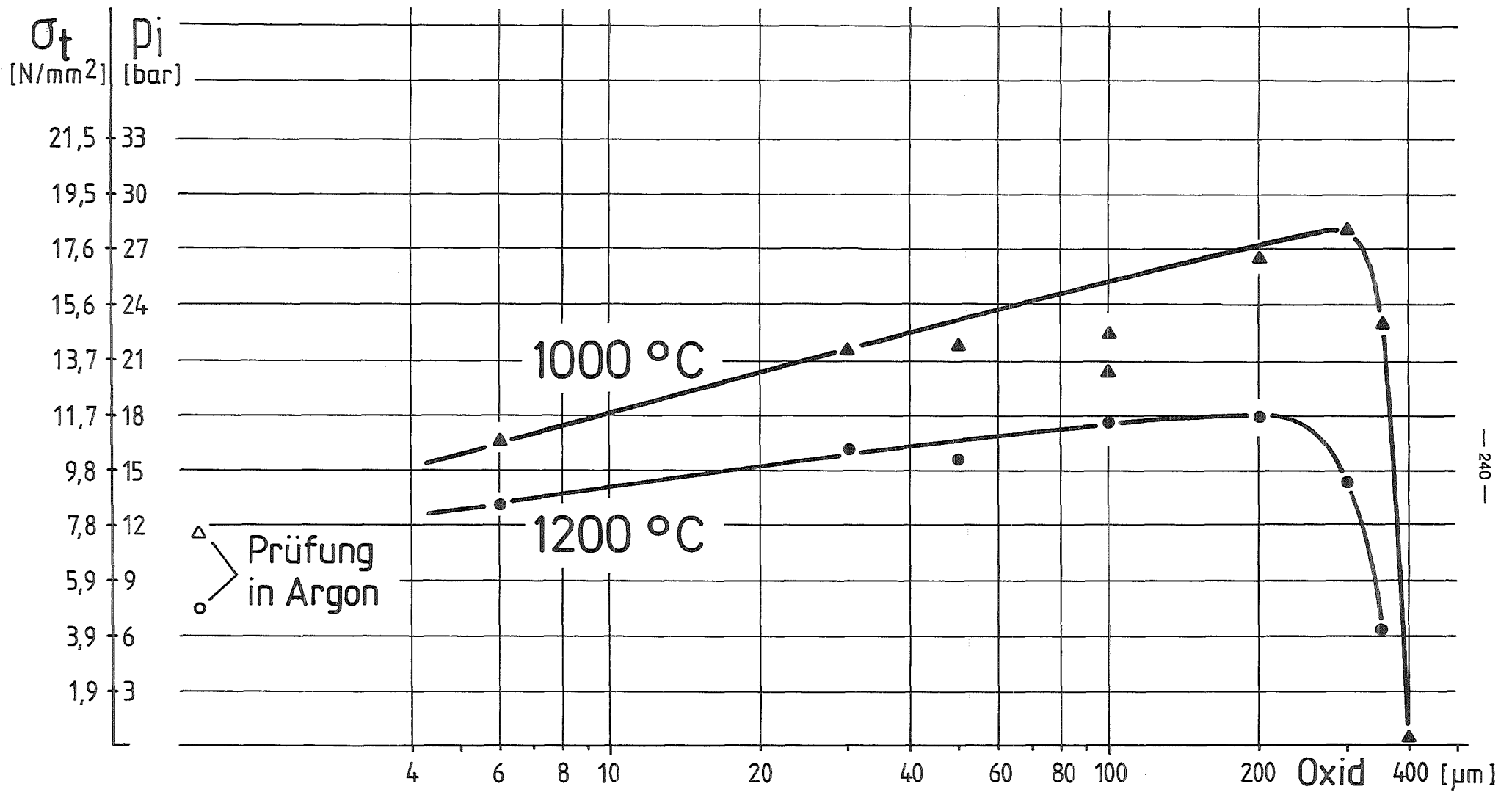


Abb.29

Rohrinnendruck-Kurzzeitstandprüfung von Zircaloy 4-Rohrkapseln in Dampf (mit Angabe der Dehnung in%)



WESENTLICHE ERGEBNISSE :

Schwere Kernschäden

A) Bei Überschuß an Dampf

Für isotherme Versuche bei Temperaturen $>1000^{\circ}\text{C}$ muß die Reaktionswärme in den Aufheizvorgang einbezogen werden, um ein "Überschießen" der Temperaturen zu verhindern.

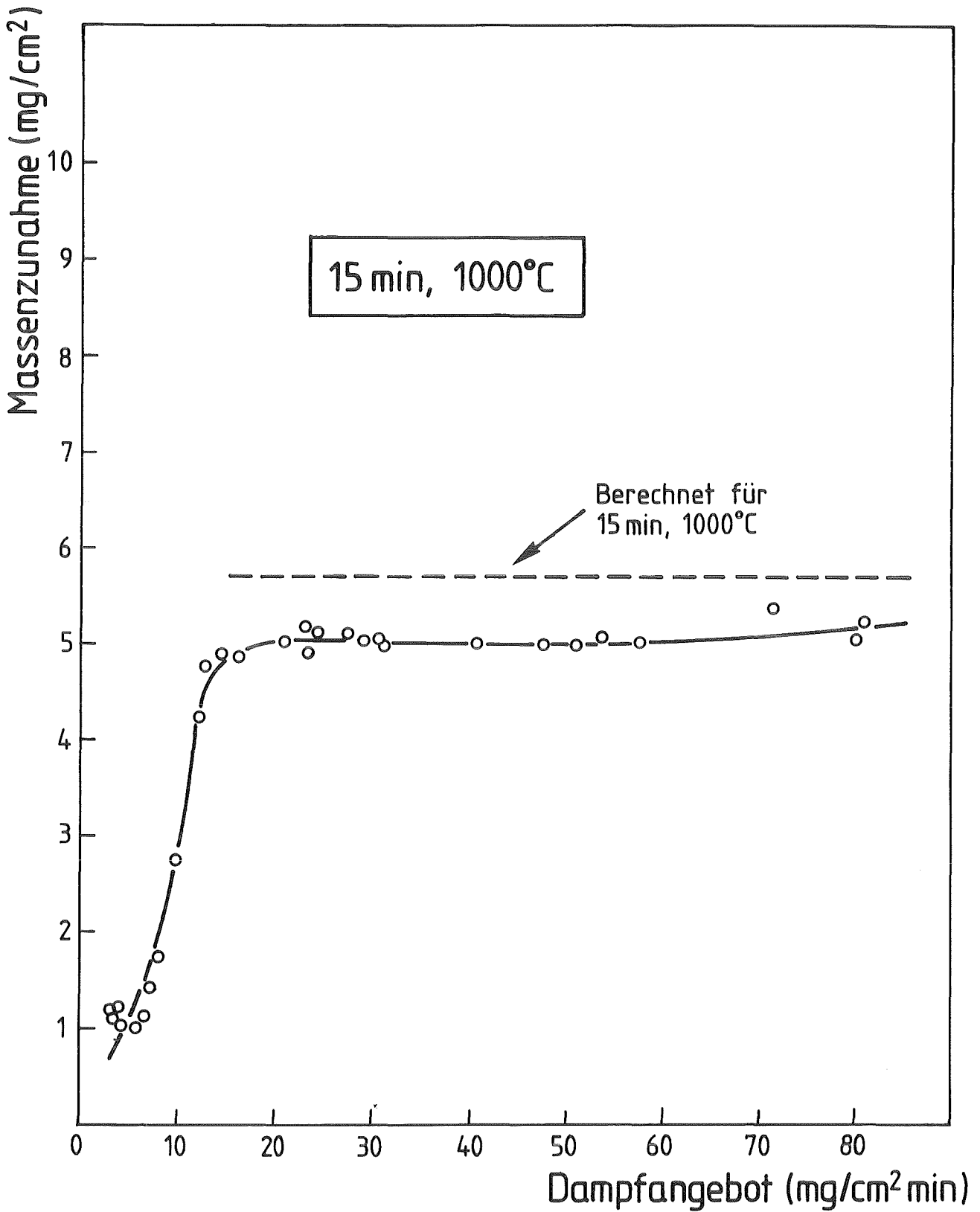
Ein parabolisches Zeitgesetz beschreibt die durch Oxidumwandlung beschleunigte Oxidationskinetik bei $T > 1500^{\circ}\text{C}$ bis zum vollständigen Probenumsatz.

Bei $T \leq 1050^{\circ}\text{C}$ tritt der die Sauerstoffaufnahme stark beschleunigende Breakaway-Effekt auf, in dessen wiederholter Abfolge die Oxidation durch ein lineares Zeitgesetz beschrieben werden kann. Der Effekt begünstigt die Wasserstoffaufnahme durch die defekte Oxidschicht.

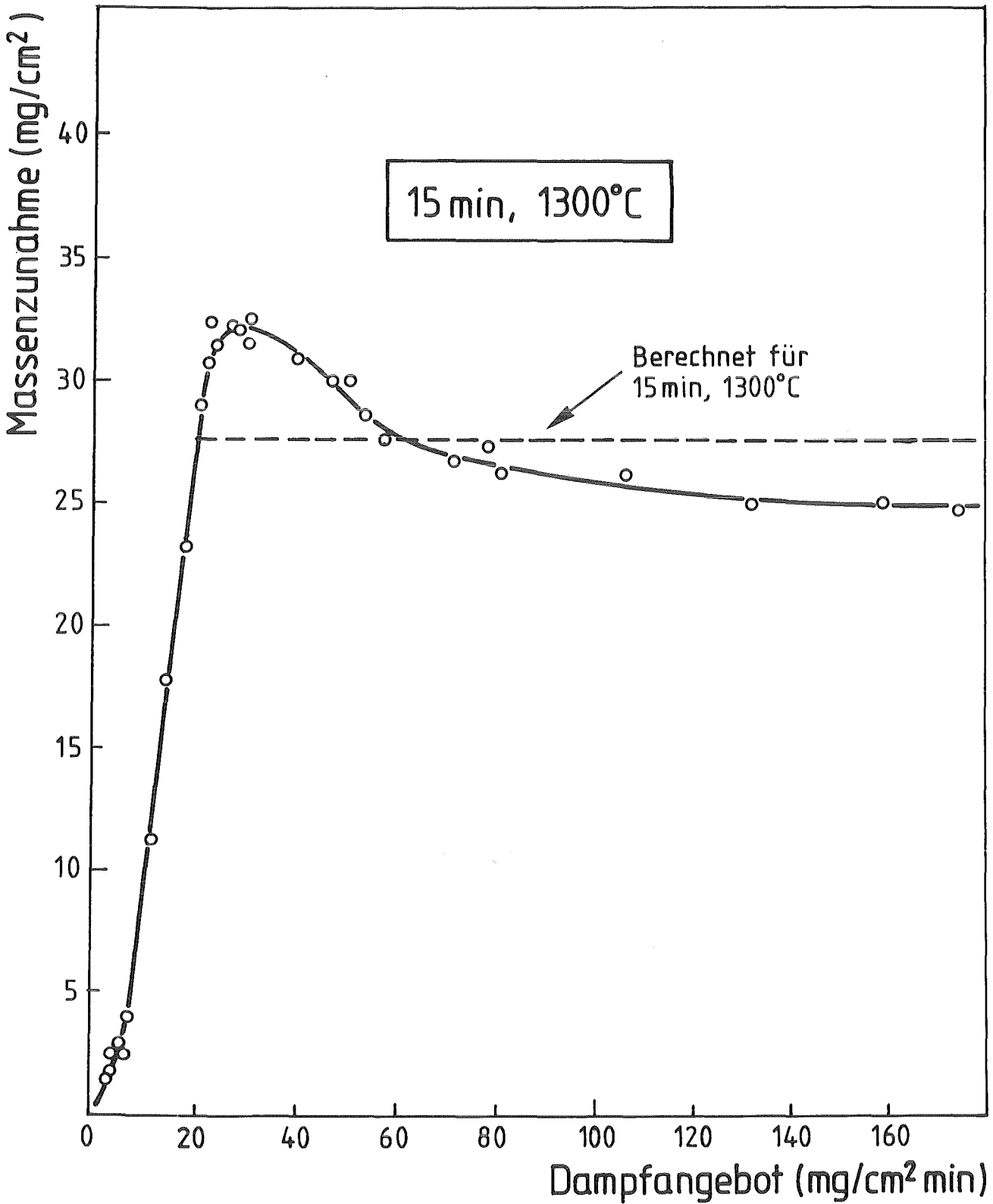
Der beidseitig einsetzende Totalkonsum der Rohrwandung wird durch einen Rückgang der Oxidationsgeschwindigkeit registriert.

Die Rohr-Dimensionsänderungen betragen für den Außendurchmesser 12%, für den Innendurchmesser 8%, und die Wand +50%.

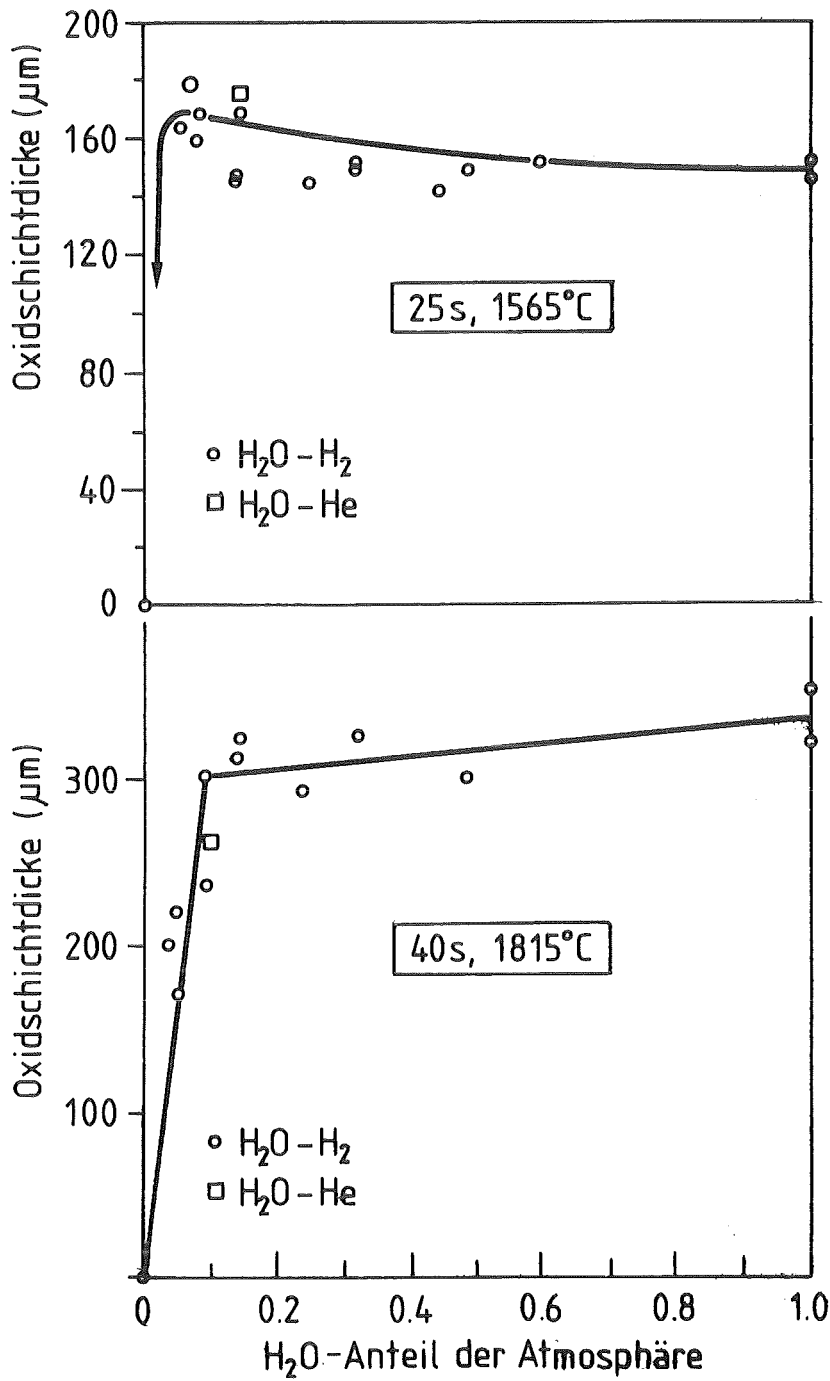
Die unter LOCA-Bedingungen in Dampf gemessene Erhöhung der Festigkeit und Abnahme der Duktilität bleibt bei 1000°C auch längerfristig erhalten. Eine breakaway-bedingte Zerrüttung der Oxidschicht führt zu vermindertem Festigkeitsgewinn und Duktilitätsverlust.



Isotherme Zircaloy-4/Wasserdampf-Oxidation unter vermindertem Dampfangebot



Isotherme Zircaloy-4/Wasserdampf-Oxidation unter vermindertem Dampfangebot



Isotherme Zircaloy-4/Wasserdampf-Oxidation
unter Dampfverarmung durch H₂-resp. He-Zusatz
(25s/1565°C und 40s/1815°C)

Referenz: J.T. Prater, E.L. Courtright; PNL-5558

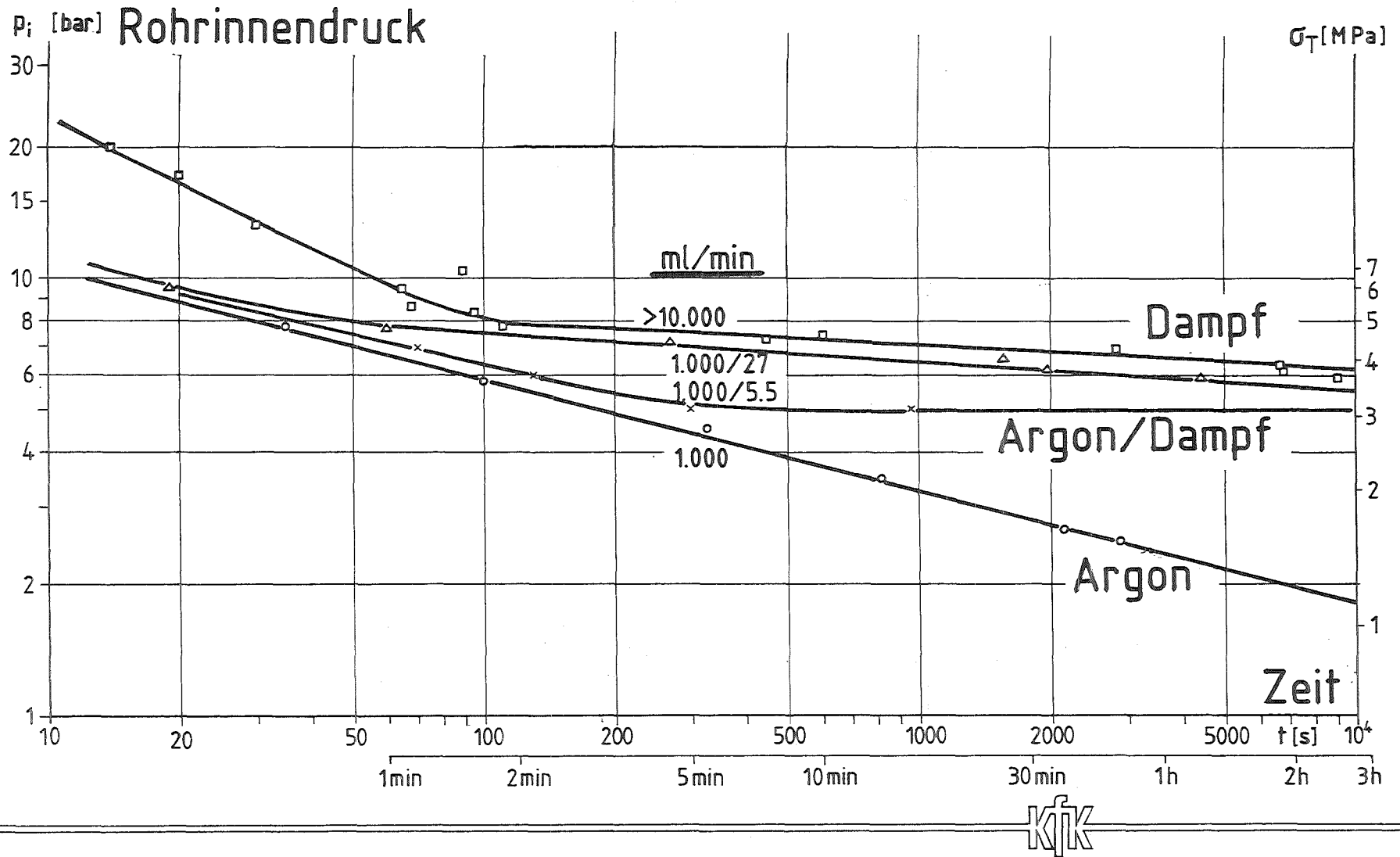


Abb. 35 Rohrberstversuche bei 1000°C in Argon, Dampf und Argon-Dampf-Gemischen

WESENTLICHE ERGEBNISSE :

Schwere Kernschäden

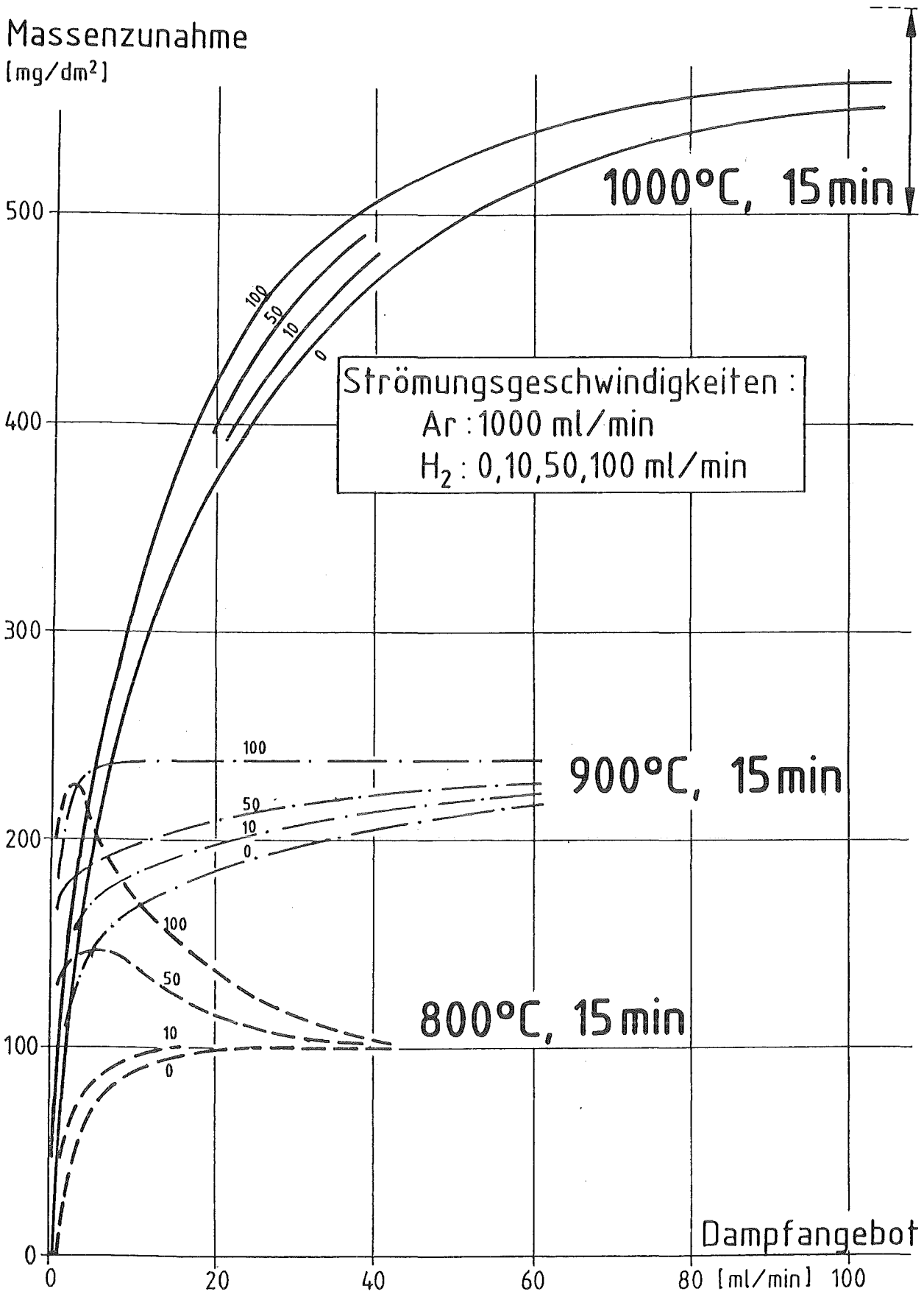
B) Bei Dampfverarmung

Eine Verminderung des Dampfangebotes (Partialdruck bzw. Strömungsgeschwindigkeit) bleibt bis zu einem sehr niedrigen Grenzwert eines noch ausreichenden Dampfangebots ohne nachweisbaren Einfluß.

Ein darüberhinausgehend vermindertes Dampfangebot reduziert den Oxidationsumsatz drastisch und verhindert die schnelle Bildung einer gleichmäßigen Oxidbedeckung unter Verschiebung des Gewichts auf Lösung von Sauerstoff.

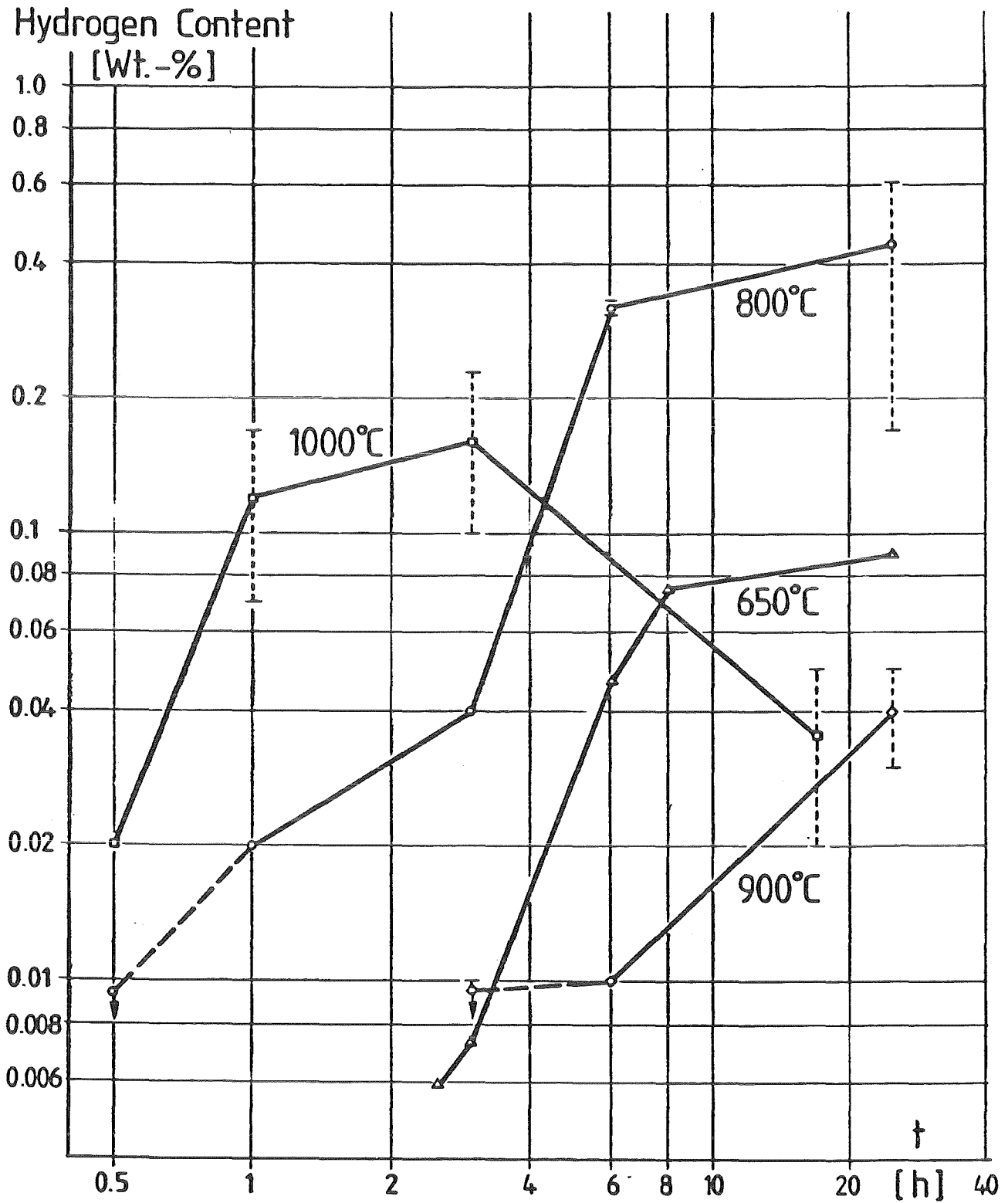
Es tritt hinsichtlich der Veränderung der mechanischen Eigenschaften eine Abschwächung der unter LOCA-Bedingungen gemessenen Effekte in Richtung auf das Verhalten in reinem Argon ein.

Massenzunahme
[mg/dm²]

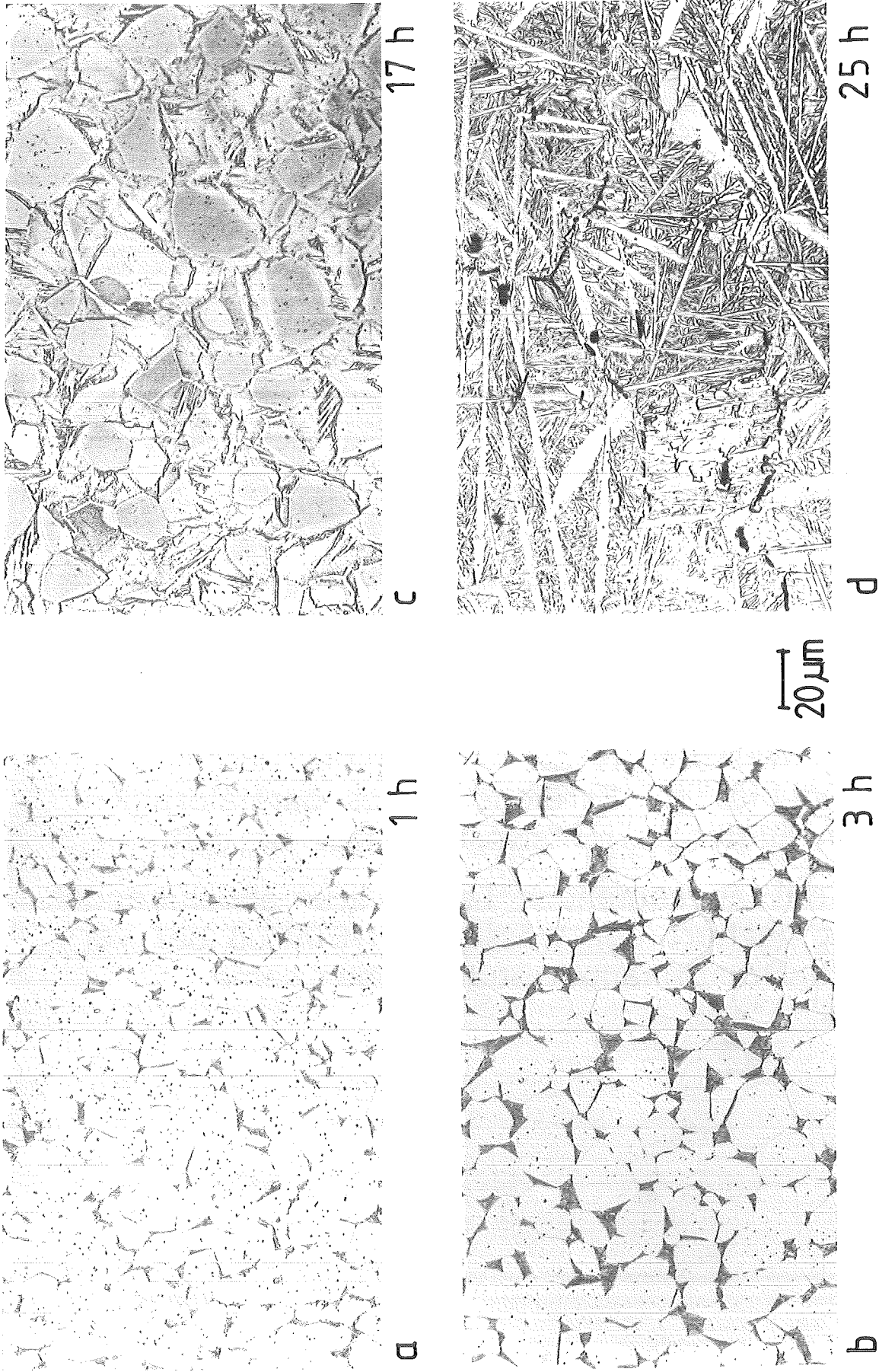


Strömungsgeschwindigkeiten :
Ar : 1000 ml/min
H₂ : 0, 10, 50, 100 ml/min

Einfluß des Parameters Wasserstoff unter
Dampfangelbedingungen (800-1000°C)



High-Temperature Steam Oxidation of Zircaloy-4 Cladding.
Hydrogen Uptake in Relation to the Breakaway Effect



Wasserdampf-Oxidation von Zircaloy-4 bei 850°C
Einfluß der Oxidationszeit auf das Gefüge

Abb.39

WESENTLICHE ERGEBNISSE :

Schwere Kernschäden

C) Bei Wasserstoff-Anreicherung

Das Reaktionsprodukt Wasserstoff verdünnt einerseits den Dampf und kann andererseits als zusätzlicher Reaktionspartner einwirken.

Im Bereich des o.g. Grenzwerts der Dampfverarmung kann Wasserstoff die Oxidschicht durchdringen und bis zum Erreichen eines partialdruckabhängigen Gleichgewichtswerts gelöst werden.

Aufgrund mit zunehmender Temperatur abnehmender Löslichkeit verliert der Wasserstoff-Einfluß bei vergleichbaren Dampf-mangel-Bedingungen seine Bedeutung.

PROJEKT NUKLEARE SICHERHEIT

ABSCHLUSSKOLLOQUIUM 1986

UNTERSUCHUNGEN ZU SCHWEREN KERNSCHÄDEN, INSBESONDERE
DIE CHEMISCHEN WECHSELWIRKUNGEN ZWISCHEN BRENNSTOFF
UND HÜLLMATERIAL

P. HOFMANN, S. HAGEN

KERNFORSCHUNGSZENTRUM KARLSRUHE
PROJEKT NUKLEARE SICHERHEIT

Untersuchungen zu schweren Kernschäden, insbesondere
die chemischen Wechselwirkungen zwischen Brennstoff
und Hüllmaterial

P. Hofmann¹⁾, S. Hagen²⁾

1) Institut für Material- und Festkörperforschung

2) Hauptabteilung Ingenieurtechnik

Summary

In a severe fuel damage (SFD) accident, the fuel and cladding may reach temperatures up to the melting point of UO_2 . However, the temperature transient can be stopped before an uncontrolled core melt down occurs. With increasing fuel and cladding temperatures, fuel rod damage will occur in the core in a variety of forms. Since Zircaloy is thermodynamically unstable with respect to steam and UO_2 fuel, chemical interactions will take place which becomes significant at temperatures above 1200°C . To predict fuel rod behavior in SFD accidents, a quantitative description of the various interactions as a function of temperature and time is needed. For this reason, out-of-pile single effects tests with short fuel rod segments and integral experiments with electrically heated fuel rod simulators have been performed to analyse and characterize fuel rod damage.

The chemical interactions between UO_2 fuel and Zircaloy cladding under isothermal and transient temperature conditions up to 2350°C are described. The UO_2 /Zircaloy single effects tests below the melting point of Zircaloy (about 1760°C) have been performed with short LWR fuel rod segments in the high pressure/high temperature equipment MONA in inert gas and under oxidizing conditions. The extent of the chemical reaction depend decisively on the contact pressure between UO_2 and Zircaloy. If solid contact exists, Zircaloy reduces the UO_2 to form $\alpha\text{-Zr(O)}$ and uranium metal; ZrO_2 does not form. The uranium reacts with Zircaloy low in oxygen to form a (U,Zr) alloy which is liquid above about 1150°C and lies between two $\alpha\text{-Zr(O)}$ layers. The isothermal UO_2 /Zircaloy reaction obeys a parabolic rate law. The oxygen uptake by Zircaloy

due to chemical interaction with UO_2 occurs nearly as quickly as that from the reaction with steam or oxygen.

The reaction kinetics of molten Zircaloy cladding with solid UO_2 fuel have been investigated with UO_2 crucibles containing molten Zircaloy in the high-temperature melt facility LAVA. The dissolution rate is found to have an Arrhenius dependence on temperature. The amount of UO_2 dissolved in the molten Zircaloy was determined by comparison of the microstructure of the solidified (Zr,U,O) melts with the microstructure of reference specimens of known chemical composition.

The integral single rod and bundle experiments with electrically heated fuel rod simulators, including absorber rod material (Ag, In, Cd alloy) and guide tubes, have been performed up to now in the NIELS facility. The objective of these experiments was to study the competing effects of the external and internal cladding oxidation under realistic boundary conditions and the influence of the uncontrolled temperature escalation on the maximum cladding temperature due to the exothermic steam/Zircaloy reaction. The maximum measured cladding temperature during the temperature escalation was about 2200°C . It was limited either by the run-off of molten metallic Zircaloy or the formation of a protective layer at lower temperatures, depending on the heatup rate.

The failure behavior of the absorber rod and the extent of bundle damage depends on the temperature and the guide tube material. The Zircaloy guide tube fails at about 1200°C due to chemical interactions with the grid spacer. The stainless steel guide tube fails close to its melting point at about 1350°C . The low-melting-temperature absorber material (mp $\approx 800^\circ\text{C}$) interacts with the Zircaloy and the UO_2 fuel. The molten materials and liquid reaction products can form coherent lumps which may result in a complete blockage of the bundle cross section.

Experiments with 7 x 7 bundles of 2 m overall length and 2 m heated length under various internal fuel rod and external (system) pressures and the possibility for quenching of the bundle after the transient are being performed in the new CORA facility. In CORA 15 experiments are planned with various bundle configurations with and without absorber rods and different guide tube materials.

1. Einleitung

Im Rahmen dieses Beitrages soll ein Überblick über die Arbeiten zum Brennstabverhalten bei schweren Reaktorstörfällen gegeben werden, die in den letzten 14 Jahren im Rahmen des PNS im KfK durchgeführt wurden. Neben der Oxidation des Zry-Hüllmaterials durch Wasserdampf, sind die chemischen Wechselwirkungen zwischen dem UO_2 -Brennstoff und dem Zircaloy (Zry)-Hüllmaterial von großer Bedeutung.

Der Inhalt dieser Arbeit ist in Abb. 1 dargestellt. Nach einigen Bemerkungen zur Problematik und Zielsetzung der Experimente werden die Ergebnisse der Einzeleffekt-Laboruntersuchungen UO_2 /Zry-Wechselwirkungen und UO_2 -Auflösung durch geschmolzenes Zry und der Einzelstab- und Bündelexperimente, die bisher in der NIELS-Versuchsanlage durchgeführt wurden, beschrieben. Abschließend werden einige Informationen über die neue CORA-Versuchsanlage gegeben. Die Problematik und Zielsetzung dieser Experimente ist (Abb. 2 und 3):

- Bereits lange vor dem TMI-2-Störfall, der sich 1979 in Harrisburg ereignete, hat man sich in Deutschland, neben dem LARGE BREAK LOCA, auch mit den Folgen eines SMALL BREAK LOCA beschäftigt. Falls bei einem kleinen Leck im Kühlsystem der zeitweise Ausfall eines der angeforderten Sicherheitssystem unterstellt wird, wird die max. zulässige Temperatur des Auslegungsstörfalles von $1200\text{ }^{\circ}\text{C}$ überschritten. Man ist aber in der Lage, die Temperaturtransiente durch Flutung des Reaktorcores zu stoppen, bevor ein unkontrollierbarer Kernschmelzenunfall stattfindet. Dabei können die Brennstäbe jedoch Temperature erreichen, die zu erheblichen Brennstabschäden führen, bis hin zum Schmelzen des Zry-Hüllmaterials und teilweise sogar bis zum lokalen Schmelzen des UO_2 -Brennstoffs.
- Da das Zry-Hüllmaterial gegenüber dem UO_2 und Wasserdampf thermodynamisch nicht stabil ist, finden chemische Wechselwirkungen statt, die die Integrität der Brennstäbe entscheiden beeinflussen können..
- Zu beachten ist, daß Zr in Form des Hüllmaterial sowie U und Sauerstoff in Form des Brennstoffes nicht die einzigen Elemente bzw. Komponenten in den Brennelementen und dem Reaktorcore sind. Die Elemente Fe, Cr und Ni in Form der Strukturmaterialien sowie Ag, In und Cd in

Form des Absorbermaterials sind ebenfalls vorhanden, die zusätzliche komplexe chemische Wechselwirkungen verursachen.

- Insbesondere, der niedrige Schmelzbeginn des (Ag, In, Cd)-Absorbermaterials, der bei ca. 800 °C liegt, kann den Schadensmechanismus der Brennstabbündel, die Bildung von Kühlkanalblockaden, die Spaltproduktfreisetzung sowie die Bildung von Aerosolen zusätzlich beeinflussen.

Die Zielsetzung der SFD-Experimente ist (Abb. 4), die wichtigsten Phänomene des Brennelementversagens im Vorfeld eines Kernschmelzenunfalls zu untersuchen und experimentelle Daten über den physikalischen und chemischen Zustand eines schwer beschädigten Reaktorcores, der Wasserstoffherzeugung, der Spaltproduktfreisetzung und der Aerosolbildung zu erhalten. Darüberhinaus sollen der Einfluß von Abstandhaltern, des Absorbermaterials sowie der Regelstabsführungsrohre auf das Brennelementverhalten und Phänomene bei der Flutung des überhitzten Reaktorcores untersucht werden. Die experimentellen Ergebnisse dienen der Verifikation von Rechenprogrammen zur Beschreibung des Brennelementverhaltens und des Corezustandes bei schweren Reaktorstörfällen.

Spätestens der TMI-2-Störfall hat gezeigt, wie wichtig es ist, das Brennstabverhalten auch bei sogenannten "hypothetischen" Störfällen zu kennen, um Aussagen über den Schadensumfang machen zu können. Insbesondere sind Aussagen bezüglich der maximal erreichten Temperaturen, des möglichen Reaktionsverlaufes und der Aufheizgeschwindigkeit, die anhand der Gefügestrukturen und der chemischen Zusammensetzung der Reaktionszonen von Brennelementfragmenten gemacht werden können, von großem Interesse. Die Materialuntersuchungen besitzen daher eine große Bedeutung bezüglich der Schadensanalyse.

Neuere TMI-2-Analysen zeigen, daß die Schäden im Reaktorcore größer, die Temperaturen höher und der Wasserstand im Core niedriger waren, als zunächst angenommen wurde. Die bisherigen Erkenntnisse machen aber auch deutlich, daß das Reaktordruckgefäß höheren Belastungen widerstand, als man ursprünglich geglaubt hatte.

Im oberen Teil des Reaktorcores befindet sich ein ca. 9 m³ großer Hohlraum (der etwa 30 % des Corevolumens entspricht), der durch das Zusammenbrechen der stark oxidierten und damit versprödeten Brennstäbe infolge Wasserein-

speisung entstand (quenchen nach 174 min, ca 28 m^3 Wasser). Unterhalb eines max. 1,7 m dicken Schüttbettes aus Brennstabfragmenten befindet sich eine harte Kruste. Der physikalische und chemische Zustand des darunterliegenden Reaktorcores ist noch nicht bekannt. Da im unteren Bereich des Reaktordruckbehälters ebenfalls erstarrtes Material aus dem Reaktorcore festgestellt wurde, wird deshalb angenommen, daß sich unterhalb der harten Kruste ein weiterer Hohlraum im Reaktorcore gebildet hat. Das TMI-2-Reaktorcore könnte daher dem in Abb. 5 gezeigten Zustand entsprechen.

Die bisherige Beschreibung des Materialverhaltens im TMI-2-Reaktorcore, und insbesondere die Abschätzung der maximal erreichten Temperaturen, waren nur aufgrund der in Karlsruhe durchgeführten Grundlagenexperimente möglich. Es ist in diesem Zusammenhang wichtig darauf hinzuweisen, daß der größte Teil der nachfolgend beschriebenen Experimente nicht als Folge des TMI-2-Störfalles, sondern bereits ca. 5 Jahre vorher begonnen wurden.

Zur besseren Einordnung der verschiedenen Experimente einige Bemerkungen zum systematischen Aufbau der out-of-pile Experimente, die in Karlsruhe durchgeführt wurden, sowie den in-pile-Experimenten, die hauptsächlich in den USA erfolgten (Abb. 6 und 7). Anzumerken ist, daß auf dem Gebiet des Brennstabverhaltens bei schweren Störfällen eine enge Kooperation mit vielen Ländern existiert, besonders aber mit den USA. Eine internationale Zusammenarbeit auf dem Gebiet der Reaktorsicherheit ist wichtig, da schwere Reaktorstörfälle z.T. nicht national zu begrenzen sind, wie Tschernobyl deutlich gezeigt hat.

Es wurden Einzeleffekt-Laboruntersuchungen mit kurzen Brennstababschnitten und Multi-Effect-Tests mit elektrisch beheizten Brennstabsimulatoren durchgeführt (Abb. 6). Die Laborexperimente erlauben die Untersuchung einer großen Anzahl von Versuchsparametern und liefern grundlegende Informationen zum Materialverhalten. Die Multi-Effect-Tests liefern darüberhinaus Informationen über das integrale Brennstabverhalten. Die Versuchsergebnisse dienen zur Verifikation von Brennstabverhaltenscodes. Gleiches gilt für die in-pile-Experimente, von denen aus Kostengründen nur wenige Experimente durchgeführt werden können (Abb. 7). Sie liefern zusätzliche, in-pile-spezifische Informationen zum Brennstabverhalten bei schweren Reaktorstörfällen, z.B. über die Spaltproduktfreisetzung.

Vorab einige Informationen zu den Schmelzpunkten bzw. Schmelzbereichen der verschiedenen Corekomponenten (Abb. 8). Der niedrigste Schmelzbeginn zeigt das Absorbermaterial mit etwa 800 °C gefolgt vom Stahl, dem Zircaloy-Hüllmaterial sowie dem Schmelzpunkt des UO_2 , der bei ca. 2850 °C liegt. Zwischen dem Schmelzen von ZrO_2 und dem Absorbermaterial liegen etwa 2000 °C Temperaturunterschied. Zry ist ein typisches Beispiel dafür, wie z.B. durch Sauerstoffaufnahme (Bildung von $\alpha\text{-Zr(O)}$ und ZrO_2) der Schmelzbeginn einer Corekomponente um etwa 1000 °C nach oben verschoben werden kann. Zry ist aber auch ein Beispiel dafür, wie durch Reaktionen mit anderen Corekomponenten niedrigschmelzende Reaktionsprodukte entstehen können, deren Schmelzpunkte bei ca. 1100 °C liegen. Z.B. reagiert Zry mit dem Stahl oder dem UO_2 (Bildung von U bzw. Auflösung von UO_2 unterhalb seines Schmelzpunktes). Metallische (Zr,U,O)-Schmelzen sind bereits ab 1800 °C zu erwarten, keramische (Zr,U,O)-Schmelzen dagegen erst oberhalb etwa 2600 °C. Ein Teil der möglichen chemischen Wechselwirkungen sind ebenfalls in Abb. 8 dargestellt.

2. UO_2 /Zircaloy-Wechselwirkungen

Die Einzeleffekt-Laboruntersuchungen unterhalb des Zry-Schmelzpunktes (< 1760 °C) wurden mit 10 cm langen Brennstababschnitten durchgeführt (Abb. 9). Im Rahmen dieser Versuchsreihe wurden isotherme und temperaturtransiente UO_2 /Zry-Reaktionsexperimente durchgeführt, um eine Datenbasis für die Modellierung der kombinierten chemischen Wechselwirkungen zu haben. Darüberhinaus wurde die Auflösung von festem UO_2 -Brennstoff durch geschmolzenes Zry-Hüllmaterial untersucht. Die Zielsetzung war: die Identifizierung der Reaktionsprodukte, die Bestimmung der Reaktionskinetik, die quantitative Beschreibung der Hüllrohroxidation von innen und außen und die Bestimmung der UO_2 -Auflösungskinetik durch geschmolzenes Zry. Die maximalen Versuchstemperaturen betrugen etwa 2000 °C (unter oxidierenden Bedingungen), die max. Reaktionszeit etwa 2,5 h und der äußere Überdruck (Systemdruck) wurde zwischen 1 und 80 bar variiert (Abb. 10). Die Experimente erfolgten im Schutzgas und in oxidierender Atmosphäre. Die Experimente erfolgte in der Hochtemperatur-/Hochdruckversuchsanlage MONA. Die Versuchsproben wurden induktiv aufgeheizt, dabei diente das Hüllmaterial als Suzceptor. Die Temperaturmessung erfolgt pyrometrisch an 3 axialen Positionen der Brennstababschnitte (Abb. 11).

Nach dem Glühen wurden die Proben metallographisch präpariert (Abb. 12), um die Dicke der Reaktionszone unter dem Lichtmikroskop bestimmen zu können. Die Abbildung zeigt, schematisch und durch Schliffbilder verdeutlicht, die innen und außen entstehenden Reaktionszonen. Auf der Hüllrohraußenoberfläche entsteht infolge Reaktion mit dem Wasserdampf ZrO_2 und α -Zr(O). Auf der Hüllrohrinnenoberfläche bildet sich eine Sandwich-Struktur bestehend aus zwei metall. α -Zr(O)-Schichten mit einer dazwischenliegenden (U,Zr)-Phase. ZrO_2 entsteht innen nicht. Die (U,Zr)-Phase ist metallisch, enthält praktisch keinen Sauerstoff und beginnt ab etwa 1150 °C zu schmelzen. Chemische Wechselwirkungen zwischen Brennstoff und Hüllmaterial finden nur dann statt wenn ein guter Festkörperkontakt besteht /1,2,3,6/. Das Ausmaß der Hüllrohroxidation wird durch

- die Aufheizgeschwindigkeit
- die max. erreichte Temperatur,
- und der Haltezeit bei max. Temperatur

bestimmt (Abb. 13). Je höher die max. Temperatur, je länger die Haltezeit bei einer bestimmten Temperatur und je langsamer die Aufheizgeschwindigkeit desto größer ist die Sauerstoffaufnahme und damit die Zry-Versprödung /6/. Bei $T_{max} = 1600$ °C und $dT/dt = 0,25$ K/s wird das Hüllrohr nahezu vollständig zu ZrO_2 oxidiert; bei 5 K/s ist das Hüllrohr nur teilweise zu ZrO_2 oxidiert, aber infolge α -Zr(O)-Bildung bereits vollständig versprödet. Bereits geringe Kräfte auf den Brennstababschnitt führen zu dessen Fragmentierung.

Hauptziel der Wechselwirkungsexperimente war, die Dicke der Reaktionszonen in Abhängigkeit der Temperatur und Zeit quantitativ zu bestimmen. Wie dies erfolgte, ist in Abb. 14 dargestellt. Infolge der Sauerstoffaufnahme der Hülle von außen und innen und der damit verbundenen Phasenbildung, bewegen sich die verschiedenen Phasengrenzen mit der Zeit in das Zry-Hüllmaterial. Die Phasengrenzbewegung, d.h. die Dicke der Reaktionszonen ist in Abhängigkeit der Zeit im rechten Bild dargestellt. Nach einer bestimmten Zeit verschwindet die duktile Hochtemperatur (β)-Phase durch Umwandlung in α -Zr(O). Danach ist das Hüllmaterial als versprödet zu betrachten. Man erkennt die starke Zunahme der ZrO_2 -Schicht verbunden mit einer allgemeinen Durchmesser-Zunahme des Hüllrohres. Die Hüllrohrinnenreaktion kommt durch die Sauerstoffdiffusion von außen nach einer bestimmten Zeit zum Stillstand, da das Sauerstoffpotential des Wasserdampfes größer ist als das des UO_2 -Brennstoffs.

Die metallische (U,Zr)-Legierung wird dann in eine keramische (U,Zr)O₂-Phase umgewandelt (oxidiert). Als Beispiel sind die Versuchsergebnisse von Reaktionsglühungen bei 1100 °C in Abb. 15 dargestellt. Da die Sauerstoffdiffusion nach einem parabolischen Zeitgesetz erfolgt, verläuft die Phasengrenzbewegung in der \sqrt{t} -Darstellung linear (zumindest bei kurzen Reaktionszeiten).

Im IRB wurde von Herrn Neitzel ein Code entwickelt (PECLOX), der in der Lage ist, die Phasengrenzbewegungen zu berechnen /7,8/. Die für den Code benötigten Sauerstoffdiffusionsdaten und Sauerstoffkonzentrationen an den Phasengrenzen wurden aus unseren Experimenten von Herrn Garcia (CNEA, Argentinien) ermittelt /10/. Die bisherigen Übereinstimmungen zwischen Rechnung und Experiment sind für isotherme Experimente befriedigend (Abb. 16). Der PECLOX-Code ist auch in der Lage die radiale Sauerstoffverteilung im Brennstoff und im Hüllmaterial zu berechnen (Abb. 17). Die Kenntnis der Sauerstoffverteilung im Hüllmaterial ist im Hinblick auf die Vorhersage der Zry-Versprödung von Bedeutung.

Trägt man die Wachstumsrate (x^2/t) der Gesamtreaktionszone außen (ZrO₂ + α -Zr(O)) und innen (α -Zr(O)_a + (U,Zr) + α -Zr(O)_b) über der reziproken Temperatur (1/T) auf, so erhält man das in Abb. 18 dargestellte Ergebnis. Die Wachstumsrate der Reaktionsschichten außen und innen ist etwa gleich schnell und besitzt nahezu die gleiche Temperaturabhängigkeit (Aktivierungsenergie). D.h. die Oxidation des Hüllmaterials infolge Sauerstoffaufnahme von innen erfolgt etwa gleich schnell wie die von außen. Die Hüllrohroxidation (Versprödung) von innen und außen ist daher viermal schneller als die von einer Seite allein.

Die Sauerstoffaufnahme der Zry-Hülle von innen hat zur Folge, daß insgesamt weniger Wasserdampf mit dem Hüllmaterial reagiert und dadurch mit einer geringeren exothermen Reaktionsenergie und Wasserstofferzeugung zu rechnen ist. Die wesentlichen Versuchsergebnisse der UO₂/Zry-Reaktionsexperimente sind in Abb. 19 zusammengefaßt.

3. Chemische Auflösung von festem UO_2 -Brennstoff durch geschmolzenes Zry-Hüllmaterial

Nach Überschreiten des Zry-Schmelzpunktes wird in Abhängigkeit der Atmosphäre (inert, oxidierend) und damit des resultierenden Oxidationsgrades des Zry eine mehr oder weniger starke Oxidation des Zircaloy erfolgen und sich eine Oxidschicht auf der Hüllrohraußenoberfläche bilden, die das Abschmelzverhalten entscheidend beeinflussen kann. Die Sauerstoffaufnahme des Zry hängt aber auch von den chemischen Wechselwirkungen mit dem Brennstoff ab, und daher von den UO_2 /Zry-Kontaktbindungen, die durch den äußeren Überdruck bestimmt werden. Dieser Sachverhalt ist in Abb. 20 dargestellt. In beiden Fällen betrug die maximale Temperatur der Brennstabsegmente etwa $2000\text{ }^\circ\text{C}$ und die Aufheizgeschwindigkeit 10 K/s . Der experimentelle Unterschied liegt am äußeren Überdruck /12,13/.

Bei 1 bar (oben) kommt es infolge schlechter UO_2 /Zry-Kontaktbedingungen zu keinen wesentlichen Wechselwirkungen, d.h. zu keiner Sauerstoffaufnahme. Beim Erreichen des Zry-Schmelzpunktes bei etwa $1760\text{ }^\circ\text{C}$ läuft das geschmolzene Hüllmaterial dann am Brennstoff herunter und löst einen Teil des Brennstoffes chemisch auf. Dabei verbessert sich infolge Sauerstoffaufnahme die Benetzung zwischen UO_2 und Zry und die Wechselwirkungen werden stärker /12/.

Bei einem äußeren Überdruck von 40 bar kollabiert das Hüllmaterial dagegen auf den Brennstoff und es findet eine Sauerstoffaufnahme bereits während der Aufheizung der Proben statt, die den Hüllmaterial-Schmelzbeginn erhöht (von $1760\text{ }^\circ\text{C}$ auf etwa $1960\text{ }^\circ\text{C}$). Das Zry-Hüllmaterial wird bei $2000\text{ }^\circ\text{C}$ zwar "weich", aber es schmilzt nicht. Die entstehenden Reaktionszonen entsprechen denen der fest/fest Wechselwirkungen (untere Bildreihe) mit einer (U,Zr)-Legierung zwischen zwei $\alpha\text{-Zr(O)}$ -Reaktionszonen.

Unter oxidierenden Umgebungsbedingungen bildet sich während der Aufheizung der Brennstäbe, bevor der Schmelzpunkt des Zircaloy oder des $\alpha\text{-Zr(O)}$ erreicht wird, eine Oxidschicht auf der Hüllrohr-Außenoberfläche, die das Weglaufen der Schmelze verhindert (Tiegelwirkung). Das geschmolzene Zircaloy reagiert dann chemisch sowohl mit dem UO_2 als auch mit dem entstehenden ZrO_2 .

Zur Bestimmung der UO_2 -Auflösungskinetik durch geschmolzenes Zircaloy ist aber ein System erforderlich, bei dem die Schmelze mit dem UO_2 chemisch

reagieren kann, ohne daß die Schmelze wegläuft (statisches System) oder mit anderen Substanzen (ZrO_2) reagiert. Es wurden daher isotherme und transiente Experimente durchgeführt, in denen die Zry-Schmelze in UO_2 -Tiegeln fixiert wurde /13/. Die maximalen Temperaturen betragen $2400\text{ }^\circ\text{C}$ und die maximalen Reaktionszeiten 60 min. Die Zielsetzung dieser Experimente war (Abb. 21):

- die Identifizierung der Reaktionsprodukte,
- die Bestimmung der UO_2 -Auflösungsmechanismen und
- die Bestimmung der UO_2 -Auflösungsgeschwindigkeit

Die Reaktionsexperimente wurden in der Schmelzanlage LAVA durchgeführt (Abb. 22). Das UO_2 mit dem Zry befindet sich in einem Wolfram-Tiegel, der als Suszeptor wirkt. Die Aufheizung erfolgt induktiv. Die Temperaturmessung erfolgt am W- und UO_2 -Tiegelboden.

Zur metallographischen Auswertung der Tiegel werden diese der Länge nach getrennt. Abb. 23 zeigt die aufgeschnittenen UO_2 -Tiegel mit den erstarrten Zry-Schmelzen nach unterschiedlich langen Reaktionszeiten bei $2050\text{ }^\circ\text{C}$. Die Schmelzen nehmen infolge UO_2 -Auflösung an Gewicht und damit an Volumen zu /13/.

Infolge der chemischen Auflösung des UO_2 dringt die Zry-Schmelze in den UO_2 -Tiegel ein. Die repräsentativen Gefügebildungen der erstarrten Schmelzen sind in Abb. 24 zu sehen. Nach sehr kurzen Reaktionszeiten sind nur 2 metallische Phasen (α -Zr(O), (U,Zr)-Legierung) in der erstarrten Schmelze festzustellen, nach längeren Reaktionszeiten bildet sich noch eine keramische $(U,Zr)O_2$ -Phase, deren Phasenanteil (Menge) mit der Zeit zunimmt. Der keramische Phasenanteil kann quantitativ ermittelt werden und mit dem von Referenzproben, deren chemische Zusammensetzung bekannt ist, verglichen werden (Abb. 25). Je größer der keramische Phasenanteil in der erstarrten Schmelze desto größer ist die Menge an aufgelöstem UO_2 -Brennstoff.

Die Mikrostruktur der erstarrten Schmelze ist in Übereinstimmung mit dem (U-Zr-O)-Phasendiagramm /1,12,13/. Durch die chemische Auflösung des UO_2 entsteht eine (U,Zr,O)-Schmelze, die je nach Sauerstoffgehalt, d.h. je nach Menge an gelöstem UO_2 , bei der Abkühlung entweder in zwei metallische Phasen oder in zwei metallische Phasen und eine keramische Phase zerfällt (Abb. 26). Trägt man nun den keramischen Phasenanteil, der mit der Menge an gelöstem UO_2 im Zircaloy korreliert werden kann, gegenüber der \sqrt{t} auf, so erhält man eine lineare Korrelation (Abb. 27). Bei $2250\text{ }^\circ\text{C}$ hat sich nach 5 min das Gewicht der Zry-Schmelze infolge UO_2 -Auflösung um den Faktor 6 vergrößert, und

die erstarrte Schmelze besteht zu etwa 80 % aus gelöstem UO_2 . Gleichzeitig kann man der Abbildung entnehmen, daß eine Erhöhung der Temperatur der Zry-Schmelze um 300°C (von 1950 auf 2250°C), bei gleicher Reaktionszeit, etwa eine Verdopplung der aufgelösten UO_2 -Menge bewirkt. Die Versuchsergebnisse können in einem Arrheniusdiagramm dargestellt werden (Abb. 28).

Die wesentlichen Versuchsergebnisse der UO_2 -Auflösungsexperimente sind in Abb. 29 dargestellt. Die Bedeutung der Auflösungsexperimente ist, daß UO_2 -Brennstoff durch geschmolzenes Zry-Hüllmaterial etwa 1000°C unterhalb des UO_2 -Schmelzpunktes verflüssigt (aufgelöst) werden kann. Da die ursprüngliche UO_2 -Kristallstruktur dabei vollständig zerstört wird, ist mit einer erhöhten Spaltproduktfreisetzung zu rechnen.

4. Out-of-Pile Einzelstab- und Bündelexperimente (CORA-Programm)

Die Multi-Effect-Test mit kurzen elektrisch beheizten Brennstabsimulatoren sind erforderlich, um die konkurrierenden Einflüsse der inneren und äußeren Hüllrohroxidation sowie der UO_2 -Auflösung durch geschmolzenes Hüllmaterial unter realistischen Randbedingungen (Dampf, adiabatische Aufheizung) zu bestimmen. Es werden daher die Schadensmechanismen an DWR-Brennelementen im Temperaturbereich bis ca 2200°C untersucht, um Aussagen über das Zusammenwirken der in den Einzeleffektuntersuchungen im Detail betrachteten chemischen und physikalischen Prozesse machen zu können.

Die Zielsetzung der Out-of-Pile Experimente ist in 6 Schwerpunkte gegliedert (Abb. 30):

- Wechselwirkung zwischen Brennstoff und Hülle in Konkurrenz zur Oxidation der Hülle.
- Einfluß der exothermen Zirkon/Wasserdampf-Reaktion auf das Temperaturzeitverhalten (Temperatureskalation).
- Oxidationsverhalten von flüssigem Zircaloy.
- Fragmentierung der Brennelementstäbe und der erstarrten Schmelze durch Versprödung infolge Oxidation.

- Einfluß der Absorber, Führungsrohre- und Abstandshaltermaterialien.
- Referenzversuche zu den international durchgeführten In-pile-Experimenten zum Severe Fuel Damage.

Der starke Einfluß der unterschiedlichen Randbedingungen auf das Verhalten des Brennelementes erfordert eine möglichst realistische Simulierung dieser Bedingungen im Experiment. Hierfür wurde in der Hauptabteilung Ingenieurtechnik die Versuchsanlage CORA aufgebaut. In ihr können insbesondere die Druckverhältnisse und das Quenchen des Bündels simuliert werden. Die CORA-Anlage ist fertiggestellt. In der Zwischenzeit wurde ein Teil des Versuchsprogramms, der die Drucksimulierung und das Quenchen nicht erfordert, in der NIELS-Anlage durchgeführt.

Zwei Untersuchungsschwerpunkte waren bei den Experimenten mit Brennstabsimulatoren von besonderer Bedeutung:

- der Einfluß der unkontrollierten Temperaturerhöhung des Hüllmaterials infolge der exothermen Zircaloy/Wasserdampf-Reaktion auf die max. Hüllmaterialtemperatur und
- der Einfluß des niedrig-schmelzenden (Ag,In,Cd)-Absorbermaterials auf das Brennelementversagen.

Es wurden deshalb

- Einzelstab- und Bündelexperimente zur Frage der Temperatureskalation
- sowie Bündelexperimente zum Studium des Einflusses von Absorbermaterial, den Absorberstab-Führungsrohren und Abstandshalter durchgeführt.

4.1 NIELS-Anlage

Abb. 31 zeigt die NIELS-Versuchsanlage. Links ist die äußere Ansicht der Isolation der mit heißem Öl auf ca. 130 °C aufgeheizten Doppelwandung zu erkennen. Vier Fenster erlauben die Beobachtung des inneren Aufbaus und die Messung der Oberflächentemperatur im Bündel mit Quotientenpyrometern. Diese Hülle kann nach oben entfernt werden. In der Mitte von Abb. 31 ist der Querschnitt des Versuchsbehälters wiedergegeben. Das 3 x 3 Bündel zwischen den

wassergekühlten Elektroden ist von der ZrO_2 -Faserisolierung von ca. 10 cm umgeben, deren Blechmantel in der rechten Seite der Abbildung zu erkennen ist.

Der einzelne Brennstabsimulator enthält einen zentralen Heizleiter aus Wolfram mit 6 mm Durchmesser. Dieser ist von UO_2 -Ringpellets und dem Zry-Hüllrohr von 10,75 mm Außendurchmesser umgeben. Die maximale Brennstablänge beträgt 40 cm.

Um die Wirkung der Nachbarstäbe in Bezug auf die exotherme Zirkon/Wasserdampfreaktion zu simulieren, und um eine einwandfreie Dampfführung zu gewährleisten, wurde der Einzelstab bzw. das Bündel mit einer Zircaloy-wandung umgeben. Die gleichmäßige Verteilung des Dampfes wird durch ein Verteilungssystem am unteren Ende des Bündels gewährleistet.

4.2 Versuche zum Eskalationsverhalten

Frühere Experimente hatten gezeigt, daß das Verhalten der Brennstäbe bei hohen Temperaturen infolge der Wechselwirkung zwischen Zry und UO_2 im wesentlichen durch den Oxidationsgrad der Hülle festgelegt wird. Die Oxidation bei einer vorgegebenen Temperatur wird durch die Temperaturanstiegsrate bestimmt. Bei zircaloyumhüllten Brennstäbe hängt die Temperaturanstiegsrate selbst wiederum von der Oxidationsrate ab. Dies wird durch die exotherme Wärmetönung der Zirkon/Wasserdampf-Reaktion bedingt. Die Reaktionsrate der Zirkonoxidation steigt exponentiell mit der Temperatur an. Ein Temperaturanstieg der Hülle hat also eine Erhöhung der Reaktionsrate und damit einen weiteren verstärkten Temperaturanstieg zur Folge. Der Temperaturanstieg eskaliert. Die Temperatur nimmt solange zu, bis die Reaktionsrate durch andere Prozesse wieder abnimmt oder die mit der Temperatur stark ansteigenden Wärmeverluste überwiegen. Die Temperatureskalation hat also einen wesentlichen Einfluß auf das Schadensverhalten der Brennstäbe bei hohen Temperaturen.

Die sich bildende Oxidschicht verzögert die weitere Oxidation. Die Reaktionsrate fällt daher mit dem Kehrwert der Oxidschichtdicke ab. Die Versuche wurden daher derart durchgeführt, daß die Oxidschicht beim Einsetzen der Oxidation der Hauptparameter war. Von 11 durchgeführten Einzelstabversuchen /15-18/ sind in Abb. 32 zwei typische Beispiele für hohe (E 7) und niedrige (E 4/5) Anfangsaufheizraten wiedergegeben. Aufgetragen sind die Hüllober-

flächentemperaturen im Vergleich zur elektrischen Leistung als Funktion der Zeit. Das Einsetzen der Eskalation erfolgt bei um so höherer Temperaturen je geringer der anfängliche Temperaturanstieg ist (bei gleicher Temperatur hat sich für den langsamen Anstieg schon eine stärkere Oxidschicht ausgebildet). Trotz konstant gehaltener elektrischer Leistung steigt dann die Temperatur weiter an. Nach Erreichen eines Maximums bei ca. 2000 °C fällt die Temperatur trotz der weiterhin konstanten elektrischen Eingabeleistung mit ca. 1 °C/s wieder ab.

In Abb. 33 sind die Brennstäbe der beiden Experimente in Fotografien aus vier um 90° versetzten Richtungen wiedergegeben. Bei der schnellen Aufheizung im Versuch E 7 bildet sich nur eine dünne Oxidschicht auf der Hüllrohraußenoberfläche. Diese Oxidschicht ist aber nicht in der Lage, nach Erreichen des Zry-Schmelzpunktes ein Weglaufen des geschmolzenen Zry und des vom Zry vorher aufgelösten UO_2 zu verhindern.

Bei der langsamen Aufheizung (Versuch E 4/5) ist die Zry-Hülle beim Erreichen des Zry-Schmelzpunktes bereits vollkommen durchoxidiert, so daß ein Aufschmelzen der Hülle und die Wechselwirkung mit dem UO_2 vermieden wird.

Bei den noch realistischeren Bündelversuchen zeigte sich bezüglich der Temperatureskalation das gleiche Verhalten. Ähnlich wie bei den Einzelstabexperimenten erhalten wir eine Temperatureskalation mit einer maximalen Temperatur von etwa 2200 °C. Abb. 34 gibt das Aussehen des 3 x 3 Bündels ESB-1 /20/ nach Entfernen des Dampfleitungsrohres und der zwischen den W-Stäben liegenden UO_2 und ZrO_2 -Fragmente. Die beim Aufheizen entstandene Oxidschicht wurde durch das schmelzende Zircaloy zusammen mit dem aufgelösten UO_2 in den unteren Bereich des Bündels gespült und ist dort erstarrt. Bis auf einen "Kühlkanal" wurde das Bündel blockiert. In diesem "Kühlkanal" kann man als dunklen Saum die Oxidation infolge des durchströmenden Dampfes erkennen. Der Querschliff zeigt auch die zentrale Heizleitung, die teilweise aufgelösten UO_2 -Ringpellets und die erstarrte metallische (U,Zr,O)-Schmelze (Abb. 34).

Eine Untersuchung der erstarrten Schmelze, die relativ homogen ist, gibt Auskünfte über den Umfang der UO_2 -Auflösung durch geschmolzenes Zry. Dabei liefern die einleitend beschriebenen Grundlagenexperimente die dazu notwen-

digen Basisinformationen. In der erstarrten Schmelze (Abb. 35) findet man drei verschiedene Phasen: α -Zr(O), eine metallische (U,Zr)-Legierung und eine oxidische (U,Zr)O₂-Verbindung. Die Gegenwart der keramischen (U,Zr)O₂-Phase zeigt eine deutliche UO₂-Auflösung an.

Die wesentlichen Versuchsergebnisse der Einzelstab- und Bündelexperimente bezüglich der Temperatureskalation sind in Abb. 36 zusammengefaßt.

4.3 Absorber-Versuche

Im DWR-Brennelement sind neben dem UO₂/Zry-Brennstab noch Abstandshalter, Führungsrohre und Absorberstäbe enthalten (Abb. 37). Als Material für die Abstandshalter wird bevorzugt Inconel 718 verwendet. Die Führungsrohre werden aus Zircaloy oder Edelstahl hergestellt. Der Absorberstab besteht aus einer (Ag 80 In 15 Cd 5)-Legierung, die von einem Edelstahlrohr umhüllt ist. Die (Ag,In,Cd)-Legierung schmilzt bei 800 °C.

Bei den Absorber-Versuchen in der NIELS-Anlage befand sich im Zentrum des 3 x 3 Bündels ein zentraler Absorberstab innerhalb eines Führungsrohres, das durch zwei Abstandshalter in 70 und 250 mm Höhe gegen die 8 Brennstabsimulatoren zentriert war. Das Führungsrohrmaterial für die einzelnen Versuche ist in Abb. 38 wiedergegeben. In der Abluftleitung befand sich ein Aerosolfilter.

Der Einfluß der bei 800 °C schmelzenden (Ag,In,Cd)-Legierung macht sich im Brennelement dann bemerkbar, wenn das Edelhüllrohr versagt und die Schmelze austritt. Für die Bestimmung des Einflusses der Absorberlegierung auf das Schadensverhalten ist daher die Ermittlung der Versagenstemperatur des Absorber-Hüllrohrs wichtig. Die Versagenstemperatur ist auch vom Führungsrohrmaterial abhängig. Es wurden Experimente mit maximalen Temperaturen zwischen 1170 und 2050 °C durchgeführt. Als Führungsrohrmaterial wurde Zry und Edelstahl verwendet (Abb. 39). In dieser Abbildung sind auch die Versagenstemperaturen zusammengefaßt: Bei Verwendung eines Zry-Führungsrohres kommt es bei 1200 °C zum Versagen des Absorberstabes. Mit Edelhüllrohr erhöht sich die Versagenstemperatur bis auf ca. 1350 °C.

Das Versagen des Absorberstabes mit Zry-Führungsrohr wird im wesentlichen durch chemische Wechselwirkung zwischen dem Zry-Führungsrohr und den Inconel-Abstandshaltern ausgelöst. Zunächst reagiert Inconel eutektisch mit dem

Zry unter Bildung flüssiger Reaktionsprodukte. Die flüssigen Reaktionsprodukte zerstören anschließend das Stahlhüllrohr des Absorberstabes. Die auslaufende (Ag,In,Cd)-Absorberlegierung reagiert dann heftig mit dem Zry-Führungsrohr. Die Absorberschmelze greift ebenfalls die Zry-Hüllrohre der Brennstäbe an. Die dabei entstehende Absorber/Zry-Schmelze löst UO_2 der Pellets auf. Neben der frühzeitigen Spaltproduktfreigabe infolge Versagens der Brennstabhüllrohre und Brennstoffauflösung existiert damit die Möglichkeit für Blockaden durch die erstarrende Absorberschmelze weit unterhalb des Zry-Schmelzpunktes.

In den Abb. 40 - 44 sind die 3 x 3 Bündel nach den Experimenten wiedergegeben. Bei dem Versuch ABS-4 mit maximal $1170\text{ }^{\circ}\text{C}$ im Bündel findet kein Versagen des Absorberstabes statt (Abb. 40). Bei den Versuchen mit höherer maximaler Temperatur versagt der Absorberstab mit Zry-Führungsrohr bei einer Temperatur von $1200\text{ }^{\circ}\text{C}$. Bei $T_{\text{max}} = 1400\text{ }^{\circ}\text{C}$ ist die Schmelze im wesentlichen in die unteren kühleren Bündelbereiche gelaufen und dort erstarrt (Abb. 41, 42). Bei diesem Versuch hat die Wechselwirkung des Absorbermaterials mit dem Zircaloy sich im wesentlichen auf das Führungsrohr beschränkt.

Beim Versuch ABS-1 mit $2050\text{ }^{\circ}\text{C}$ Maximaltemperatur im Bündel, kommt es zu starkem Schaden im Bündel (Abb. 43). Die Zry-Hüllen der Brennstabsimulatoren sind abgeschmolzen und haben durch Auflösung die äußeren Bereiche des Pellets mit "weggespült". Bei der Abkühlung des Bündels sind die Restpellets fragmentiert und haben sich zusammen mit Fragmenten vom Dampf führungsrohr auf der im unteren Bereich erstarrten Schmelze gesammelt (Abb. 43).

Die Trennung der erstarrten Schmelze in zwei getrennte Bereiche ist in Abb. 44 deutlich zu erkennen. Die Abb. 45 gibt je einen Querschnitt durch die beiden blockierten Bereiche. Die zugehörige Zusammensetzung der erstarrten Schmelze in den entsprechenden Querschnitten ist in Abb. 45 und 46 wiedergegeben. Sie zeigen, daß der untere Klumpen überwiegend aus Absorbermaterial besteht. Er füllt den gesamten Bereich des Dampf führungsrohres aus. Die Querschnitte im Bereich des erstarrten Absorbermaterials zeigen, daß hier bei Temperaturen, die deutlich unter der Schmelztemperatur des Zircaloyos liegen, die Brennstabhüllen vollständig vom Absorbermaterial aufgelöst sind. Die entstehende Schmelze löst auch UO_2 der Ringpellets auf. Beide Schmelzen sind relativ homogen zusammengesetzt.

Untersucht man die einzelnen Brennstäbe der Bündel bezüglich der chemischen Wechselwirkungen im Detail, so kann man alle bei den Einzeleffektuntersuchungen festgestellten Reaktionsphänomene beobachten. In Abhängigkeit der Temperatur, d.h. der axialen Position, erkennt man bei Temperaturen unterhalb des Zry-Schmelzpunktes die typischen fest/fest UO_2/Zry -Reaktionszonen. Oberhalb des Zry-Schmelzpunktes kommt es zur chemischen Auflösung des UO_2 -Brennstoffes mit den drei typischen Phasen in der erstarrten Zry-Schmelze. Teilweise kommt es zu einer starken UO_2 -Auflösung und Verlagerung (Relocation) der Zry-Schmelze bzw. zur vollständigen Oxidation der Hülle (Abb. 47).

Die wesentlichen Versuchsergebnisse der Absorberexperimente in der NIELS-Versuchsanlage sind in Abb. 48 zusammengefaßt.

In die Absaugleitung des Versuchskessels wurden Filter eingebaut. Die spektralanalytische Untersuchung zeigte, daß der Niederschlag der Aerosole auf den Filter im wesentlichen aus Cd bestand. Bei dem Versuch ABS-1 mit 2050°C Maximaltemperatur waren auch 3,5 % Silber im Niederschlag enthalten. Parallel hierzu zeigt die Analyse der erstarrten Schmelze im unteren Bereich des Bündels, daß hier Cadmium nahezu vollständig verdampft war.

4.4 CORA-Anlage

Die beiden Hauptschadensmechanismen von LWR-Brennstäben sind die Wechselwirkungen des Zry mit UO_2 und H_2O sowie die Fragmentierung des durch die Oxidation versprödeten Stabes.

Ferner ist von Interesse, das Verhalten von aufgeblähten und geborstenen Stäben im interessierenden Temperaturbereich zu untersuchen.

Um diese Untersuchungen zu ermöglichen, wurde die CORA-Anlage /22/ aufgebaut. Sie bietet gegenüber der NIELS-Anlage folgende zusätzliche Möglichkeiten (Abb. 49):

- Fluten des Bündels (Quenchen) am Versuchsende zum Studium der Fragmentierung der durch Sauerstoffaufnahme versprödeten Brennstäbe.
- Durch einen maximalen Systemdruck von 10 bar kann der nötige Kontakt zwischen der Hülle und dem Pellet erreicht werden, um die Festkörperreaktion zwischen Zry und UO_2 zu berücksichtigen.

- Ein Stabinnendruck von maximal 100 bar erlaubt die Hüllen zu blähen und zu bersten, um so den Einfluß dieses Zustandes auf Schadensverhalten untersuchen zu können.
- Es können längere Brennstabsimulatoren mit einer Gesamtlänge von 2 m und einer beheizten Länge von 1 m verwendet werden.
- Es können größere Bündel aufgebaut werden (max. 7 x 7 ohne Eckstäbe).

Die Abb. 50 bis 52 zeigen die Versuchsanlage CORA. Das Containment mit dem noch nicht montierten Hochdruckteil, bestehend aus der Quencheinheit und der Bündelabschirmung, ist in Abb. 50 zu sehen. Die Bündelabschirmung kann vor und nach dem Test in die Quench-Einheit abgesenkt werden, um das Bündel zu montieren und den Schadensumfang direkt beobachten zu können. Es ist ein großer Vorteil von CORA, einen direkten Zugang zum Bündel nach dem Test zu haben. Abb. 51 zeigt das eingebaute Bündel bei abgesenkter Temperaturabschirmung. Um die einzelnen Brennstäbe herum befindet sich ein Zry-Dampf-führungsrohr. Abb. 52 zeigt eine Querschnittsskizze durch die CORA-Anlage. Das Bündel ist umgeben von der Hochtemperatur-Abschirmung. Unterhalb des Bündels ist die Quench-Einrichtung zu erkennen, die nach oben gefahren werden kann, um eine steigende Wasserfront im Core infolge Wassereinspeisung zu simulieren. Daneben ist der Dampferzeuger und der Dampfkondensator deutlich zu erkennen.

Die wesentlichen Versuchsparameter sind in Abb. 53 zusammengefaßt. Die Liste mit den ausführlichen Versuchsparametern und die eigentliche Testmatrix sind in Abb. 54 und 55 wiedergegeben. Insgesamt sind 15 Experimente mit unterschiedlichen Bündelanordnungen, mit und ohne Absorberstäbe, geplant.

5. Zusammenfassung und Schlußfolgerungen

Die wesentlichen Versuchsergebnisse sowohl der Einzeleffekt-Laboruntersuchungen als auch der Multi-Effekt-Test mit Brennstabsimulatoren sind in Abb. 56 und 57 zusammengefaßt:

- Die Zircaloy-Oxidation (Versprödung) erfolgt infolge chemischer Wechselwirkungen mit dem UO_2 -Brennstoff und Wasserdampf praktisch gleich schnell.

- Der UO_2 -Brennstoff kann durch geschmolzenes Zircaloy-Hüllmaterial weit unterhalb seines Schmelzpunktes chemisch aufgelöst werden.
- Bei allen Einzelstab- und Bündelexperimenten findet eine unkontrollierte Temperaturerhöhung statt, mit maximalen Hüllmaterialtemperaturen von ca. 2200°C .
- Der Beginn der Temperatureskalation hängt von der Aufheizrate ab. Das Weglaufen von geschmolzenem Hüllmaterial und/oder die Bildung von schützenden Oxidschichten sind physikalisch/chemische Vorgänge, die die Temperatureskalation begrenzen.
- Je schneller die Aufheizrate um so geringer ist die Hüllrohroxidation und um so stärker ist die Verlagerung von geschmolzenem Hüllmaterial und damit die Wahrscheinlichkeit für Bündelblockaden.
- Die Versagenstemperatur der Absorberstäbe hängt von dem Material der Führungsrohre ab. Zircaloy-Führungsrohre bewirken ein Versagen des Absorberstabes bei ca. 1200°C ., rostfreie Stahl-Führungsrohre bei etwa 1350°C .
- Das geschmolzene Absorbermaterial und die anderen geschmolzenen Bündelkomponenten und Reaktionsprodukte bilden große zusammenhängende Bereiche, die zu einer vollständigen Blockade des Bündelquerschnittes führen können. Dies erfolgt bereits ab 1200°C , d.h. weiter unterhalb des Hüllmaterial-Schmelzpunktes (ca. 1760°C).
- Auf den erstarrten Schmelzen bildet sich während der Abkühlung eine Partikelschüttung von UO_2 und ZrO_2 .
- Die Auflösung von festem UO_2 -Brennstoff durch geschmolzenes Zircaloy-Hüllmaterial führt zu einer erhöhten Spaltgasfreisetzung.
- Cd verdampf bevorzugt und bildet Aerosole.

Die Schlußfolgerungen der Untersuchungen sind (Abb. 58):

- Die out-of-pile Einzeleffekt- sowie die Einzelstab- und Bündelexperimente ergaben ein umfassendes und detailliertes Verständnis des Materialsverhaltens der verschiedenen Bündel- und Corekomponenten bei Temperaturen oberhalb 1200°C .

Insbesondere sind, neben der Hüllrohroxidation in Dampf, die chemischen Reaktionen zwischen dem Hüllrohr und Brennstoff im Vorfeld des Kernschmelzen voll verstanden und quantitativ beschreibbar. Dies reicht für eine Grobabschätzung des Schadensumfanges im Reaktortcore auch aus.

Ohne diese Kenntnisse wäre es nicht möglich, die komplizierten in-pile-Experimente und Vorgänge im TMI-2-Reaktorcore zu interpretieren. Es bleiben jedoch noch eine Reihe von Fragen offen, die nur durch weitere Experimente geklärt werden können. Hierfür sind die CORA-Experimente vorgesehen. Sie sollen insbesondere die Fragmentierung beim Quenchen und die Druckeinflüsse auf den Schadensumfang näher untersuchen.

- Die bisherigen Versuchsergebnisse der out-of-pile und in-pile Experimente stellen eine wichtige Datenbasis für die Modellierung des Brennelementverhaltens bei schweren Reaktorstörfällen dar.

Danksagung

Der Aufbau der verschiedenen Versuchsanlagen sowie die Durchführung und Auswertung der Experimente war nur durch die Beteiligung einer großen Anzahl von Mitarbeiterung und Gastwissenschaftlern möglich, bei denen wir uns hiermit bedanken wollen.

Die Experimente in den Versuchsanlagen MONA und LAVA wurden von Herren J. Burbach, G. Gausmann, K. Kurz und Herrn H. Metzger durchgeführt. Im Rahmen der internationalen Zusammenarbeit waren an der Versuchsauswertung die Gastwissenschaftler Frau D. Kerwin-Peck (USA) sowie die Herren P. Nikolopoulos (Griechenland) und H. Uetsuka (Japan) beteiligt.

Die Durchführung der Experimente in der NIELS-Versuchsanlage erfolgte von den Herren H. Malauschek, K.P. Wallenfels, A. Grünhagen, R. Heine, W. Lange. Die Konstruktion und der Aufbau der CORA-Versuchsanlage wurde von den Herren K. Hain, T. Vollmer, W. Butzer, I. Hanauer, G. Harbauer, W. Leiling, N. Pasak, R. Rinderspacher und F. Schloß durchgeführt. An der Versuchsauswertung waren die Gastwissenschaftler S. Peck (USA), B. Buescher (USA) und S. Katanishi (Japan) beteiligt.

6. Literatur

- /1/ P. Hofmann, C. Politis; The Kinetics of the Uranium Dioxide - Zircaloy Reactions at High Temperatures. Journal of Nuclear Materials, 87, 1979 pp. 375-397
- /2/ P. Hofmann, D.K. Kerwin-Peck; UO₂/Zry Chemical Interactions and Reaction Kinetics from 1000 to 1700°C under Isothermal Conditions. KfK 3552 (1983)
- /3/ P. Hofmann, D.K. Kerwin-Peck; UO₂/Zry Chemical Interactions under Isothermal and Transient Temperature Conditions. J. of Nucl. Mat. 124 (1984) 80-105
- /4/ P. Nikolopoulos, P. Hofmann, D.K. Kerwin-Peck; Determination of the Interfacial Energy and Work of Adhesion in the UO₂/Zircaloy Diffusion Couple. J. of Nucl. Mat. 124 (1984) 106-113
- /5/ P. Hofmann, D.K. Kerwin-Peck, P. Nikolopoulos; Explanation of the UO₂/Zircaloy Reaction Layer Sequence in Terms of the Total Interfacial Energy of the Systems. J. of Nucl. Mater. 124 (1984) 114-119
- /6/ P. Hofmann et al.; Temperaturtransiente UO₂/Zircaloy-Reaktionsexperimente unter oxidierenden Bedingungen. PNS-Jahresbericht 1984, KfK 3550 (1985) p. 4200/76
- /7/ P. Hofmann, H.J. Neitzel; External and Internal Reaction of Zircaloy Tubing with Oxygen and UO₂ and its Modeling, Fifth International Conference on "Thermal Nuclear Reactor Safety", September 9-13, 1984, Karlsruhe, W-Germany, KfK 3880/2B, S. 1015
- /8/ P. Hofmann, H.J. Neitzel; Experimental and Theoretical Results of Cladding Oxidation Under Severe Fuel Damage Conditions. 7th International Conference on "Zirconium in the Nuclear Industry", 24-27 June 1985, Strasbourg, France
- /9/ D.R. Olander; The UO₂/Zry-Chemical Interactions. J. of Nucl. Mat. 115 (1983) 271-285
- /10/ A. Denis, E.A. Garcia; A Model to Describe the Interaction between UO₂ and Zry in the Temperature Range 1000 to 1700°C. J. of Nucl. Mat. 116 (1983) 44-54
- /11/ H. Uetsuka, P. Hofmann; Reaction Kinetics of Zircaloy-4 in a 25 % O₂/75 % Ar Gas Mixture from 900 to 1500°C under Isothermal Conditions. KfK 3917 (1985)
- /12/ P. Hofmann, D.K. Kerwin-Peck; Chemical Interaction of Zircaloy-4 with UO₂ above 1700°C under Nonoxidizing Conditions, International Meeting on "LWR Severe Accident Evaluation", August 28 - September 1, 1983, Cambridge, Massachusetts, USA
- /13/ P. Hofmann et al.; Chemische Auflösung von festem UO₂-Brennstoff durch geschmolzenes Zircaloy-Hüllmaterial, PNS Jahresbericht 1985, KfK 4000 (1986)
- /14/ P. Hofmann et al.; Reaktionsverhalten einiger LWR-Corematerialien bei hohen Temperaturen, *ibid*

- /15/ S. Hagen, S.O. Peck; Temperature Escalation of Zircaloy-Clad Fuel Rods and Bundles under Severe Fuel Damage Conditions. KfK 3656 (1983)
- /16/ S. Hagen, H. Malauschek, K.P. Wallenfels, S.O. Peck; Temperature Escalation in PWR Fuel Rod Simulators due to the Zircaloy/Steam Reaction: Tests ESSI 4-11, Test Results Report, KfK 3557 (1985)
- /17/ S. Hagen; Out-of-pile Experiments on the High Temperature Behaviour of Zry-4 Clad Fuel Rods. KfK 3567 (1983)
- /18/ S. Hagen, S.O. Peck; Out-of-pile Bundle Temperature Escalation under Severe Fuel Damage Conditions. KfK 3568 (1983)
- /19/ S. Hagen, H. Malauschek, K.P. Wallenfels, S.O. Peck; Temperature Escalation in PWR Fuel Rod Simulators due to the Zircaloy/Steam Reaction: Tests ESSI 1-3, Test Results Report, KfK 3507 (1983)
- /20/ S. Hagen, H. Malauschek, K.P. Wallenfels, S.O. Peck; Temperature Escalation in PWR Fuel Rod Simulators due to the Zircaloy/Steam Reaction: Bundle Test ESBU 1, Test Results Report. KfK 3508 (1983)
- /21/ S. Hagen, H. Malauschek, K.P. Wallenfels, B.J. Buescher; Temperature Escalation in PWR Fuel Rod Simulators due to the Zircaloy/Steam Reaction: Bundle Test ESBU 2A, Test Results Report; KfK 3509 (1984)
- /22/ S. Hagen, et al.; CORA-Program. KfK 3677 (1986) im Druck
- /23/ S. Hagen, et al.; Post Test Investigations for Bundle Test ESBU-1, KfK 3769 (1986) in Bearbeitung
- /24/ S. Hagen, et al.; Post Test Investigations for Bundle Test ESBU 2A, KfK 3789 (1986) in Bearbeitung
- /25/ S. Hagen, et al.; Post Test Investigations for Single Rod Tests ESSI 1-11, KfK 3768 (1986) in Bearbeitung
- /26/ S. Hagen; Damage Behaviour of AgInCd-Absorber in PWR Fuel Rod Simulator Bundles under Severe Fuel Damage Conditions, Test Results Report, KfK 4102 (1986) in Bearbeitung

Überblick

- Problematik
- Zielsetzung
- Experimentelle Durchführung
- Einzeleffekt-Laboruntersuchungen
 - UO_2/Zry -Wechselwirkungen
 - UO_2 -Auflösung
- Out-of-pile-Einzelstab- und Bündelexperimente
 - NIELS-Versuchsanlage
 - CORA-Versuchsanlage
- Zusammenfassung der Versuchsergebnisse
- Schlußfolgerungen
- Zukünftige Arbeiten

- Bei einem SCHWEREN REAKTORSTÖRFALL wird die Auslegungstemperatur von 1200°C überschritten. Man ist jedoch in der Lage, die Temperaturtransiente durch Flutung des Reaktorcores zu stoppen, bevor ein unkontrollierbarer Kernschmelzunfall stattfindet.
- Bei SCHWEREN REAKTORSTÖRFÄLLEN können die Brennstäbe Temperaturen erreichen, die zu erheblichen Brennstabschäden (SEVERE FUEL DAMAGE, SFD) führen, bis hin zum Schmelzen des Hüllmaterials und sogar des Brennstoffes.



Abb. 1: LWR-Brennstabverhalten bei schweren Störfällen



Abb. 2: Problematik (1)

- Da das Zircaloy-Hüllmaterial gegenüber dem UO_2 und dem Wasserdampf thermodynamisch nicht stabil ist, finden chemische Wechselwirkungen statt.
- Zr, U und O sind aber nicht die einzigen Komponenten in den Brennelementbündeln und dem Reaktorcore. Die Elemente Fe, Cr, Ni, Ag, In und Cd sind ebenfalls vorhanden, die zusätzliche komplexe chemische Wechselwirkungen verursachen.
- Der niedrige Schmelzpunkt des (Ag, In, Cd)-Absorbermaterials kann den Schadensmechanismus der Brennstabündel, die Bildung von Kühlkanalblockaden, die Spaltproduktfreisetzung sowie die Bildung von Aerosolen erheblich beeinflussen.



Abb. 3: Problematik (2)

- Die Zielsetzung der SFD-Experimente ist, experimentelle Daten über den physikalischen und chemischen Zustand eines schwer beschädigten Reaktorcores, der Wasserstofferzeugung, der Spaltproduktfreigabe und der Aerosolbildung zu erhalten.

Darüberhinaus sollen der Einfluß von Abstandshaltern, des Absorbermaterials sowie der Regelstab-Führungsrohre auf das Brennelementverhalten und Phänomene bei der Flutung des überhitzten Reaktorcores untersucht werden.

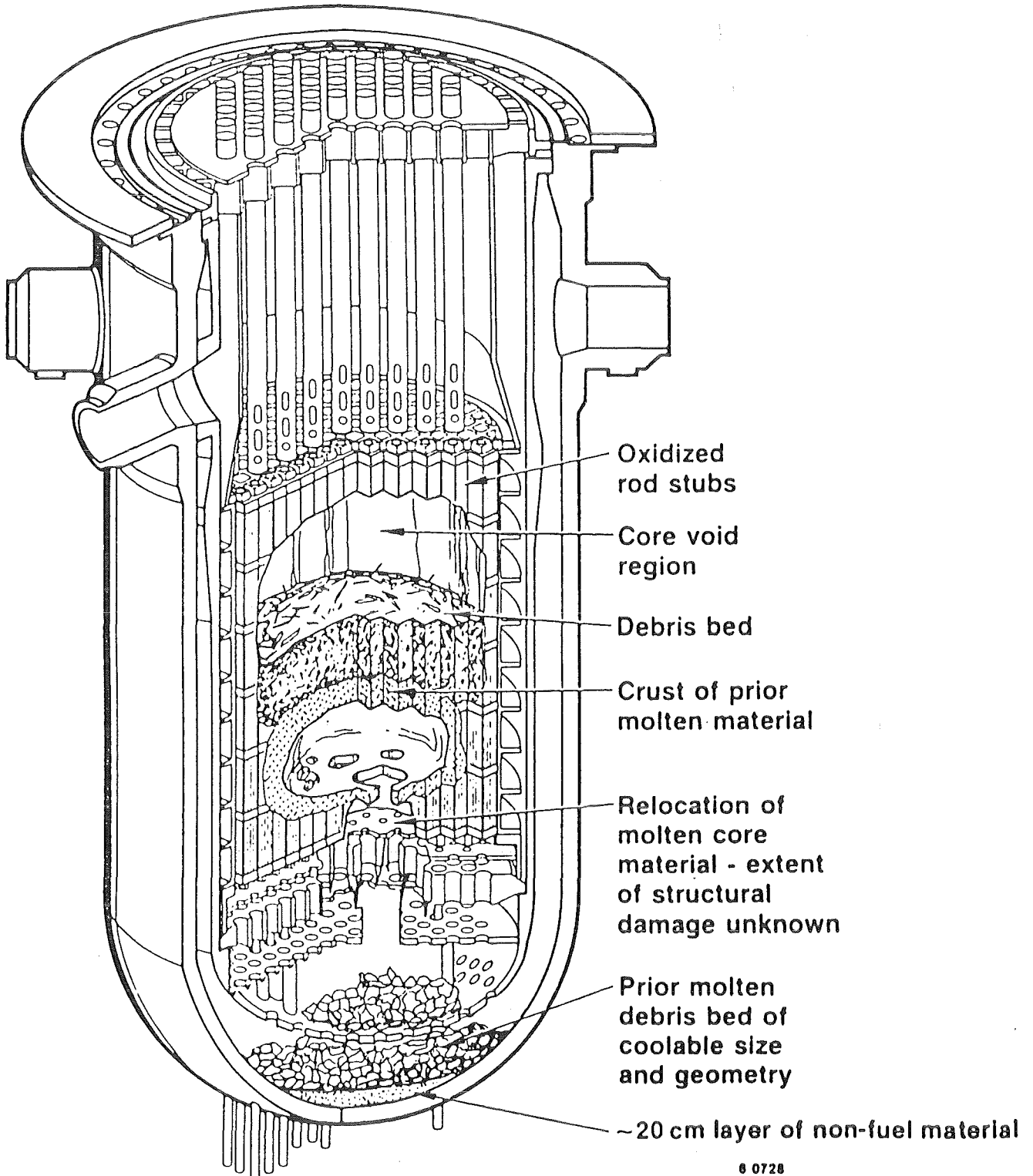
- Die experimentellen Ergebnisse dienen der Verifikation von Rechenprogrammen zur Beschreibung des Brennelementverhaltens und des Corezustandes bei schweren Reaktorstörfällen.



Abb. 4: Zielsetzung

TMI-2 Accident

Estimated End State Core Conditions



8 0728

Abb. 5

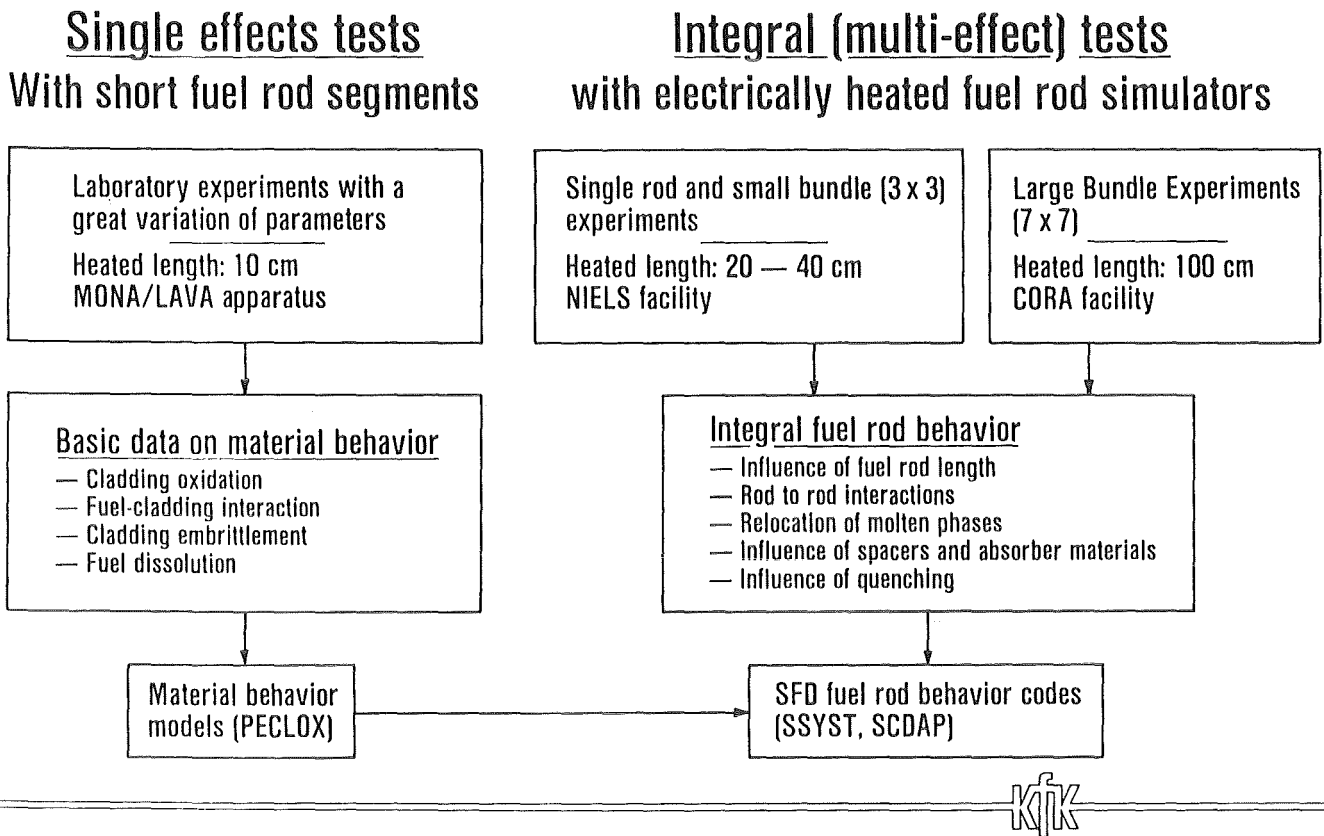


Abb. 6: **EXPERIMENTAL APPROACH (1)** Out-of-pile experiments

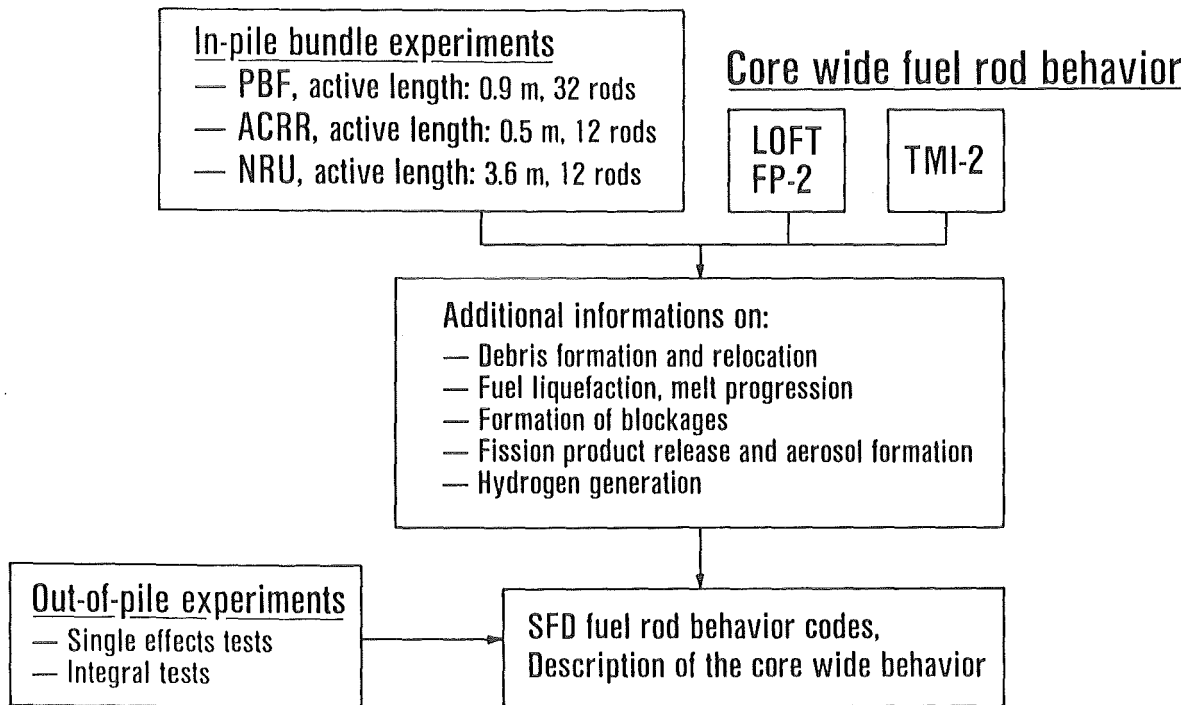


Abb. 7: **EXPERIMENTAL APPROACH (2)** In-pile experiments

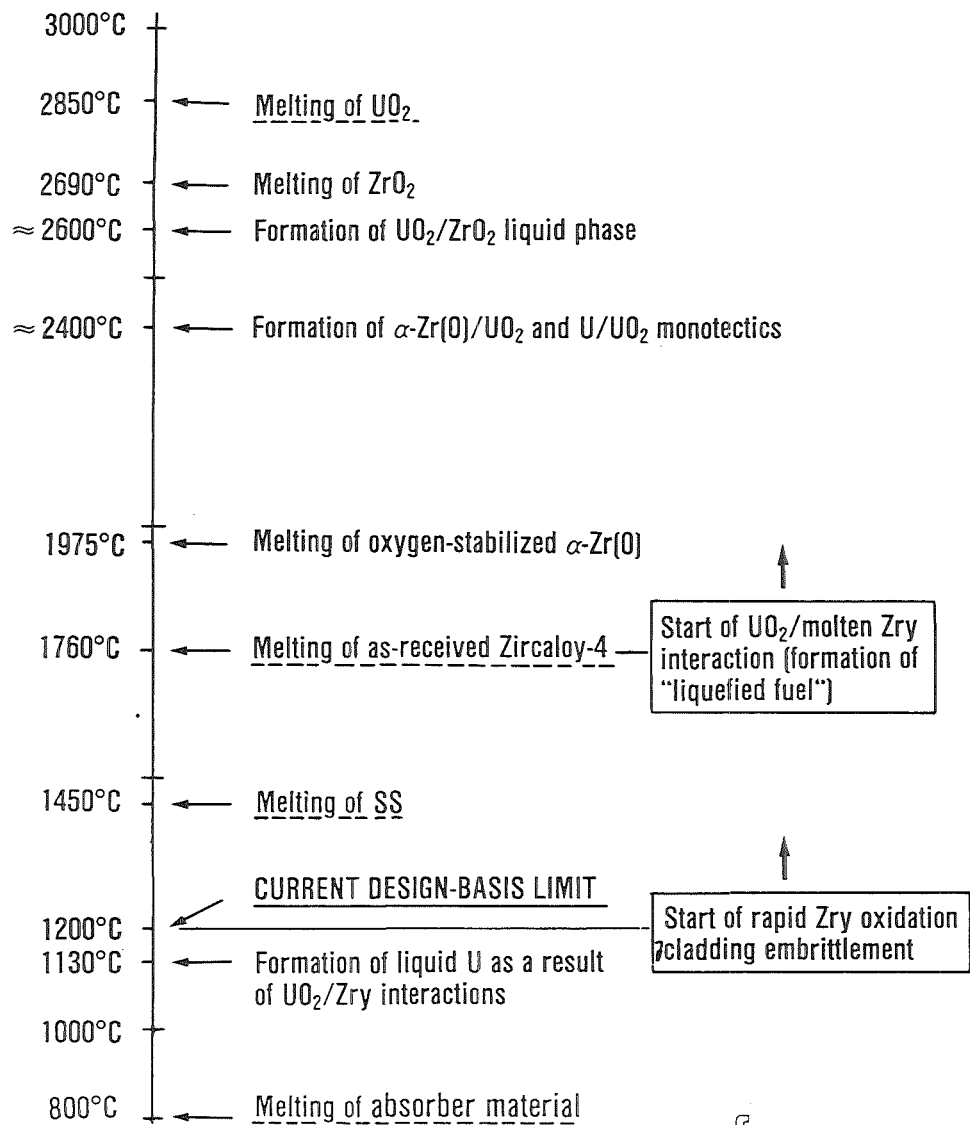


Abb. 8:
Chemical interactions and formation of liquid phases in the UO₂-Zry-H₂O system with increasing temperature



Überblick

- Isotherme und Transiente UO₂/Zircaloy-Reaktionsexperimente.
- Modellierung der kombinierten chemischen Wechselwirkungen.
- Auflösung von festem UO₂-Brennstoff durch geschmolzenes Zircaloy-Hüllmaterial.

Zielsetzung

- Identifizierung der Reaktionsprodukte
- Bestimmung der Reaktionskinetik
- Quantitative Beschreibung der Hüllrohroxidation von innen und außen (PECLOX)
- Bestimmung der UO₂-Auflösungskinetik

Abb. 9:
Einzeleffekt Laboruntersuchungen mit kurzen Brennstababschnitten



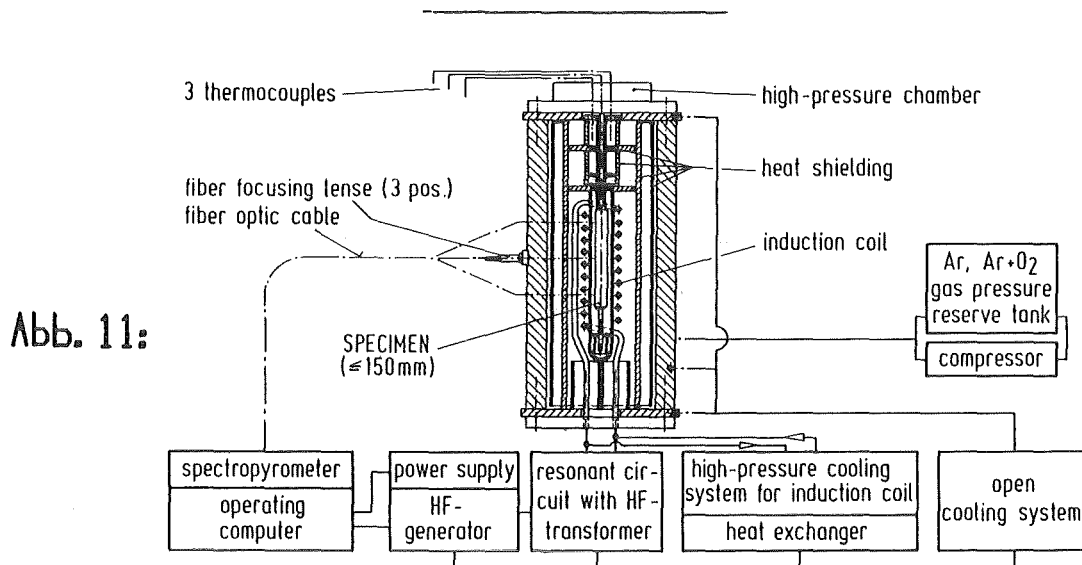
Versuchsdurchführung

Glühexperimente mit 10 cm langen Brennstababschnitten in der Hochtemperatur/ Hochdruckversuchsanlage MONA

- Isotherme Glühtemperaturen : 900, 1000 ... 1700°C
- Reaktionszeiten : 3 bis 150 min.
- T_{\max} in transienten Experimenten : 1000, 1100 ... 2000°C
- Aufheiz- und Abkühlgeschwindigkeiten : 0.25, 1, 5 und 10 K/s
- Äußerer Überdruck (Systemdruck) : 1 bis 80 bar
- Versuchsatmosphären : Ar, (Ar + 25 Vol.% O₂)

KfK

Abb. 10: Zircaloy/UO₂- und Zircaloy/O₂- Reaktionsexperimente



KfK IMF I

Schematic of the high-temperature/high-pressure equipment (MONA). T_{\max} : 2000°C; P_{\max} : 200 bar.

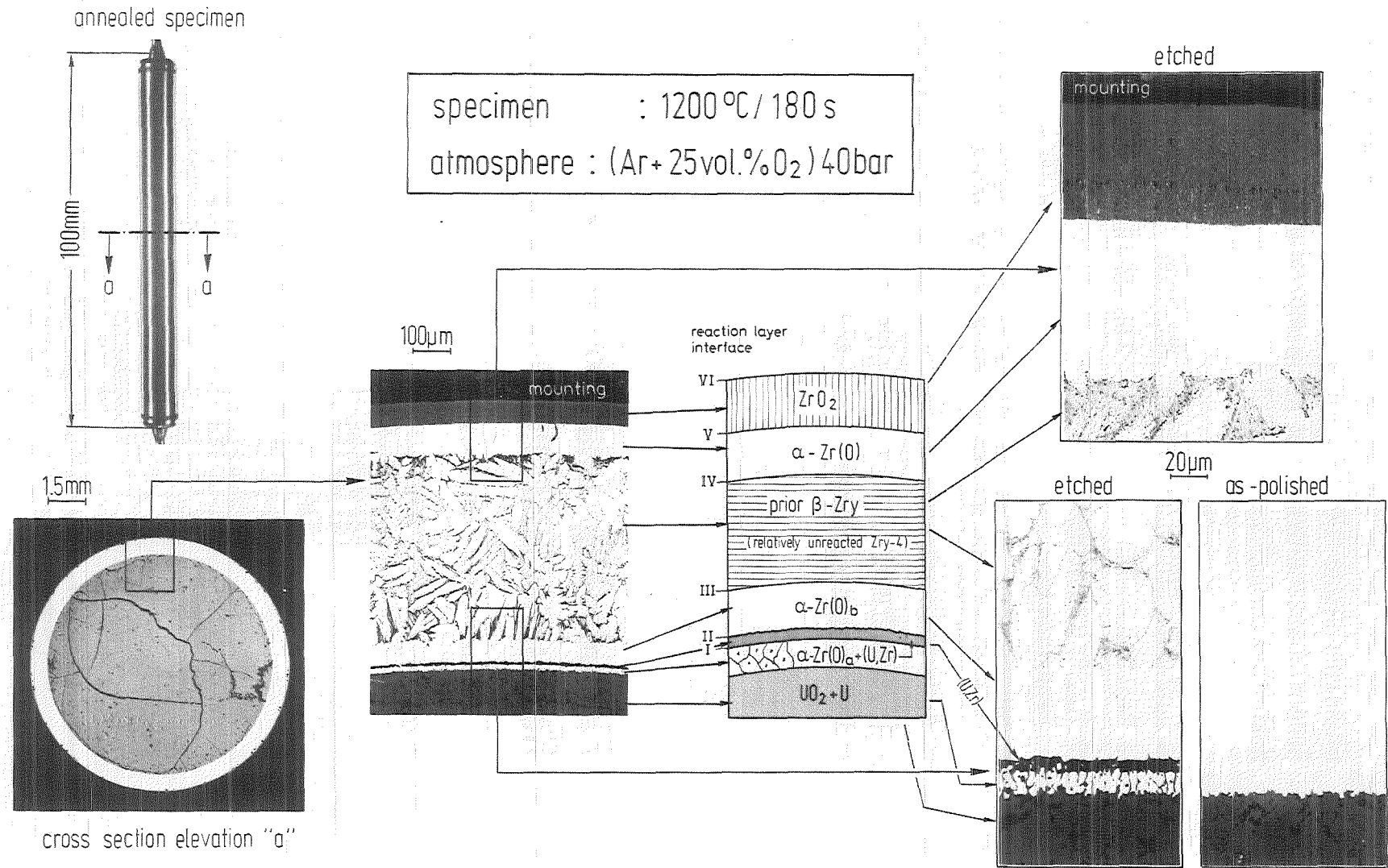
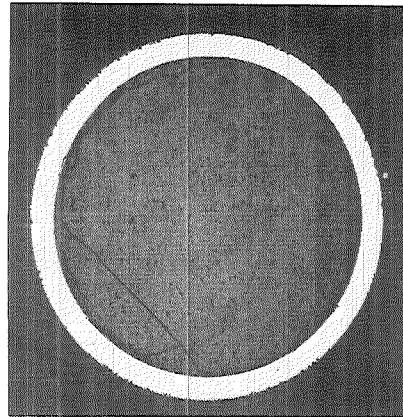


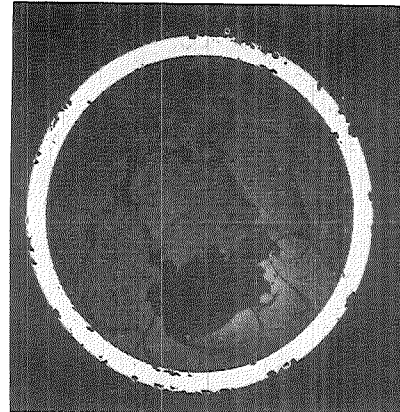
Abb. 12: Sequence of the external oxygen / Zry and internal UO₂ / Zry interaction layers

$T_{\max} = 1400^{\circ}\text{C}$



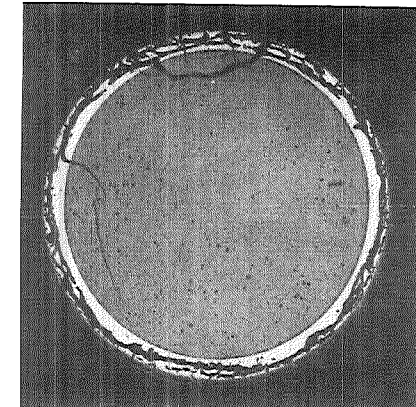
217 M

5K/s



216 M

1K/s

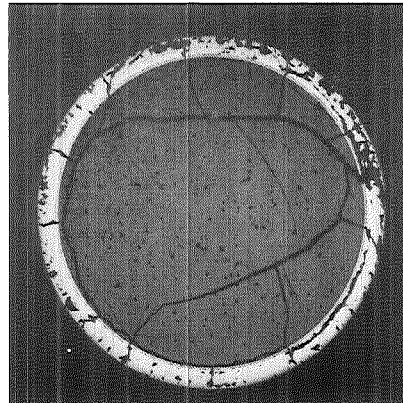


215 M

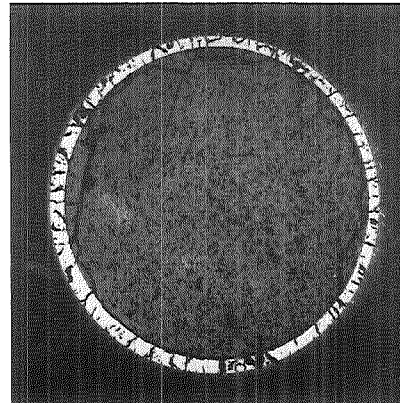
0,25K/s

1,5µm

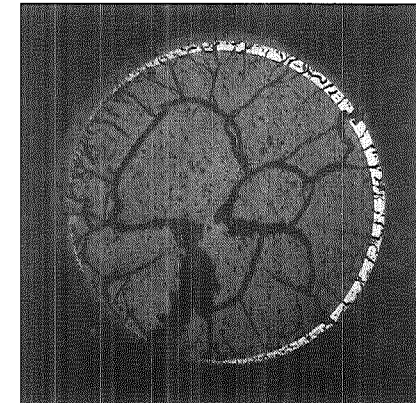
$T_{\max} = 1600^{\circ}\text{C}$



227 M



225 M

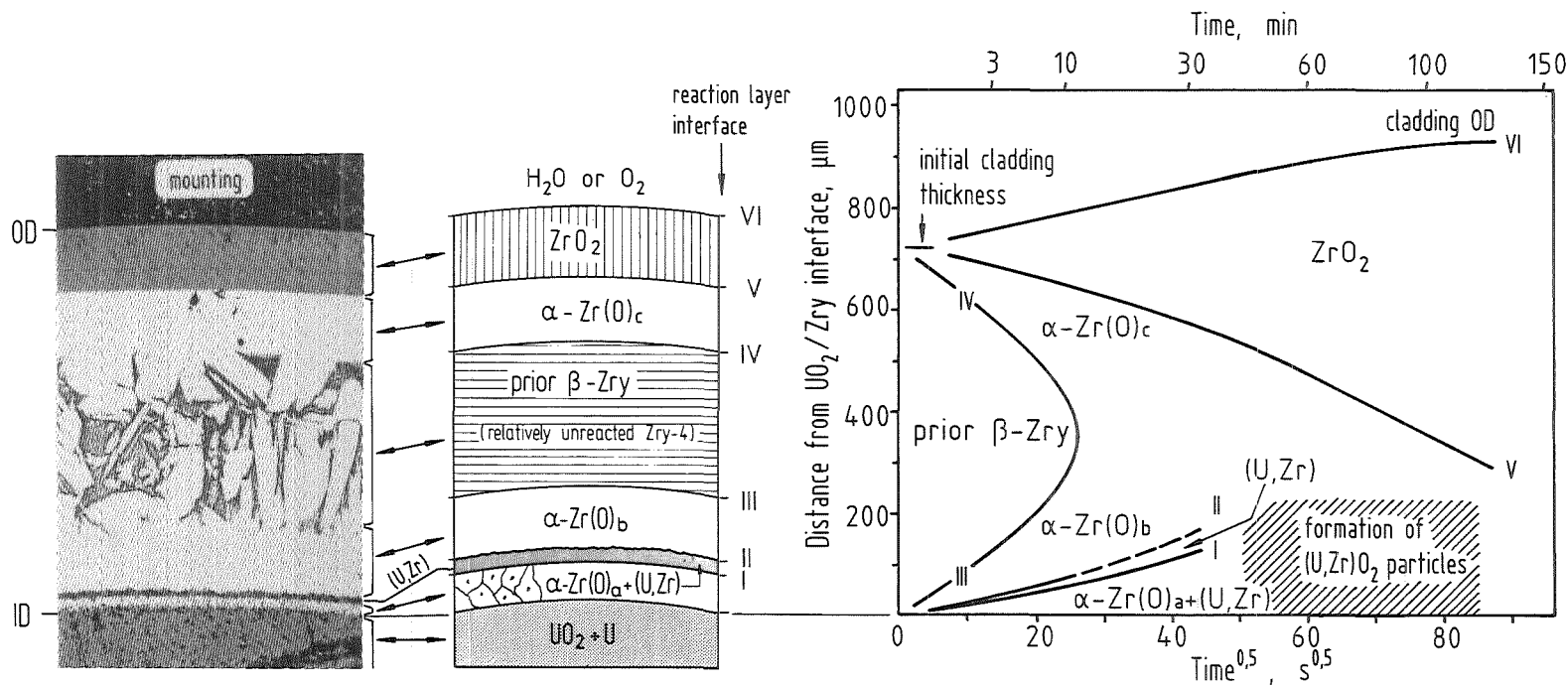


224 M

atmosphere: (Ar + 25 vol%O₂); p_{ext.} = 40 bar

KIK IMF I

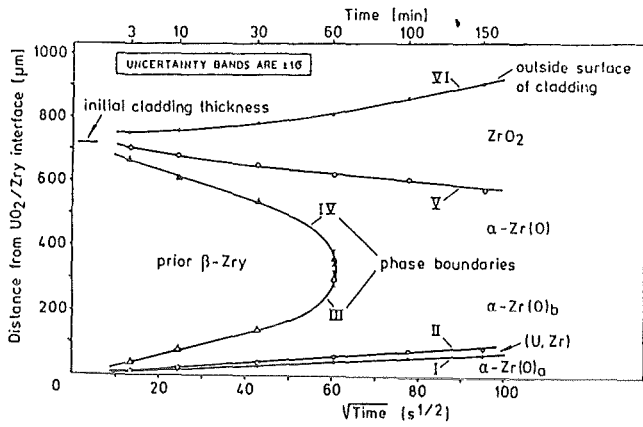
Abb. 13: Microstructure of transient heated fuel rods as functions of T_{\max} and $\pm dT/dt$



Sequence of external and internal cladding interaction layers

Annealing temperature : 1300°C
 P_{ext} : 40 bar, atmosphere: Ar+25 vol.% O_2

Abb. 14: Zircaloy / UO_2 and Zircaloy / O_2 reaction zone thicknesses versus $t^{0.5}$ at 1300°C



T = 1100°C, $P_{ext.} = 40 \text{ bar}$, atmosphere = Ar + 25 vol. % O₂



UO₂/Zry-4 and O₂/Zry-4 reaction zone thicknesses versus $\sqrt{\text{Time}}$ at 1100°C.

Abb. 15:

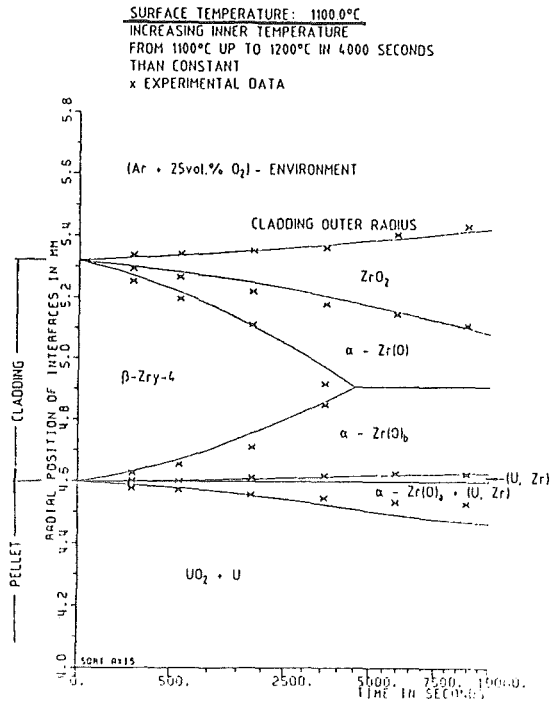
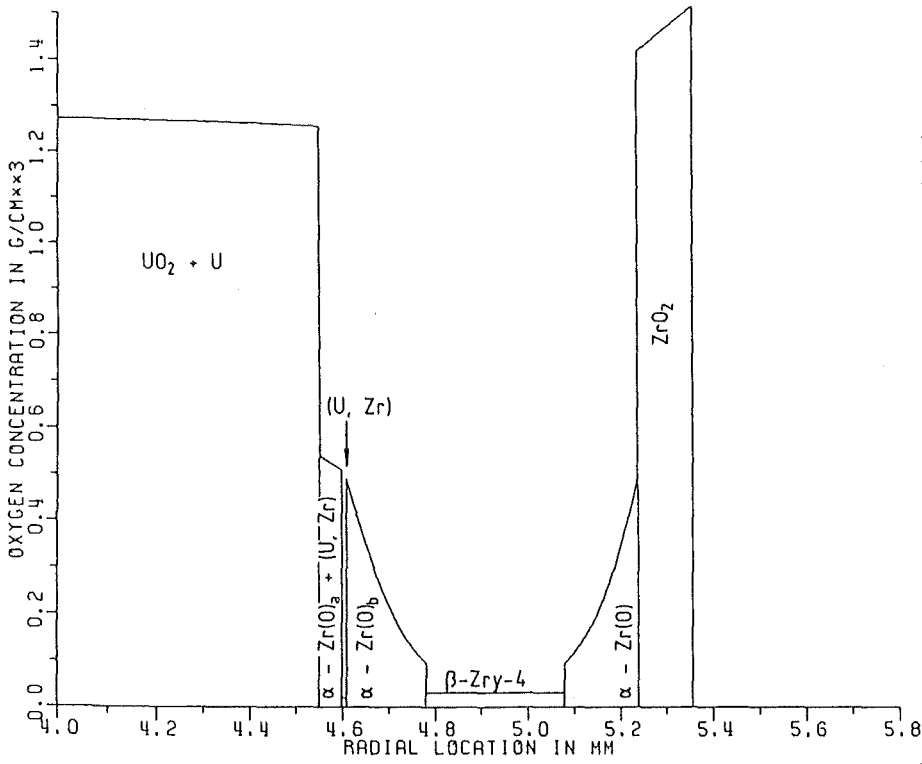


Abb. 16: FIG. REACTION ZONE THICKNESS VERSUS TIME
PELLET/CLADDING INTERACTION, STEAM AT OUTER SURFACE

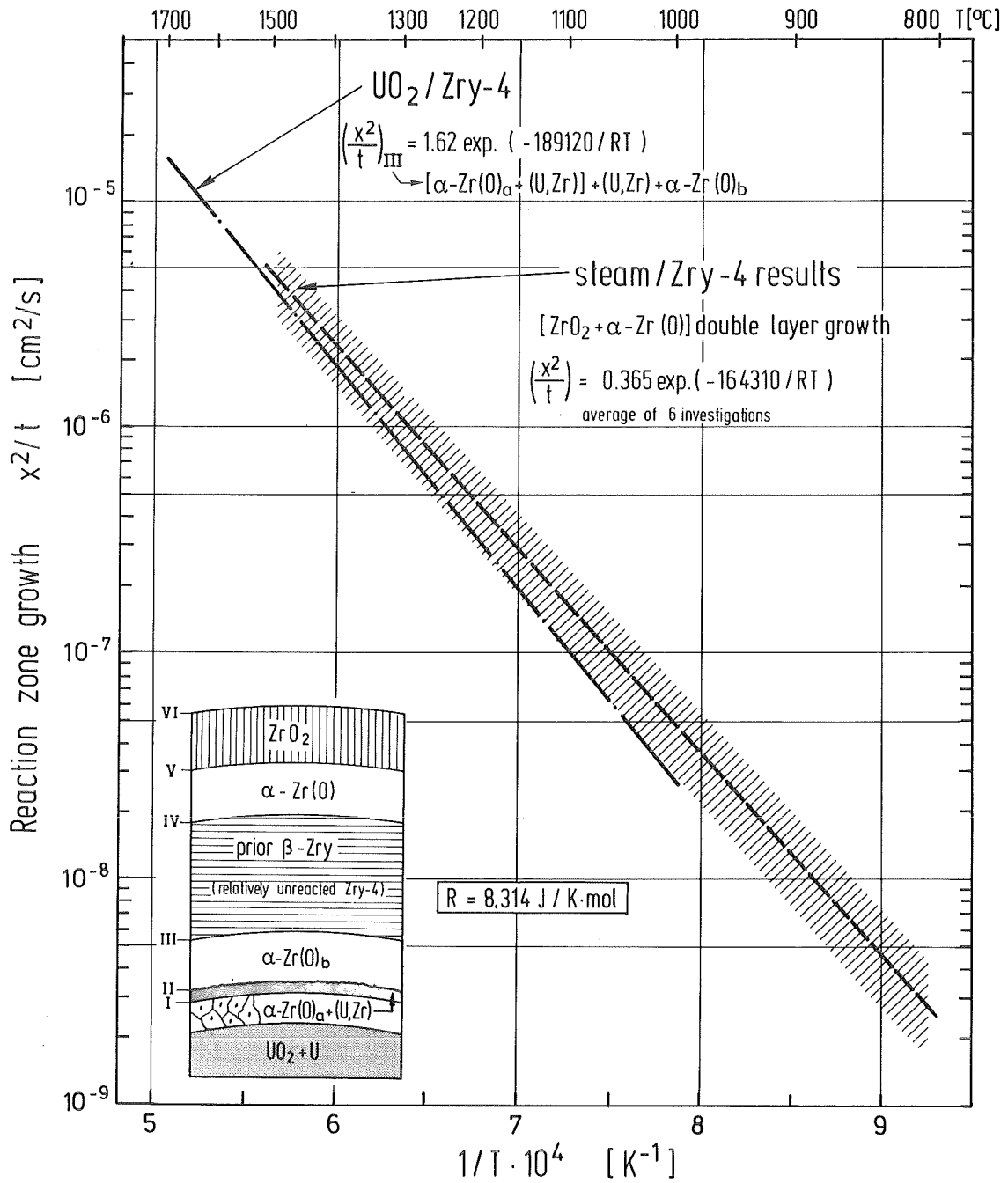


TEMPERATURE (C): 1100.0
TIME (SECONDS): 3000.0



FIG. OXYGEN CONCENTRATION PROFILE
PELLET/CLADDING INTERACTION, STEAM AT OUTER SURFACE
P E C L O X CALCULATION

Abb. 17:



KfK IMFI

Comparison of the growth rate equations for the UO_2 / Zry and steam / Zry reactions

Abb. 18

Ergebnisse

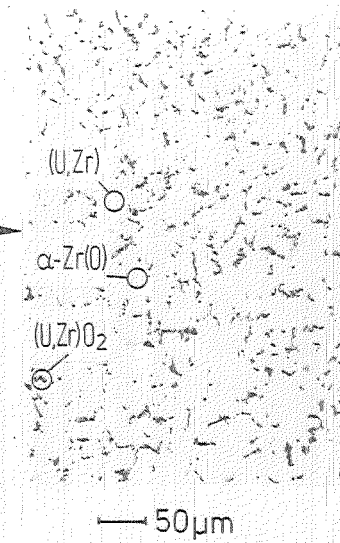
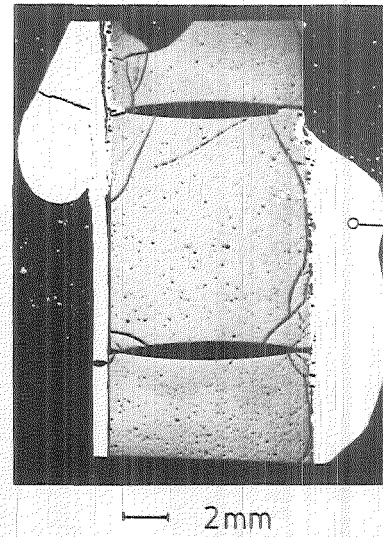
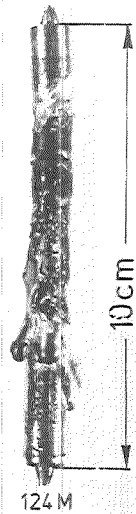
- Das Ausmaß der UO_2 /Zircaloy-Wechselwirkungen hängt entscheidend von dem Brennstoff/Hüllmaterial-Festkörperkontakt ab.
- Falls guter Festkörperkontakt zwischen Brennstoff und Hüllmaterial besteht, wird das UO_2 durch das Zircaloy unter Bildung von $\alpha\text{-Zr(O)}$ und metallischem Uran reduziert.
- Die Kinetik der UO_2 /Zircaloy-Wechselwirkungen wird durch die Sauerstoffdiffusion im Hüllmaterial bestimmt, und sie folgt einem parabolischen Zeitgesetz.
- Die Sauerstoffaufnahme des Hüllmaterials durch chemische Wechselwirkungen mit dem UO_2 -Brennstoff erfolgt etwa gleich schnell wie die durch Reaktion mit dem Wasserdampf.
- Die Hüllmaterialoxidation (Versprödung) von innen und außen ist daher etwa viermal schneller als die von einer Seite allein.



UO_2 /Zircaloy-Reaktionsexperimente

Abb. 19

$T_{\max} : 2000^{\circ}\text{C}$
 $dT/dt : \pm 10\text{K/s}$
 $P_{\text{ext.}} : 1\text{ bar}$



$T_{\max} : 2000^{\circ}\text{C}$
 $dT/dt : \pm 10\text{K/s}$
 $P_{\text{ext.}} : 40\text{ bar}$

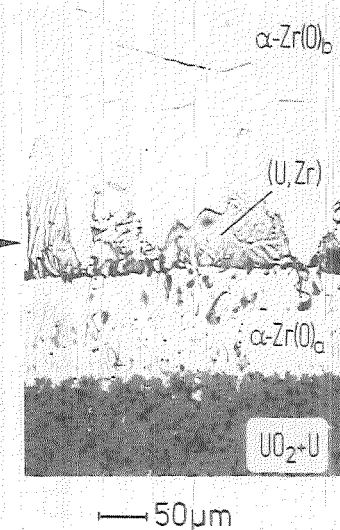
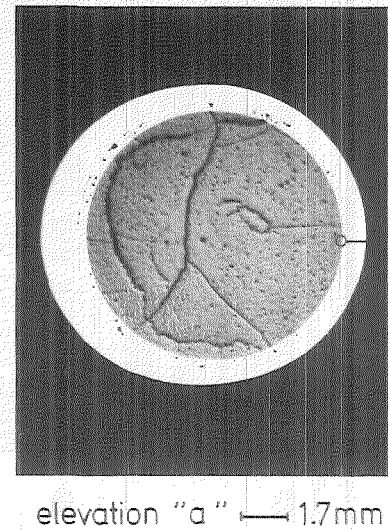
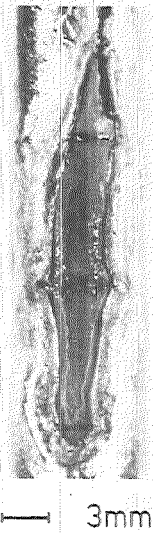
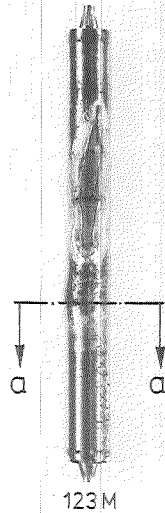


Abb. 20: Transient $\text{UO}_2/\text{Zry-4}$ interaction experiments at 10 K/s up to 2000°C as a function of external pressure (1 and 40 bar)

Versuchsdurchführung

Isotherme und temperaturtransiente Experimente mit UO_2 -Tiegeln, die geschmolzenes Zircaloy-4 enthalten, in der Schmelzanlage LAVA.

- Zircaloy-Einwaage : 10 g
- Isotherme-Reaktionstemperaturen : 1800, 1900 ... 2400°C
- Reaktionszeiten : 1 bis 60 min.
- T_{max} in transienten experimenten : 1800, 1900 ... 2400°C
- Aufheiz- und Abkühlgeschwindigkeiten : 1 und 5 K/s
- Atmosphäre/Druck : Ar/1 bar

Zielsetzung

- Identifizierung der Reaktionsprodukte
- Ermittlung der UO_2 -Auflösungsmechanismen
- Bestimmung der Auflösungsgeschwindigkeit



Abb. 21:
Auflösung von festem UO_2 -Brennstoff durch geschmolzenes Zircaloy-Hüllmaterial

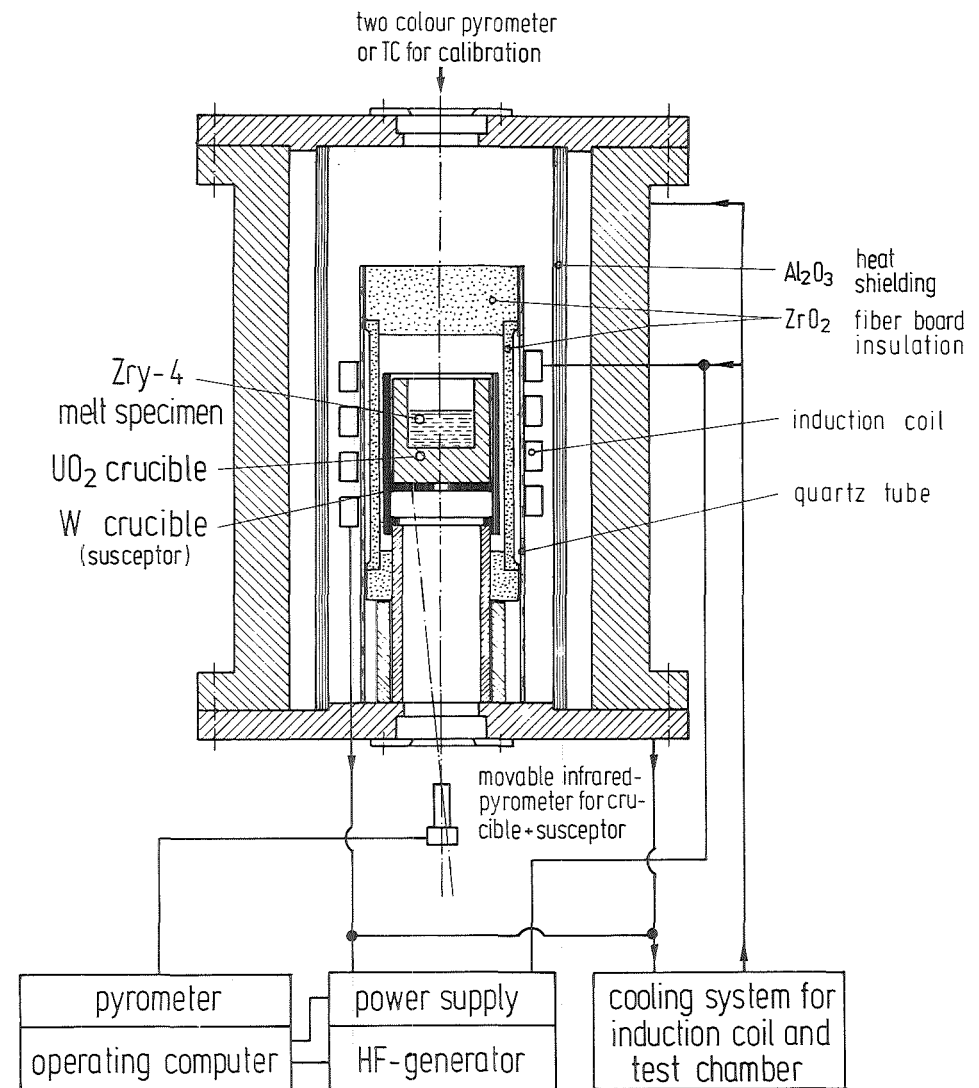
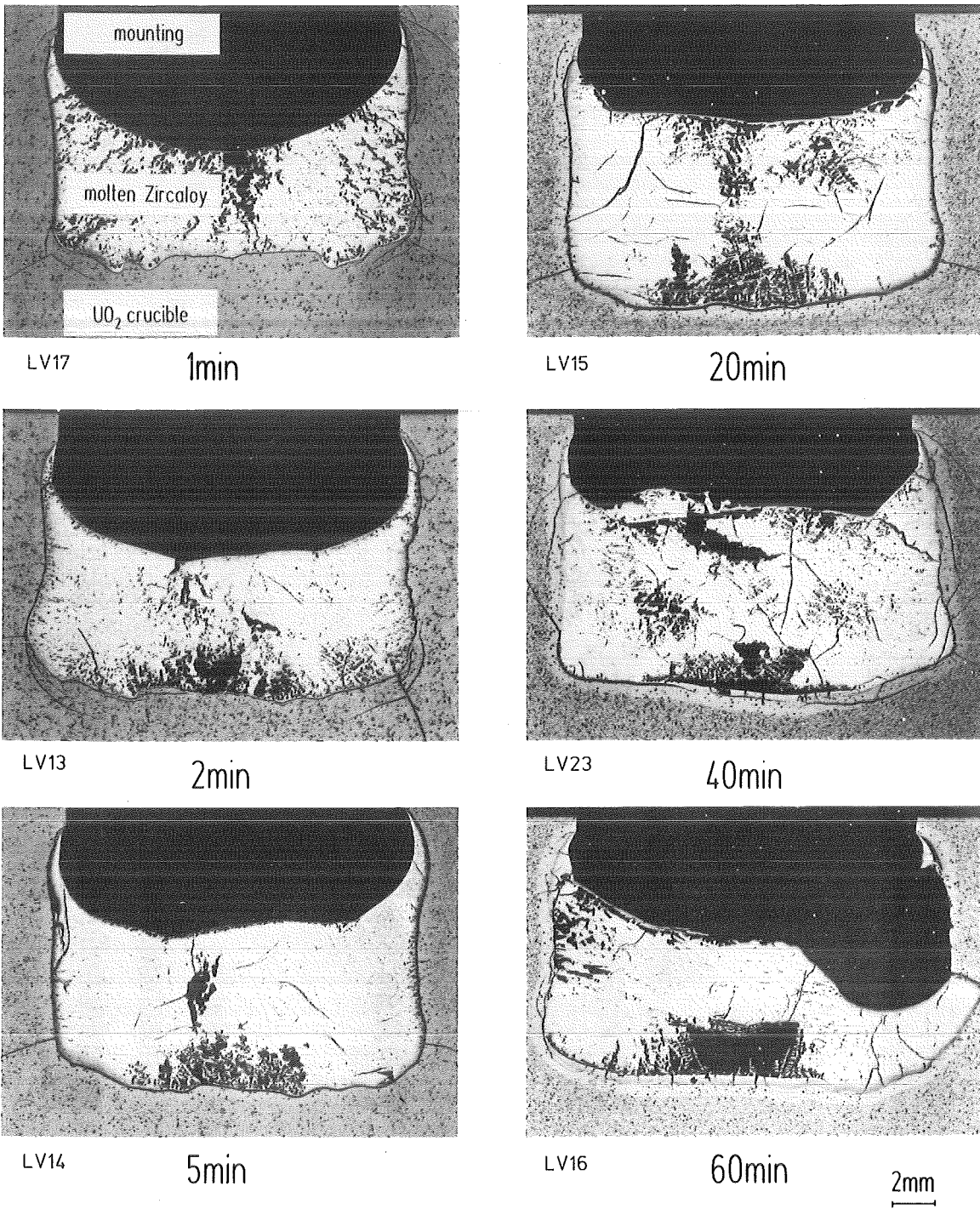
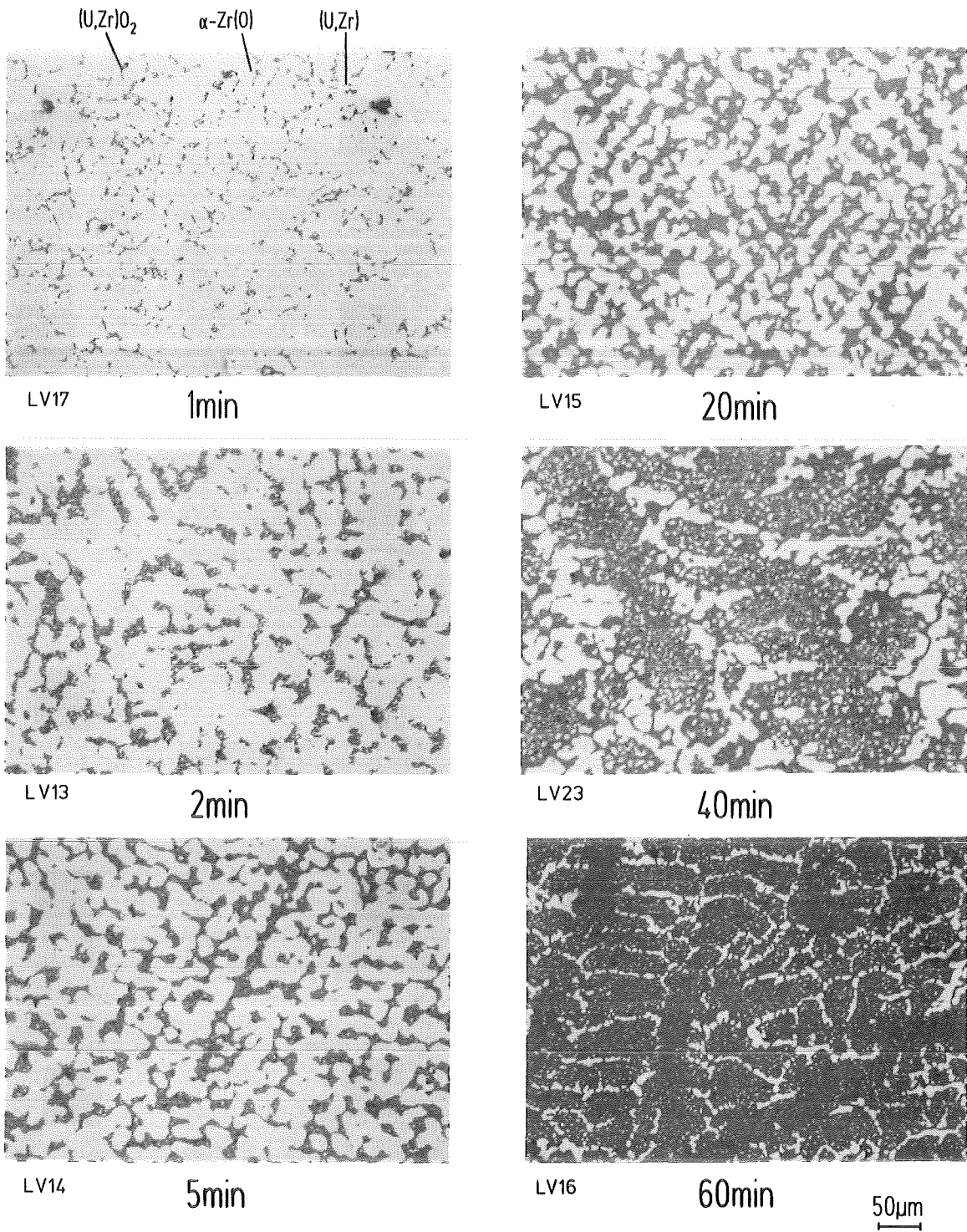


Abb. 22:
Schematic of the high - temperature melting equipment LAVA
 $T_{max} \approx 2400^\circ C$, $p_{max} \approx 3$ bar , atmosphere : Ar



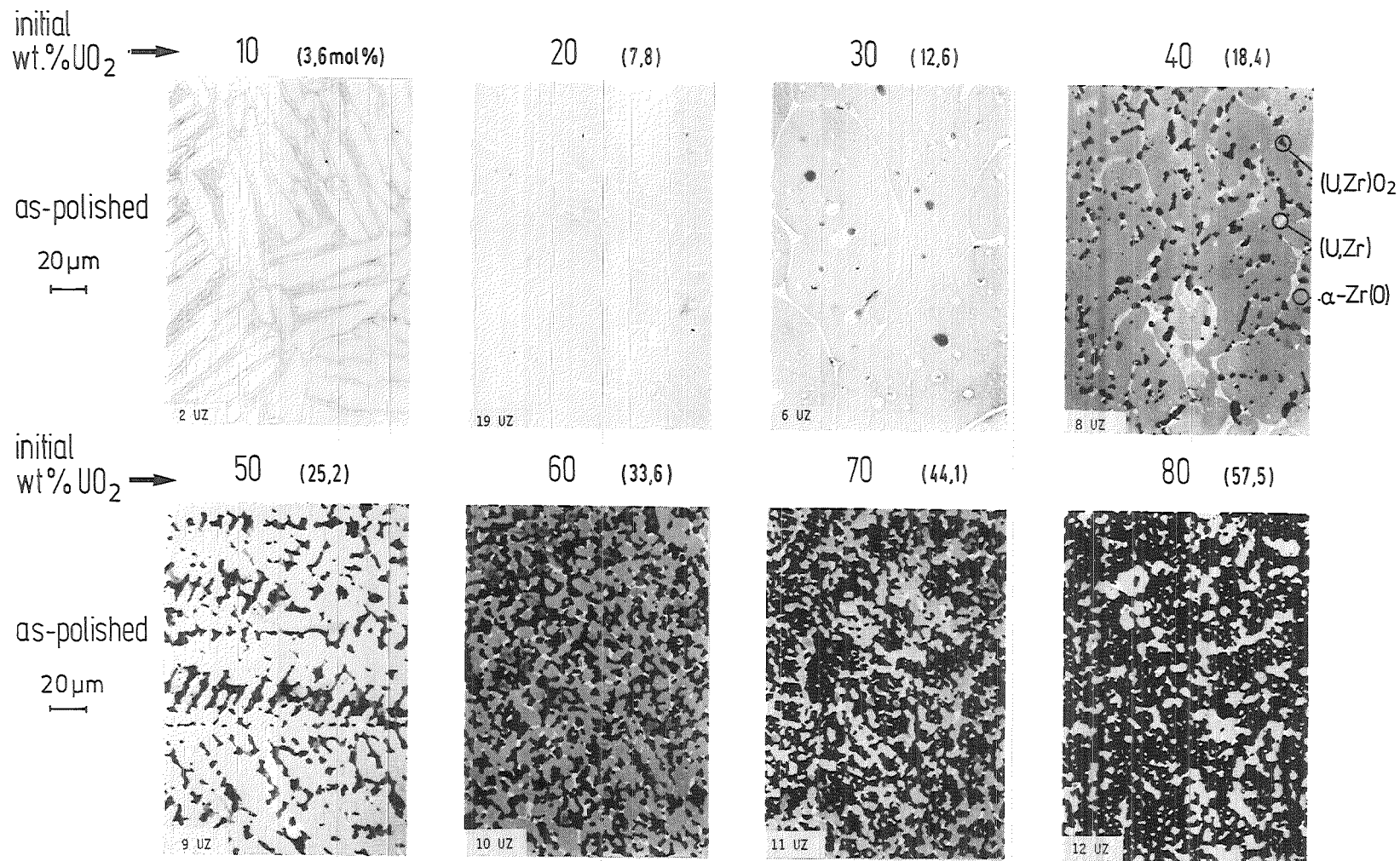
temperature: 2050°C; atmosphere: Ar

Abb. 23:
UO₂ crucible-molten Zircaloy interaction as a function of time



temperature: 2050°C; atmosphere: Ar

Abb. 24:
Microstructures of solidified (Zr,U)O₂ as a function of interaction time

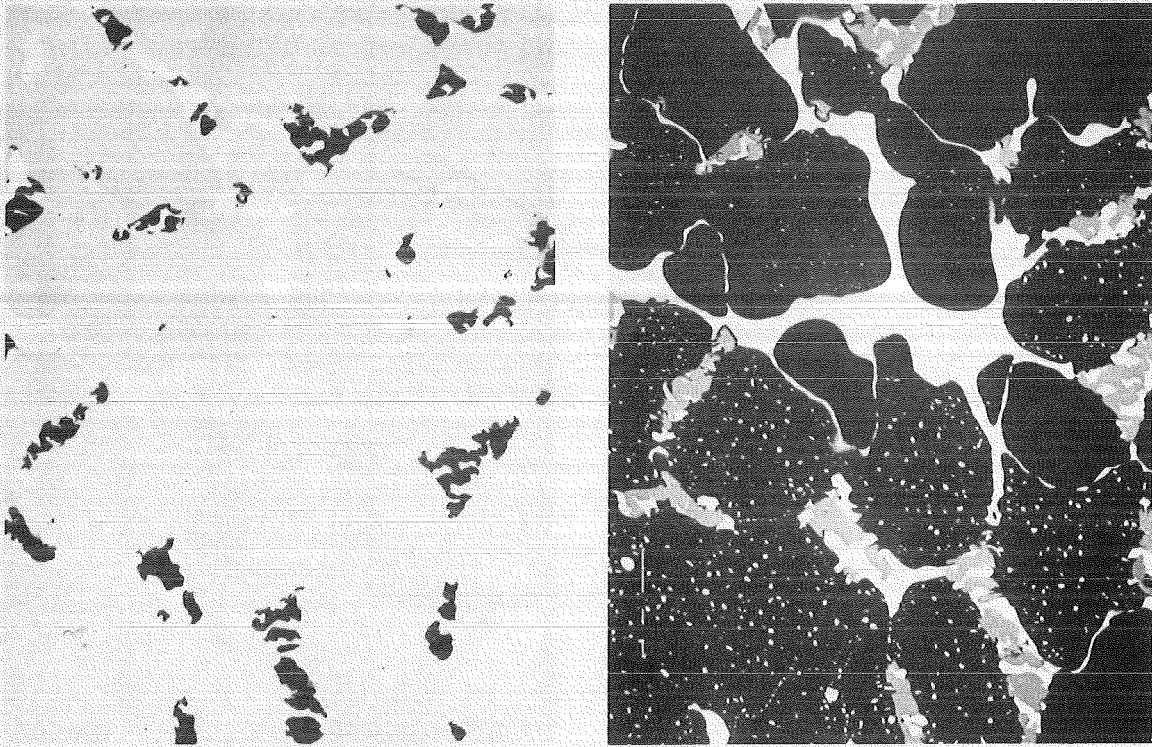


melting : arc furnace
 homogenization : 1400°C/30min

$(U,Zr,O)_{melt} \xrightarrow{\text{cooling}} \alpha\text{-Zr(O)} + (U,Zr) ; (U,Zr)O_{2-x} \longrightarrow (U,Zr)O_{2.0} + (U,Zr)$

Abb. 25: Microstructures of molten and homogenized UO₂ /Zr specimens as a function of initial UO₂ content

UO₂ dissolution by molten Zircaloy (1950 °C / 2min)



as-polished (optical) 20µm SEM

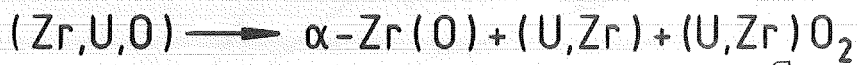
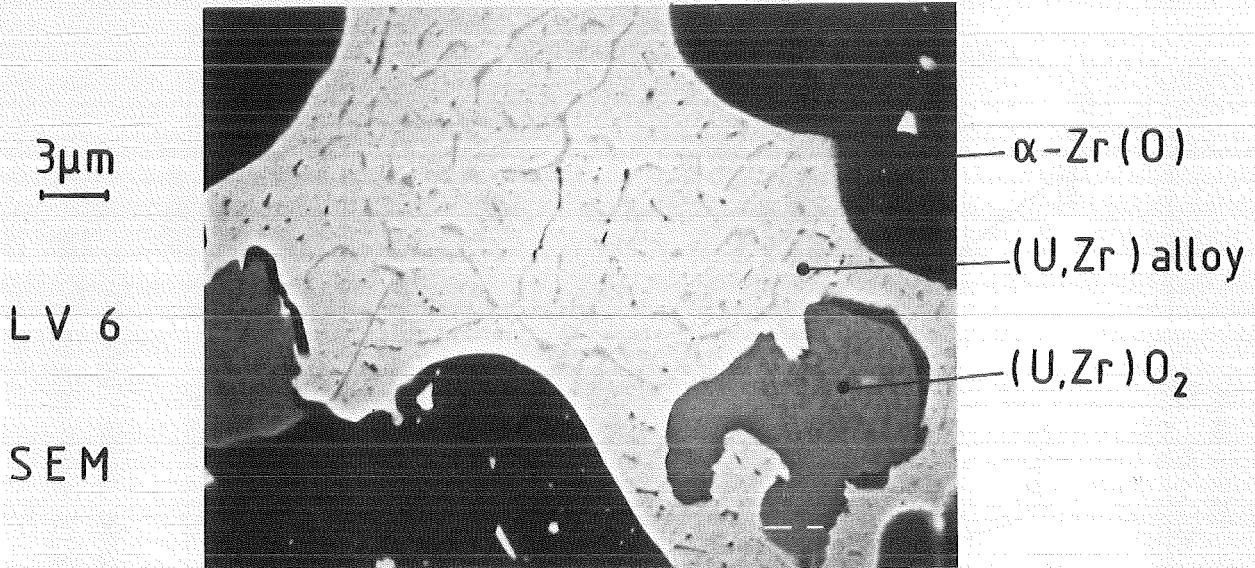
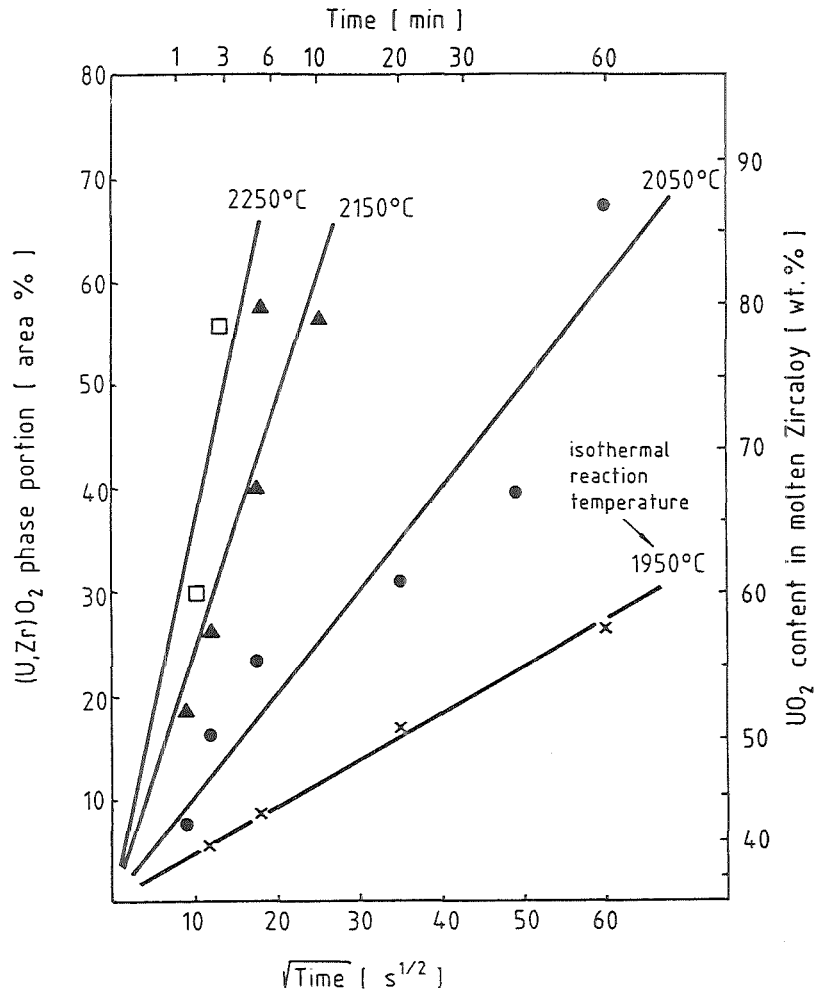


Abb. 26:

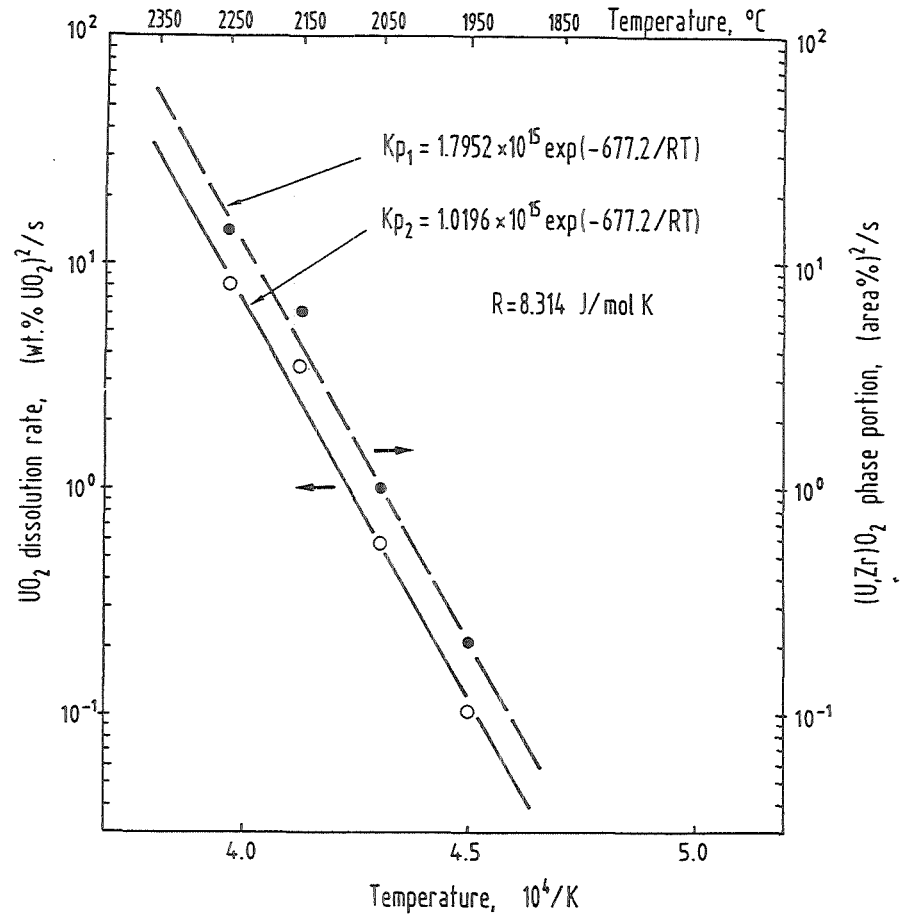
Microstructure of solidified (Zr,U,O) melt

UO₂ dissolution by molten Zircaloy-4



(U,Zr)O₂ ceramic phase portion in solidified (U,Zr,O) melt versus $\sqrt{\text{time}}$

Abb. 27:



$$K_{p1} = \frac{(\text{area}\%)^2}{t[\text{s}]}, \quad K_{p2} = \frac{(\text{wt.\%} - a)^2}{t[\text{s}]} \rightarrow (\text{wt.\%})_{\text{UO}_2} = 35.8 + (K_{p2}t)^{0.5}$$



UO₂ dissolution rate by molten Zircaloy - 4

Abb. 28:

Versuchsergebnisse

- UO_2 kann durch Zircaloy chemisch aufgelöst werden.
- Der (U, Zr) O_2 -Phasenanteil in der erstarrten (Zr, O, U)-Schmelze kann mit der gelösten UO_2 -Menge korreliert werden.
- Die Auflösung von festem Brennstoff durch geschmolzenes Hüllmaterial kann durch ein parabolisches Zeitgesetz beschrieben werden.

Schlußfolgerungen

- Die Bedeutung dieser Experimente ist, daß UO_2 -Brennstoff durch geschmolzenes Zircaloy-Hüllmaterial etwa 1000°C unterhalb des UO_2 -Schmelzpunktes verflüssigt (aufgelöst) werden kann.
- Da die ursprüngliche UO_2 -Kristallstruktur dabei vollständig zerstört wird, ist mit einer erhöhten Spaltproduktfreisetzung zu rechnen.



Auflösung von festem UO_2 -Brennstoff durch geschmolzenes Zircaloy-Hüllmaterial

Abb. 29

Untersuchung

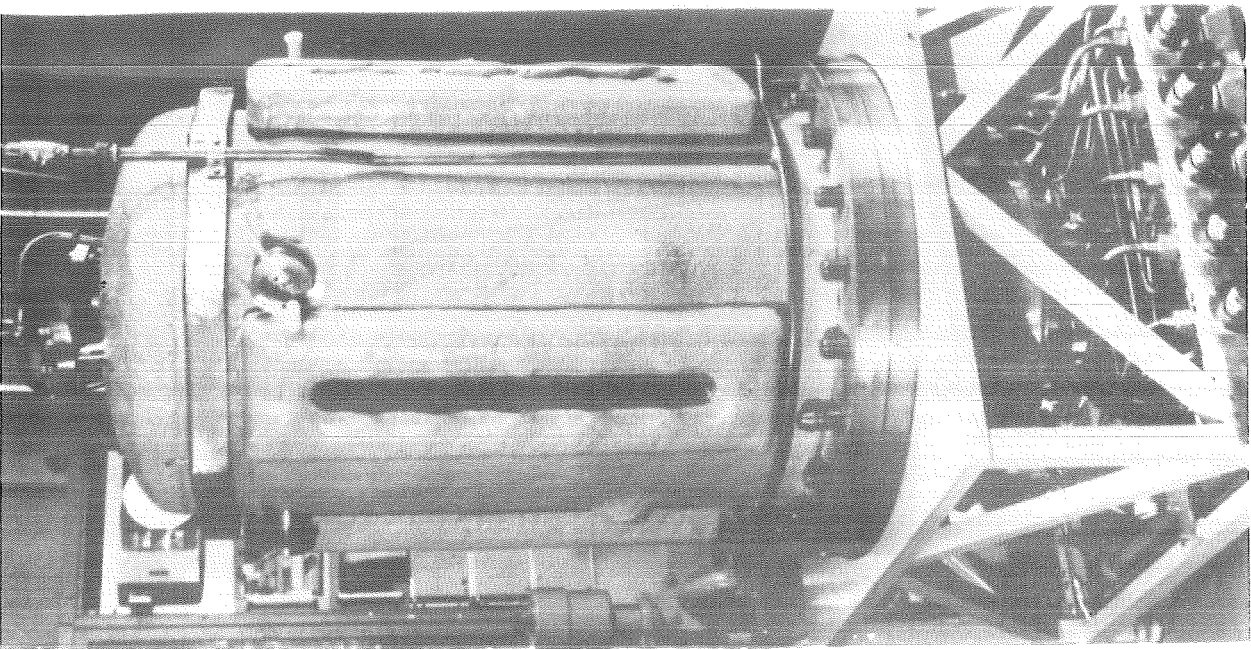
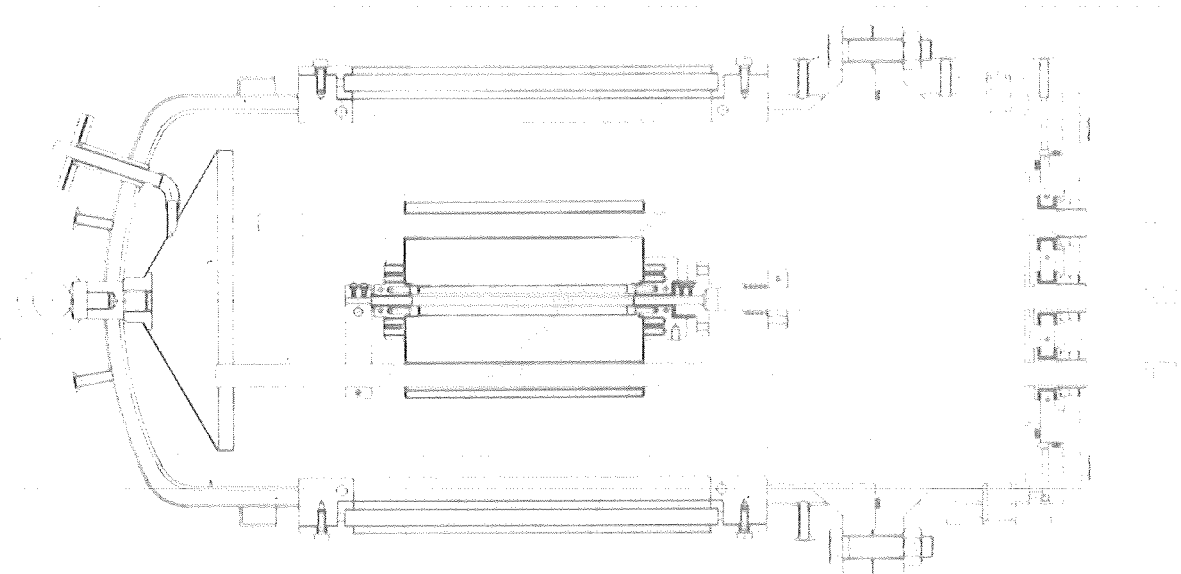
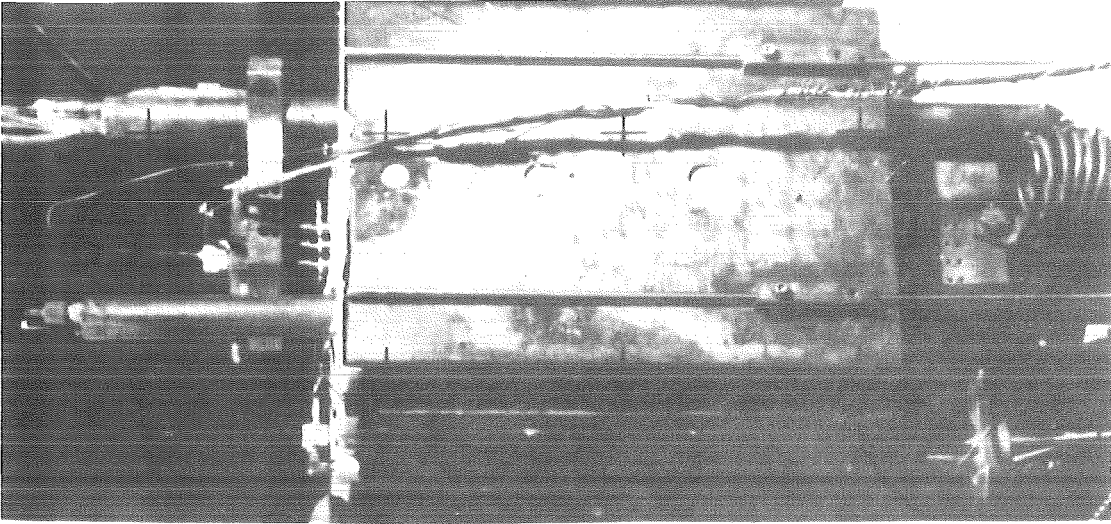
- der konkurrierenden Einflüsse der inneren und äußeren Hüllrohroxidation unter realistischen Randbedingungen (Dampf, adiabatische Aufheizung),
- des Einflusses der unkontrollierten Temperaturerhöhung infolge exothermer Dampf/Zircaloy-Wechselwirkungen auf die maximale Hüllmaterialtemperatur,
- der Bildung und des Verhaltens von flüssigen Phasen im Brennstabbündel und deren Wechselwirkungen mit Dampf,
- der UO_2 - und/oder ZrO_2 -Auflösung durch geschmolzenes Zircaloy unter realistischen Bedingungen,
- des Einflusses der Abstandshalter, des Absorbermaterials und des Regelstab-Führungsrohres auf das Brennelementversagen,
- der Fragmentierung der versprödeten Brennstäbe und erstarrten Schmelzen während der Abkühlung.

Die Out-of-pile-Experimente sind darüberhinaus Referenzexperimente für in-pile-Experimente (PBF, ACRR, NRU, PHEBUS)



Zielsetzung der NIELS- und CORA-Experimente

Abb. 30



NIELS - FACILITY

Abb. 31:

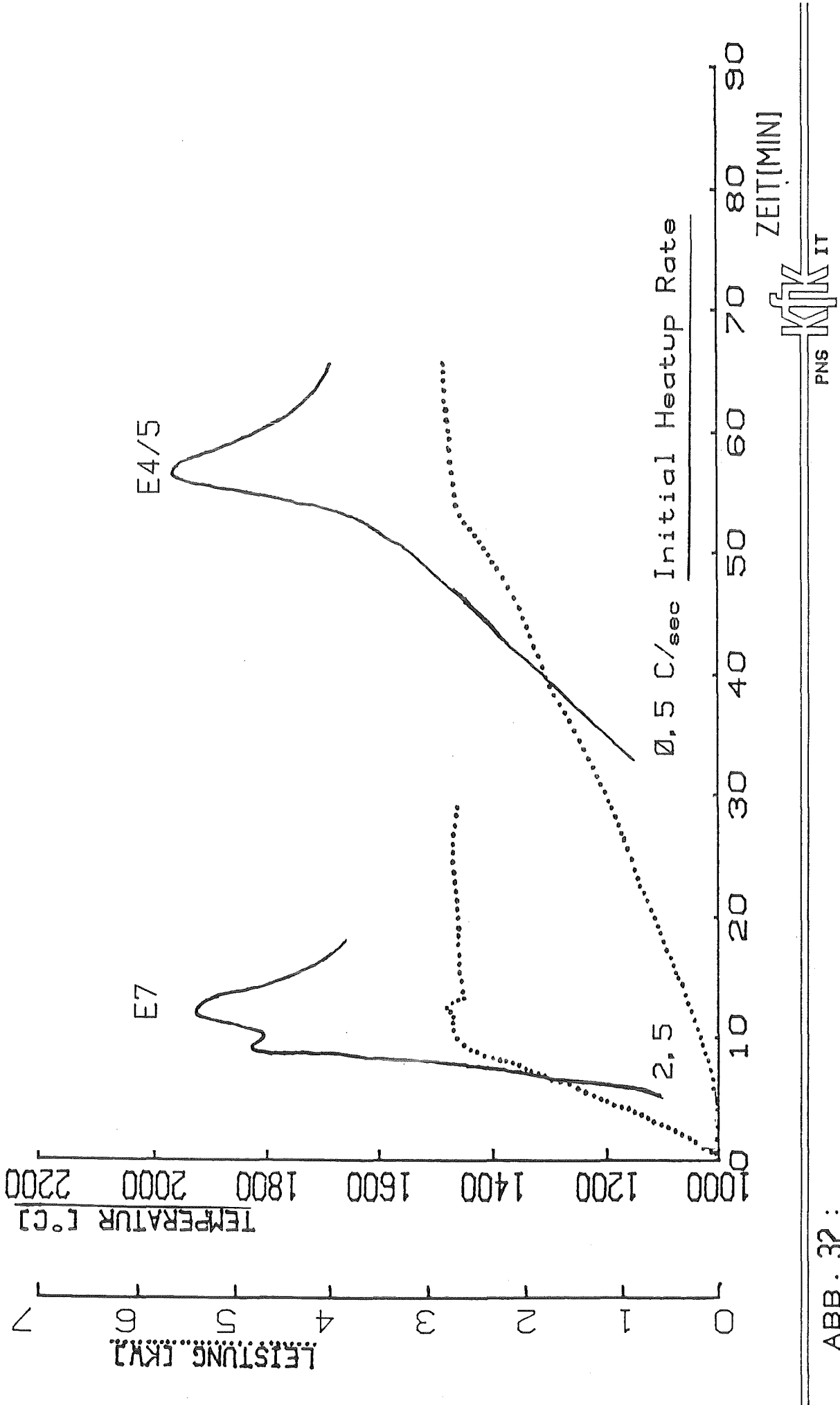
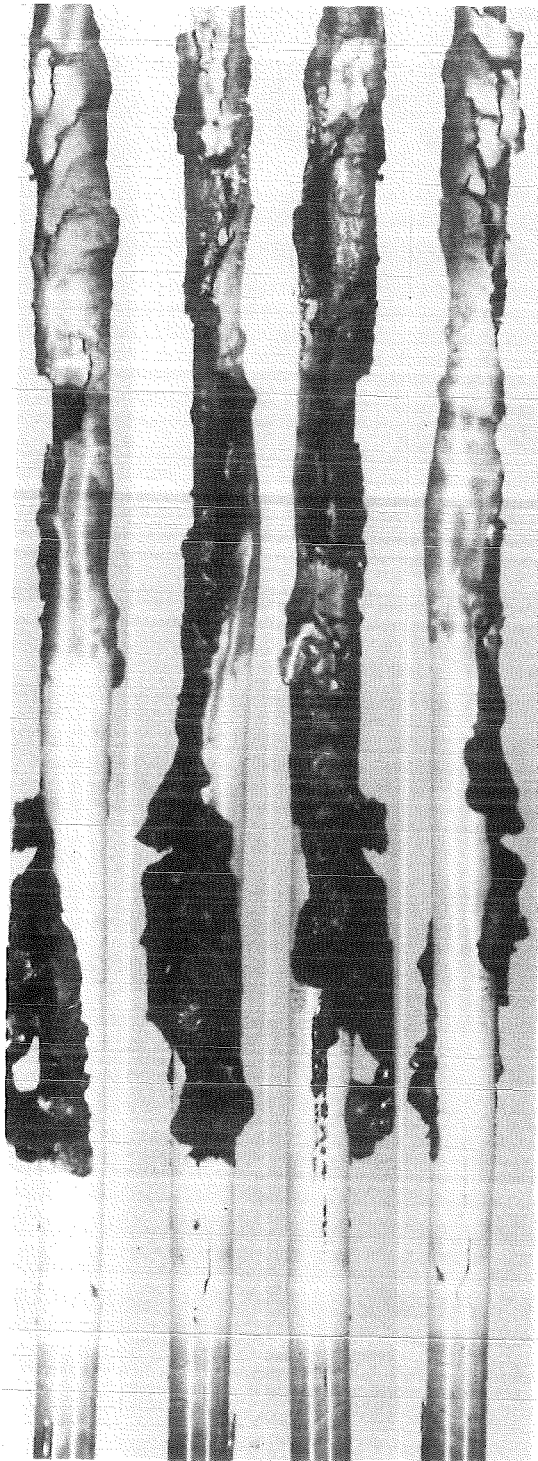
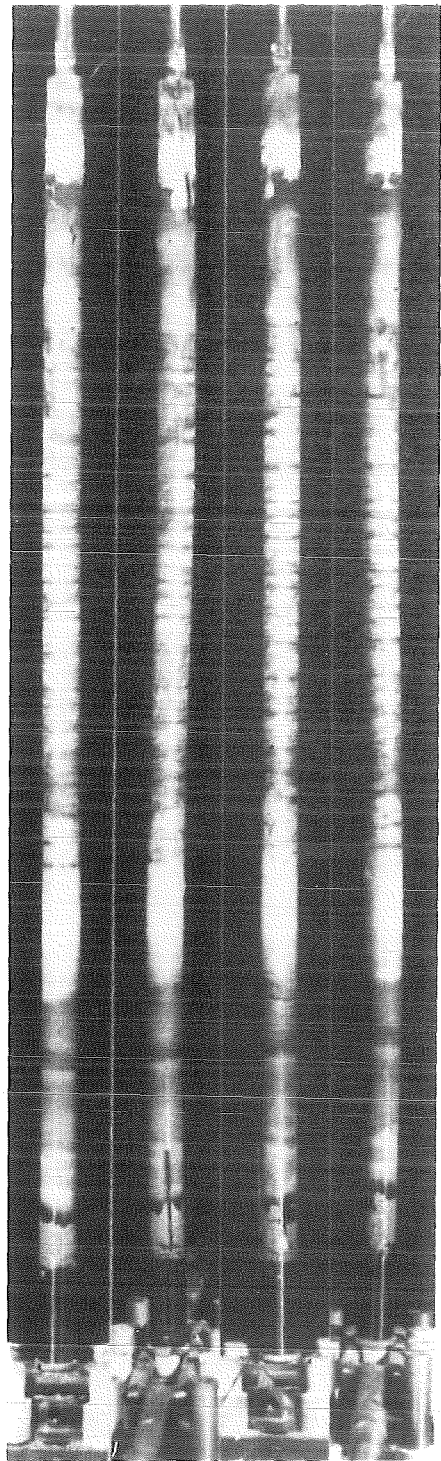


ABB. 32:

TEMPERATURVERLAUF (—) DER STABOBERFLÄCHE 140 MM VON DER DAMPFROHR-
OBERKANTE IM VERGLEICH ZUR ELEKTRISCHEN LEISTUNG (.....)



ESSI-7

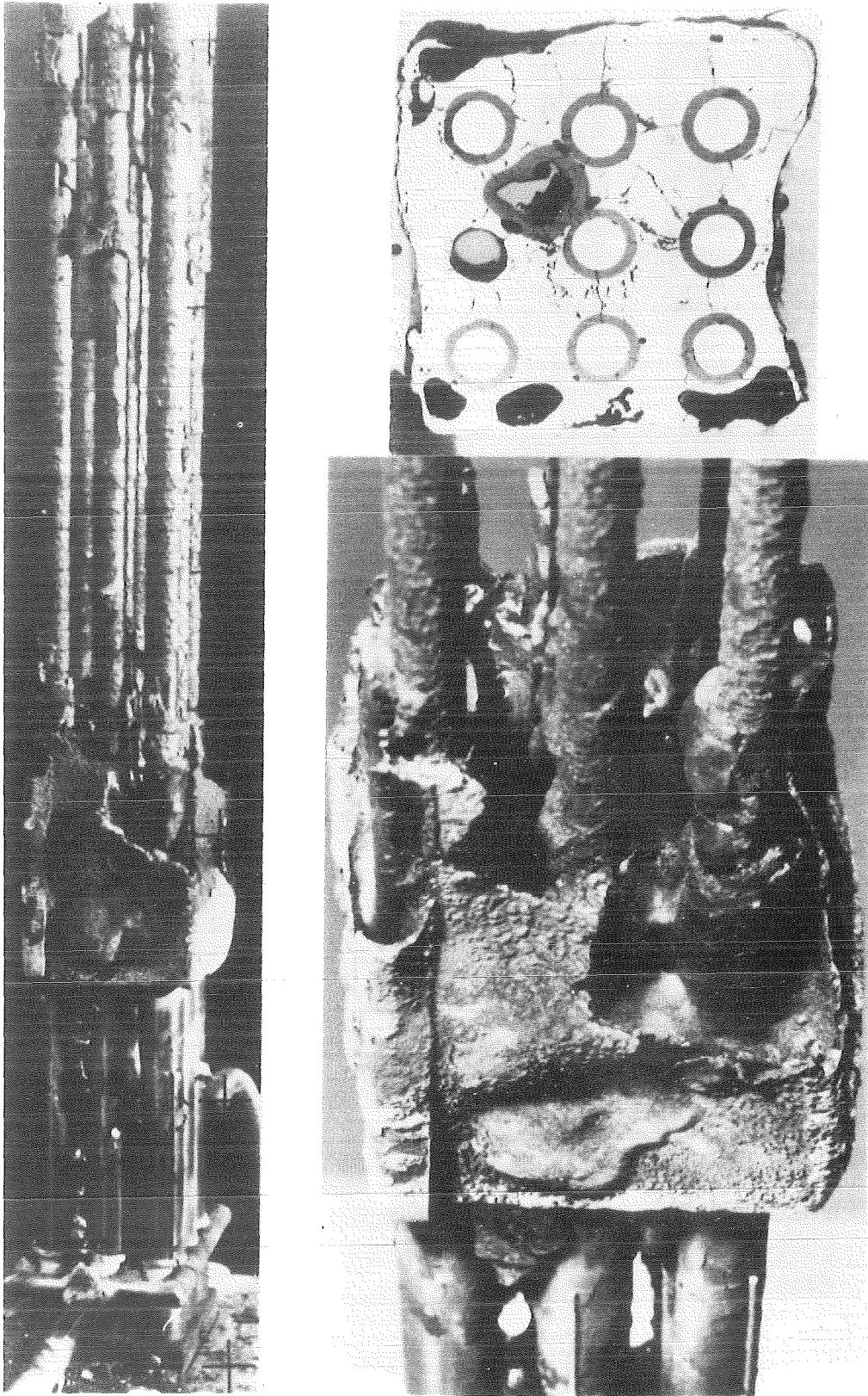


ESSI-4/5



Abb. 33:

FUEL ROD SIMULATOR POST TEST APPEARANCE FOR FAST (ESSI-7) AND SLOW (ESSI-4/5) INITIAL HEAT UP.



PNS **KIK** IT

Abb. 34:

FIGURE 2: POSTTEST APPEARANCE OF THE ESBU-1 BUNDLE AND A CROSS SECTION FROM THE RE-FROZEN MELT IN THE BLOCKED REGION (116 MM ABOVE THE BOTTOM OF THE BUNDLE)

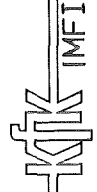
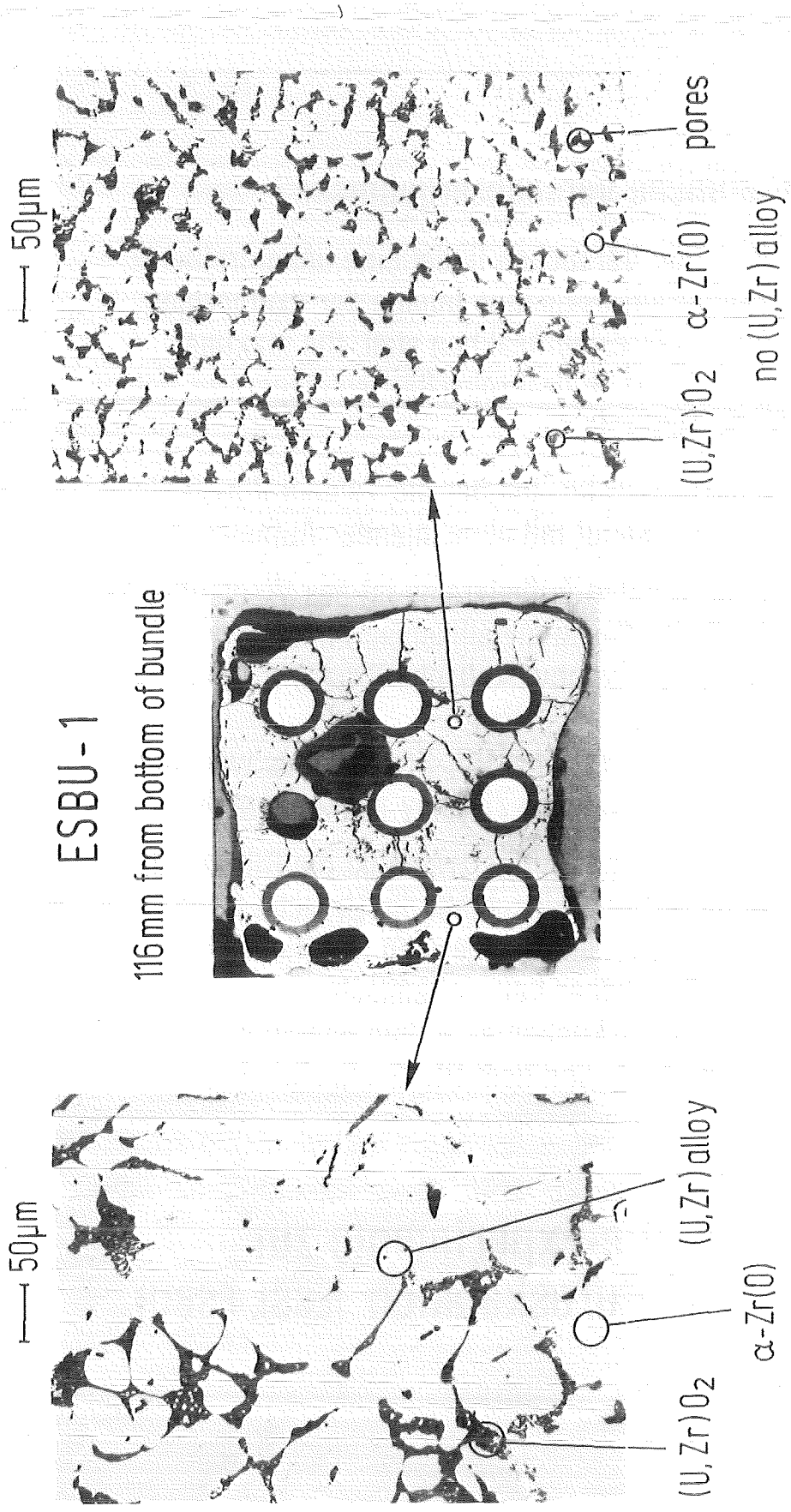


Abb. 35: Metallographic examination of the solidified melt in ESBU - 1

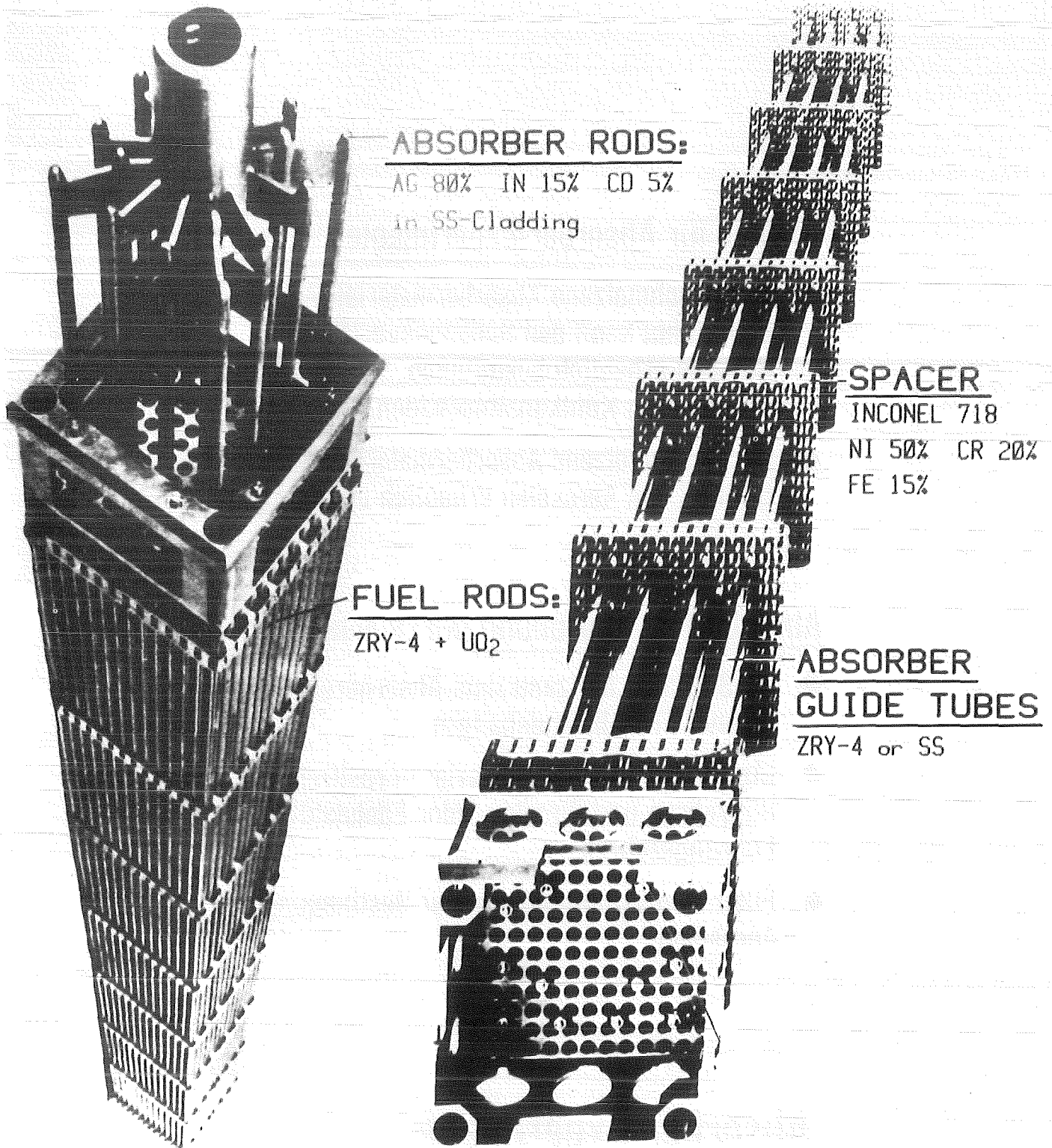
Wesentliche Versuchsergebnisse

- Bei allen Versuchen findet eine unkontrollierte Temperatureskalation infolge der exothermen Dampf/Zircaloy-Reaktion statt. Die maximal gemessene Hüllrohroberflächentemperatur betrug etwa 2200° C.
- Die Temperatur, bei der die Temperatureskalation beginnt, steigt mit abnehmender Aufheizrate an.
- Bei schnellen Aufheizraten ist das Weglaufen von geschmolzenem metallischem Zircaloy der begrenzende physikalische Prozeß für die Temperatureskalation.
Ein großer Teil des UO_2 -Brennstoffes wird durch das geschmolzene Zircaloy dabei aufgelöst.
- Bei langsamen Aufheizraten ist die Bildung einer schützenden Oxidschicht die Ursache für eine Begrenzung der exothermen Reaktionsenergie. Es finden daher keine chemischen Wechselwirkungen zwischen dem oxidierten Hüllmaterial und dem UO_2 -Brennstoff statt.

KfK

Out-of-pile-Experimente zur Temperatureskalation (ESSI, ESBÜ)

Abb. 36



PWR - FUELEMENT WITH ABSORBERRODS (LEFT)
AND ITS SKELETON (RIGHT)

Abb. 37

Gründe für Absorber-Experimente

- Das geschmolzene Absorbermaterial (Ag, In, Cd-Legierung) kann den Schadensverlauf des Bündels erheblich beeinflussen, z. B. durch die Bildung von Kühlkanalblockaden.
- Das geschmolzene Absorbermaterial kann die Bildung von Aerosolen erheblich verstärken.

Absorbertest-Anordnung (NIELS-Anlage)

- 3 x 3 Bündel mit zentralem Absorberstab und zwei Inconel 718-Abstandshaltern.
- (Ag, In, Cd)-Absorbermaterial in rostfreien Hüllrohren und Zircaloy- oder Edelstahl-Führungsrohren.
- Filter in der Abluftleitung zur Bestimmung von Aerosolen.



Absorber-Experimente

Abb. 38

NIELS-Versuchsapparatur

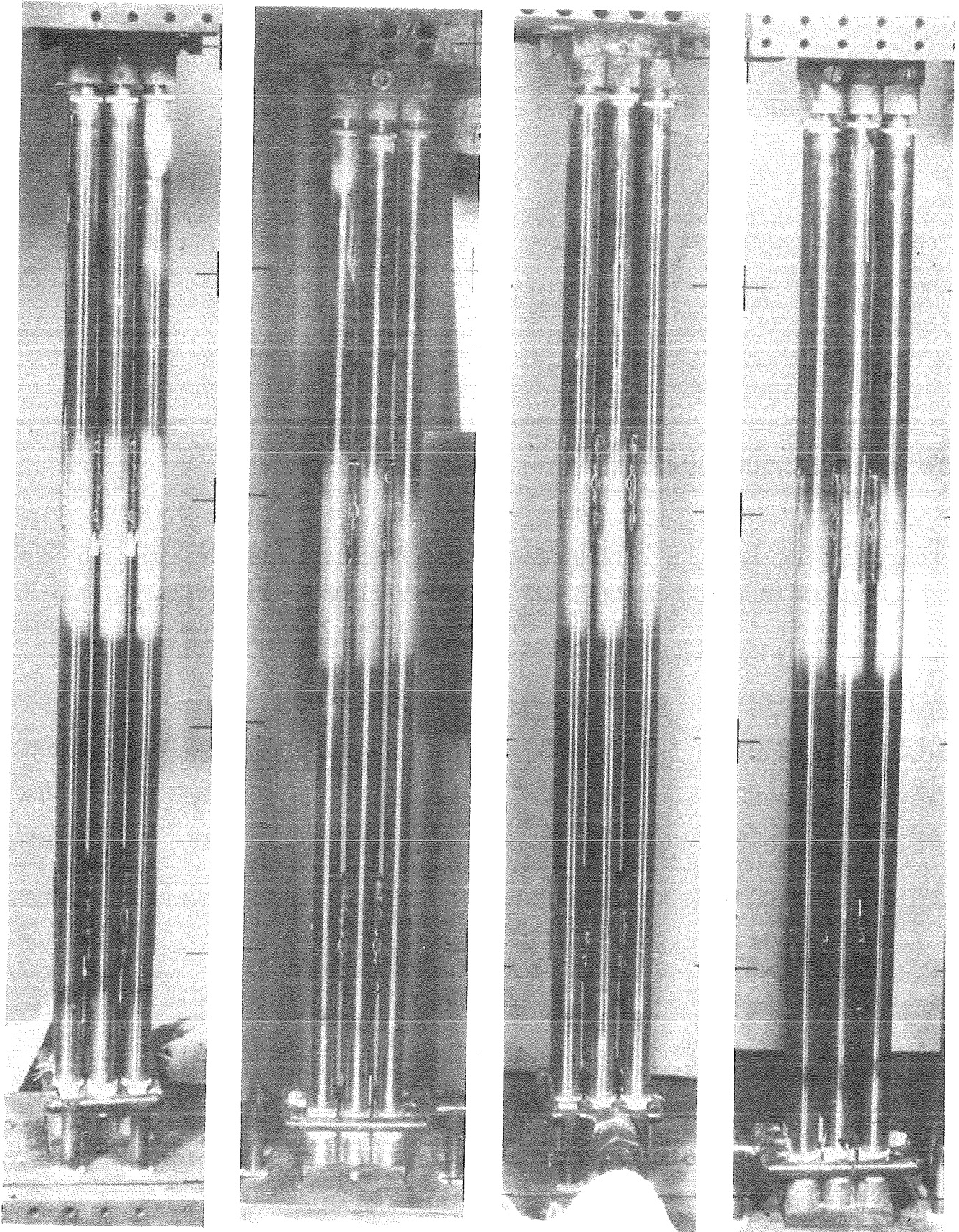
Test	Max. Temp. im Bündel	Versagens- temperatur	Hüllmaterial des Absorber- stabes	Material des Führungs- rohres	Abstands- Halte- material
ABS-4	1170° C	kein Versagen	SS	Zry	Inc.
ABS-3	1400° C	1200° C	SS	Zry	Inc.
ABS-2	1850° C	1200° C	SS	Zry	Inc.
ABS-1	2050° C	1200° C	SS	Zry	Inc.
ABS-6	1400° C	1350° C	SS	SS	Inc.

SS = rostfreier Stahl



Bündeltests mit (Ag, In, Cd)- Absorberstäben

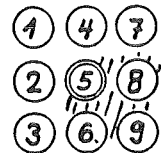
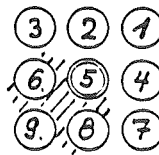
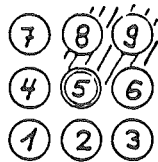
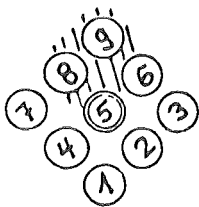
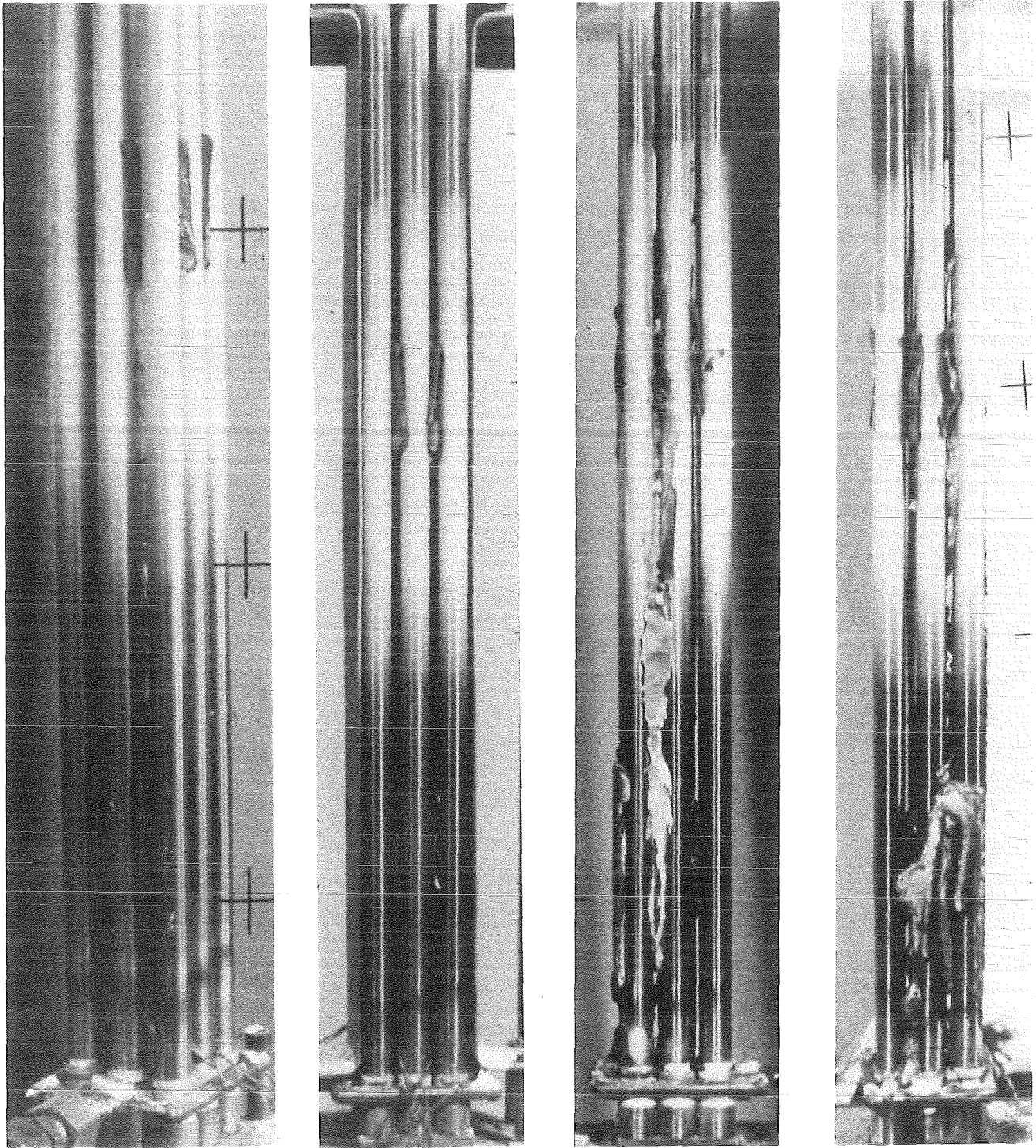
Abb. 39



KfK

Abb. 40:

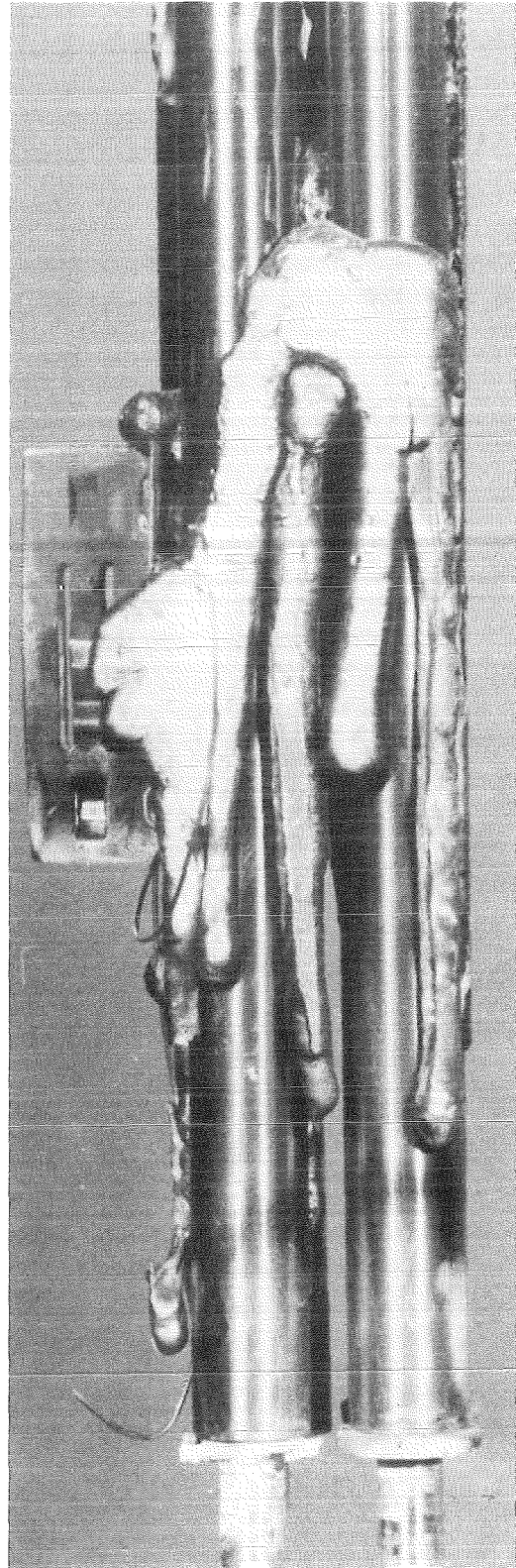
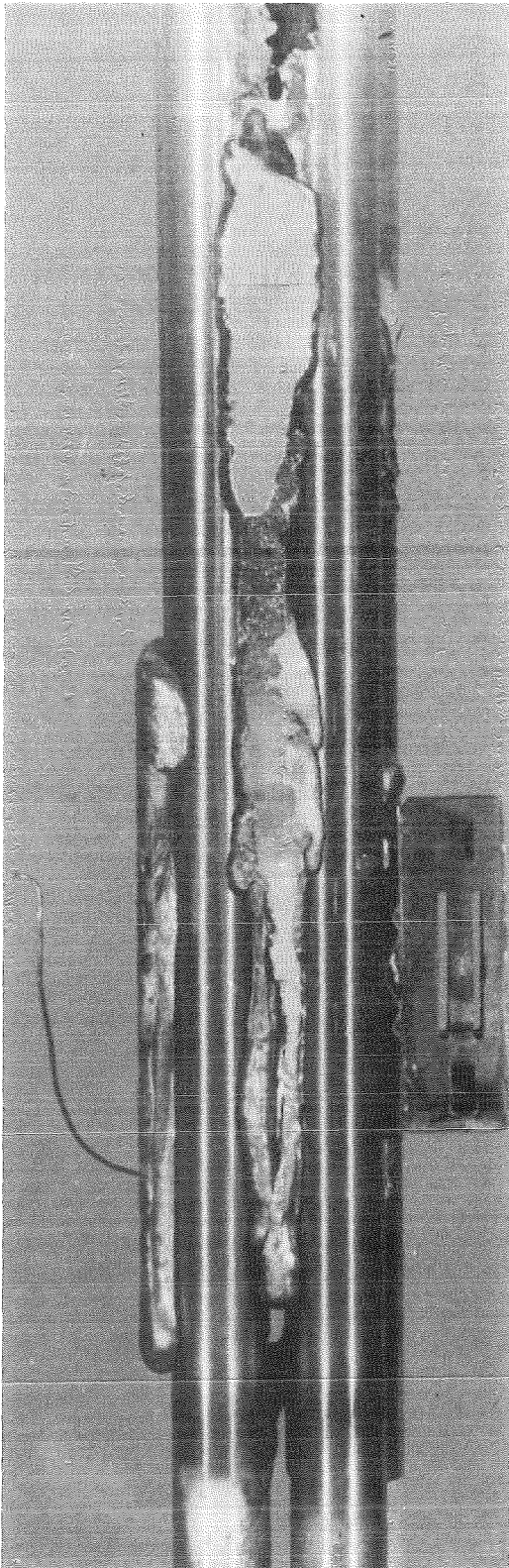
Post test appearance of bundle ABS-4



KIK

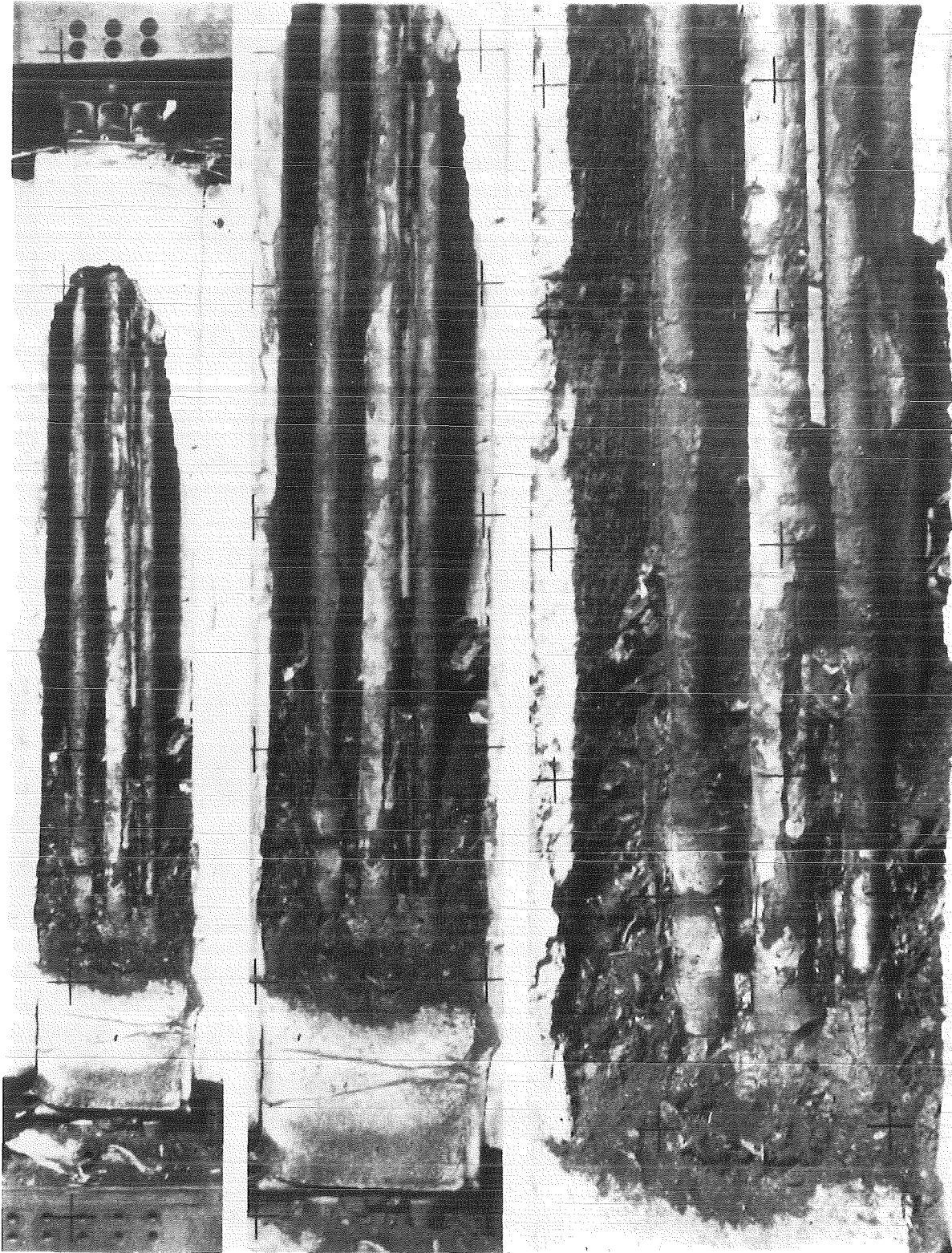
Abb. 41:

FIG. . : Bundle posttest appearing after removing of shroud (ABS-3)



KfK

Abb. 42:
Refroren absorber melt on bundle outer side (ABS-3)



KIK

Abb. 43:

FIG. . : Post test appearance of ABS-1 after removing of front isolation

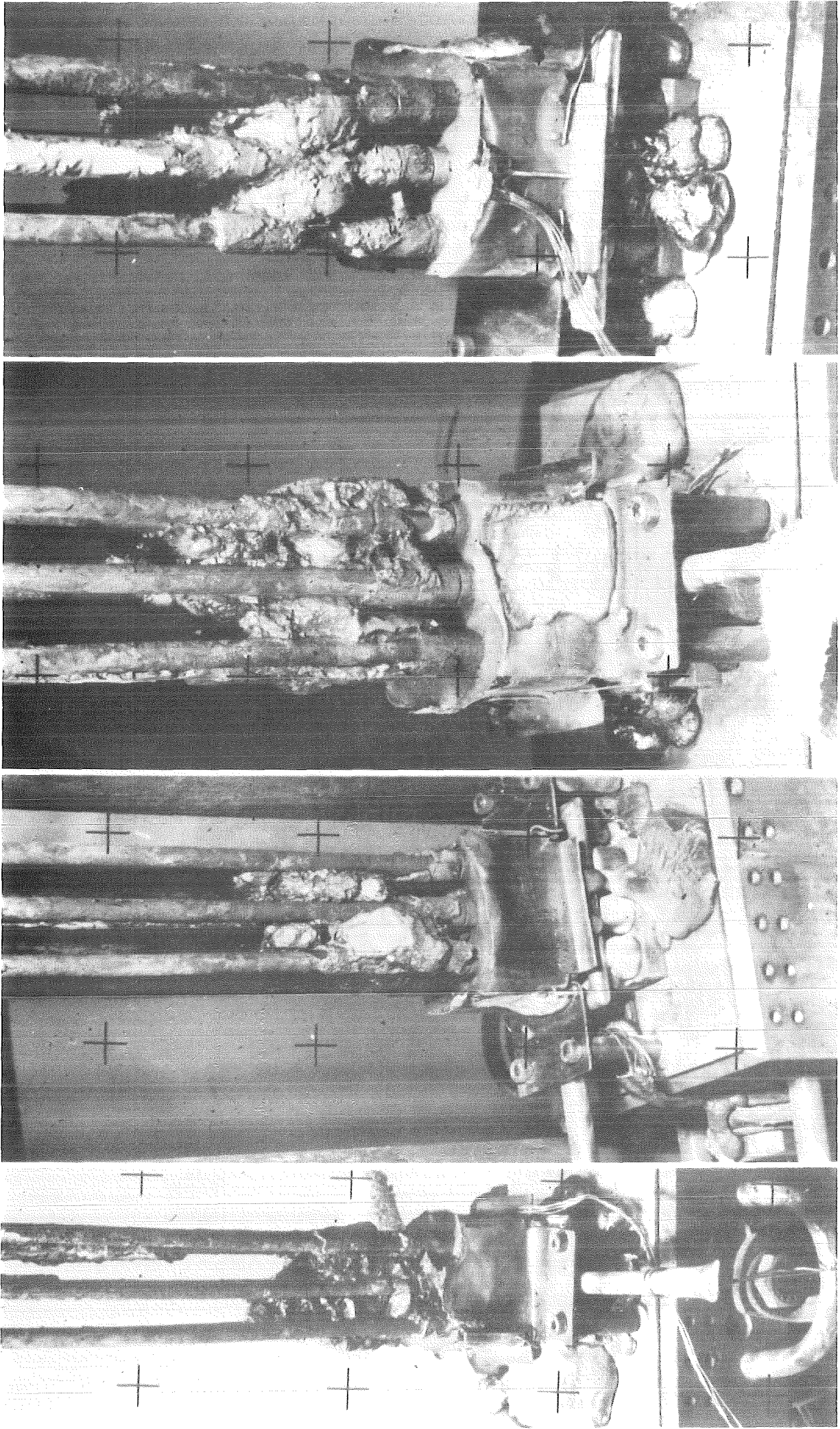


Abb. 44:
FIG.. : Lower part of bundle ABS-1 after removing of rubble

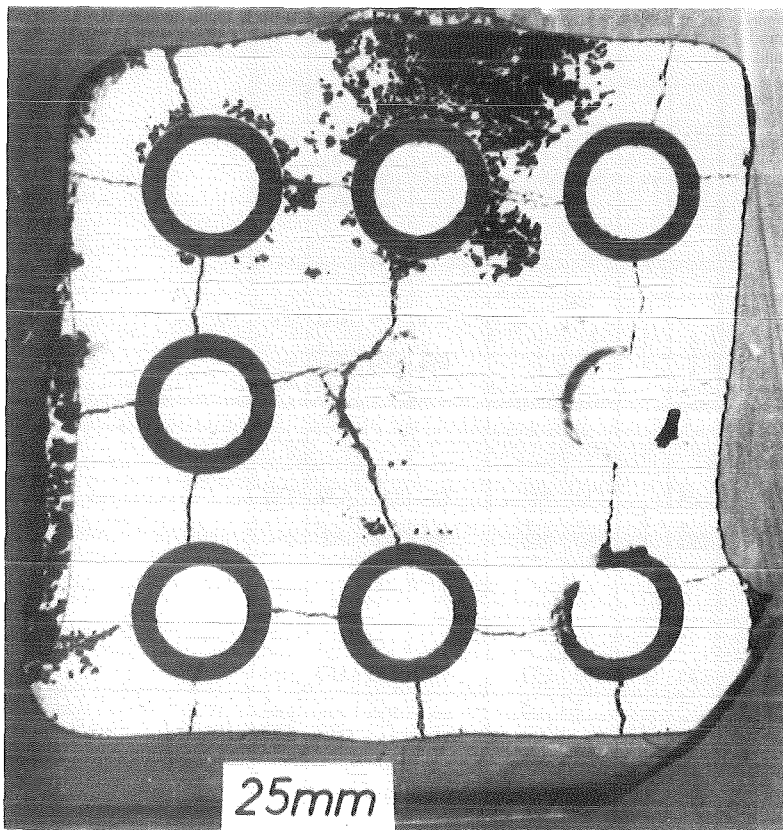
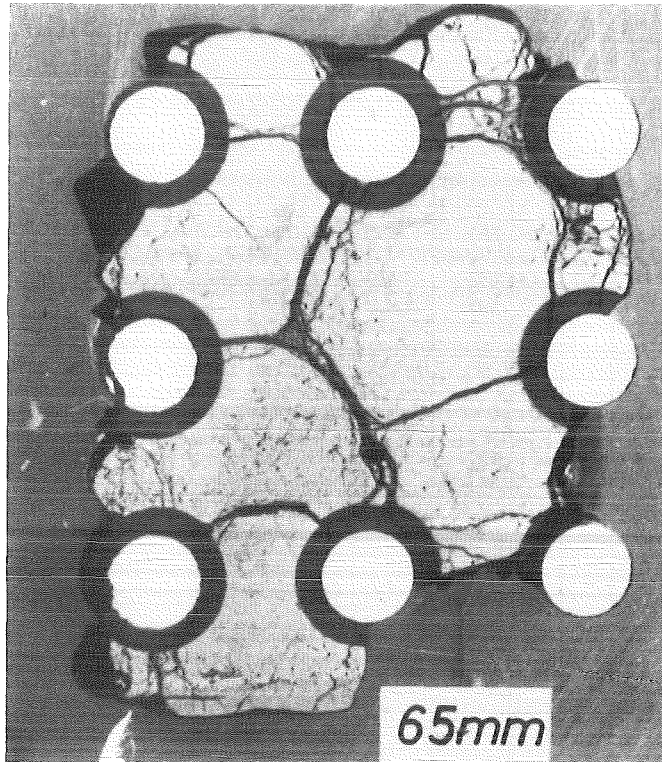


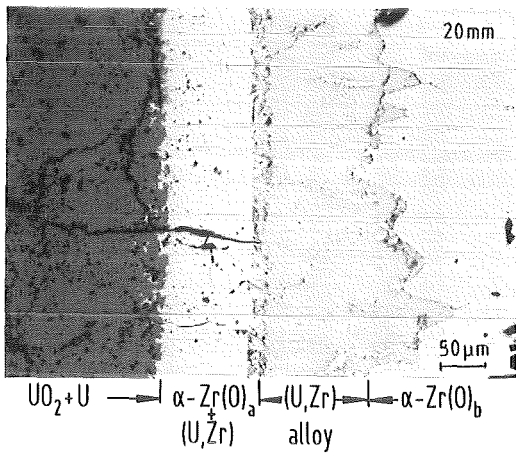
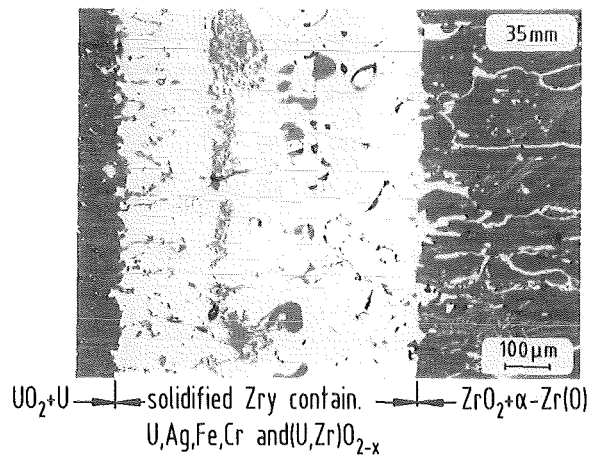
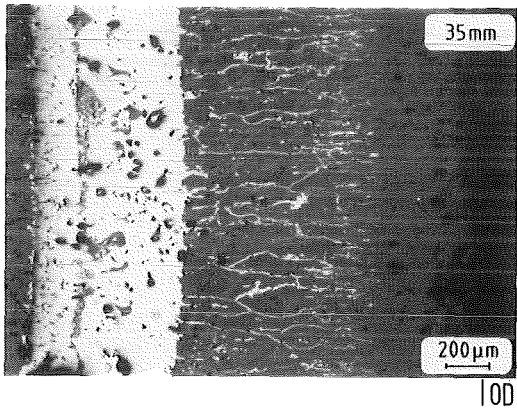
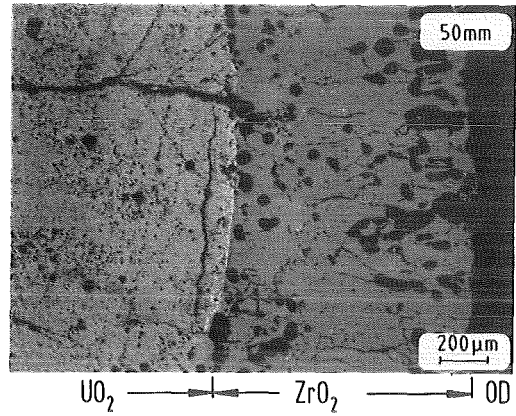
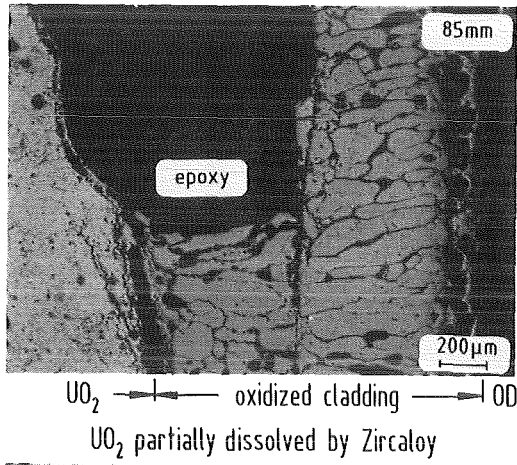
Abb. 45:

Cross section of upper and lower lump in test ABS-1.

ELEVATION	Relative values of elements given [%]							
	Ag	In	Cd	Fe	Cr	Ni	Zr	U
75 mm	1.9	0.1	—	2.3	0.7	0.7	9.3	84.9
65 mm	0.5	—	—	2.6	0.3	0.2	7.3	89.1
55 mm	1.8	0.2	—	2.4	0.7	0.6	15.9	78.4
45 mm	3.9	0.4	—	3.9	1.2	1.1	18.7	70.5
28 mm	29.9	4.7	0.1	18.3	5.3	7.3	15.1	19.3
25 mm	29.9	4.7	0.1	18.1	6.1	7.3	14.6	18.2
15 mm	28.5	4.3	0.2	21.4	7.4	8.2	15.3	14.7
5 mm	45.1	7.2	1.2	12.1	4.3	6.8	12.8	9.7

Abb. 46:

Analysis of the refrozen melt at different elevations (ABS-1)



Maximum cladding temperature ≈ 1850°C (1K/s)

Abb. 47:

Zircaloy/UO₂ and Zircaloy/steam interactions in dependence on cross section elevation (3x3 bundle, central Ag-In-Cd absorber rod).

NIELS-Versuchsanlage

- Das Versagensverhalten des Absorberstabes und das Ausmaß des Bündelschadens hängt von der maximalen Temperatur ab.
- Die Versagenstemperatur des Absorberstabes (rostfreies Hüllrohr) hängt entscheidend vom Material des Führungsrohres ab
 - Zircaloy- Führungsrohr → $\approx 1200^\circ\text{C}$
 - Stahl-Führungsrohr → $\approx 1350^\circ\text{C}$
- Die geschmolzenen Materialien und flüssigen Reaktionsprodukte bilden große zusammenhängende Bereiche, die zu einer vollständigen Blockade des Bündelquerschnittes führen können.
- Die (Ag, In, Cd)-Absorberlegierung schmilzt als erstes und erstarrt z. T. außerhalb des Bündels.
- Das geschmolzene Hüllmaterial, das aufgelösten UO_2 -Brennstoff enthält, erstarrt im unteren Bereich des Bündels.
- Die Ablagerungen auf dem Aerosolfilter bestehen zu 95% und mehr aus Cd, das bevorzugt verdampft.



Abb. 48: Wesentliche Ergebnisse der Absorber-Experimente

CORA-Experimente

Neue, zusätzliche Untersuchungsmöglichkeiten:

- Abschrecken (Quenchen) des Bündels
- Hüllrohrinnendruck : max. 100 bar
- Systemdruck : max. 10 bar
- Simulatorlänge : 2 m, beheizte Länge: 1 m
- 7 x 7-Bündel (45 Stäbe)
- Brennstäbe ohne Heizleiter



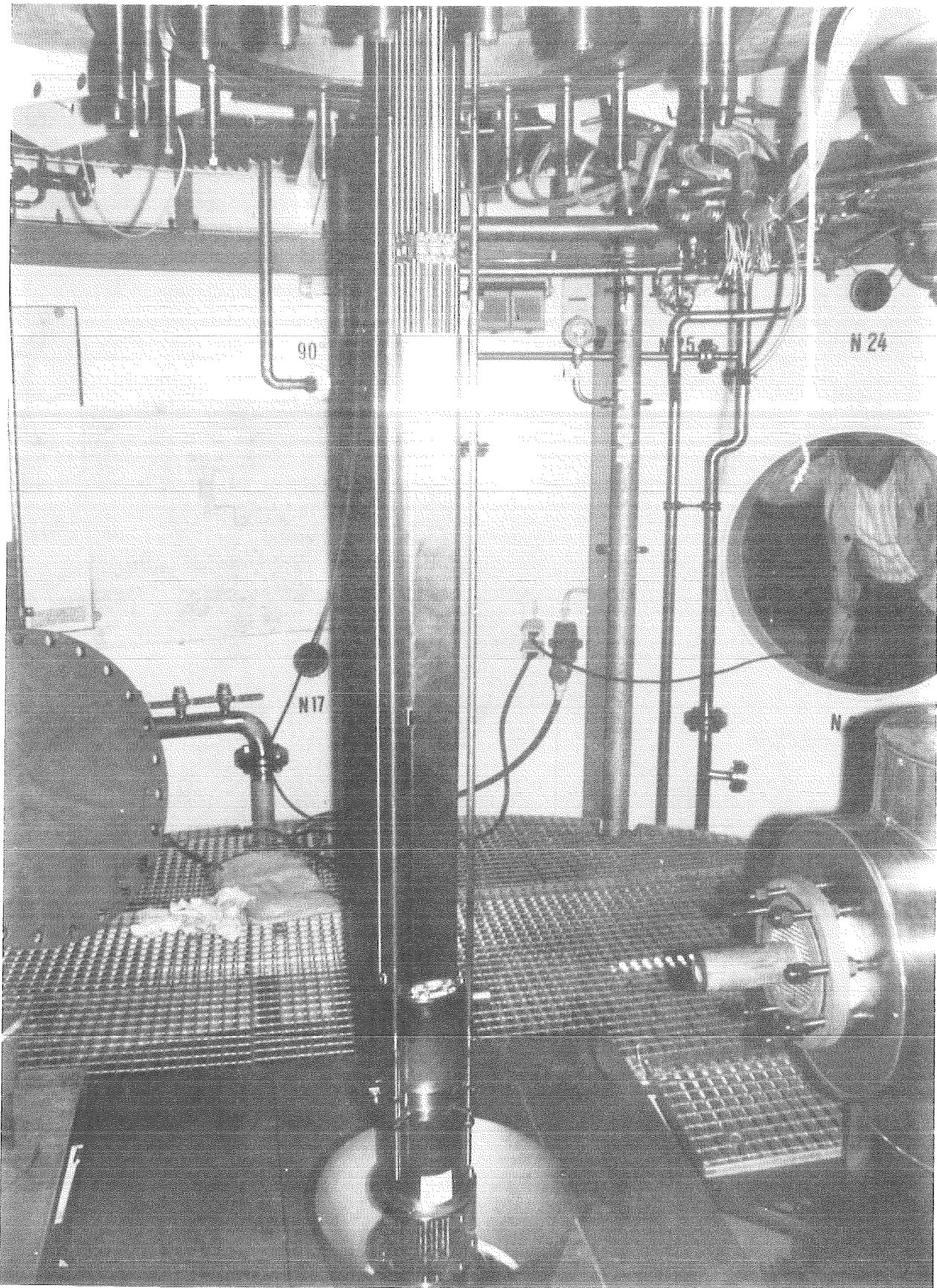
Einzelstab- und Bündelexperimente

Mit elektrisch beheizten Brennstabsimulatoren
(Multi-effect tests)

Abb. 49



Abb. 50:
CONTAINMENT AND HIGH TEMPERATURE SHIELD WITH
QUENCH UNIT OF CORA



KfK

Abb. 51 : CORA-bundle after removing of high temperature shield

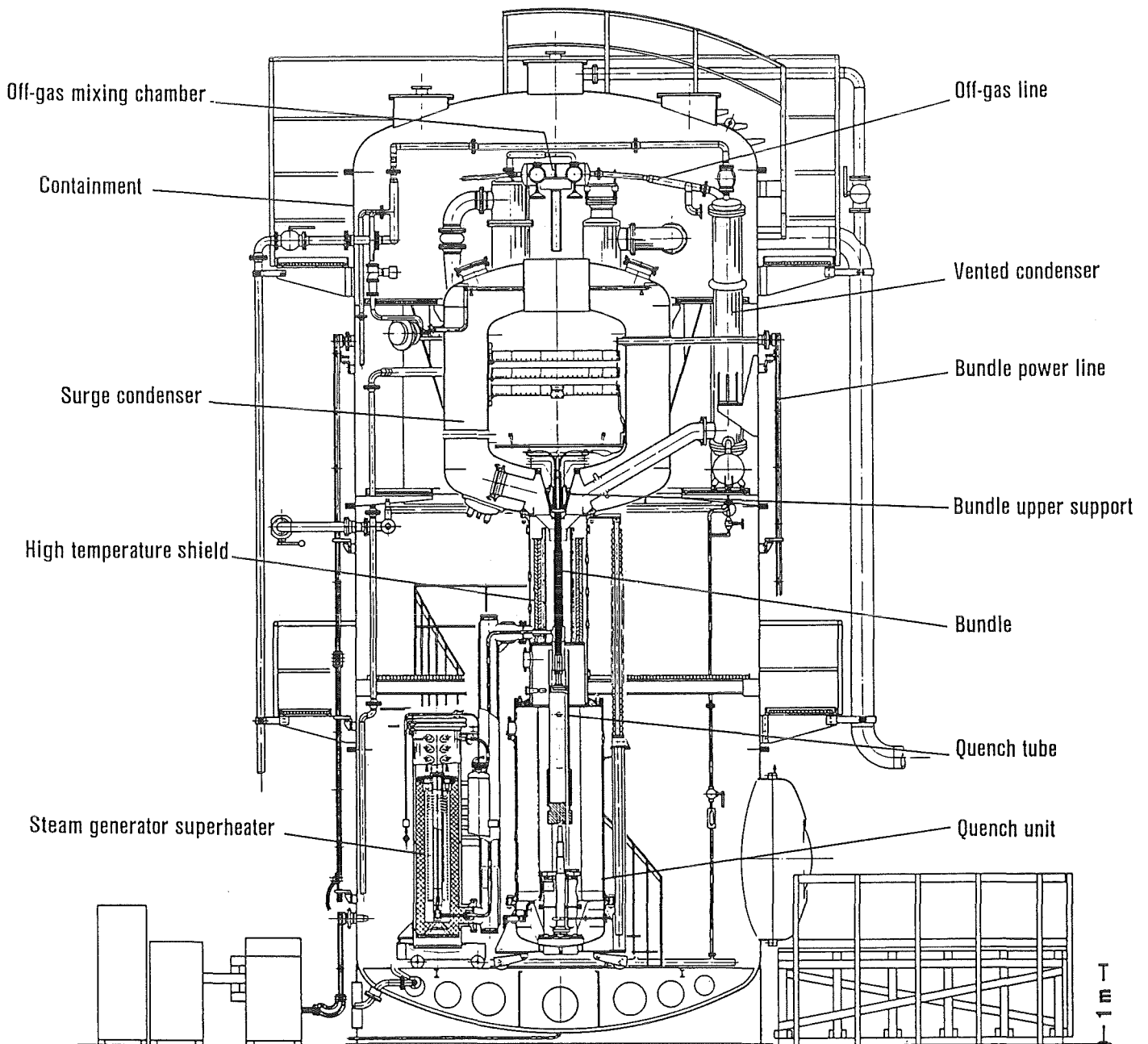


Abb. 52: SFD-Test Facility CORA

Insgesamt werden 15 Experimente mit unterschiedlichen Bündelanordnungen, ohne und mit (Ag, In, Cd)-Absorberstäben, durchgeführt

Hauptsächliche Versuchsparameter

- Hüllmaterial-Temperaturen : 1200 bis 2400° C
- Aufheizgeschwindigkeit : $dT/dt \approx 1$ K/s
- Atmosphäre : Ar, Dampfangel, Dampfüberschuß
- Systemdruck : 1, 10 bar
- Material des Absorberstab-Führungsrohres : Zircaloy, rostfreier Stahl
- Beendigung der Experimente : Abkühlung in Ar, Abschreckung in H₂O

Zielsetzung

Ermittlung der Versagensmechanismen des Hüllmaterials und der Absorberstäbe, des Ausmaßes der Brennstoffauflösung, der Bildung von Blockaden sowie der Fragmentierung der Brennstäbe während der Abkühlung (quenchen).



Abb. 53:
Vereinfachte CORA-Testmatrix

Rod outside diameter:	10.75 mm
Rod length:	2175 mm
Heated length:	1000 mm
Bundle size:	max. 45 rods (7 x 7 array)
Number of the heated rods:	max. 24
Heatup rate:	0.5 — 4 K/s
Max. rod temperature:	$\approx 2000^{\circ}$ C
Single rod heating power:	16 kW, 160 W/cm
Bundle heating power:	96 kW, 40 W/cm
System pressure:	max. 10 bar
Internal rod pressure:	max. 100 bar
Steam flow:	0 — 33 g/s
Steam temperature:	300 — 1000° C
Cooldown method:	electric power reduction and quench



Abb. 54:
CORA FACILITY, TECHNICAL DATA

Abb. 55:

Tentative Test Matrix for Out-of-Pile Bundle Experiments on Severe Fuel Damage (CORA)

Test No.	Cladding Temperature [°C]	System		Rod pressure [bar]	Ballooning and bursting	Test termination	Bundle configuration	Absorber/ Guide tube
		atmosphere	pressure [bar]					
1	< 1850	argon steam-starved	1	1	none	cooldown in argon argon purge argon purge	type a type a type a	No / No No / No No / No
2	1850		1	1	none			
3	2400		1	1	none			
4	> 1200	"	1	1	none	argon purge argon purge argon purge	type a type a type a	1-Ag In Cd / Zry 1-Ag In Cd / Zry 1-Ag In Cd / Zry
5	1850		1	1	none			
6	2400		1	1	none			
7	2400	"	1	1	none	argon purge	type c	4-Ag In Cd / Zry
8	> 1200	"	10	1	none	argon purge argon purge	type a type a	1-Ag In Cd / Zry 1-Ag In Cd / Zry
9	2400		10	1	none			
10	2400	steam rich	1	1	none	argon purge	type a	1-Ag In Cd / Zry
11	> 1200	steam-starved	1	1	none	quench quench quench	type a type a type a	1-Ag In Cd / Zry 1-Ag In Cd / Zry 1-Ag In Cd / Zry
12	1850		1	1	none			
13	2400		1	1	none			
14	> 1350	"	1	1	none	argon purge	type a	1-Ag In Cd / SS
15	[a]	"	1	[a]	yes	argon purge	type a	1-Ag In Cd / Zry

[a] to be determined

Initial heating rate: 1 °C/s

State of pellets: as received

- Die Zircaloy-Oxidation (Versprödung) erfolgt infolge chemischer Wechselwirkungen mit dem UO_2 -Brennstoff und Wasserdampf praktisch gleich schnell.
- Der UO_2 -Brennstoff kann durch geschmolzenes Zircaloy-Hüllmaterial weit unterhalb seines Schmelzpunktes chemisch aufgelöst werden.
- Bei allen Einzelstab- und Bündelexperimenten findet eine unkontrollierte Temperaturerhöhung statt, mit maximalen Hüllmaterialtemperaturen von ca. 2200°C .
- Der Beginn der Temperatureskalation hängt von der Aufheizrate ab. Das Weglaufen von geschmolzenem Hüllmaterial und/oder die Bildung von schützenden Oxidschichten sind physikalisch/chemische Vorgänge, die die Temperatureskalation begrenzen.
- Je schneller die Aufheizrate um so geringer ist die Hüllrohroxidation und um so stärker ist die Verlagerung von geschmolzenem Hüllmaterial und damit die Wahrscheinlichkeit für Bündelblockaden.



Zusammenfassung der Versuchsergebnisse (1)

Abb. 56

- Die Versagenstemperatur der Absorberstäbe hängt von dem Material der Führungsrohre ab. Zircaloy-Führungsrohre bewirken ein Versagen des Absorberstabes bei ca. 1200°C , rostfreie Stahl-Führungsrohre bei etwa 1350°C .
- Das geschmolzene Absorbermaterial und die anderen geschmolzenen Bündelkomponenten und Reaktionsprodukte bilden große zusammenhängende Bereiche, die zu einer vollständigen Blockade des Bündelquerschnittes führen können.
- Auf den erstarrten Schmelzen bildet sich während der Abkühlung eine Partikelschüttung von UO_2 und ZrO_2 .
- Die Auflösung von festem UO_2 -Brennstoff durch geschmolzenes Zircaloy-Hüllmaterial führt zu einer erhöhten Spaltgasfreisetzung.
- Cd verdampft bevorzugt und bildet Aerosole.



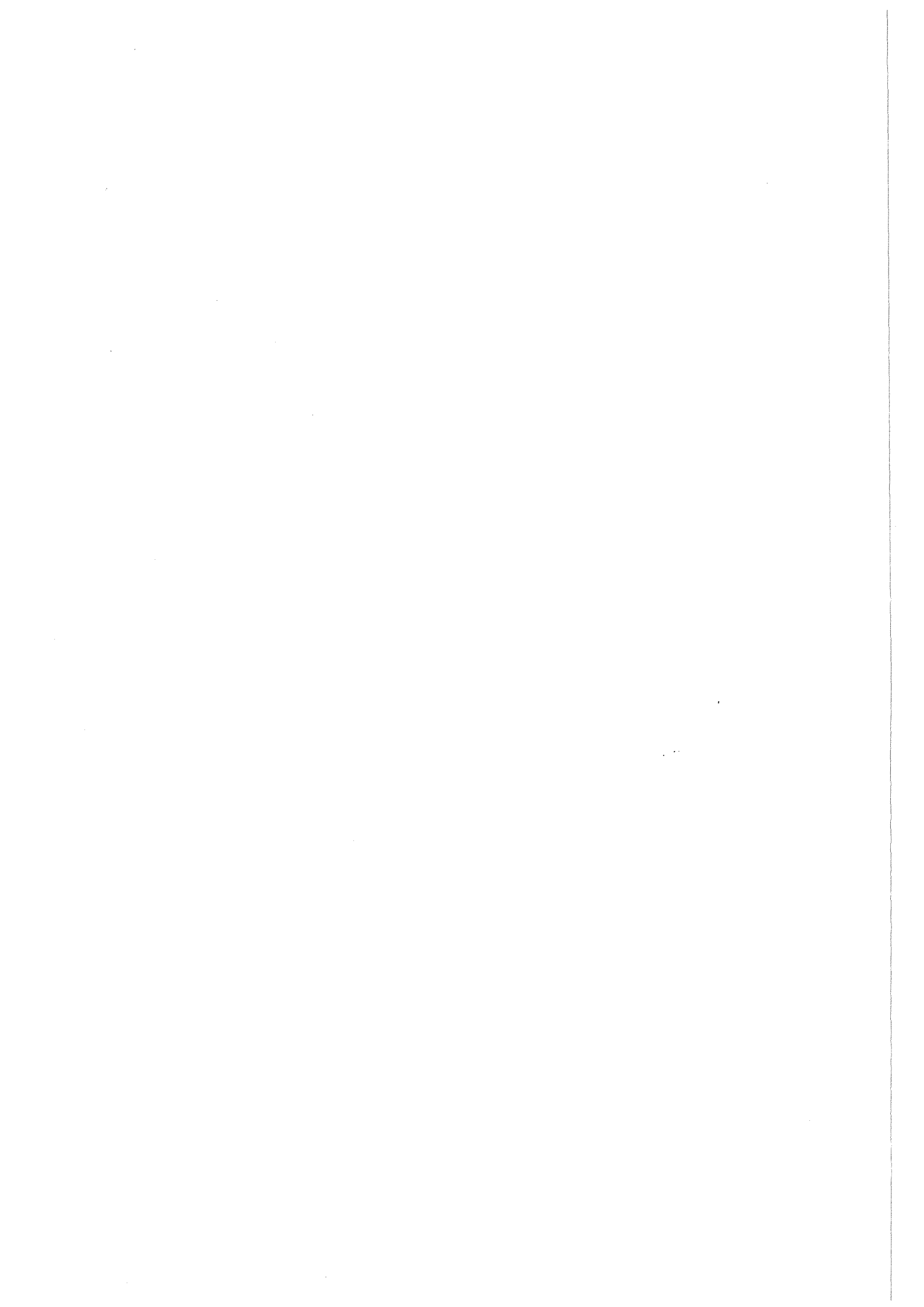
Zusammenfassung der Versuchsergebnisse (2)

Abb. 57

- Die out-of-pile Einzeleffekt- sowie die Einzelstab- und Bündelexperimente ergaben ein umfassendes und detailliertes Verständnis des Materialverhaltens der verschiedenen Bündel- und Corekomponenten bei Temperaturen oberhalb 1200° C.
- Zusätzliche Einflüsse auf das Brennelement- und Bündelverhalten infolge Abschreckung (Quenching) und der Verwendung längerer Brennstabsimulatoren werden die CORA-Experimente ergeben.
- Die Versuchsergebnisse der out-of-pile and in-pile-Experimente stellen eine ausreichende Datenbasis für die Modellierung des Brennelementverhaltens bei schweren Reaktorstörfällen dar.



Abb. 58:
Schlußfolgerungen



PROJEKT NUKLEARE SICHERHEIT

ABSCHLUSSKOLLOQUIUM 1986

BESCHREIBUNG DES BRENNSTABVERHALTENS UND
DES SCHADENSUMFANGS IM KERN MIT DEM
PROGRAMMSYSTEM SSYST

R. MEYDER

KERNFORSCHUNGSZENTRUM KARLSRUHE
PROJEKT NUKLEARE SICHERHEIT

1. Einleitung

Die theoretischen Arbeiten im KfK zur Problematik des Brennstabverhaltens bei Störfällen umfaßten zwei Aufgaben. Erstens sollten unsere KfK-Experimente ausgewertet und nachgerechnet werden. Zweitens sollte ein Werkzeug erstellt werden, mit dem der Schaden an den Brennstäben in einem Reaktorkern abgeschätzt werden kann, wenn z.B. ein Kühlmittelverluststörfall mit großem Bruchquerschnitt (KMVS) unterstellt wird.

Zur Charakterisierung des Schadens verlangen die Genehmigungskriterien Aussagen über (a) die maximale Hüllrohrtemperatur, (b) den maximalen Oxidationsgrad der Zircaloy-Hüllen, (c) die Wasserstoffproduktion als Folge der Zircaloy Oxidation, (d) die Freisetzung von Spaltprodukten, d.h. die Anzahl geborstener Hüllrohre und (e) den Blockadegrad, d.h. das Ausmaß an Hüllrohrverformung.

Bei der Beantwortung dieser Fragen ist man von der Annahme ausgegangen, daß eine gute Beschreibung des Einzelstabverhaltens die Voraussetzung für die Beschreibung des Bündel- bzw. Kernverhaltens ist. Dies trifft insbesondere zu, wenn man zeigen kann, daß die Genehmigungskriterien auch dann erfüllt sind, wenn sich alle Brennstäbe so verhalten, wie der am meisten Gefährdete.

Damit sind wichtige Merkmale des Programmsystems SSYST genannt, das schon mehrfach vorgestellt wurde /1,2/. Eine ausführliche Darstellung des Systems ist in /3/ gegeben. Dieser Bericht beschränkt sich daher darauf, einen groben Überblick über das System zu geben und einige wesentliche Modelle zu erläutern.

2. Das Programmsystem

Für die zu erstellenden Rechenmodelle war zunächst ein Rahmen gesucht um unterschiedliche Experimente nachzubilden und die Modellentwicklung zu erleichtern. Die Wahl fiel auf das am Institut für Kernenergetik in Stuttgart entwickelte Programmsystem RSYST /4/.

In solchen Programmsystemen wird das Geschehen, z.B. in einem Brennstab, zerlegt nach den einzelnen physikalischen Vorgängen. Für jeden Vorgang, wie Wärmeleitung, Deformation, Oxidation u.s.w., wird ein Modell bzw. Modul erstellt. Wendet man alle diese Moduln Zeitschritt für Zeitschritt an, so wird das transiente Verhalten eines Brennstabes beschrieben.

Der Vorteil dieser Vorgehensweise ist augenfällig. Man kann so, bei Berücksichtigung der einmal festgelegten Datenstruktur, Module austauschen oder neue hinzufügen. Diese Eigenschaft war wichtig, da zu Beginn der Arbeiten nicht bekannt war, welches physikalische Modell unter welchen Bedingungen angemessen ist. Ein typisches Beispiel dafür ist das Oxidationsmodell, das unter KMVS Bedingungen relativ einfach gehalten werden kann (parabolisches Gesetz für die Beschreibung der Sauerstoffaufnahme), bei hohen Temperaturen (>1400 K) jedoch sehr detailliert sein muß (Lösung der Diffusionsgleichung).

Wie schon erwähnt, wurde das Programmsystem SSYST in enger Zusammenarbeit mit dem IKE in Stuttgart, auf der Basis von RSYST, entwickelt. Vom IKE wurde auch ein erster Satz von Moduln für die wichtigsten physikalischen Phänomene erstellt. Der Abschluß dieser Entwicklung war mit SSYST-1 /5/ erreicht. Danach wurden die Arbeiten überwiegend in Karlsruhe weitergeführt, wobei die Umstellung der Programme auf die Gegebenheiten in Karlsruhe, die Benutzerfreundlichkeit und die Schnelligkeit der Rechenverfahren im INR bearbeitet wurden und die Erstellung neuer Modelle z.B. für das Deformationsverhalten von Zircaloy im IRE. Der Abschluß dieser Entwicklung war mit der Dokumentation von SSYST-3 erreicht. Es umfaßt die in Tab. 1 genannten Modelle. Mit ihnen können alle Fragen, die im Rahmen eines Genehmigungsverfahrens zum Brennstabverhalten beim Kühlmittelverluststörfall gestellt werden, beantwortet werden.

Zur Berechnung der Anfangsbedingungen und der transienten Randbedingungen wurden im Rahmen von SSYST keine eigenen Modelle entwickelt. Erstere können z.B. mit FRAP /6/ oder COMETHE /7/ bestimmt werden, letztere mit RELAP /8/ bzw. REFLOS /9/. Diese Programme sind entweder von SSYST aufrufbar oder es stehen Moduln zur Verfügung, die Daten aus Rechnungen mit diesen Programmen übernehmen.

3. Das Deformationsverhalten von Zircaloy

Aus den oben genannten Genehmigungskriterien stellte sich sehr bald die Frage nach der Deformation der Hüllrohre als eine der wichtigsten Fragen heraus.

Über dieses Dehnverhalten gab es vor ca. 10 Jahren z.T. recht widersprüchliche Aussagen. Manche Experimentatoren sagten, das Material ist superplastisch und kann praktisch beliebig große Dehnungen erreichen. Andere hingegen, überwiegend solche, die Experimente mit Brennstabsimulatoren durchgeführt haben, sagten, daß die wirklichen zu erwartenden Dehnungen relativ klein sind und für die Kühlbarkeit der Brennstäbe kein Problem darstellen.

Im Nachhinein gesehen hatten beide Seiten recht. So wurde von Bocek (KfK-IMF) und auch von Hartley (University of Florida) unter idealen Bedingungen Zircaloy mehrere 100% gedehnt, also der Beweis geführt, daß das Material in einem bestimmten Temperatur- und Dehngeschwindigkeitsbereich sehr plastisch ist. Andererseits haben die vielen durchgeführten Experimente gezeigt, daß große Dehnungen nur sehr selten auftreten und daß die Versagensdehnungen sehr stark vom Versuchsaufbau und der Versuchsführung abhängen.

Dieses Ergebnis beweist die hohe Sensitivität des Dehnverhaltens von Zircaloy, deren Ursache nach unserer Ansicht mit der Beobachtung zweier deutlich verschiedener Kriechexponenten erklärbar ist. In einem isothermen Zugversuch in inerter Atmosphäre sind diese an dem Einbruch der Probenspannung bei zunehmender Dehnung zu erkennen (Abb.1). Um die Sensitivität zu verstehen, müssen wir aber eine andere Auftragung wählen. In Abb. 2 ist ein Zugversuch in einem $\log\sigma/\log\epsilon$ Diagramm aufgetragen. Man erkennt dort zuerst den Spannungsanstieg im elastischen Bereich. Dieser hört mit Erreichen der Kriechkurve nach dem ersten Kriechexponenten auf. Danach fällt die Spannung ab bis sie die Kurve des zweiten Exponenten erreicht und verläuft entlang dieser Kurve bis Einschnürung und Versagen eintreten.

Bei Zugversuchen ist die Dehngeschwindigkeit vorgegeben. In einem für KMVS-Bedingungen typischen Lastfall ist aber der Differenzdruck d.h. die Spannung vorgegeben. Der schematische Verlauf eines solchen Experiments ist in Abb. 3 in demselben Koordinatensystem eingetragen. Auch hier beginnt die Verformung zuerst nach der Kriechkurve 1, mit anschließendem Übergang zur

Kriechkurve 2. In dieser Darstellung erkennt man, daß beim Übergang eine starke Zunahme der Dehngeschwindigkeit auftritt, die die Sensitivität des Materialverhaltens begründet. Der Übergang findet statt, wenn an der Probe eine bestimmte Deformationsarbeit verrichtet ist. Diese Arbeit ist in dem für KMVS-Bedingungen interessanten Temperaturbereich stark temperaturabhängig.

Betrachtet man nun einen realen Hüllrohrumfang während eines Experiments, so stellt man schon zu Beginn geringe Wandstärke- und Temperaturschwankungen fest. Für die erreichbare Umfangszunahme ist es nun entscheidend, wie groß die Zone ist, in der zuerst der Übergang von der Kriechkurve 1 zur Kriechkurve 2 stattfindet. Ist in einer Zone der Umschlag erfolgt, so ist dort die Dehngeschwindigkeit so groß, daß die Versagensdehnung erreicht wird bevor auch andere Teile am Umfang den Umschlagpunkt erreicht haben. Es ist somit die lokal in der Versagenszone erreichte Dehnung stets groß, sie führt aber aufgrund der Dehnungslokalisierung i.a. nur zu geringen Umfangszunahmen.

Es ist daher die erreichte Umfangszunahme in einem Experiment zu trennen von der Versagensdehnung des Materials, denn erstere enthält zusätzlich noch Informationen über den Versuchsaufbau, die Beheizung und die Kühlung.

Diese Erklärung der Differenzen in den beobachteten Enddehnungen ist ein Ergebnis der Entwicklung des Kriechberstmodells NORA2 /10/, dessen Gültigkeit nicht auf KMVS-typische Transienten beschränkt ist. NORA2 wurde aus einer Datenbasis von ca. 1000 kontinuierlich vermessenen Experimenten und ca. 800 Rohrberstproben gewonnen. Die Experimente wurden im IMF /11/ durchgeführt und decken ein weites Parameterfeld ab. Ein sehr wichtiges Merkmal dieser Experimente ist, daß die Parameter einzeln und systematisch variiert wurden. So konnten die wesentlichen Einflußgrößen, wie Sauerstoff, Dehnung, Dehngeschwindigkeit und Temperatur, isoliert untersucht werden.

Bei der Einarbeitung des Modells in SSYST wurde entsprechend der vorangegangenen Erläuterungen für den Modul STADEF, der nur eine Umfangszunahme berechnet, die umfangsgemittelte und für den Modul AZI, der die lokale Versagendehnung berechnet, die lokale Versagensdehnung eingetragen (Abb. 4).

Zur Demonstration der Fähigkeiten des so erstellten Modells ist in Abb. 5 die Nachrechnung einiger Einzelstab-Experimente /12/ mit verkürzten REBEKA-Simulatoren gezeigt. Es handelt sich also um andere Experimente als jene, an denen das Modell entwickelt wurde. Es ist dort nach einer geringfügigen Korrektur der Temperatur (+15 K) eine gute Übereinstimmung zu erkennen.

Für diese Nachrechnungen wurde der Modul STADEF verwendet, der konstante Bedingungen am Umfang des Stabes voraussetzt. Man kann daher rückwärts schließen, daß die Schwankungen am Hüllrohrumfang während dieser Experimente gering waren. Es ist aber insbesondere aus den REBEKA-Experimenten bekannt, daß unter KMVS-Bedingungen bei indirekt beheizten Brennstabsimulatoren und bei realen Brennstäben eine Verbiegung des Hüllrohres auftritt. Durch diese rückt eine Mantellinie des Hüllrohres näher an die Wärmequelle, und die gegenüberliegende Mantellinie entfernt sich davon. Die Folge dieser Verschiebung ist der Aufbau einer azimuthalen Temperaturdifferenz und damit einer Dehnungslokalisierung.

Der Versuch, diese makroskopische Verbiegung eines Hüllrohres modellmäßig zu erfassen, war nur teilweise von Erfolg gekrönt. Für ihre Berechnung ist die dreidimensionale Deformation eines Hüllrohrabschnitts zwischen zwei Abstandshaltern bei Berücksichtigung großer Dehnungen erforderlich. Der sich dabei ergebende Rechenaufwand erwies sich aber als so hoch, daß angesichts der Ungenauigkeiten in den Randbedingungen diese Lösung nicht in SSYST aufgenommen wurde.

Anstelle dieser vollständigen Lösung des Problems wurde ein vereinfachtes Modell erstellt, bei dem die Verschiebung der Hüllrohr- gegen die Brennstoffmitte eine Eingabegröße ist. (AZI /2/).

4. Die Einzelstabanalyse

Um die Fähigkeiten von SSYST-3 zu testen, nahmen wir an der Berechnung des Internationalen Standard-Problems 14 teil. Es handelt sich dabei um die Vorausberechnung des REBEKA-6 Bündel-Experiments /13/. Vorgegeben waren für diese Rechnung an 7 axialen Positionen der Verlauf von Heizleistung, Wärmeübergangszahl, Kühlkanaltemperatur und der Anfangsinnendruck. Aufgrund des sensitiven Dehnverhaltens von Zircaloy wurden mehrere Rechnungen durchgeführt, von denen drei näher vorgestellt werden.

Für die Analyse wurde der Stab im beheizten Bereich in 8 axiale Zonen unterteilt. In radialer Richtung entspricht die Unterteilung den verschiedenen Materialschichten des Simulators. Im ersten und zweiten Fall wurde das symmetrische Deformationsmodell (STADEF) und im dritten das exzentrische Modell (AZI) eingesetzt.

Im ersten Fall wurden die vorgegebenen Randbedingungen verwendet. Abb.6 zeigt für diesen Fall den Druck- und Temperaturverlauf sowie den Verlauf der Umfangszunahme. Man kann dort eine bleibende Zunahme von ca. 20% ablesen. Um die Empfindlichkeit des Ergebnisses auf Fehler in den Randbedingungen zu untersuchen wurde im zweiten Fall die Wärmeübergangszahl um 30% reduziert. Dieser Wert ist für KMVS-Untersuchungen angemessen. Wie in Abb. 7 zu erkennen erreicht man jetzt Hüllrohrbersten mit einer Umfangszunahme von ca. 90%. Im dritten Fall und bei Verwendung des exzentrischen Modells sowie den vorgegebenen Randbedingungen findet man Bersten bei einer Umfangszunahme von 44% (Abb.8). Der Vergleich mit dem ebenfalls eingetragenen gemessenen Wert von 52% zeigt eine zufriedenstellende Übereinstimmung. Die Berechnung des axialen Dehnprofils war nicht möglich, dazu waren zu wenig Randbedingungen gegeben.

Aus diesem Beispiel ist zu erkennen, daß es für eine Einzelstabanalyse nicht genügt, nur eine einzige Rechnung durchzuführen, es ist vielmehr das Spektrum der Unsicherheiten in den Eingabedaten mit zu berücksichtigen.

5. Die Schadensumfangsanalyse im Kern

Für eine Schadensumfangsanalyse müssen alle Stäbe des Kernes beurteilt werden. Schließt man zunächst eine gegenseitige Beeinflussung der Stäbe aus, so ist für jeden Stab im Reaktorkern eine Analyse erforderlich, die die Unsicherheiten in den Anfangs- und Randbedingungen berücksichtigt.

Die klassischen Hilfsmittel zur Handhabung so vieler Rechnungen, wobei die Eingabedaten mit Unschärfe behaftet sind, sind die Monte-Carlo-Verfahren. Dabei werden für eine Rechnung die Eingabedaten unter Berücksichtigung ihrer Häufigkeitsverteilung zusammengestellt und von den Ergebnissen nur noch die wichtigsten Werte gespeichert, z.B. die maximale Hüllrohrtemperatur, das Bersten und die Umfangszunahme. Führt man genügend Rechnungen durch, so kann man eine Häufigkeitsverteilung der ausgewählten Größen

angeben und damit die Wahrscheinlichkeit, daß bei der betrachteten Störung ein Grenzwert über- bzw. unterschritten wird. Genügend bedeutet in diesem Zusammenhang, daß sich die Häufigkeitsverteilungskurve nicht signifikant ändert, wenn man z.B. 10000 weitere Rechnungen durchführt.

Die Anwendung eines Monte-Carlo-Verfahrens erhöht daher die Anzahl der notwendigen Rechnungen erheblich, so daß die Durchführung einer Kernanalyse zunächst unmöglich wird.

Der Ausweg aus dieser Lage ist jedoch mit der Darstellung der Ergebnisse in Form von Häufigkeitsverteilungen vorgezeichnet. Man ist entsprechend diesen Kurven nicht an der Fülle von Daten interessiert, die während einer Analyse produziert werden, sondern nur an z.B. drei Größen. Es liegt daher nahe, einen vereinfachten direkten Zusammenhang zwischen den Eingabegrößen und den gewünschten Ergebnissen zu suchen. Solche Zusammenhänge werden Ersatzfunktionen oder 'response surfaces' genannt. Sie ersetzen je nach gewünschtem Genauigkeitsgrad und der Komplexität des Problems ein ganzes Rechenprogramm durch eine oder mehrere einfache Funktionen. Mit auf solche Weise drastisch reduziertem Rechenaufwand sind Monte Carlo Analysen ohne weiteres durchzuführen.

Ersatzfunktionen setzen sich aus Summanden zusammen, in denen die Eingabegrößen des Rechenprogrammes z.B. in linearer oder quadratischer Form oder auch in einfachen Kombinationen auftreten. Man stellt eine Menge solcher Summanden auf Grund physikalischer Überlegungen zusammen und läßt durch eine schrittweise Regressionsanalyse das Gewicht der einzelnen Summanden feststellen. Für die Ersatzfunktion selbst werden dann nur solche Summanden übernommen, deren Gewicht im probabilistischen Sinne signifikant ist. Man erhält daher bei der Aufstellung einer Ersatzfunktion nicht nur einen vereinfachten Zusammenhang zwischen der Eingabe und den interessierenden Größen, sondern auch die Reihenfolge ihrer Wichtigkeit.

Werkzeuge zur Erstellung solcher Ersatzfunktionen sind in Form der Moduln DESIGN und REGRESS /14/ in SSYST enthalten. Mit dem ebenfalls enthaltenen Modul MOCA können schließlich die Häufigkeitsverteilungen berechnet werden.

Als Beispiel einer auf diese Weise bestimmten Häufigkeitsverteilung ist in Abb. 9 die Verteilung der maximalen Umfangszunahme für ein hochbelastetes Brennelement bei einem KMVS gezeigt. Zusätzlich ist das sog. 95% Konfidenzintervall eingetragen. Man findet dort, daß ca. 15% der Stäbe eine Umfangszunahme von 20% überschreiten.

Bei dieser Aussage ist noch nichts über die Anordnung der gedehnten Hüllrohre im Kern gesagt, und man kann daher auch nicht auf die Versperrung von Kühlkanälen schließen. Dies wird erst möglich, wenn man z.B. für jeden Stab in einem Brennelement die Umfangszunahme bestimmt, indem bei der Auswahl der Eingabedaten die lokalen Gegebenheiten, insbesondere die lokale Leistung, berücksichtigt werden. Hat man für jede Stabposition die Umfangszunahme berechnet, so kann für jeden Unterkanal die Reduktion des Kühlkanalquerschnittes berechnet werden. Übersteigt die Reduktion einen Grenzwert, so bezeichnet man den betroffenen Kanal als blockiert. Für ein Brennelement erhält man dann eine Darstellung, wie sie in Abb.10 gegeben ist. Aus solchen Bildern kann man die typische Größe von 'blockierten' Zonen bestimmen und anschließend ihre Kühlbarkeit untersuchen.

Bis hierher war eine gegenseitige Beeinflussung, d.h. die Auslösung großer Umfangszunahmen durch einen Nachbarstab nicht berücksichtigt. Da ihre Berechnung sehr schwierig ist, möchte ich dieses Thema mit einer Überlegung abhandeln: Ein Brennstab in einem LWR-Brennelement ist von acht Brennstäben umgeben. Die Beeinflussung durch einen Nachbarstab ist daher auf einen kleinen Sektor am Umfang beschränkt. Sie wird also nur lokal wirksam werden. Aus der Kenntnis des Dehnverhaltens von Zircaloy wissen wir aber, daß eine Tendenz zur Dehnungslokalisierung gleichbedeutend ist mit einer Tendenz zu geringen Umfangszunahmen. D.h. am Rand der blockierten Zonen können zwar benachbarte Stäbe zur Umfangszunahme angeregt werden, die erreichbaren Zunahmen sind aber aufgrund der Lokalisierung klein.

Ein weiteres Indiz für die geringe Bedeutung der gegenseitigen Beeinflussung von Stäben ist aus den Bündelexperimenten gegeben. Dort konnten solche Vorgänge nicht beobachtet werden.

6. Beschreibung schwerer Kernschäden

Mit dem bisher beschriebenen Werkzeug können Analysen zum KMVS für Genehmigungsverfahren durchgeführt werden. Parallel zu diesen Arbeiten wurden im PNS aber auch Untersuchungen zum Kernschmelzen durchgeführt, das nicht im Rahmen der Genehmigung behandelt wird. Zwischen diesen beiden klar definierten Störfallabläufen liegt ein Übergangsbereich, der mit 'schwere Kernschäden' bezeichnet wird. Da in dieser Phase eine Vielfalt von im voraus nicht bekannten Störfallabläufen möglich ist, wurde beschlossen unsere Arbeiten darauf zu beschränken, die physikalischen Phänomene zu analysieren und solange zu modellieren, wie die Geometrie noch weitgehend intakt ist, also noch keine größeren Schmelzbewegungen im Kern aufgetreten sind.

Für diese kleine Lösung wurden einige Moduln vom IKE Stuttgart aus der EXMEL-Entwicklung /15/ übernommen. Nur die Entwicklung des Moduls PECLOX /16/, der die Diffusion von Sauerstoff im Brennstab und in der wandnahen Dampfschicht des Kühlkanals beschreibt, wird im IRB in Zusammenarbeit mit dem IMF und der CNEA betrieben. Das Modell wird durch die Nachrechnung der entsprechenden Experimente im IMF ertüchtigt.

Als Beispiel aus dieser Arbeit ist in Abb. 11 die Nachrechnung der radialen Sauerstoffverteilung in einem Brennstab gezeigt, der 1300 s bei 1420 C geglüht wurde. Hierbei sind die Wasserstoffproduktion durch die Oxidation der Hülle von außen, die Auflösung der UO_2 -Tabletten durch die Sauerstoffaufnahme der Hülle von innen und ihre Versprödung durch die gesamte Sauerstoffaufnahme wichtige Informationen, die z.B. für Untersuchungen zur Behandlung von Unfällen verwendet werden können.

Für Betrachtungen, die darüber hinaus gehen, wird das am INEL in Idaho entwickelte Rechenprogramm SCDAP /17/ eingesetzt, das uns im Rahmen eines Informationsaustauschs zur Verfügung steht.

7. Schluß

Es wurde gezeigt, daß die SSYST Entwicklung ihr Ziel, die Nachrechnung der Experimente im KfK und die Abschätzung von Störfallfolgen, erreicht hat. Die Übernahme von SSYST durch eine Reihe von Einrichtungen in der Bundesrepublik und auch durch andere Länder spiegelt die positive Aufnahme unserer Arbeit wieder.

Anerkennung

Eine so große Aufgabe wie die Erstellung eines Programmsystems ist auf die Unterstützung vieler Mitarbeiter und Kollegen angewiesen. Ich möchte daher an dieser Stelle meinen Kollegen für ihre Diskussionsbereitschaft und den Herren H. Borgwaldt, W. Gulden, H.J. Neitzel, S. Raff und W. Sengpiel des Kernforschungszentrums Karlsruhe sowie den Herren R. Bisanz, L. Ehnis, U. Lang und F. Schmidt des Instituts für Kernenergetik der Universität Stuttgart, für ihre konstruktive Mitarbeit in diesem Projekt recht herzlich danken.

Dieser Dank gilt auch Herrn Prof. Dr. D. Smidt (IRE) und Herrn A. Fiege (PNS-PL), die diese Arbeit umsichtig und beständig gefördert haben. 1

Literatur

/1/ R. Meyder:

Modellrechnungen zum Brennstabverhalten beim Kühlmittelverlust-
störfall mit dem Prohgrammsystem SSYST-1
Jahreskolloquium 1976 des Projektes Nukleare Sicherheit
KfK 2399, Nov. 1976

/2/ R. Meyder:

Abschätzung der Brennstabschäden bei LWR Störfällen mit dem
Programmsystem SSYST
Jahreskolloquium 1981 des Projektes Nukleare Sicherheit
KfK 3270, Nov. 1981

/3/ H. Borgwaldt et al:

The Code-System SSYST, Present Status and Current Development.
Contribution to the Technical Committee/Workshop on the IAEA
Programme in the Use of Computer Codes for Safety Analysis.
Varna, Bulgaria, 28 May to 1 June 1984

/4/ R. Rühle:

RSYST: Ein integriertes Modulsystem mit Datenbasis zur auto-
matischen Berechnung von Kernreaktoren.
Dissertation, Stuttgart, 1973, IKE-Bericht 4-12 (Juli 1973)

/5/ W. Gulden et al.:

SSYST-1 Eingabebesreibung für die Moduln des Programmsystems
KfK-Ext.8/78-2, IKE-Bericht 4-42 Juni 1978

/6/ J. Dearien et al:

FRAP-S3: A Computer Code for the Steady State Analysis of
Oxide Fuel Rods.
EG&G Idaho March 1978

/7/ P. Verbeck, N. Hoppe:

COMETHE III-J. A Computer Code for predicting mechanical and
thermal Behavior of a Fuel Pin.
Part I : General Description. BN7609-01(1976)

/8/ RELAP4/MOD6

A Computer Program for Transient Thermal Hydraulic Analysis
of Nuclear Reactors and Related Systems.

EG&G Idaho Inc. January 1978.

Contract no. EY-76-C-07-1570

/9/ E. Kersting:

Rechenprogramm REFLOS, ein Programm zur Berechnung des Wiederauf-
füll und Flutvorganges.

GRS-A-163 September 1978.

/10/ S. Raff:

Entwicklung eines Deformations- und Versagensmodells für Zircaloy
im Hochtemperaturbereich zur Anwendung bei Kühlmittelverlust-
störfalluntersuchungen an Leichtwasserreaktoren

KfK 3184, Nov. 1982

/11/ M. Bocek, P. Hofmann, S. Leistikow

persönliche Mitteilung

/12/ F. Erbacher:

persönliche Mitteilung

/13/ H. Karwat:

Verhalten eines Brennstabbündels während einer spezifizierten
Aufheiz und Flutperiode

Technische Universität München, Lehrstuhl für Reaktordynamik
Reaktorsicherheit, März 1984.

/14/ W. Sengpiel:

Probabilistische Untersuchung des Brennstabverhaltens in einem
Brennelement eines Druckwasserreaktors bei einem hypothetischen
Kühlmittelverluststörfall.

KfK 2965, Dez. 1980

/15/ W. Türk et al:

Untersuchungen zum Verhalten von Reaktor­brennstäben unter
Abschmelzbedingungen und Vergleich mit Stabexperimenten
Abschlussbericht zum Forschungsvorhaben BMFT RS 205

/16/ P. Hofmann, H.J. Neitzel:

External and Internal Reaction of Zircaloy Tubing with Oxigen
and UO_2 and its Modeling
5. Int. Conf. on "Thermal Nuclear Reactor Safety"
Karlsruhe, Germany, 9-13 Sept. 1984, KfK 3880/2B, s. 1015

/17/ G. Berna et al:

SCDAP/MOD1: Programmbeschreibung
unveröffentlichter Bericht
pers. Mitteilung

Modell	SSYST		
	1	2	3
Wärmeleitung	*	*	*
Wärmedurchgang im Spalt	*	*	*
Oxidation der Hülle	*	*	*
Innendruck	*	*	*
Stabdeformation	*	*	*
azimutale Effekte		*	*
Thermodynamik im Unterkanal		*	*
statistische Modelle			*
zerbrochener Brennstoff			*
neues Zircaloy Kriechberstmodell			*

Tab. 1: SSYST Moduln zum Brennstabverhalten

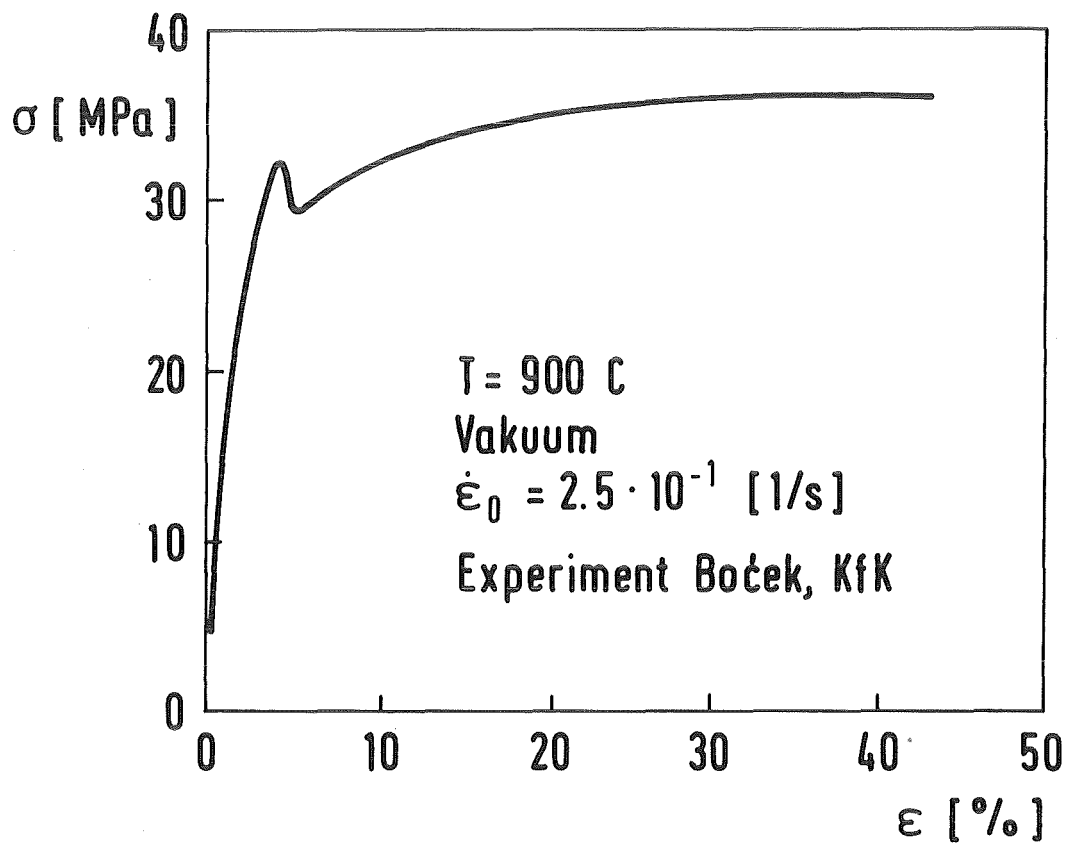


Abb. 1: Zugversuch einer Zircaloy-Probe

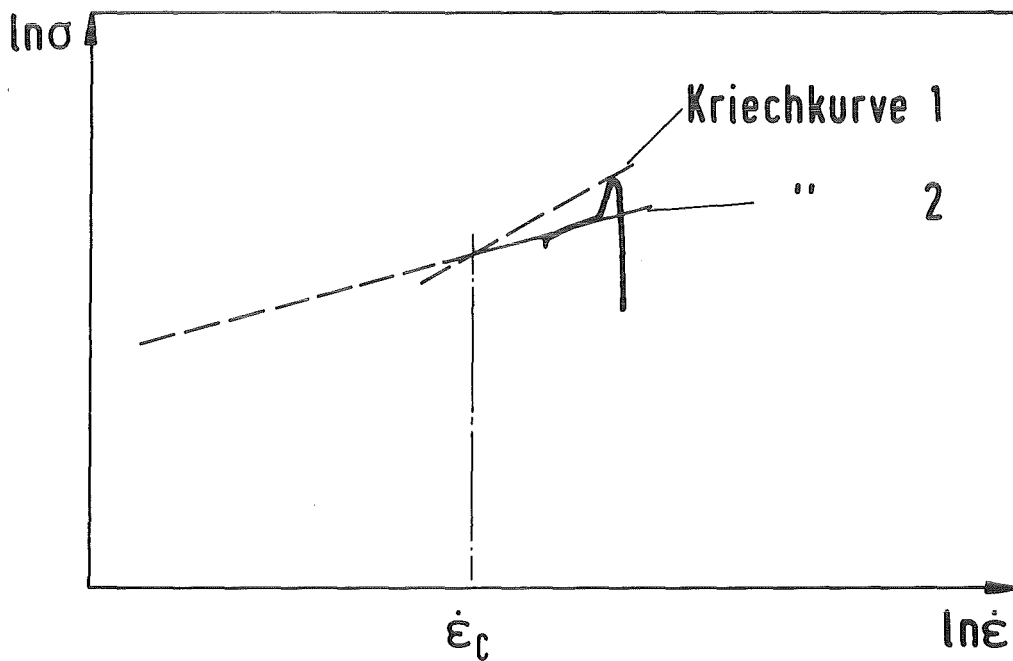


Abb. 2: Zugversuch einer Zircaloy-Probe (schematisch)

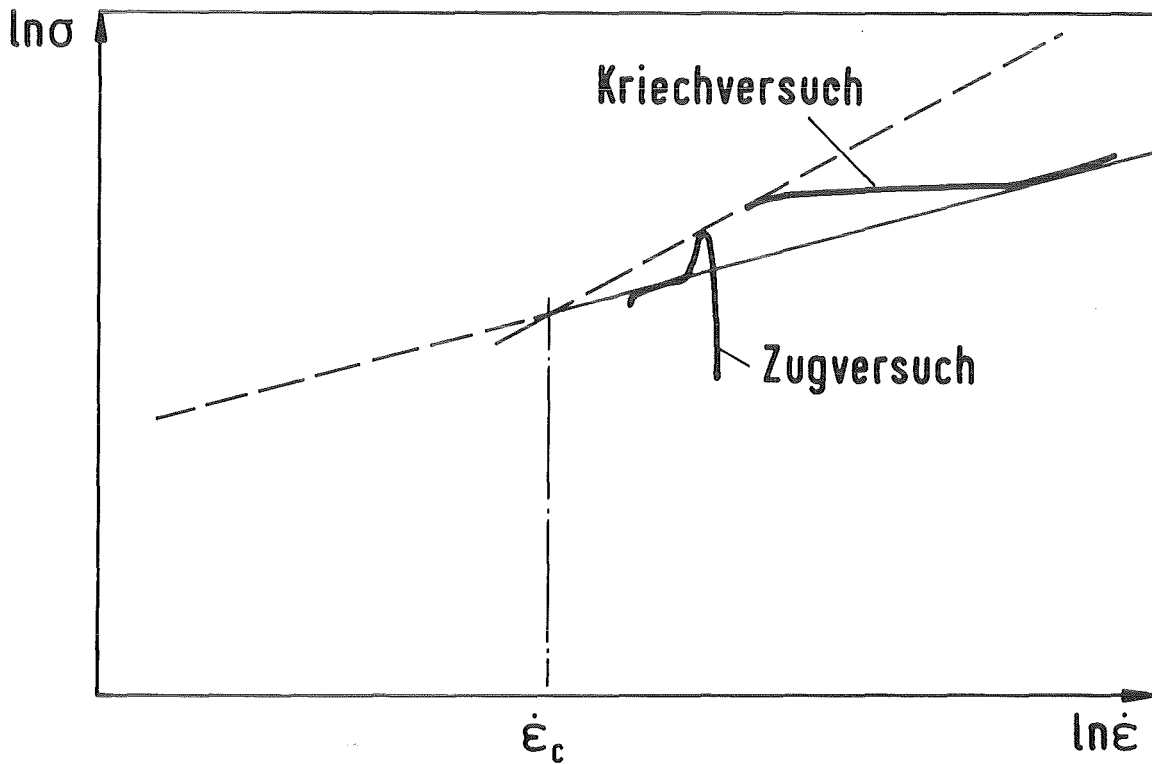


Abb. 3: Zug- und Kriechversuch von Zircaloy-Proben (schematisch)

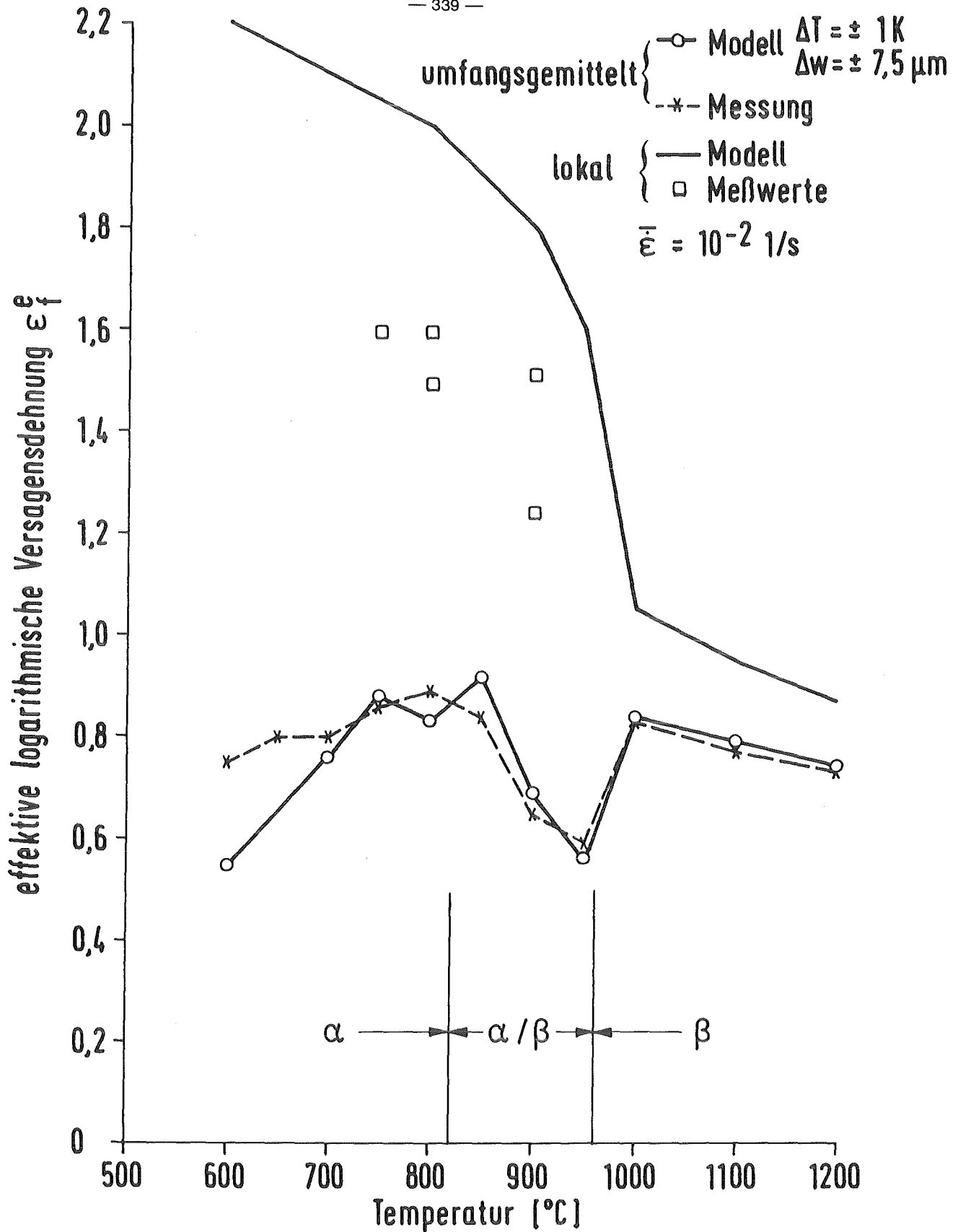


Abb. 4: Lokale Versagensdehnung und Umfangszunahmen von Rohrberstproben

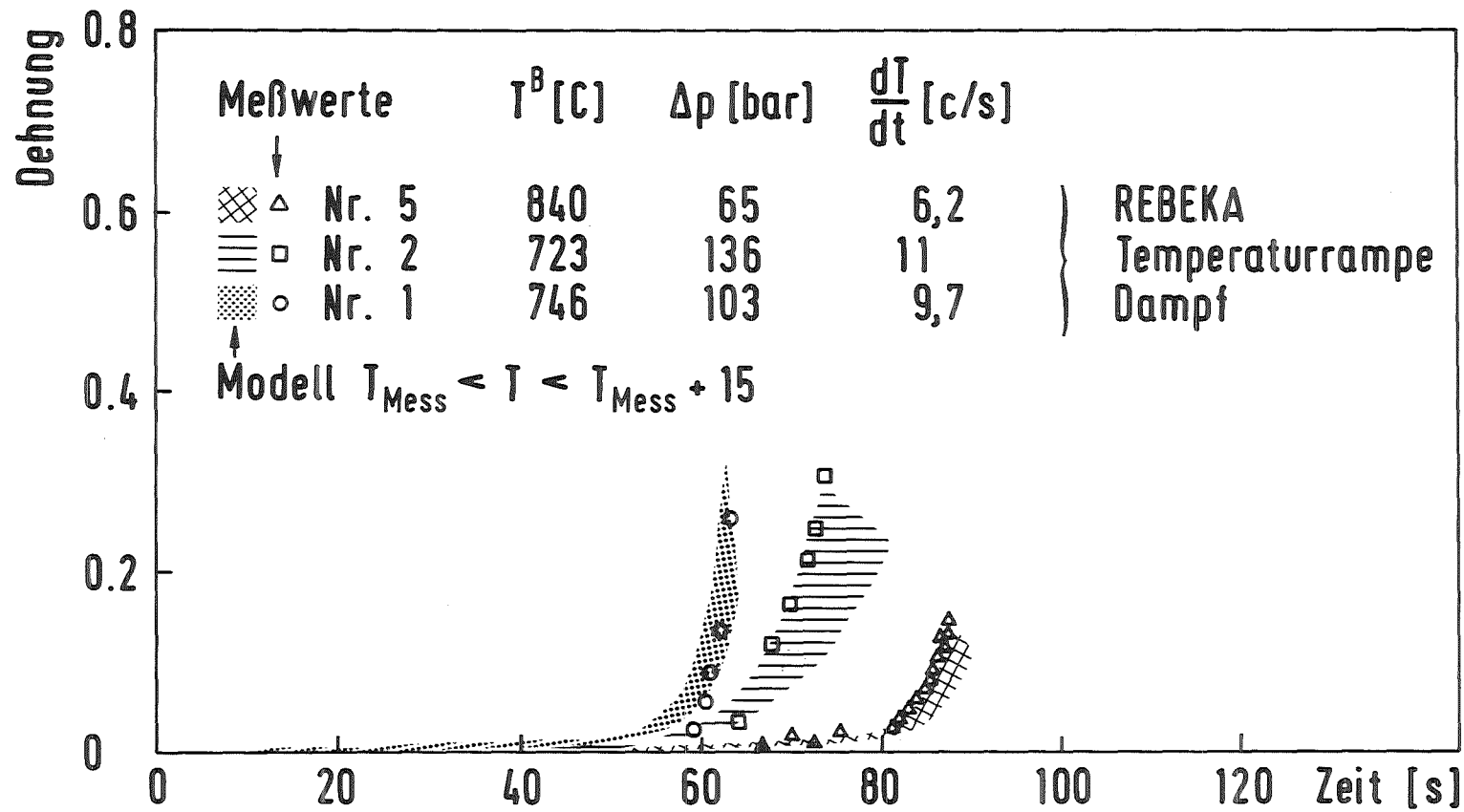


Abb. 5: Nachrechnung der Deformation verkürzter Simulatorexperimente

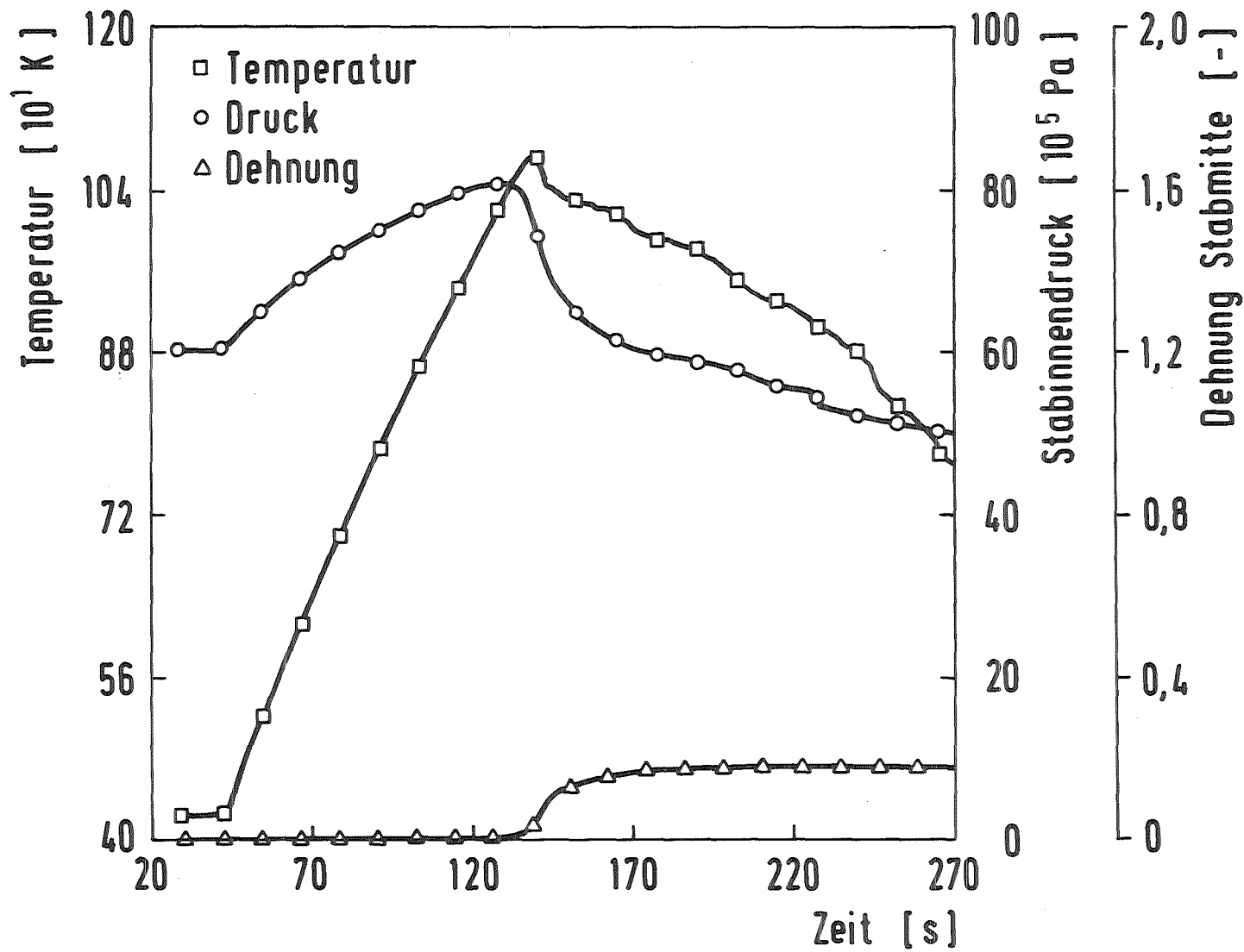
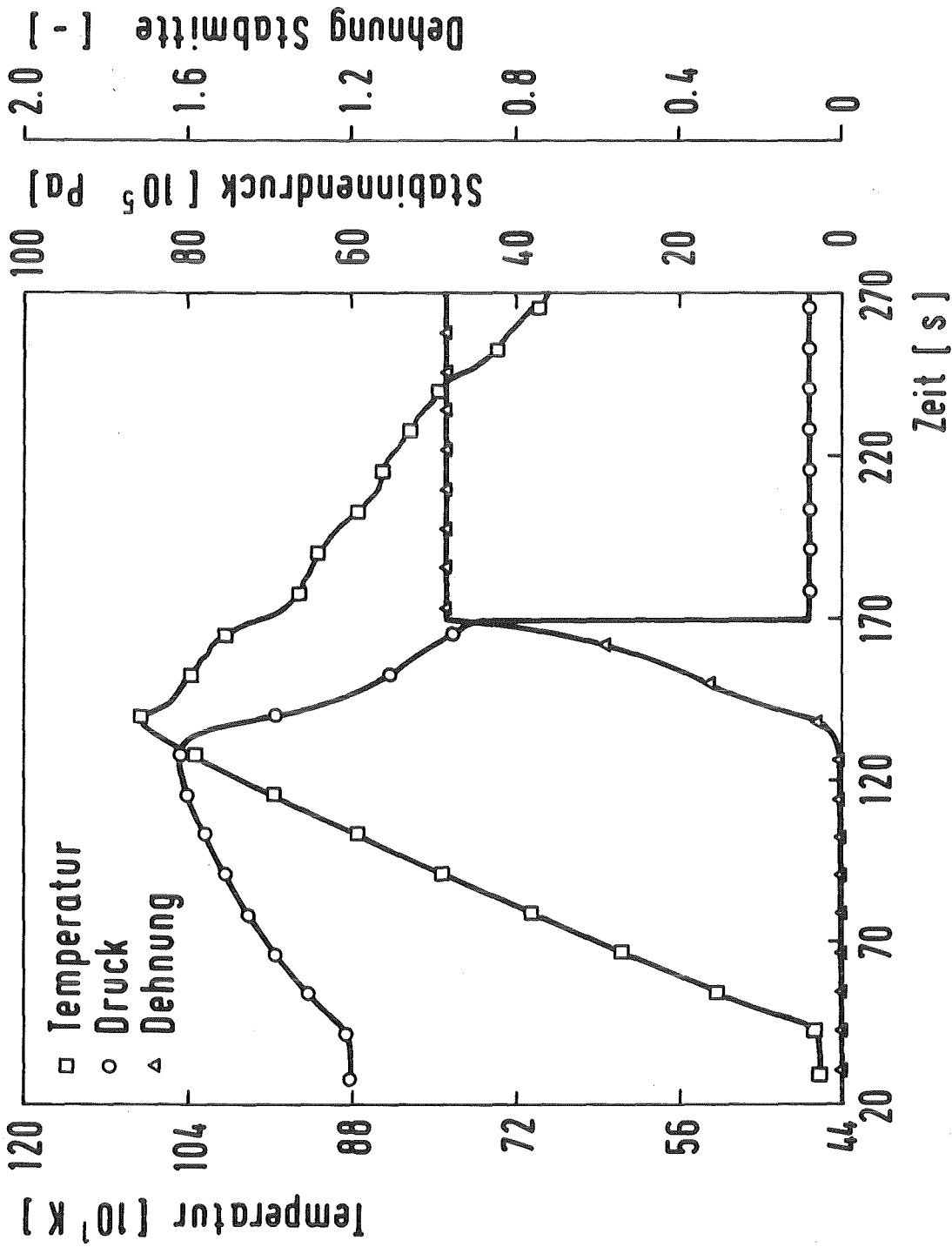


Abb. 6: SSYST-Analyse S.P. 14 (symmetrische Analyse)



KFK
IRE

Abb. 7: SSYST - Analyse S.P. 14 symmetrische Analyse
Wärmeübergangszahl um 30% reduziert

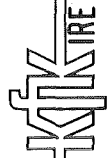
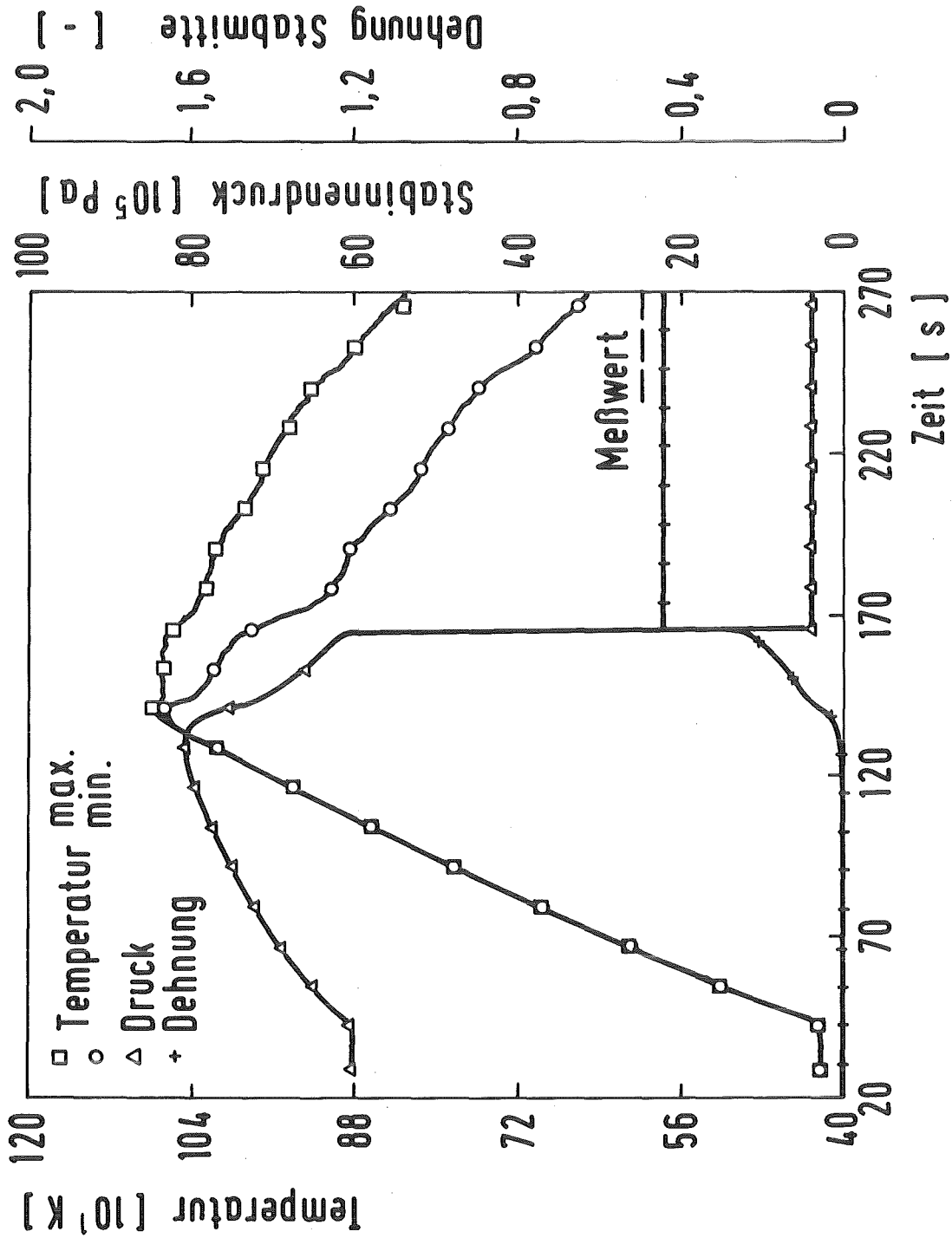


Abb. 8: SSVST - Analyse S.P. 14, exzentrische Analyse

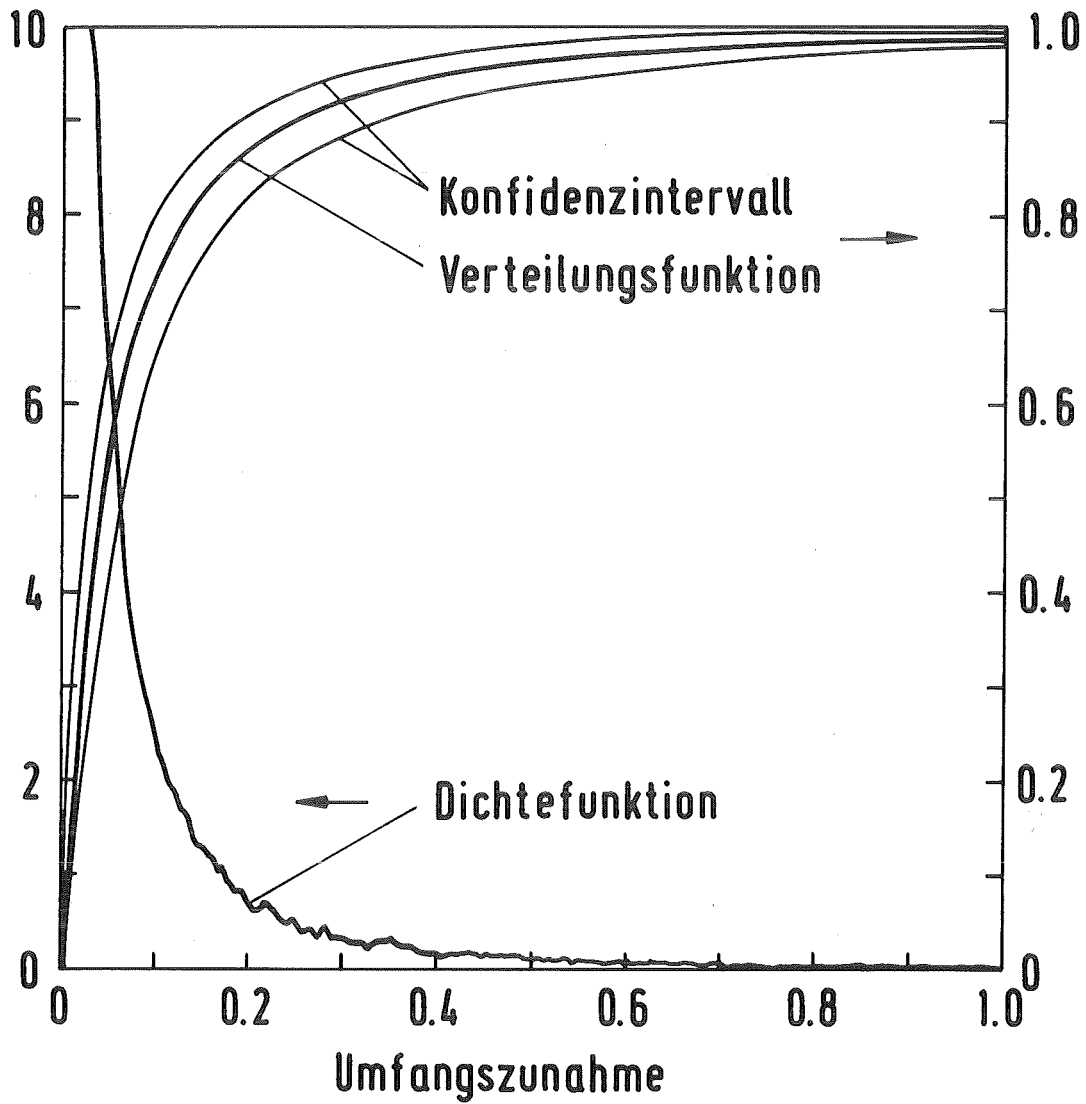


Abb. 9: Dichte- und Verteilungsfunktion der Umfangszunahme für ein hochbelastetes Bündel

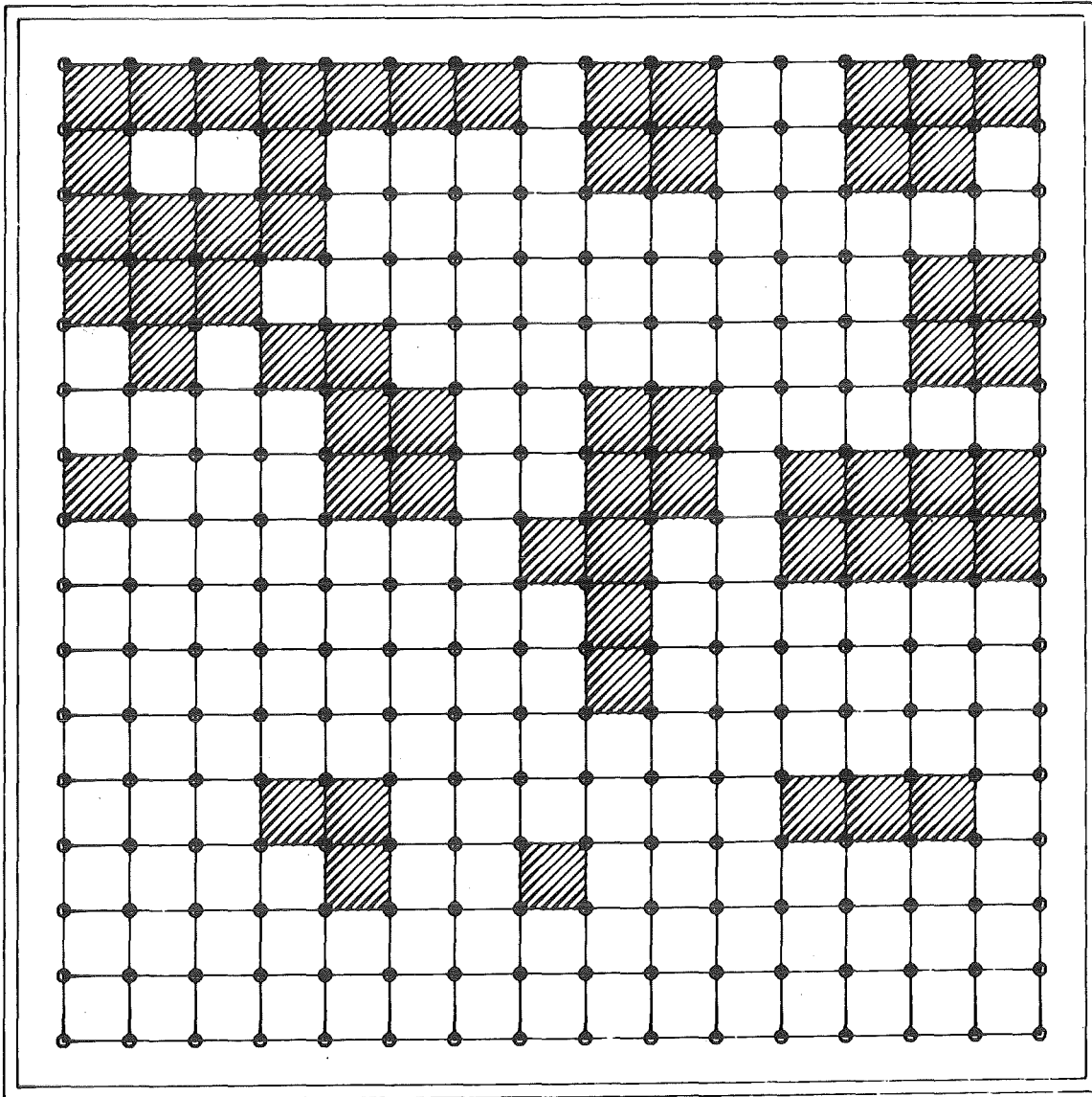


Abb. 10: Beispiel einer möglichen Anordnung „blockierter“ Kanäle in einem hochbelasteten Brennelement

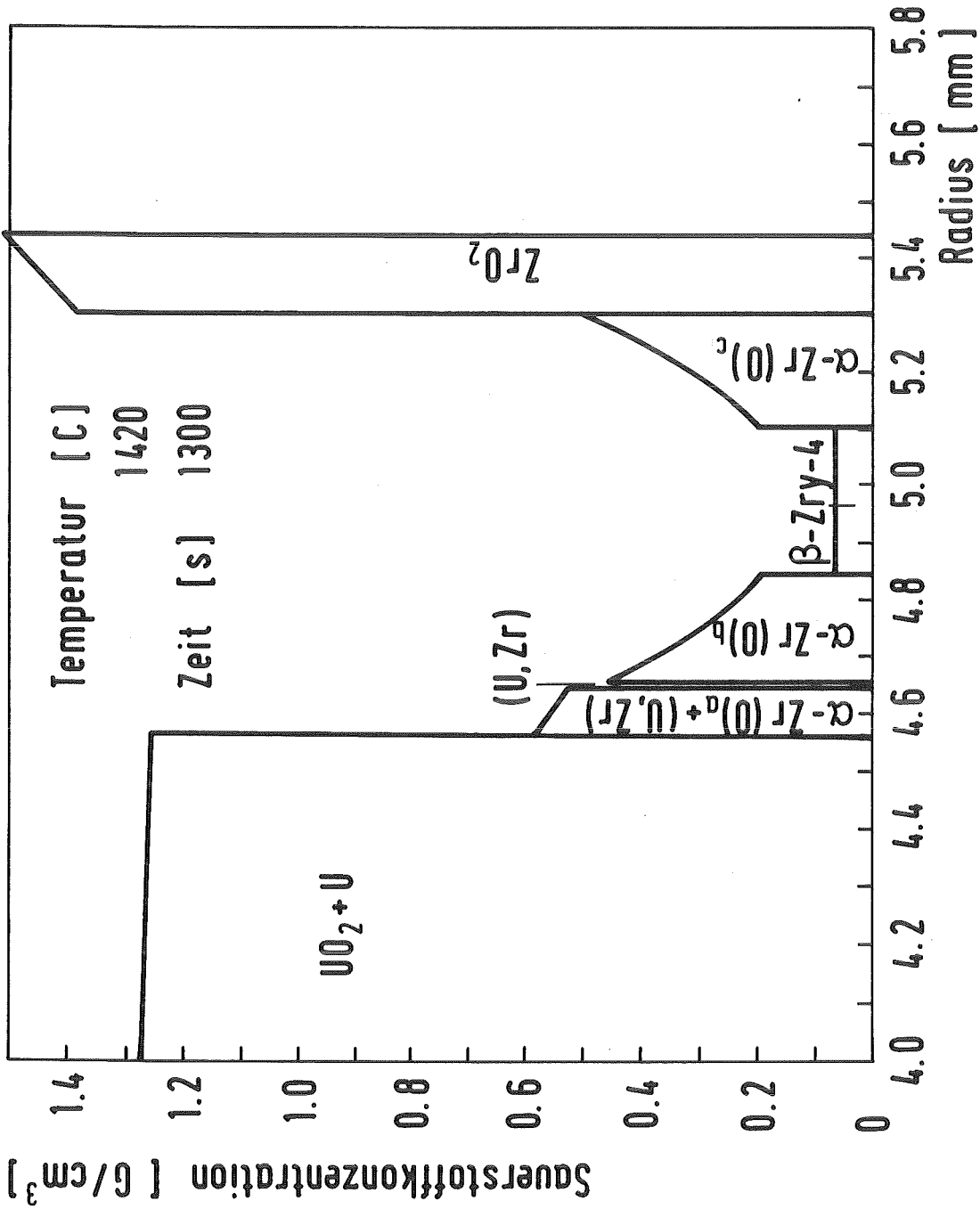


Abb. 11: Verteilung der Sauerstoffkonzentration über dem Brennstabradius

PROJEKT NUKLEARE SICHERHEIT

ABSCHLUSSKOLLOQUIUM 1986

ZUM ABLAUF VON KERNSCHMELZEN-UNFÄLLEN:
SPALTPRODUKT-FREISETZUNG, SOURCE-TERME UND TSCHERNOBYL-EMISSION

H. ALBRECHT

KERNFORSCHUNGSZENTRUM KARLSRUHE
PROJEKT NUKLEARE SICHERHEIT

Einleitung

Bei nahezu allen Überlegungen zur Betriebssicherheit von Kernkraftwerken und zur Auswirkung möglicher Störfälle gibt es eine Tatsache von zentraler Bedeutung: daß nämlich im Kern bereits nach wenigen Wochen Betriebszeit ein großes, potentiell hoch gefährliches Inventar an radioaktiven Stoffen vorhanden ist. Dieser uns allen keineswegs neue Sachverhalt ist durch den Unfall in Tschernobyl so schlagartig ins allgemeine Bewußtsein getreten, daß eine Akzeptanz der Kerntechnik in der Öffentlichkeit heute nur noch zu erreichen ist, wenn man sich folgende Frage stellt:

Wie kann man glaubwürdig klar machen, daß sich in unseren Anlagen auch die Folgen von sehr unwahrscheinlichen Unfällen wie Kernschmelzen so weit begrenzen lassen, daß sie nicht zu einer Katastrophe führen?

Diese Fragestellung wurde beim Projekt Nukleare Sicherheit bereits vor 15 Jahren aufgegriffen und seitdem in mehreren, z.T. sehr aufwendigen F&E-Vorhaben bearbeitet. Die Arbeiten waren eingebettet in ein Forschungsprogramm zur Kernschmelzen-Problematik, welches seit dem Jahr 1972 durch den vom Bundesforschungsministerium berufenen Sachverständigenkreis KERNSCHMELZEN koordiniert wurde. Neben dem PNS waren noch folgende Forschungsstellen an diesem Arbeitsprogramm beteiligt:

- die Gesellschaft für Reaktorsicherheit (GRS) / Köln
- das Battelle-Institut / Frankfurt
- die Universitäten Hannover und Stuttgart
- die Kraftwerk Union (KWU) / Erlangen
- die Babcock-Brown Boveri Reaktor GmbH / Mannheim
- das Euratom-Forschungszentrum in Ispra
- sowie verschiedene Ingenieur-Büros.

Der rote Faden, der sich durch alle Untersuchungen zum Kernschmelzen hindurch zieht, läßt sich etwa wie folgt beschreiben:

- Systematische Analyse der möglichen Unfall-Abläufe,
- Verständnis der physikalischen und chemischen Einzelphänomene anhand von Experimenten mit möglichst realistischen Randbedingungen,
- Entwicklung von Rechencodes, die auf der Basis der Experimente den Ablauf von Einzelvorgängen theoretisch beschreiben und diese damit berechenbar machen,
- Anwendung der Erkenntnisse über das Anlagenverhalten und über das Freisetzungs- und Transportverhalten der radioaktiven Stoffe zur Ermittlung von sog. Freisetzungs-Quelltermen, d.h. zur Bestimmung des Zeitverlaufs und der nuklidspezifischen Zusammensetzung von Unfall-bedingten Emissionen in die Umgebung.

Im folgenden wird zunächst skizziert, welche Vorstellungen wir uns vom Ablauf eines Kernschmelzen-Unfalls in einem Druckwasserreaktor machen. Anschließend folgt ein Überblick über die wichtigsten Ergebnisse zur Spaltprodukt-Freisetzung, die durch die Versuche an der Schmelzanlage SASCHA gewonnen wurden. Der 3. Teil des Beitrages behandelt die Fragen, die zur Ermittlung von Freisetzungs-Quelltermen in die Umgebung von Bedeutung sind, und im letzten Teil werden einige Überlegungen zur Aktivitätsfreisetzung bei dem Tschernobyl-Reaktor dargelegt.

1. Ablauf eines Kernschmelzenunfalls

Unter dem Gesichtspunkt der einleitenden Ereignisse und des Zeitablaufs in den ersten Stunden gilt es zu unterscheiden, ob ein Kernschmelzen

- nach einem Kühlmittelverlust bei niedrigem Primärkreisdruck von 2 - 4 bar stattfindet - man spricht dann vom sog. Niederdruckpfad -, oder ob es
- sich aus einer Situation entwickelt, bei der für eine gewisse Zeit während des Unfalls noch ein hoher Druck im Primärkreis ansteht (Hochdruckpfad).

Als einleitendes Ereignis beim Niederdruckpfad wird zunächst ein großflächiger Bruch (totaler Abriß) einer Hauptkühlmitteleitung unterstellt, der zu einem Verlust des Kühlmittels und zu einer schnellen Druckentlastung im Primärkreis führt. Durch automatischen Abwurf der Abschaltstäbe und die nicht mehr vorhandene Moderatorwirkung des Kühlmittels schaltet der Reaktor sofort ab. Die Kettenreaktion wird somit beendet; doch die Zerfallswärme der radioaktiven Spalt- und Aktivierungsprodukte sorgt für eine Nachwärme-Erzeugung, die in der ersten Stunde im Mittel noch 3% der thermischen Reaktor-Leistung beträgt.

Deshalb tritt jetzt das Notkühlssystem in Aktion. Es ist so ausgelegt, daß selbst bei 75% igem Ausfall eine Eskalation vom Kühlmittelverlust-Störfall zum Kernschmelzen-Unfall vermieden wird. Ein solcher Unfall ist daher nur denkbar, wenn man ein komplettes Versagen der Niederdruck-Notkühlung postuliert, z.B. bei der Umschaltung von der Einspeisung aus den Flutbehältern auf den Sumpfkühl-Betrieb.

Es dauert dann etwa 20 min nach dem Blowdown, bis das im Reaktordruckbehälter befindliche Wasser anfängt zu siedeln und auszudampfen. Oberhalb des absinkenden Wasserspiegels beginnt nun wegen mangelnder Wärmeabfuhr die Kernzerstörung. Zunächst erfolgt die Aufheizung auf Grund der Nachwärmeleistung. Ab einer Hüllrohrtemperatur von 1200° C kommt die stark exotherme Zircaloy/Wasserdampf-Reaktion hinzu, wodurch die Temperatur je nach Dampfzutritt um bis zu 1000° C weiter ansteigt. Dabei schmelzen die Abstandshalter und die aus Ag-In-Cd bestehenden Regelstäbe. Auch innerhalb der Brennstäbe bilden sich erste schmelzflüssige Phasen durch eutektische Reaktionen zwischen UO_2 und den innenseitig noch nicht oxidierten Zircaloy-Hüllrohren. Durch Propagation der heißen Temperaturzone nach unten versagt die Kerntrageplatte, so daß ein Teil des Kerns in die untere RDB-Kalotte stürzt. Sie ist zu diesem Zeitpunkt noch mit Wasser gefüllt. Sobald aber dieses Restwasser verdampft ist, heizen sich die in der RDB-Kalotte befindlichen Kerntrümmer so weit auf, daß sich ein Schmelzsee mit einer Temperatur von 2300 - 2400° C ausbildet. Der damit verbundenen Wärmebelastung kann die RDB-Kalotte nur kurze Zeit widerstehen. Es kommt daher zum Versagen des Druckbehälters, zum Auslaufen der Schmelze und zu deren Wechselwirkung mit dem Beton in der Kaverne des Sicherheitsbehälters.

Auf die nun einsetzende Erosion des Betons wird hier nicht eingegangen. Wichtig ist jedoch die Freisetzung von Wasserdampf und CO_2 aus dem Beton, sowie die Entstehung von H_2 und CO durch Oxidation der in der Kernschmelze enthaltenen metallischen Bestandteile (vorwiegend Zircaloy und Stahl). Diese Gase führen nämlich zu einer Erhöhung des Druckes im Sicherheitsbehälter. Ein weiterer Druckanstieg entsteht dann, wenn die Schmelze nach Zerstörung des inneren Betonzylinders vom Sumpfwasser überflutet wird und dieses ebenfalls zu siedeln beginnt.

Durch diesen Vorgang, der etwa 8 - 15 Stunden nach dem Blowdown zu erwarten ist, kommt es zu einem langfristig Druckanstieg im Sicherheitsbehälter. Mit größeren Leckagen muß bei funktionierendem Gebäudeabschluß jedoch erst nach ca. 5 Tagen gerechnet werden, wenn der Druck einen Wert von 9 bar erreicht hat. In Abbildung 1 ist der gesamte Druckverlauf bis zu diesem Zeitpunkt aufgetragen. (Das Druckmaximum bei 17 Sekunden nach Störfalleintritt ergibt sich gegen Ende des Blowdowns; anschließend fällt der Druck stetig ab, weil die Kondensation von Dampf an den Strukturen des RDB stärker ist als die Dampfproduktion während der Kernaufheizung. Das gilt bis zu dem bereits erwähnten Sumpfwasser-Einbruch.)

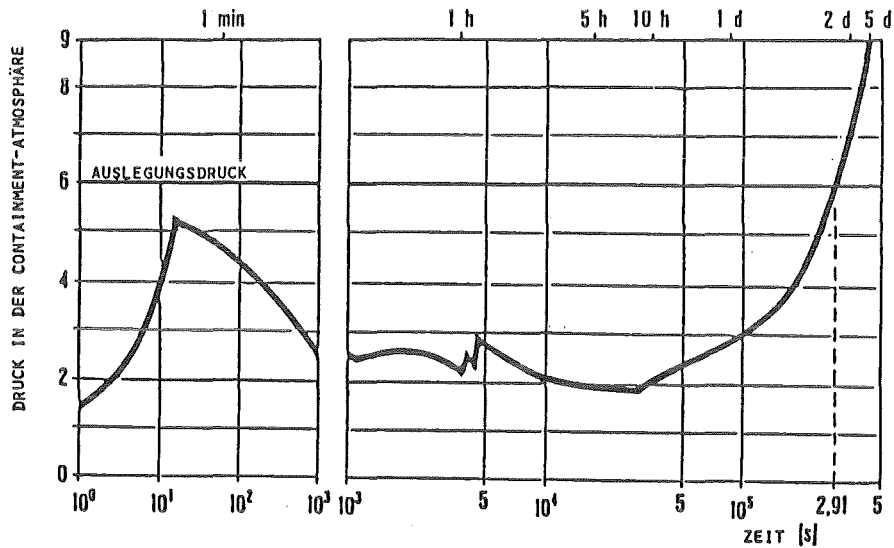


Abb. 1: Druckverlauf im Containment (in bar)

Bevor nun auf weitere Details beim Niederdruckpfad eingegangen wird, sollen zunächst auch die einleitenden Ereignisse beim Hochdruckpfad beschrieben werden. Hierbei geht man von einem totalen Ausfall der Stromversorgung aus. Auch in diesem Fall wird der Reaktor automatisch abgeschaltet, und die aktiven Sicherheitssysteme werden von Dieselgeneratoren mit Notstrom versorgt. Erst wenn man annimmt, daß auch diese mehrfach vorhandene (redundante) Notstromversorgung total ausfällt, kann es zum Kernschmelzen kommen. Dann nämlich ist wegen Ausfalls der Speisewasserpumpen auf der Sekundärseite keine ausreichende Wärmeabfuhr über die Wärmetauscher möglich. Die Folge davon ist sekundärseitig ein Ausdampfen der Dampferzeuger und primärseitig ein Anstieg von Druck und Temperatur. Durch wiederholtes öffnen des Druckhalterventils ergibt sich zwar eine Druckentlastung und eine gewisse Wärmeabfuhr; doch man verliert dabei so viel primäres Kühlmittel, daß der Wasserstand im RDB kontinuierlich sinkt. Schließlich setzt bei vollem Innendruck das Kernschmelzen ein.

In der weiteren Folge kommt es auch hier zum thermischen Versagen des Druckbehälters. Es ist anzunehmen, daß bei der gleichzeitig stattfindenden Druckentlastung nicht nur ein Teil des Kerns nach unten abstürzt, sondern auch der innere Betonzylinder des biologischen Schildes (s.o.) zerstört wird. Außerdem wird die Druckentlastung vom Ansprechen der Druckspeicher begleitet, wodurch die Kernfragmente und die Schmelze sofort geflutet werden.

Von diesem Zeitpunkt an sind die Verhältnisse ähnlich wie beim Niederdruckpfad nach der Flutung der Schmelze durch das Sumpfwasser. Das heißt: auch beim Hochdruckpfad hat man es dann längerfristig mit der Schmelze/Beton-Wechselwirkung zu tun, mit der Bildung von Wasserdampf, Wasserstoff, CO und CO₂, wie oben beschrieben.

2. Versuchsprogramm zur Spaltprodukt-Freisetzung

Über das SASCHA-Vorhaben wurde im Rahmen früherer PNS-Kolloquien schon mehrfach berichtet /1/. Deshalb wird hier nach einer kurzen Wiederholung der experimentellen Aspekte sofort auf die wichtigsten Ergebnisse eingegangen.

Die wesentlichen Ziele des inzwischen abgeschlossenen Programms lauteten:

- Quantitative Bestimmung der Freisetzung von Spalt- und Aktivierungsprodukten aus hoch erhitzten Brennstäben und aus einer Coriumschmelze;
- Beschreibung der wichtigsten chemischen und aerosolphysikalischen Eigenschaften, von denen das Transport- und Ablagerungsverhalten der radioaktiven Stoffe im Primärkreis und im Sicherheitsbehälter abhängt.

Beschreibung der Experimente:

Das Versuchsprogramm wurde an der Schmelzanlage SASCHA durchgeführt. Sie bestand aus einem Hochfrequenz-Induktionsofen, einem Tiegelssystem sowie einer Transport- und Filterstrecke, mit deren Hilfe sowohl Aerosolpartikeln als auch gasförmiges Jod gesammelt und analysiert werden konnte. Die Versuchsatmosphäre war zunächst entweder Luft oder Edelgas, seit 1980 aber auch Wasserdampf. Die Schmelzproben bestanden in der Regel aus drei kurzen Brennstabprüflingen mit Zircaloy-Hüllen, sowie Zusätzen aus Stahl, Inconel und dem Absorbermaterial Ag-In-Cd. Durch entsprechend gewählte Gewichtsverhältnisse war auf diese Weise eine realistische Materialzusammensetzung der Kernschmelze gewährleistet. Als Brennstoff wurden sog. Fissium-Pellets verwendet; sie wiesen einen simulierten Abbrand von 44 Gwd/t auf und enthielten neben UO_2 bis zu 12 repräsentative Spaltproduktelemente.

Die quantitative Analyse der freigesetzten Produkte erfolgte gammaspektrometrisch. Dazu wurde ein Teil der Spaltprodukt-Zusätze des Fissiums vor der Herstellung der Pellets aktiviert. Ebenso wurden auch die Komponenten des Strukturmaterials in aktivierter Form eingesetzt.

Wichtigste Ergebnisse:

- a) Die Nuklide der Elemente Jod und Cäsium werden unter Kernschmelz-Bedingungen vollständig freigesetzt; im wesentlichen erfolgt die Freisetzung bereits bei Temperaturen zwischen 1600 und 2000° C.
- b) Der gasförmige Anteil des freigesetzten Jods beträgt nach dem Transport in Temperaturbereiche unterhalb von 800° C maximal 1%. Der weitaus überwiegende Jodanteil liegt somit in Aerosolform vor.
- c) Ein Teil des Jods kann in der Gasphase mit dem Silber aus den Absorberstäben zu wasserunlöslichem Silberjodid (AgJ) reagieren, wodurch sich eine potentiell wichtige Jodsенke ergibt. Dieser Effekt wurde als Funktion mehrerer Parameter untersucht. Allerdings zeigte sich eine starke Geometrieabhängigkeit der Ergebnisse, so daß eine Extrapolation auf Reaktordimensionen nur mit Einschränkungen möglich ist.
- d) Die Abscheidung von Jod und Cäsium auf Stahloberflächen nimmt mit ansteigender Temperatur der Oberflächen ab. Es erscheint daher nicht sinnvoll, eine wesentliche Rückhaltung (>20 %) dieser Elemente im Primärsystem anzunehmen. (Wenn man eine entsprechende Abscheidung ganz vernachlässigt, stellt sich auch nicht die Frage der Resuspension, die bei einer späteren Erhöhung der Oberflächentemperatur sicher eine Rolle spielt.)

- e) Die Freisetzung der Elemente Te, Ag, Ba (Sr) und Sb wird in starkem Maße vom Oxidationsgrad der Zircaloy-Hüllen beeinflusst. Die Abbildung 2 zeigt als Beispiel die Abhängigkeit der Barium-Freisetzung als Funktion vom Wasserdampf-Angebot, das hier als stellvertretender Parameter für den Oxidationsgrad anzusehen ist.
- f) Für 2400° C wurde ein kompletter Satz von Freisetzungsraten für alle relevanten Elemente im Kern bestimmt (Tabelle 1). 2400°C wurden als Bezugstemperatur gewählt, weil nach unserem Wissensstand die mittlere Temperatur einer Kernschmelze nicht über diesen Wert ansteigt.
- g) Für die Elemente Te, Ag und Sb wurde auch die Temperatur-Abhängigkeit der Freisetzungsraten in Luft und Wasserdampf ermittelt. Im Vergleich zu einer vielfach benutzten amerikanischen Auswertung /2/ liegen unsere Freisetzungsraten für Te und Sb um einen Faktor 2 - 3 niedriger (Abbildung 3). Auch unsere Einzel-Ergebnisse für Mo, Ba, Zr, Ce, Nd und Ru liegen deutlich unterhalb der US-Werte. Diese Unterschiede sind wie folgt zu kommentieren:
- die US-Werte beruhen teilweise auf älteren Experimenten mit Luft, Helium oder Argon als Versuchsatmosphäre oder mit Brennstoffproben ohne Zircaloy-Hüllrohr;
 - bei Erscheinen des NUREG-Reports war die unter e) erwähnte Abhängigkeit der Freisetzung vom Oxidationsgrad der Hüllrohre noch nicht bekannt; inzwischen wissen wir, daß die US-Kurve für Ba nur für den Extremfall sehr schwach oxidiert Hüllrohre realistisch ist;
 - neuere Versuche von Osborne und Parker in Oak Ridge tendieren zu Ergebnissen, die unsere Werte weitgehend bestätigen.
- h) Während der Wechselwirkung der Schmelze mit Beton werden anfangs besonders die Elemente Te und Ag in merklichem Umfang freigesetzt, vgl. Abbildung 4. Im Kontakt mit dem Beton sinkt die Temperatur der Schmelze jedoch schnell um mehrere Hundert Grad, und dadurch kommt die Freisetzung weiterer radioaktiver Stoffe weitgehend zum Stillstand.
- i) Bei Vorgabe einer sehr vereinfachten Temperatur/Zeit-Funktion für den Kern (Abbildung 5) läßt sich mit Hilfe der Freisetzungsraten berechnen, daß bei vollständigem Kernschmelzen integral 16 ± 2 % des Aktivitätsinventares freigesetzt werden, vgl. Tabelle 2. Ca. 99 % dieser Freisetzung entfällt auf die Nuklide der 6 Elemente Kr, Xe, J, Cs, Te und Sb.
- j) Die ins Containment freigesetzte Aerosolmasse liegt bei einem Reaktor der 1300 MWel-Klasse in der Größenordnung von 3,5 t, wenn man die SASCHA-Daten linear extrapoliert. Wenn man andererseits für eine Minimum-Betrachtung annimmt, daß außer den leichtflüchtigen Elementen gemäß Tab. 2 nur noch 10% der Elemente Mn, Sn, In und Ag freigesetzt werden, die alle einen Siedepunkt unter 2300°C aufweisen, so ergibt sich bereits eine Aerosolmasse von 700 kg. Ein realistischer Wert dürfte somit im Bereich 2 ± 1 t liegen. Den Hauptbeitrag zur Aerosolmasse liefern nach unseren Messungen die Elemente Silber, Eisen, Uran und Indium.
- k) Bei der chemischen Analyse der Aerosolpartikeln zeigt sich, daß diese immer heterogen zusammengesetzt sind, d.h. es gibt keine reinen J-, Cs- oder Ba-Partikeln, sondern stets Agglomerate aus vielen aktiven und inaktiven Nukliden. Das wird z.B durch die inhomogene Temperaturverteilung im Kern verständlich, die dazu führt, daß die leichtflüchtigen Elemente aus noch relativ kühlen Kernbereichen gleichzeitig mit den schwerflüchtigen Elementen aus bereits schmelzenden Kernbereichen freigesetzt werden.

3. Ermittlung von Freisetzungs-Quelltermen

Die eben beschriebenen Aussagen über die Aktivitäts- und Massenfreisetzung während des Kernschmelzens bilden den Ausgangspunkt für die Bestimmung der Freisetzungs-Quellterme bei verschiedenen Unfall-Abläufen. Die Tabelle 2 ist dabei auf den Niederdruck-Pfad anwendbar.

Beim Hochdruckpfad ist einerseits die Zeitdauer bis zum RDB-Versagen um etwa 3 Stunden länger, und andererseits ist die in den Sicherheitsbehälter gelangende Aerosolmasse und -Aktivität um 2 Größenordnungen geringer. Das hat folgende Gründe:

- Das in Kap. 1 beschriebene Ausdampfen der Wärmetauscher und des Primärkreises erfordert eine längere Zeit als das Ausdampfen des Druckbehälters nach dem Blowdown im Falle des ND-Pfades; das Versagen des Druckbehälters ist daher beim HD-Pfad erst nach 5,2 Stunden zu erwarten /3/.
- Die innerhalb des RDB bei absinkendem Wasserspiegel und ansteigender Temperatur freigesetzten Spaltprodukte gelangen nicht wie beim ND-Pfad über ein großes Leck (2F-Bruch) in den Sicherheitsbehälter, sondern nur über die Druckhalter-Abblaseventile, die zudem noch zeitweise geschlossen sind. Wegen des relativ kleinen Volumens im Plenum des RDB bildet sich dort ein außerordentlich hoch konzentriertes Aerosolsystem. Wenn man für dieses System eine Aerosolmassen-Konzentration von max. 200 g/m^3 annimmt (das ist der doppelte Wert der höchsten jemals gemessenen Aerosol-Konzentration), so folgt daraus, daß integral nur etwa 20 kg Aerosolmasse mit dem ausströmenden Dampf in den Sicherheitsbehälter gelangen können. Ein wesentlicher Teil der Aerosolpartikeln wird daher im Primärkreis abgelagert bzw. erst beim RDB-Versagen in den Sicherheitsbehälter freigesetzt. Die Ablagerungen, bes. von Jod und Cäsium auf den Stahloberflächen sind jedoch nicht als permanent anzusehen. Man muß vielmehr davon ausgehen, daß die Entleerung der Druckspeicher (unmittelbar nach dem RDB-Versagen) zu einer Abspülung des abgelagerten Jods und Cäsiums führt. Dadurch könnten über 90 % dieser Elemente in den Containment-Sumpf gelangen.

Im Verlauf der weiteren Beschreibung des Spaltprodukt-Verhaltens sollen nun noch folgende Punkte angesprochen werden:

- a) der Aerosol-Abbau in der Atmosphäre des Sicherheitsbehälters,
- b) die spezifischen Fragen des Jodverhaltens,
- c) der Austritt von Spaltprodukten aus dem Sicherheitsbehälter während und nach dem Überdruckversagen.

zu a: Aerosol-Abbau

Wie wir gesehen haben, gelangt beim Hochdruckpfad eine Aerosolmasse von etwa 20 kg in den Sicherheitsbehälter. Ein zusätzlicher Beitrag aus der Schmelze/Beton-Wechselwirkung ist hier nicht zu berücksichtigen, weil die Schmelze sofort geflutet wird.

Beim Niederdruck-Pfad beträgt die Aerosolmasse dagegen max. 3,5 t, vgl. Kap.2. Zu diesem ohnehin schon hoch angesetzten Wert wird nun keine weitere Aerosolmasse aus der Schmelze/Beton-Reaktion hinzugerechnet, weil die Ergebnisse der BETA-Versuche auf einen relativ kleinen Beitrag dieser Art hinweisen.

Auch die weitere Freisetzung von Spaltprodukten während der Beton-Erosion ist zu vernachlässigen, da einerseits die Schmelze sehr schnell auf Temperaturen unter 2000°C abkühlt und andererseits schon innerhalb des RDB eine vollständige bzw. weitgehende Freisetzung aller leichtflüchtigen Elemente angenommen wurde, vgl. Tabelle 2. Die in den ersten Stunden nach Unfallbeginn in die Atmosphäre des Sicherheitsbehälters gelangende Aerosolmasse und das Spektrum der damit verbundenen radioaktiven Nuklide läßt sich somit für die beiden Fälle des Niederdruck- und des Hochdruckpfades recht gut beschreiben.

Als nächstes ist nun nach dem physikalischen Verhalten der aerosolförmigen Aktivität bis zum Überdruckversagen des Sicherheitsbehälters zu fragen. Da diese Thematik in einem der nachfolgenden Beiträge ausführlich behandelt wird, sei hier nur eine wichtige Aussage vorausgeschickt: Die Masse des luftgetragenen Aerosols und die damit verbundene Radioaktivität wird in der Zeit von 5 Tagen bis zum Überdruckversagen durch natürliche Abscheidemechanismen um ca. 6 Größenordnungen reduziert, vgl. Abbildung 6.

zu b: Jodverhalten

Das Spaltprodukt-Inventar eines Reaktors der Größenklasse Biblis B enthält nach Gleichgewichtseinstellung der Isotope J-131 bis J-135, d.h. nach einer Betriebszeit von 5 Wochen, nur einige kg Jod. Auf das Isotop J-131 entfallen davon 800 g. Wegen seiner hohen Aktivität von ca. $4 \cdot 10^{18}$ Bq kann dieses Isotop nach einem Kernschmelzen-Unfall jedoch in besonders starkem Maße zur Umweltbelastung beitragen; es besteht nämlich kein Zweifel daran, daß es aus schmelzendem Brennstoff zu 100 % freigesetzt wird.

Nun ist Jod nicht nur ein chemisch sehr reaktionsfreudiges Element, sondern es hat als einziges Spaltprodukt auch die Eigenschaft, sowohl elementar als auch in organisch und anorganisch gebundener Form aufzutreten. Außerdem kann es bei Temperaturen unter 100°C in folgenden Erscheinungsformen vorkommen:

- in gasförmigem Zustand,
- als Bestandteil fester, luftgetragener Aerosolpartikeln,
- als wasserlöslicher oder wasserunlöslicher Bestandteil des Sumpfes,
- als Niederschlag an festen Oberflächen, von denen es je nach Temperatur, Feuchtigkeit, chemischem Zustand oder Stärke des Strahlenfeldes auch wieder desorbieren kann.

Durch alle diese Eigenschaften ist eine Bilanzierung des Jodverbleibs nach der Freisetzung aus dem Brennstoff außerordentlich kompliziert. Die bisherigen, z.T. sehr detaillierten Studien über das Jodverhalten bei Reaktorstörfällen können zwar eine Reihe von Detailspekten beschreiben, es fehlte jedoch lange Zeit ein in sich geschlossenes Modell für eine Analyse des Jodverhaltens während des gesamten Unfallablaufes, unter Berücksichtigung aller chemisch und physikalisch relevanten Prozesse bzw. Randbedingungen. Ein solches Modell wurde inzwischen von PNS in Zusammenarbeit mit der KWU entwickelt. Es hat den Namen IMPAIR (Iodine Matter, Partition and Iodine Release) und beruht auf einer schrittweisen analytischen Beschreibung der Konzentrationen und der chemischen Zustände während des Transports vom Brennstoff bis in die Umgebung des KKW's. Die Modellierung wurde in folgende Einzelschritte unterteilt:

- Freisetzung aus dem Brennstoff,
- Reaktionen im Primärkreislauf,
- Freisetzung aus dem Primärkreis in den Sicherheitsbehälter,
- Reaktionen innerhalb des Sicherheitsbehälters,
- Verhalten während und nach der Sumpfwasserverdampfung,
- Freisetzung aus dem Sicherheitsbehälter und Verhalten in den angrenzenden Räumen.

zu c: Freisetzungspfade

Bei einem Kernschmelzenunfall in einem KKW mit Sicherheitscontainment wird eine Freisetzung von Radioaktivität in die Umgebung verhindert, so lange der Gebäudeabschluß bestimmungsgemäß funktioniert, d.h. so lange alle Schleusen und Durchführungen nach außen geschlossen bleiben und keine wesentlichen Leckagen auftreten. Der Integrität des Containments und seiner Abschlüsse kommt somit eine hohe Bedeutung für die Minimierung der Unfallfolgen zu.

Wegen des sehr effektiv verlaufenden natürlichen Aerosol- und Jod-Abbaus während der ersten Tage ist es besonders wichtig, daß ein eventuelles Überdruckversagen des Sicherheitsbehälters möglichst spät eintritt. Aber auch dann kommt es auf Grund des "Leck-vor-Bruch-Kriteriums" nicht notwendigerweise zu einer großflächigen Öffnung der Stahl-Kugelschale mit einer spontanen Freisetzung der zu dieser Zeit noch luftgetragenen Radioaktivität. Man kann vielmehr davon ausgehen, daß die entstehenden Austrittsöffnungen auf eine Größe von 100 - 200 cm² beschränkt bleiben. Inzwischen durchgeführte Experimente bestätigen diese Annahme.

Nun sollen anhand von Abb. 7 noch die verschiedenen Abströmwege aus der Anlage nach dem bei 9 bar angenommenen Versagen des Sicherheitsbehälters betrachtet werden. Spaltprodukte, die in den Ringraum gelangen, können durch das Entlüftungssystem und durch Filter über den Schornstein oder auch durch Leckagen in der Betonhülle nach außen freigesetzt werden. Wenn der Druck im Ringraum auf 1,1 bar ansteigt, kommt es durch Zerstörung der Personenschleuse wahrscheinlich zu einem großen Leck in Richtung Hilfsanlagegebäude. Infolge des Druckausgleichs steigt dort der Druck auf einen Wert von 1,05 bar an, was zur Entstehung von Öffnungen direkt in die Umgebung, in das Schaltanlagen-Gebäude oder ins Maschinenhaus führen wird.

Beim Transport des Aerosolstromes durch diese Gebäude bzw. die Austrittsöffnungen in die Umgebung kommt es zu einer Reihe von Rückhalte-Effekten, die alle zur Verminderung der Freisetzung nach außen beitragen. In realistischen Quellterm-Analysen ist daher eine Aufteilung der Aerosol-Massenströme entsprechend den hier angedeuteten Transportpfaden vorzunehmen.

Zusammenfassend läßt sich feststellen: Unter der Voraussetzung, daß die Rückhaltefunktion des Sicherheits-Containments bis zu einem langsam erfolgenden Druckanstieg auf 9 bar erhalten bleibt, ist bei einem Kernschmelzenunfall infolge total versagender Notkühlsysteme mit Sicherheit keine katastrophale Aktivitätsfreisetzung in die Umgebung zu erwarten.

4. Freisetzung aus dem Tschernobyl-Reaktor

Im letzten Teil dieses Beitrags soll nun noch die Aktivitätsfreisetzung aus dem Tschernobyl-Reaktor angesprochen werden. Die Abbildung 8 zeigt zunächst den zeitlichen Verlauf des Aktivitätsinventares und der Nachwärmeleistung ab Unfallzeitpunkt, ohne Berücksichtigung irgendeiner Freisetzung. Man sieht,

- daß bis zum 11.6.86 beide Kurven um eine Größenordnung abgenommen haben;
- daß man es zu diesem Zeitpunkt noch mit einer Nachwärmeleistung von 3 MW zu tun hatte, und
- daß es von da an über 2 Jahre dauert, bis beide Kurven noch einmal um eine Größenordnung abgenommen haben.

Wie sieht es nun mit der Freisetzung aus? Aufgrund der Ergebnisse der SASCHA-Versuche können wir folgende Aussagen machen:

- a) Man kann mit Sicherheit annehmen, daß aus den geschmolzenen Anteilen des Kerns die leichtflüchtigen Spaltprodukte vollständig freigesetzt werden. Das sind zumindest die Spaltedelgase Krypton und Xenon, sowie Jod und Cäsium, wahrscheinlich aber auch Tellur und Antimon.
- b) Solange wir den Umfang des Kernschmelzens nicht kennen, müssen wir uns auf die Spekulation beschränken, daß die Freisetzung des leichtflüchtigen Inventars im Bereich zwischen 50 und 100 % liegen wird.
- c) Die Tatsache, daß bei Messungen in Deutschland, Finnland und anderswo in nicht unerheblichem Umfang auch Nuklide von Barium und Strontium gefunden wurde, läßt darauf schließen, daß es zu einer transienten Aufheizung kam, mit anfangs geringer Oxidation der Zirkon-Hüllrohre. Dadurch trat der bereits angedeutete Fall einer relativ hohen Ba- und Sr-Freisetzung ein (maximal 10 % des Inventars in den betroffenen Stäben).
- d) Das Auftreten von Ruthen und Molybdän ist wahrscheinlich durch den Luft-einbruch zu erklären, der zur Bildung leichtflüchtiger Oxide führte. Diese Möglichkeit hatten wir für eine Schmelzenbildung im RDB einer deutschen Anlage ausgeschlossen, weil dabei ein Luftzutritt kaum vorstellbar ist.
- e) Die fast vernachlässigbare Freisetzung der übrigen schwerflüchtigen Elemente, insbes. von Plutonium, Zirkon und den zahlreichen Seltenen Erdmetallen wie Cer, Praseodym, Neodym etc. steht in voller Übereinstimmung mit den Befunden aus unserem SASCHA-Programm.

In der Abbildung 9 ist der Aktivitätsverlauf der leichtflüchtigen Elemente im Inventar des Tschernobyl-Reaktors dargestellt. Wenn man eine weitgehende Freisetzung aller dieser Elemente annimmt, so erkennt man, daß die radiologischen Folgen besonders von der Aktivität in den ersten 10 - 20 Tagen ausgingen. Ab etwa 6 Wochen hat man es dann hauptsächlich mit der Belastung durch Cs-134 und Cs-137 zu tun, während die übrigen Nuklide dagegen in 1. Näherung vernachlässigbar sind.

Literatur:

-
- /1/ H. Albrecht et al., KfK-2399 (1976), KfK-2770 (1978), KfK-3670 (1984)
s. auch: PNS-Jahresberichte KfK-3450 (1984), KfK-3550 (1985),
H. Albrecht, H. Wild: Experimentelle Bestimmung von Quelltermen beim
LWR-Kernschmelzen, Atomwirtschaft, Jg. 28, Heft1 (1983) p 23-25
 - /2/ U.S. Nuclear Regulatory Commission: Technical Bases for Estimating
Fission Product Behavior During LWR Accidents, NUREG-0772, 1981
 - /3/ K. Hassmann et al.: Bewertung einiger Maßnahmen zur Reduktion der Un-
fallfolgen der Freisetzungskategorie II, Abschlußbericht des Vorhabens
BMI-SR 300, 1984

Tabelle 1: Experimentell bestimmte Freisetzungsraten k für 2400 °C und eine Wasserdampf-Atmosphäre

Element	k (min ⁻¹)	Element	k (min ⁻¹)
J, Cs, Cd	> 0,5 a)	Zr	10 ⁻⁵
In	0,2	U	2 · 10 ⁻⁴
Ag	0,14 b)	Np	10 ⁻⁵
Te	0,071 b)	Fe	10 ⁻³
Sb	0,043 b)	Cr	10 ⁻³
Ba	10 ⁻⁴ b)	Co	10 ⁻³
Mo	10 ⁻⁴	Mn	0,10
Ru	10 ⁻⁶	Sn	0,14
Ce, Nd	10 ⁻⁵		

a) geschätzter Wert, da bereits bei 1800 °C gilt: $k > 0,1$

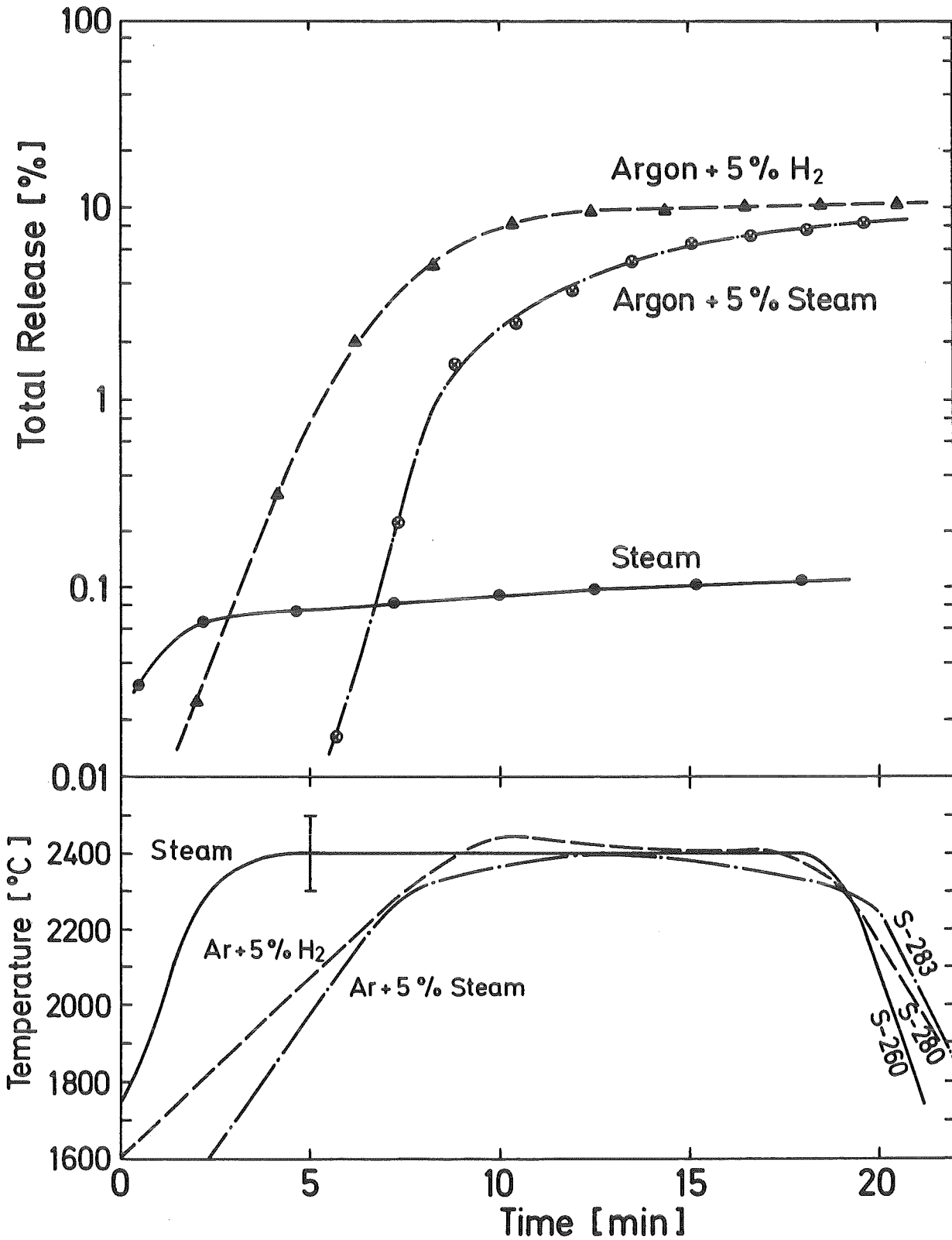
b) k hängt vom Grad der Zircaloy-Oxidation ab; die hier angegebenen Werte gelten für vollständige Oxidation

Tabelle 2: Aktivitäts-Freisetzung bis zum Versagen des Reaktordruck-Behälters

Inventar ^{a)}			Freisetzung ^{b)}			Anteil der ges. Freisetzung (%)
Element	Aktivität (Ci)		rel. (%)	abs. (Ci)		
Kr, Xe	3,97	E8	100	3,97	E8	99,8
Br, J	6,96	E8	100	6,96	E8	
Rb, Cs	9,76	E7	100	9,76	E7	
Te	2,54	E8	80	2,03	E8	
Sb	4,40	E7	53	2,33	E7	
Sr, Ba	5,58	E8	0,2	1,12	E6	0,2
Mo, Tc	3,44	E8	0,2	6,88	E5	
Ru, Rh, Pd	5,45	E8	0,002	1,09	E4	
Y, Zr, Nb	1,287	E9	0,02	2,57	E5	
La, Ce, Pr, ...	1,407	E9	0,02	2,81	E5	
U	1,19	E8	0,4	4,76	E5	
Np, Pu, Am, ...	1,969	E9	0,02	3,94	E5	

a) für 101,6 t Uran und 10/20/30 MWd/t Abbrand für je 1/3 des Kerns Aktivitätswerte 2 Std. nach Reaktor-Abschaltung

b) berechnet für 2 Zeitintervalle von je 15 min bei 2200 und 2400 °C, vgl. Abb. 5



Dependence of Ba Release on Steam Supply

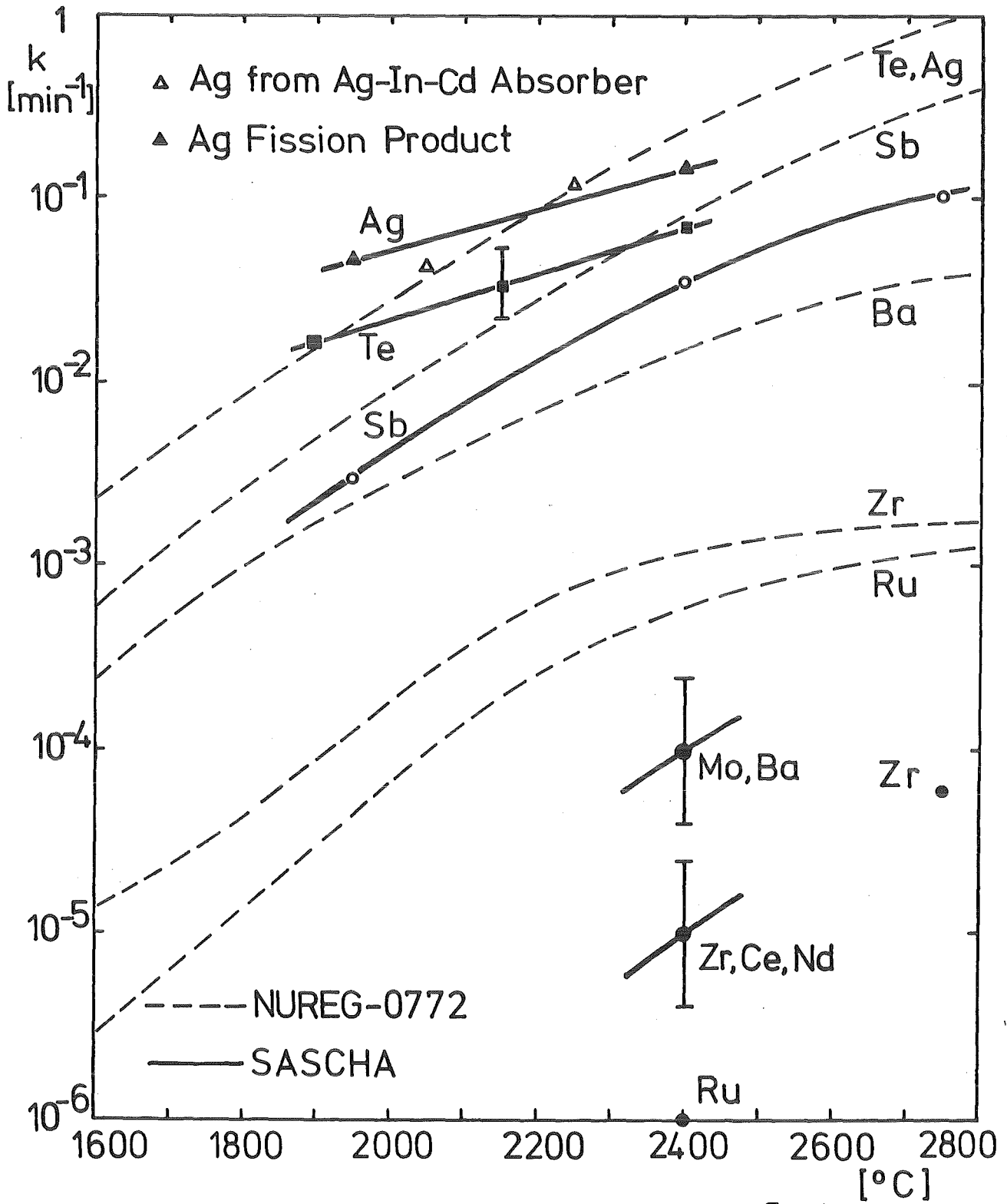
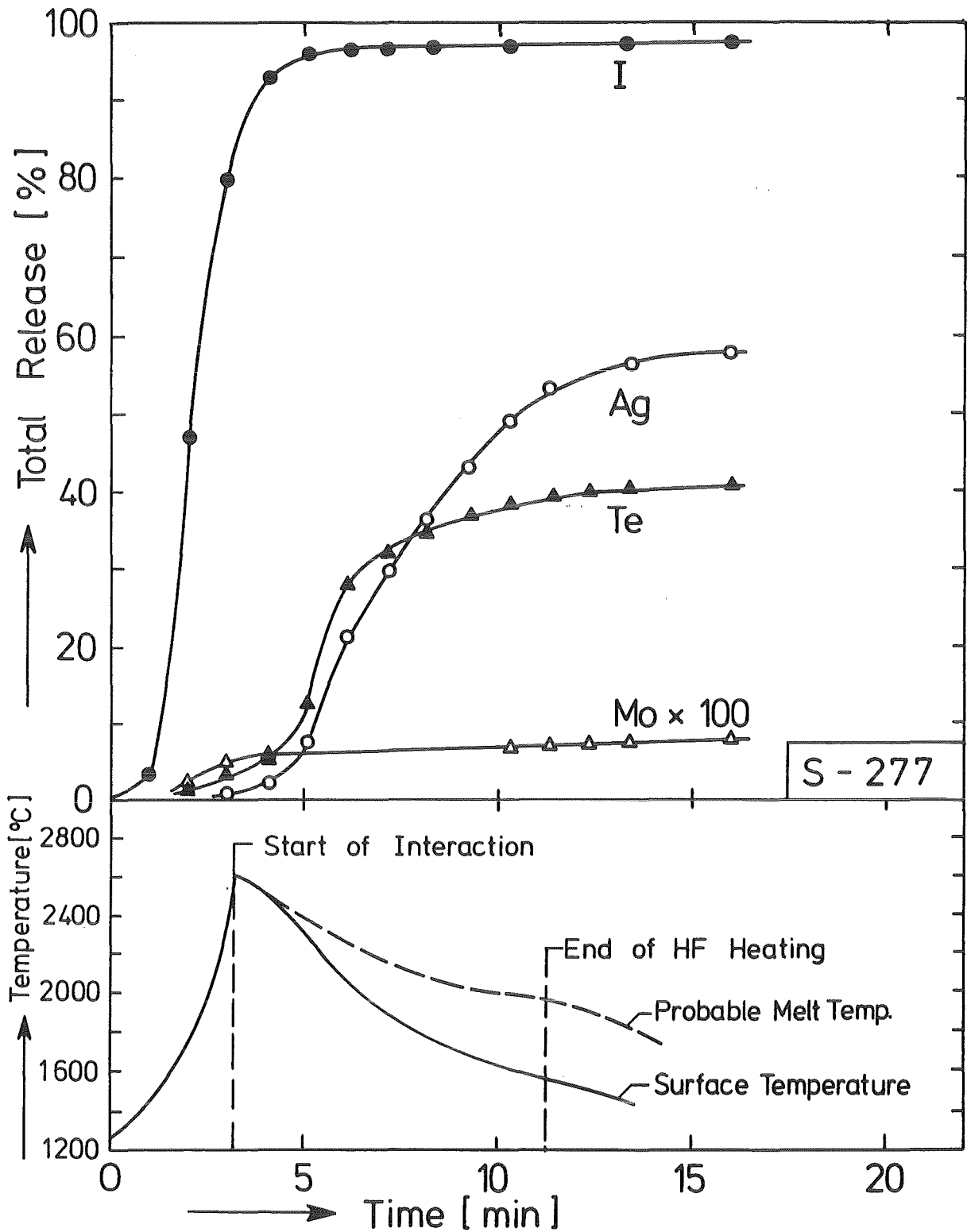
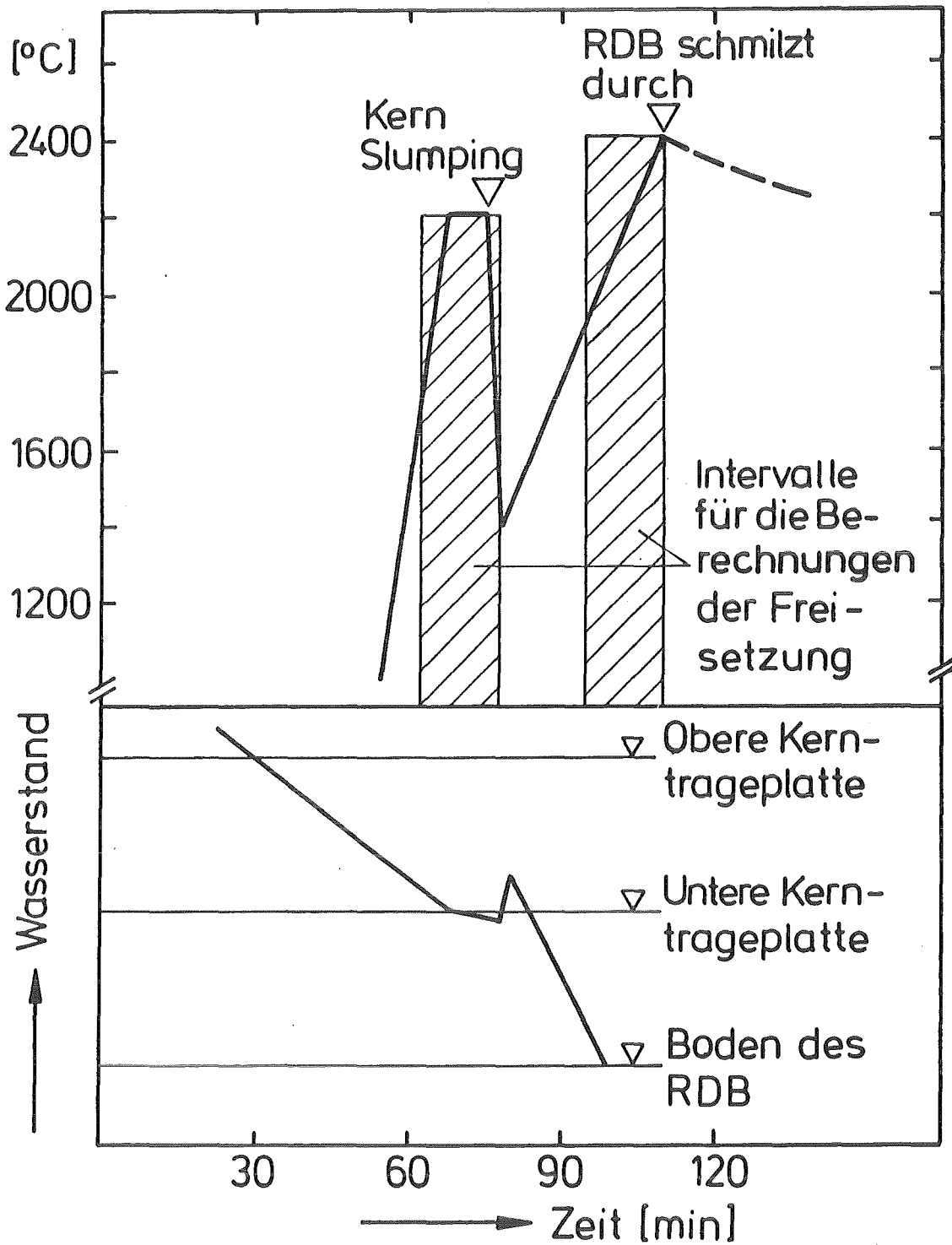


Abbildung 3

VERGLEICH DER FREISETZUNGSRATEN K IN WASSERDAMPF



Release of I, Ag, Te, and Mo during Melt / Concrete Interaction in Air



Mittlere Kerntemperatur und Wasserstand beim Kernschmelzen

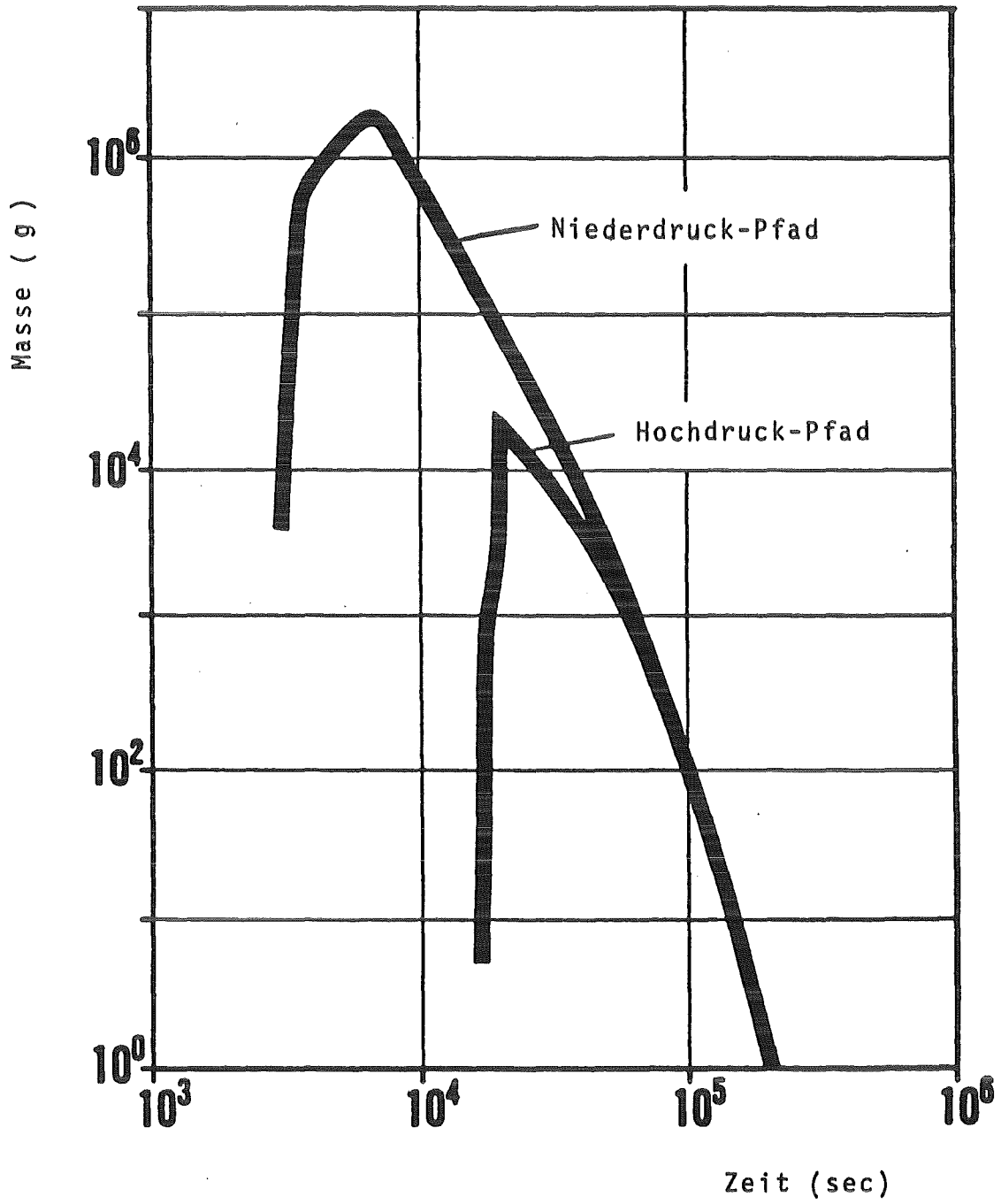
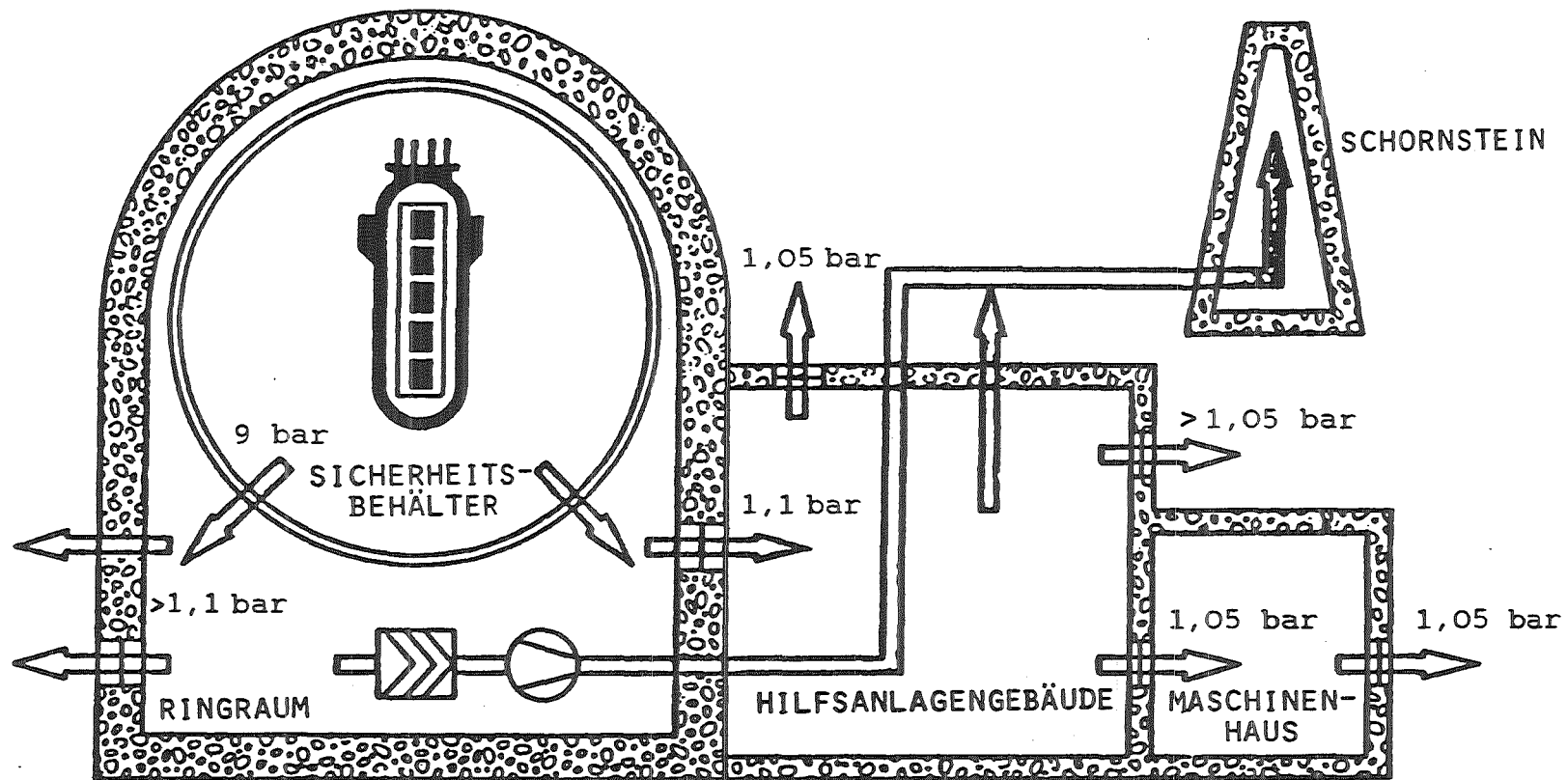


Abbildung 6

LUFTGETRAGENE AEROSOLMASSE IM CONTAINMENT



FREISETZUNGSPFADE UND ÜBERDRUCKWERTE, BEI DENEN GRÖßERE LECKAGEN WIRKSAM WERDEN

Abbildung 7

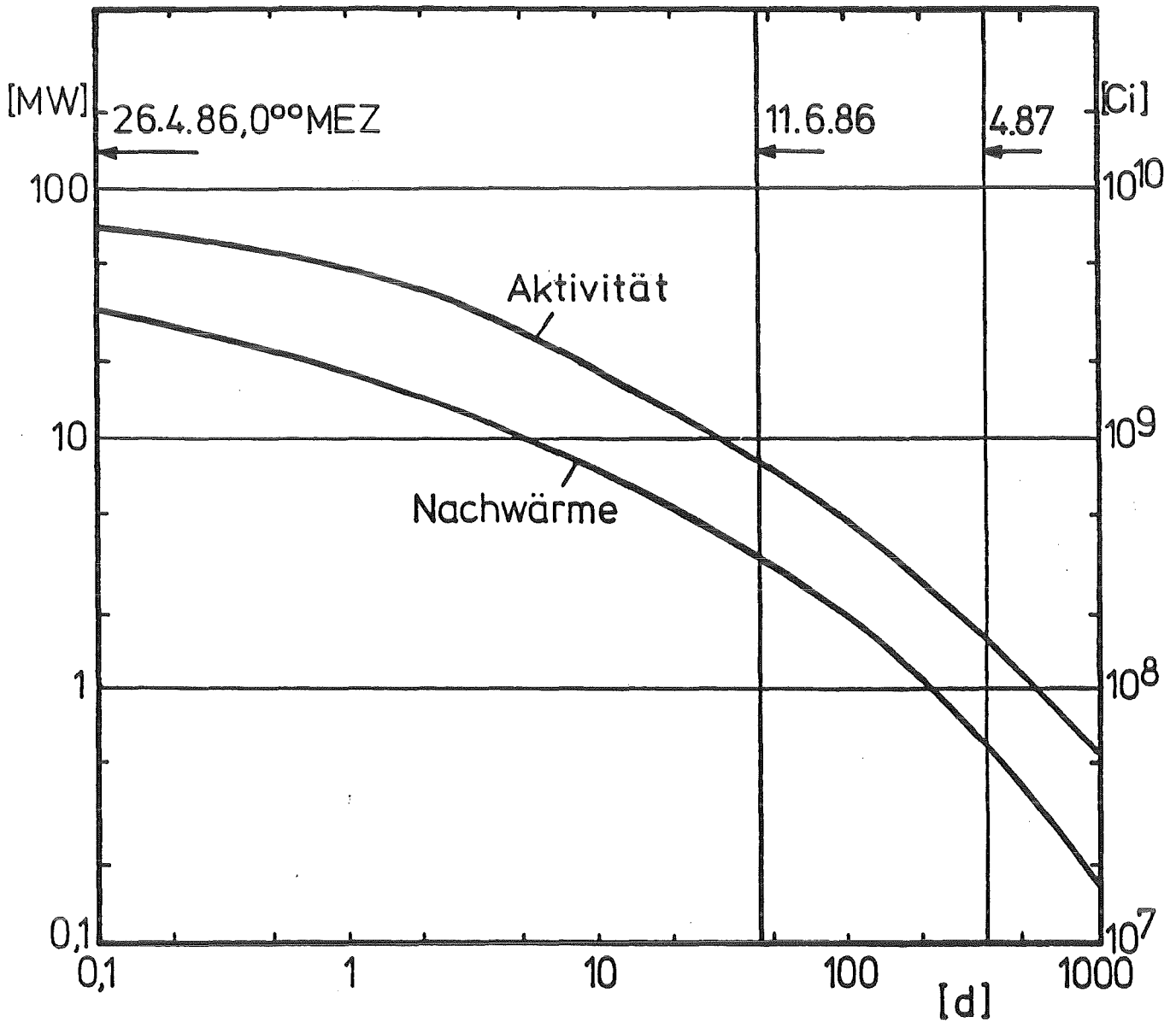


Abbildung 8

Aktivität und Nachwärme des Tschernobyl-IV-Reaktors

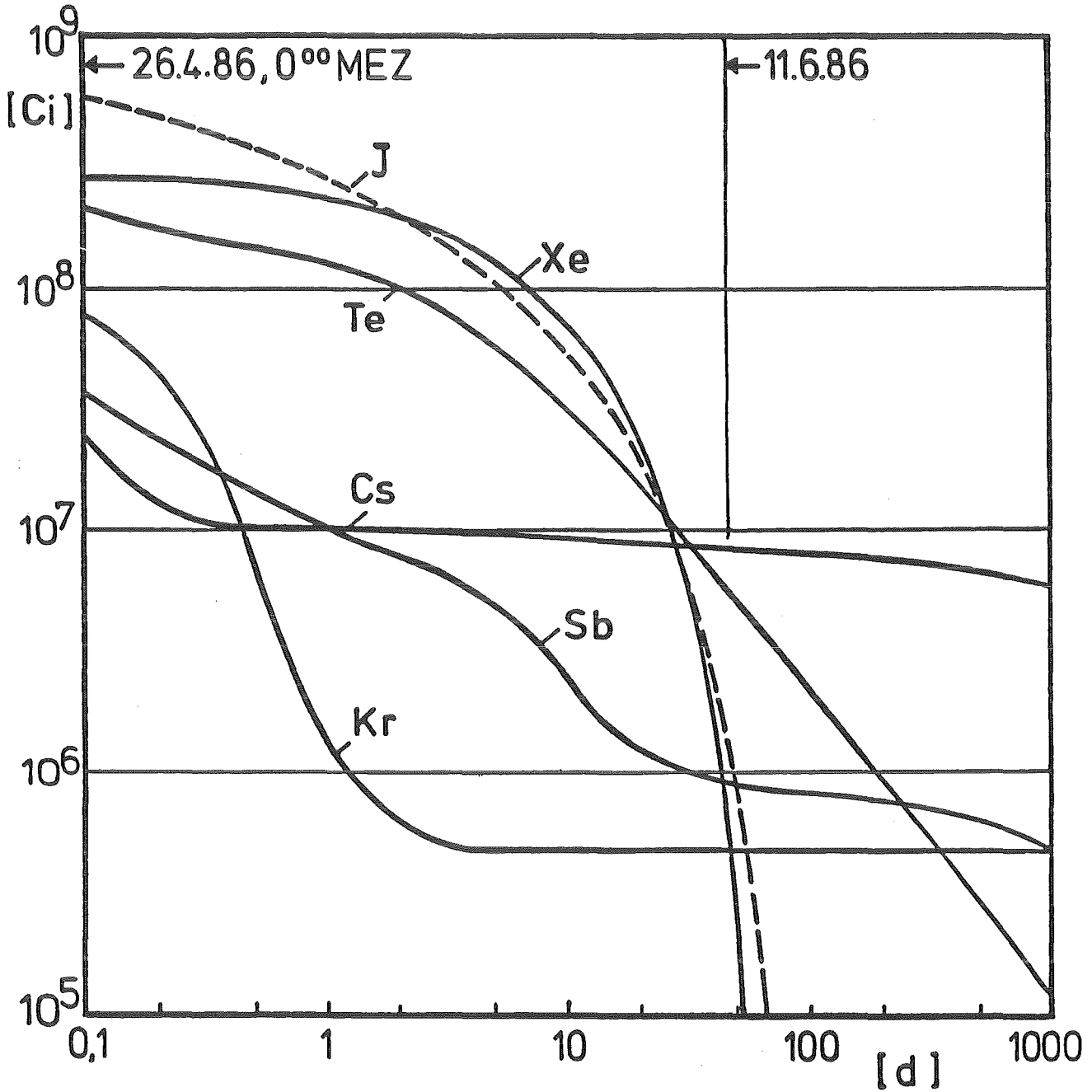


Abbildung 9

Aktivitätsverlauf der leichtflüchtigen Elemente

PROJEKT NUKLEARE SICHERHEIT

ABSCHLUSSKOLLOQUIUM 1986

DIE BEDEUTUNG DER CHEMISCHEN REAKTIONEN
VON REAKTORMATERIALIEN BEIM KERNSCHMELZEN

A. SKOKAN, H. HOLLECK

KERNFORSCHUNGSZENTRUM KARLSRÜHE
PROJEKT NUKLEARE SICHERHEIT

The Significance of Chemical Reactions between Reactor Materials under Core Melting Conditions

A. Skokan, H. Holleck

Abstract

The chemical reactions between materials in the course of a LWR core melting accident have many effects - in each period of the accident - on the chemical composition of the components and molten phases as well as on their properties. The most relevant results are:

- there are two immiscible liquids over a long time during the accident;
- the oxide melt starts as a UO_2 - ZrO_2 melt, the metal melt has a steel-like composition from a short time after the beginning to the end;
- the elements of the metal melt are oxidized in the sequence Zr - Cr - Fe and are then intermixed with the oxide melt;
- the partition of the fission products is heterogeneous, most of them being dissolved in the oxide melt from the beginning, and later on all of them except for the noble metals;
- the oxide melt is diluted by intermixing with oxidized steel constituents and molten concrete, its temperature as well as its freezing temperature is decreasing as a consequence;
- the vaporization of some fission products depends on the oxygen potential and on the chemical reactions of the melt;
- The properties of the core melts can be evaluated by analytical or graphical extrapolation, supported by experiments.

Die Bedeutung der chemischen Reaktionen von Reaktormaterialien beim Kernschmelzen

A. Skokan, H. Holleck

1. Einleitung

Betrachtet man den Kern eines Leichtwasserreaktors und seine Umgebung als ein chemisch-thermodynamisches System, so wird dessen Zustand im Gleichgewicht durch die variablen Zustandsgrößen wie

- chemische Zusammensetzung einzelner Komponenten und des Gesamtinventars einschließlich der Gasatmosphäre
- Temperatur, die aus der Spaltungs- oder Nachzerfallswärme resultiert, und
- Druck, der sich in der umgebenden Atmosphäre aufbaut

definiert.

Bei Betriebstemperatur können aus kinetischen und thermodynamischen Gründen zahlreiche Komponenten - ohne miteinander zu reagieren - in Kontakt stehen. Beim Kernschmelzenunfall jedoch resultiert aus dem postulierten totalen Ausfall aller Kühlsysteme eine drastische Temperaturtransiente, die eine Vielzahl von chemischen Reaktionen innerhalb des komplexen Systems - gebildet aus Komponenten des Reaktorkerns, des Druckbehälters, des Sicherheitsbehälters und sogar des Reaktorfundaments - zur Folge hat. Die Triebkraft für diese Reaktionen ist die Tendenz zur Einstellung des Gleichgewichts, die unmittelbaren Folgen ergeben sich aus den Änderungen hinsichtlich der chemischen Zusammensetzung, der Eigenschaftswerte und der Geometrie der Reaktionsprodukte. Diese Reaktionen üben somit einen wesentlichen Einfluß auf den Ablauf und die Folgen eines Kernschmelzenunfalles aus - sei es z.B. durch die Bildung niedrig schmelzender chemischer Zusammensetzungen, schwer oder leicht flüchtiger Verbindungen, Freisetzung von Gasen, oder durch zusätzliche Entwicklung oder Bindung von Wärme. Die Kernfragen, deren Verständnis zur Einschätzung der Unfallfolgen notwendig ist, betreffen zum einen die Freisetzung aktiver Komponenten und zum anderen die Art und Weise, den zeitlichen Ablauf und das Ausmaß der Wechselwirkungen mit dem Beton des Reaktorfundaments.

2. Die Reaktionen in den verschiedenen Unfallphasen

Unter dem Gesichtspunkt der chemischen Wechselwirkungen lassen sich drei zeitlich aufeinanderfolgende Reaktionsphasen betrachten, welche durch schrittweise Erweiterung des chemischen Systems bei der Aufnahme wesentlicher neuer Bestandteile in das Reaktionsgeschehen gekennzeichnet sind:

- 1) das Aufheizen und Niederschmelzen der Brennstäbe
- 2) die Bildung der Kernschmelze im Druckbehälter
- 3) die Wechselwirkung der Kernschmelze mit Beton.

In Tabelle I sind die wichtigsten chemischen Reaktionen in den drei Reaktionsphasen zusammengestellt und ihre unmittelbaren Folgen kurz skizziert. Zu ihrer Untersuchung wurden sowohl im Rahmen dieses Projektes von verschiedenen beteiligten Instituten wie auch von kooperierenden Partnern aus Forschung und Industrie experimentelle und theoretische Beiträge geliefert. Dabei wurden Versuche vom Labormaßstab bis zum Großexperiment und von einfachsten bis zu komplexen chemischen Systemen durchgeführt.

2.1 Aufheizen und Niederschmelzen der Brennstäbe

In der ersten Reaktionsphase dominieren drei Wechselwirkungsprozesse. An erster Stelle ist hier die Oxidation der Zircaloy-Hüllrohre mit Wasserdampf zu nennen, welche Gegenstand eines eigenen Beitrags ist. Als Folge dieser Reaktion wird eine hochschmelzende Hüllwand aus ZrO_2 gebildet, die zur mechanischen Stabilisierung der Stabgeometrie und zu einer Verzögerung im Abschmelzprozeß beiträgt und von deren Ausmaß die Freisetzung an Wasserstoff und Oxidationswärme sowie der Oxidationsgrad der sich in der zweiten Phase bildenden Kernschmelze abhängen. An zweiter Stelle ist die Reaktion zwischen Brennstoff und Hülle an der Innenseite der Hüllrohre zu nennen, über die ebenfalls gesondert berichtet wird. Systematische Untersuchungen des Systems Uran-Zirkon-Sauerstoff [1,2] haben gezeigt, daß sich bei der Reaktion zwischen Zirkonium und UO_2 im Gleichgewicht bereits bei Temperaturen $< 1500\text{ }^\circ\text{C}$, also weit unterhalb der eigentlichen Schmelztemperatur des Zirkoniums, eine metallische, Uran und Zirkon enthaltende Schmelze bildet (vgl. Abb. 1). Diese Reaktion wird umso gravierender, je geringer die Sauerstoffaufnahme durch Hüllaußenoxidation ist und je langsamer der Temperaturanstieg erfolgt. Sie hat zur Folge, daß die Abschmelzung der Brennstäbe unter den erwähnten Be-

Tab. 1: Die Einflüsse der wichtigsten chemischen Reaktionen beim Kernschmelzen.

Reaktionsphase I: Aufheizen und Niederschmelzen der Brennstäbe

Chemische Reaktion	Ort	Folge
$Zr\gamma + H_2O \rightarrow ZrO_2, H_2$	Hüllaussenseite	a) Hülle bleibt bis zu höherer Temp. stabil b) Wasserstoff + Wärme wird frei c) Verzögerung des Reaktionsbeginns mit Stahlbestandteilen d) Oxidationsgrad der Schmelze im RDB wird mitbestimmt
$UO_{2+x} + Zr(O), (U,Zr)_f$	Hüllinnenseite	a) Schmelzbeginn an Hüllinnenseite b) Brennstoff in Anfangsschmelze
flüchtig. Spaltprod. + $UO_{2+x}(ZrO_2)$ → stabile Komplexoxide z.B. $Cs + UO_{2+x} \rightarrow Cs_2U_4O_{12}$ o. $Cs + ZrO_2 + O_2 \rightarrow$ Zirkonate	Brennstoffaussenseite Hülle	leichtflüchtige Spaltprodukte verbleiben im Brennstoff bzw. in der Schmelze

Reaktionsphase II: Schmelze im RDB

Chemische Reaktion	Ort	Folge
Lösung von Spaltprod. und aktivierten Elementen in der entstehenden Schmelze	Schmelze	Verminderung des Dampfdrucks aktiver Elemente und Verbindungen
Metallschm. + $H_2O \rightarrow$ Oxidschm. + H_2	Schmelzengrenzfläche	a) Freiwerden der Oxidationswärme b) Freisetzung von H_2 c) Dichteminderung der Oxidschmelze d) Verminderung des integralen Abdampfens e) evtl. Freisetzung von Spaltprod. in Form flüchtiger Oxide
Auflösen des RDB	Metallschm.	Schmelzwärme wird entzogen

Reaktionsphase III: Schmelze im Beton

Chemische Reaktion	Ort	Folge
Metallschm. + $H_2O \rightarrow$ Oxidschmelze evtl. + CO_2	Metallschm.	a) selektive Oxidation der Metallschmelze b) H_2 -Freisetzung c) evtl. CO-Bildung d) Oxidationswärme - Freisetzung e) evtl. Freisetzung von Spaltprodukten in Form flüchtiger Oxide (Mo)
Lösung von oxidierten Coriumbest. und Spaltprod. in der Oxidschmelze	Oxidschmelze	a) Verminderung des Dampfdruckes aktiver Elemente und Verbindungen b) Übertritt von Wärmequellen in die Oxidschmelze
Aufschmelzen des Betons Lösung von Oxiden des Betons in der Oxidschmelze	Schmelzengrenzfläche Oxidschmelze	a) Beton-Zerstörungswärme wird entzogen b) Verminderung der Erstarrungstemperatur c) Verdünnung der Wärmequellen (Absinken der Temperatur) d) Dichteminderung e) Viskositätsanstieg
$H_2 + CO_2 \rightarrow H_2O + CO$	Oxidschmelze Containment	Wasserstoffrekombination bei CO_2 -Freisetzung aus Beton

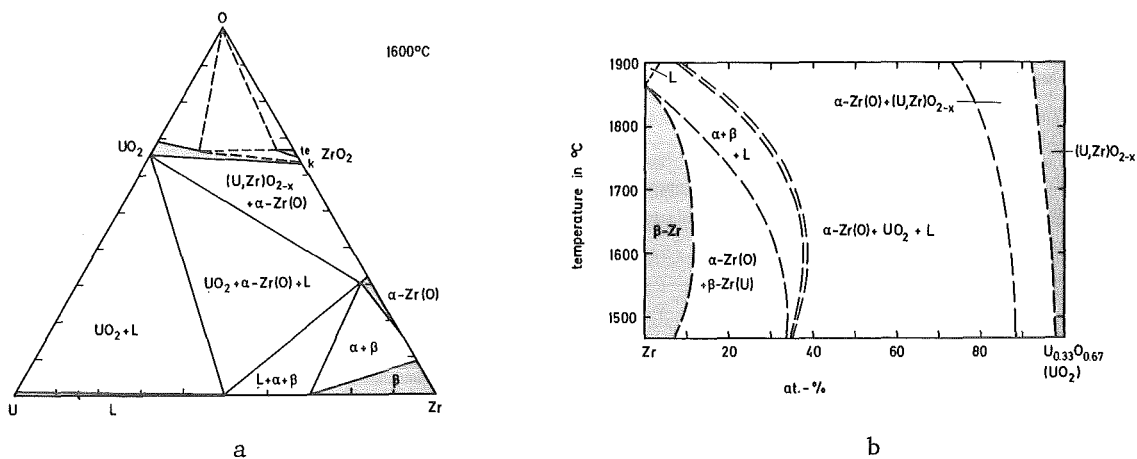


Abb. 1: Isothermer Schnitt des Systems U-Zr-O bei 1600 °C (a) und Konzentrationsschnitt Zr-UO₂ (b).

dingungen früher erfolgen kann, und daß sich Komponenten des Brennstoffs und der Spaltprodukte bereits in der zu Beginn entstehenden Schmelze befinden. Diese Befunde wurden durch Abschmelzversuche an simulierten Brennstäben [3] verifiziert (vgl. Abb. 2). Auch bei hoher Sauerstoffaufnahme der Zircaloyhülle durch die Oxidation mit Dampf - sie kann im metallischen Zustand als α -Zr(O) bis zu 30 at.% Sauerstoff aufnehmen - erfolgt eine gemeinsame Abschmelzung von Hülle und Brennstoff, allerdings erst bei höheren Temperaturen ab ~ 1900 °C. An dritter Stelle sei hier an die Reaktionsmöglichkeiten der Spalt- und Aktivierungsprodukte mit dem Brennstoff und der entstehenden

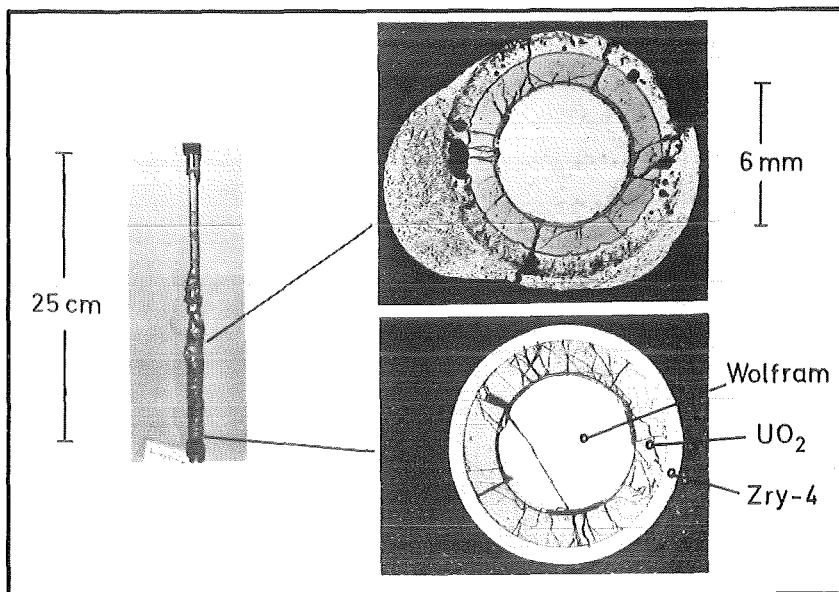


Abb. 2: In Schutzgas abgeschmolzener LWR-Brennstabsimulator.

Schmelze erinnert. Bei hohem Sauerstoffpotential im Brennstoff können dabei stabile Komplexoxide, z.B. Cäsiumuranate und -zirkonate gebildet werden, die geringere Dampfdrücke aufweisen als die entsprechenden leichter flüchtigen Elemente, und die dadurch erst zu einem späteren Zeitpunkt freigesetzt werden. Diese Annahme wird gestützt durch experimentelle Befunde, die aus Analysen an Proben eines stationär bestrahlten LWR-Brennstababschnitts vor und nach einer simulierten Transiente (1550 °C, 0,5 h) gewonnen wurden [4]. Nach diesen Befunden erfolgte im Laufe der Transiente eine eindeutige Freisetzung der Edelgase Krypton und Xenon von etwa 50 %, jedoch keine nachweisbare Freisetzung von Cäsium und Strontium.

Das Sauerstoffpotential wird stark erniedrigt, sobald Zirkonium an den Reaktionsschmelzen beteiligt ist. Enthält die entstehende Schmelze metallisches Zr, so wird deren Sauerstoffpotential auf einen Wert abgesenkt, bei welchem Cäsium, Rubidium und Molybdän reduziert werden können. Für Cs und Rb bedeutet dies erhöhte, für Mo erniedrigte Freisetzung, da die Dampfdrücke der Oxide von Cs und Rb um Größenordnungen höher, von Mo dagegen entsprechend niedriger als die der Elemente sind. Die Beeinflussung des Freisetzungsverhaltens dieser z.T. flüchtigen Spaltprodukte durch das während des Unfallablaufes sich ändernde Sauerstoffpotential wird in Abb. 3 verdeutlicht.

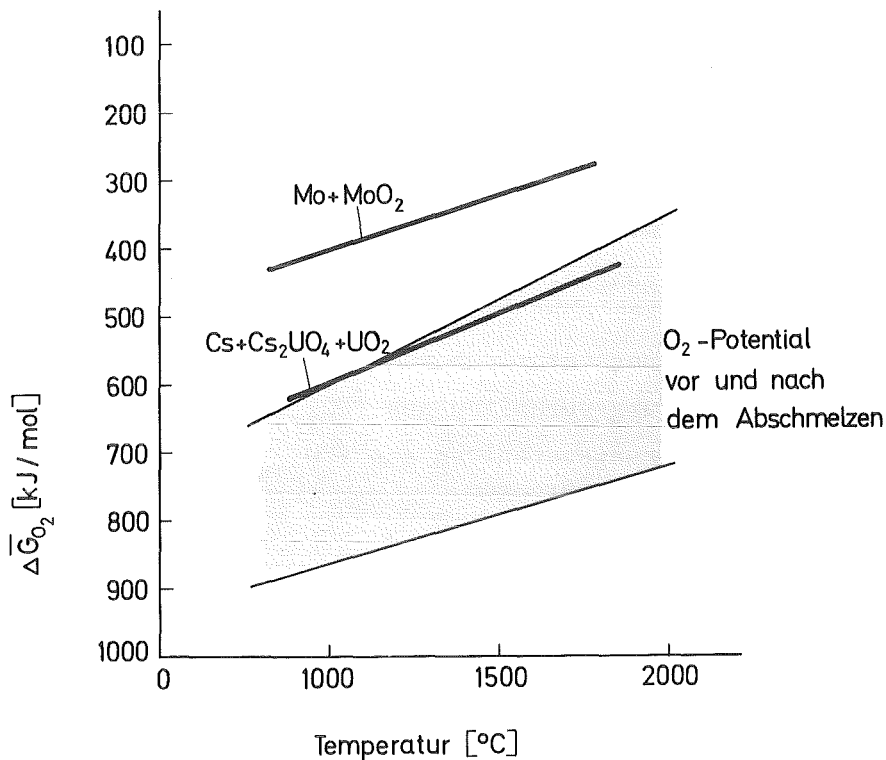


Abb. 3: Sauerstoffpotential im Brennstoff vor (obere Grenze) und nach (untere Grenze) dem Abschmelzen (abgeschätzt) sowie von Cs- und Mo-Gleichgewichten.

2.2 Bildung der Schmelze im Druckbehälter

In der zweiten Reaktionsphase, während der das Core abstürzt, das Restwasser verdampft und der Druckbehälter bis zu seinem Versagen aufgeheizt wird, bildet sich die Coreschmelze im Druckbehälter aus. Diese Phase ist gekennzeichnet durch weiter zunehmende Oxidation der Schmelze, verbunden mit Freisetzung von Wasserstoff und Oxidationswärme, und durch ein bevorzugtes Abdampfen von Stahlkomponenten bei hohen Temperaturen. Da die metallischen und die oxidischen Bestandteile der Schmelze nicht mischbar sind, erfolgt bereits jetzt eine Trennung der Schmelze in zwei Fraktionen. Ob diese als dispergiertes Gemenge oder in Form zweier Schichten vorliegen, hängt von verschiedenen Parametern ab. In Tiegelversuchen ergab sich als vorherrschender Parameter das Benetzungsverhalten, da die Dichten beider Fraktionen nach Abschätzungen wahrscheinlich sehr ähnlich sind. In größerem Maßstab haben auch andere Faktoren wie Schmelzbadbewegungen einen großen Einfluß.

Das niedrige Sauerstoffpotential bestimmt die Verteilung der Corekomponenten und der Wärmequellen in den beiden Schmelzen. Falls noch Alkalimetalle in oxidischer Form in die Schmelze gelangten, werden sie reduziert, in der Metallschmelze gelöst und z.T. freigesetzt. Experimentell konnte diese Abhängigkeit der Freisetzungsrates vom Sauerstoffpotential nachgewiesen werden; für Mo und Cs als Beispiele sind die qualitativen Ergebnisse nachfolgend aufgeführt:

- Mo
- inerte Bedingungen: keine Freisetzung bis 1400 °C
 - oxidierende Bedingungen: starke Freisetzung ab 750 °C, Freisetzungsgeschwindigkeit hier abhängig von Kinetik der Oxidation
 - gleiches Freisetzungsverhalten aus (Mo,Ru)-Legierungen
 - gleiches Freisetzungsverhalten aus (UO₂,Mo,Ru)-Legierungen
 - ähnliches Freisetzungsverhalten aus (UO_{2+x}, Cs, Mo-Legierungen und UO_{2+x}, Cs, Mo, Zr-Legierungen)
- Cs
- inerte Bedingungen: vollständige Freisetzung bei Temperaturen ≤ 600 °C
 - oxidierende Bedingungen: starke Freisetzung ab 700 °C
 - aus UO_{2+x}, Cs, Mo-Mischungen starke Freisetzung ab 1150 °C unter inerten Bedingungen
 - aus UO_{2+x}, Cs, Mo-Mischungen starke Freisetzung ab 1100 °C unter oxidierenden Bedingungen, dabei offensichtlich mit geringfügiger U-Freisetzung verbunden
 - Zr bzw. Zry als Reaktionspartner vermindern unter oxidierenden Bedingungen die Cs-Freisetzung aus UO_{2+x}, Cs, Mo-Mischungen und setzen den Freisetzungsbeginn auf ~ 1200 - 1300 °C hinauf.

Bei diesen Versuchen handelte sich im Gegensatz zu den im vorangegangenen Beitrag vorgestellten SASCHA-Experimenten nicht um integrale Tests, sondern um Einzelversuche mit gezielter Parametervariation zur Untersuchung der Zusammenhänge zwischen Sauerstoffpotential, Reaktionsverhalten und Freisetzungsverhalten.

2.3 Wechselwirkung der Schmelze mit Beton

In der letzten Phase, der Beton-Wechselwirkungsphase, verstärkt sich die Wasserstoffentwicklung wieder durch die Oxidation der Metallschmelze. Durch diese Reaktion wird Wärme freigesetzt, während gleichzeitig durch die Beton-aufschmelzung Wärme entzogen wird. Sauerstofflieferanten sind hier H_2O und CO_2 ; eine Reduktion der anderen Bestandteile des Betons findet nicht statt. In Abb. 4 sind die Reaktionen schematisch wiedergegeben. Von links nach rechts ist die geometrische Anordnung der verschiedenen Materialien und Schmelzen bei der Wechselwirkung zwischen Coreschmelze und Beton angegeben, wie sie beim Unfall etwa in der Richtung von unten nach oben anzutreffen wären; die zeitliche Abfolge der Reaktionen ist durch die senkrechte Achse von oben nach unten dargestellt. Die wichtigsten Elemente der restlichen metallischen Schmelze werden in der Reihenfolge Zr - Cr - Fe oxidiert, an Spaltprodukten wird Mo oxidiert und als Oxid freigesetzt, sobald auch das Fe im wesentlichen oxidiert ist. Am Schluß besteht die Metallschmelze nur noch aus Nickel und den Spaltprodukten Ru, Rh und Pd + evtl. Tc, da diese Elemente weder durch H_2O noch durch CO_2 oxidiert werden. Durch die Verdünnung der oxi-

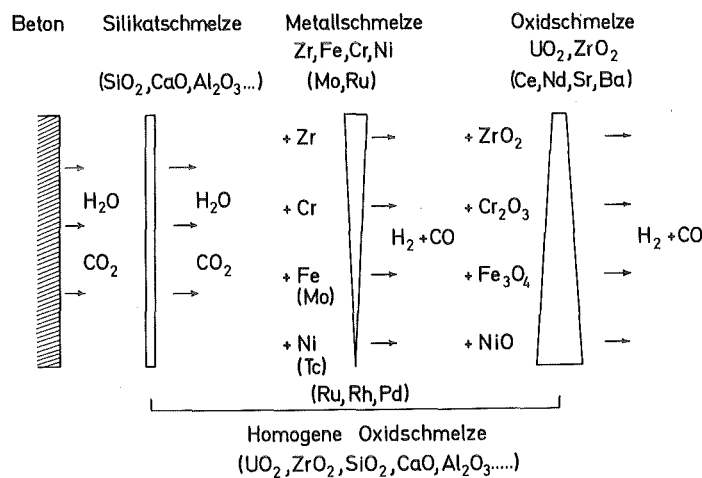


Abb. 4: Reaktionsschema der Wechselwirkung Kernschmelze-Beton.

dischen Coreschmelze mit gelösten oxidierten Stahl- und Betonkomponenten sinken die Dichte, die Erstarrungstemperatur und - bedingt durch die Verdünnung der Wärmequellen - auch die Temperatur der Schmelze, während die Viskosität bei der Wechselwirkung mit silikatischem Beton ansteigt. Die Abb. 5 und 6 zeigen die Konzentrationsabhängigkeit der Erstarrungstemperaturen von solchen Schmelzen in unterschiedlichen Oxidationszuständen, wie sie aus Laborversuchen ermittelt wurden [5], um Daten für die Codes zur Untersuchung der Krustenbildung und Erstarrung von Coreschmelzen im Beton zu liefern.

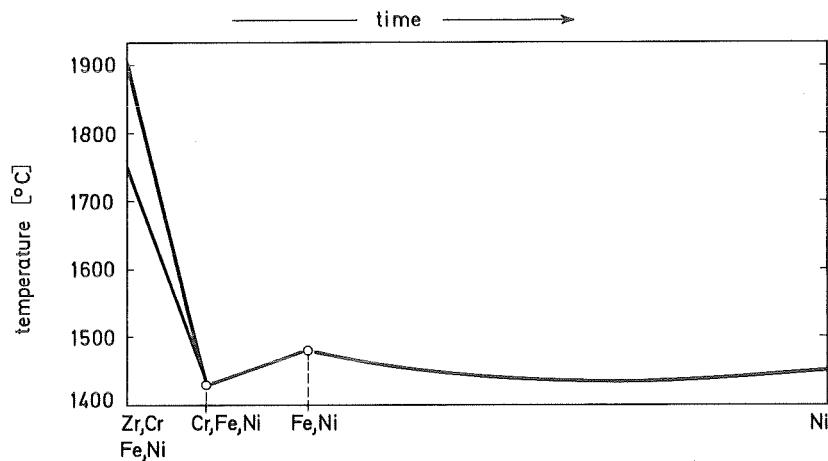


Abb. 5: Erstarrungstemperatur der metallischen Kernschmelzenfraktion im Verlauf der schrittweisen Oxidation von Zr, Cr und Fe.

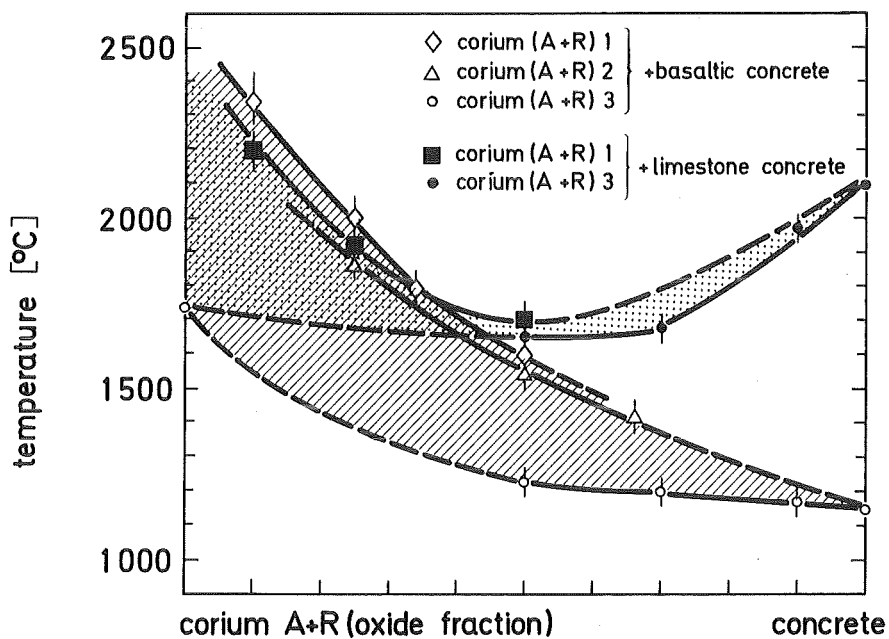


Abb. 6: Erstarrungstemperaturen der oxidischen Kernschmelzenfraktionen als Funktion des Gehalts an aufgelöstem Beton (basaltic concrete = silikatischer Beton; Limestone concrete = Beton mit reinem Kalkzuschlag; corium (E+R) = stahlreiche idealisierte Kernschmelzenzusammensetzung, 1 nicht voroxidiert, 2 teilweise voroxidiert, 3 vollständig voroxidiert).

Die in zahlreichen Laborversuchen gewonnenen Erkenntnisse wurden durch die Materialuntersuchungen an Proben aus den BETA-Schmelzversuchen im wesentlichen bestätigt [6]. Bei diesen Versuchen im großtechnischen Maßstab wurde aus Sicherheits- und Handhabungsgründen eine durch Thermitreaktion hergestellte Schmelze aus Stahl und Al_2O_3 , welche die Coreschmelze simuliert, im Betontiegel abgegossen und intern nachbeheizt. Durch die gegenüber der oxidischen Coreschmelze niedrigere Dichte und Erstarrungstemperatur der oxidischen Simulationsschmelze wurde dabei von Beginn an ein späteres Stadium der Wechselwirkung simuliert. Die Art und Weise der Wechselwirkung ist jedoch der einer wahren Coreschmelze sehr ähnlich. Die beiden Hauptprozesse der Schmelze/Beton-Wechselwirkung – sukzessive Oxidation der Stahlkomponenten und Vermischung der Oxidschmelze mit oxidierten Stahlschmelzenbestandteilen und geschmolzenem Beton – sind aus den Analysen der Proben eines BETA-Versuches, die als Beispiel in Abb. 7 als Funktion der Versuchsdauer gezeigt werden, deutlich zu erkennen. Auffallend ist die hohe Oxidationsrate des Chroms und die ebenfalls hohe Zunahme von Beton in die Oxidschmelze in den

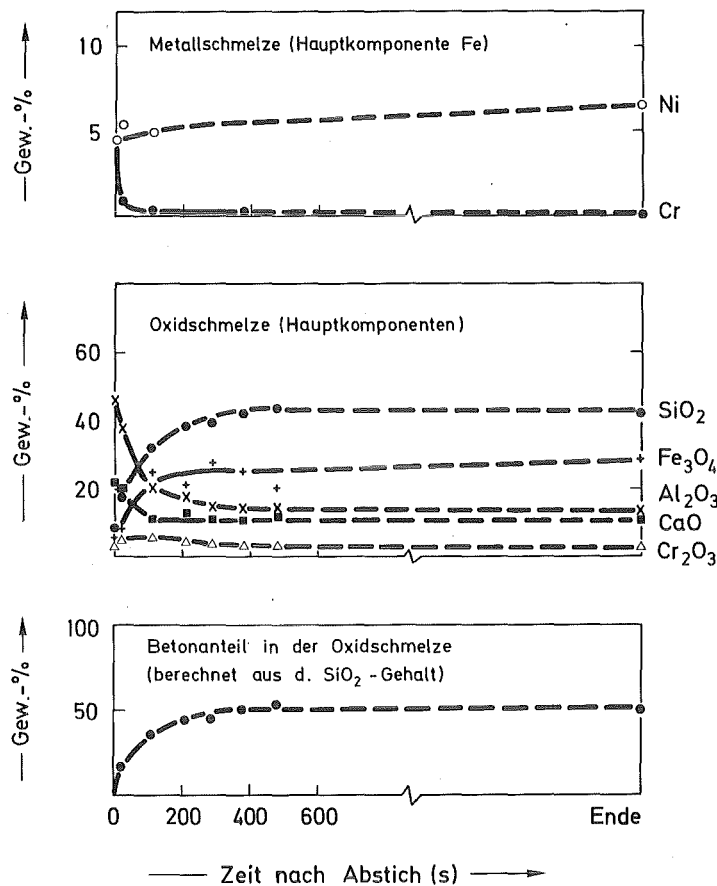


Abb. 7: Änderung der Schmelzenzusammensetzung im Verlauf eines BETA-Experiments (V 1.8).

ersten Minuten des Versuches. Die Erstarrungstemperaturen, die an den entnommenen Proben im Labor ermittelt wurden, sind in Abb. 8 dargestellt. Sie liegen in einem Bereich, der mit den entsprechenden Werten für Corium/Beton-Schmelzen (Abb. 6) - jedenfalls für längere Zeiten, die in höheren Betonanteilen resultieren - gut übereinstimmt. Damit hat sich gezeigt, daß die Simulation der Coreschmelze durch eine Al_2O_3 -Schmelze im Hinblick auf das Schmelze- und Erstarrungsverhalten eine zufriedenstellende Lösung darstellt.

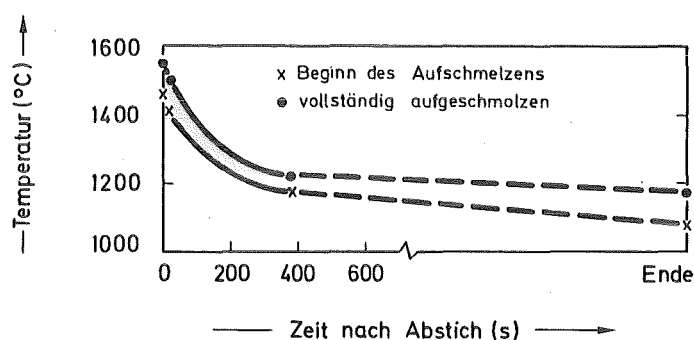


Abb. 8: Schmelz- und Erstarrungsbereiche der oxidischen Schmelzenfraktion, gemessen an Proben aus einem BETA-Versuch (V 1.8).

3. Zusammenfassung

Das Reaktionsverhalten der Materialien im Verlauf eines Kernschmelzunfalles wirkt sich in jeder zeitlichen Unfallperiode zum einen auf den stofflichen Aufbau der Komponenten und Schmelzen und zum anderen auf deren Eigenschaften aus. Die wichtigsten Ergebnisse sind:

- die Schmelzen sind über den größten Zeitraum des Unfallverlaufs zweiphasig;
- die oxidische Phase der Kernschmelze geht von einer Uran-Zirkonoxid-Schmelze aus, die metallische hat nach kurzer Dauer bis zum Schluß eine stahlähnliche Zusammensetzung;
- die Elemente der metallischen Phase werden in der Reihenfolge Zr - Cr - Fe oxidiert und gehen in die Oxidschmelze über;
- die Spalt- und Aktivierungsprodukte sind heterogen in den Schmelzenfraktionen verteilt, wobei anfangs die Mehrzahl von ihnen, später alle mit Ausnahme der Edelmetalle in der oxidischen Schmelze gelöst sind;

- die oxidische Schmelze wird durch oxidierte Stahlschmelze und durch aufgeschmolzenen Beton verdünnt, wodurch sowohl ihre Temperatur als auch ihre Erstarrungstemperatur sinkt;
- die Verdampfung einiger Spalt- und Aktivierungsprodukte hängt vom Sauerstoffpotential und vom Reaktionsverhalten in der Schmelze ab;
- die Eigenschaften der Kernschmelzen sind durch experimentell gestützte rechnerische und graphische Extrapolation näherungsweise bestimmbar.

4. Literatur

- [1] Hofmann P., Holleck H., Politis C., Skokan A.
Konstitution und Reaktionsverhalten von LWR-Komponenten beim Coreschmelzen, KfK 2242 (1976)
- [2] Skokan A.
High-temperature Phase Relations in the U-Zr-O System
5th International Meeting on Thermal Nuclear Reactor Safety, Karlsruhe, Sept. 9 - 13, 1984; Proc. Vol. II, KfK 3880/2B (1984), 1035 - 42
- [3] Hagen S., Hofmann P., Malauschek H., Politis C., Skokan A.
OECD-CSNI Report Nr. 12 (1976) SNI 8/30
- [4] Kleykamp H.
unveröffentlichter Bericht
- [5] Skokan A., Holleck H., Peehs M.
Chemical Reactions between Light Water Reactor Core Melt and Concrete
Nuclear Technology 46 (1979) 255 - 62
- [6] Alsmeyer H., Hagen S., Oehmann M., Schöck W., Skokan A.
Ergebnisse zur Schmelze-Beton-Wechselwirkung aus dem BETA-Versuchprogramm; Jahrestagung Kerntechnik '86, München; Tagungsbericht S. 151 - 154

PROJEKT NUKLEARE SICHERHEIT

ABSCHLUSSKOLLOQUIUM 1986

EXPERIMENTE ZUR VERIFIKATION DES NAUA-CODES

W. SCHÖCK, H. BUNZ, M. KOYRO

KERNFORSCHUNGSZENTRUM KARLSRUHE
PROJEKT NUKLEARE SICHERHEIT

1. Einleitung

Bei der Berechnung des radiologischen Quellterms für hypothetische Unfälle in Leichtwasserreaktoren hat sich immer wieder bestätigt, daß dem Rückhaltevermögen des Sicherheitsbehälters eine entscheidende Rolle zukommt. Das gilt für alle Spaltprodukte in allen Aggregatzuständen, in diesem Artikel beschäftigen wir uns nur mit den aerosolförmigen Spaltprodukten, die als luftgetragene Partikeln im Sicherheitsbehälter vorliegen.

Untersuchungen zum Aerosolverhalten in geschlossenen Behältern werden im Kerforschungszentrum seit über 17 Jahren durchgeführt, die LWR-orientierten Arbeiten wurden 1972 begonnen [1]. Aufbauend auf den bereits existierenden Ansätzen für trockene Aerosolsysteme wurde die Entwicklung des NAUA-Modells und Computercodes begonnen, die mit der Einführung der Codeversion NAUA-Mod5 1984 abgeschlossen wurde [2]. Über den NAUA-Code und seine Anwendungen wird an anderer Stelle berichtet, dieser Artikel beschäftigt sich mit den experimentellen Untersuchungen, die parallel zur Codeentwicklung durchgeführt wurden.

Die experimentellen Arbeiten, die im Zuge der Entwicklung eines Aerosolverhaltenscodes zur Verifizierung notwendig werden, lassen sich in zwei Kategorien einordnen: Einzeleffektuntersuchungen zur Bestimmung von Prozeßparametern oder zur Aufklärung von physikalischen Vorgängen und große Integraleexperimente zur Verifikation des Gesamtmodells. Für die Entwicklung des NAUA-Codes hat es sich als positiv erwiesen, daß alle Arbeiten, Theorie, physikalische Untersuchungen und Integraleexperiment in einer Hand zusammengefaßt waren. Dadurch war eine ständige wechselseitige Kontrolle zwischen Modellentwicklung und Experiment gegeben.

2. Einzeleffektuntersuchungen

Die Einzeleffekte, die experimentell untersucht wurden, sind bedingt durch den dampfgesättigten Zustand der Atmosphäre im Sicherheitsbehälter. Aerosolverhaltensmodelle und zahlreiche experimentelle Untersuchungen für nicht-kondensierende Atmosphären gab es bereits zu Beginn der NAUA-Entwicklung. Es ließ sich aber sehr rasch abschätzen, daß der Einfluß kondensierenden Dampfs auf das Abbauverhalten von Aerosolen positiv und dominierend sein kann, daß aber auch ein kondensierendes System sehr empfindlich auf viele Randbedingungen reagiert. Dies gilt insbesondere unter den Bedingungen der Unfallatmosphäre im Sicherheitsbehälter, wo der

Dampfanteil den Anteil der nichtkondensierbaren Gase übersteigen kann. Der Zwang zu einer sorgfältigen experimentellen Absicherung der Modellansätze war offensichtlich. Es wurden Experimente zur Wasserdampfkondensation an Partikeln und zur diffusiophoretischen Partikelabscheidung durchgeführt.

2.1. Kondensationsversuche

Ziel der Kondensationsversuche war es, die Anwendbarkeit des ausgewählten Kondensationsmodells auf das Aerosolsystem beim Kernschmelzen im LWR zu prüfen. Die für Anwendungen im Bereich der Wolkenphysik hergeleitete Gleichung beschreibt die Kondensation auf bzw. die Verdampfung von der Oberfläche von Tröpfchen in einem Luft-Dampf-Gemisch.

Es muß hier sogleich betont werden, daß weder der NAUA-Code noch die begleitenden Experimente jemals mit dem Problem befaßt waren, warum ein kondensierender oder verdampfender thermodynamischer Zustand eintritt. NAUA befaßt sich nur mit den Auswirkungen dieser Zustände auf das Aerosol, d.h. Massegewinn oder -verlust der Partikeln durch Kondensation bzw. Verdampfung. Dazu benötigt NAUA den Dampfsättigungszustand des Systems, oder dessen Änderung als Funktion der Zeit. Diese Eingabeinformation wird von thermodynamischen Codes berechnet und nicht in NAUA selbst.

Die Aufgabenteilung zwischen NAUA und Thermodynamikcode ist ein wichtiges Merkmal insofern, als sie impliziert, daß keine Rückwirkung vom Aerosol auf die Thermodynamik existiert. Nur dann läßt sich eine off-line-Kopplung zwischen beiden Codes rechtfertigen. Die mögliche Rückkopplung besteht darin, daß kondensierte Tröpfchen zur Wärmekapazität der Atmosphäre beitragen. Bei allen unseren Experimenten waren die beobachteten Tröpfchenkonzentrationen so niedrig, daß sie nur wenige Promille der Gesamtwärmekapazität der Atmosphäre ausmachten. Deswegen wird eine direkte Rückkopplung vom Aerosol- zum Thermodynamikcode nicht für notwendig gehalten.

Die Kondensationsversuche wurden in einem Behälter von 3.7m^3 Volumen durchgeführt, in dem der ganze Bereich der beim Kernschmelzen vorkommenden thermodynamischen Zustände eingestellt werden kann. Die Änderung der Dampfsättigung wurde über eine mechanische Spezialvorrichtung durch reversible Volumenänderung unter adiabatischen Bedingungen erzwungen, was eine kontrollierte und reproduzierbare Zustandsänderung garantierte. Als Aerosolmaterial wurden lösliche und unlösliche Substanzen verwendet, u.a. auch UO_2 .

Die Durchführung der Versuche und die Einzelergebnisse sind in [3] ausführlich beschrieben. Als zusammengefaßtes Ergebnis kann hier festgehalten werden, daß sich das Kondensationsmodell in allen Fällen anwenden

ließ, wenn die Partikelgrößen geometrisch gemessen werden. Dieses Ergebnis ist heute unmittelbar einleuchtend, wurde jedoch nicht sofort gefunden. Erst der als Nebenprodukt festgestellte Kompaktierungseffekt, der die Partikeln durch Kapillarkräfte des in den Poren kondensierten Dampfs zu fast vollkommener Kugelform zusammenpreßt, macht die Einführung eines geometrischen (oder auch volumenäquivalenten) Durchmessers als unabhängige Variable des Modellgleichungssystems vernünftig.

Als Beispiel für die Güte der erzielten Übereinstimmung zwischen Rechnung und Experiment soll die Abb.1 dienen. Die Abszisse ist in Litern Volumenexpansion geteilt, durch die die Übersättigung der Atmosphäre erzeugt wurde. Nach 60 Litern wurde der Sättigungszustand überschritten und es wurden Tröpfchen durch Kondensation an den Aerosolpartikeln gebildet, deren Anzahlkonzentration und Größe in der Abbildung dargestellt sind. Man sieht den plötzlichen Einsatz der Kondensation und den schnellen Anstieg der Tröpfchenkonzentration bis zu einem Maximalwert, der dann konstant blieb und nur durch die Volumenexpansion leicht abfiel. Die durchgezogenen Linien sind mit NAUA berechnet, die Punkte sind gemessen. Ähnlich gute Übereinstimmung ließ sich bei allen derartigen Versuchen feststellen.

2.2.Messung der diffusiophoretischen Abscheidung

Der zweite experimentell untersuchte Effekt ist die diffusiophoretische Abscheidung von Aerosolpartikeln. Dabei wird durch an Strukturoberflächen oder an Wänden kondensierenden Dampf eine gleichzeitige Abscheidung von Partikeln verursacht. Für diesen theoretisch sehr komplizierten Prozess gibt es eine relativ einfach strukturierte Formulierung, die Proportionalität von kondensiertem Dampfmassenstrom und abgeschiedenem Partikelstrom voraussagt. Darüberhinaus ist der Effekt von der Partikelgröße unabhängig.

Die diffusiophoretische Abscheidung wurde sehr lange nicht in den NAUA-Code eingebaut, weil keine experimentelle Absicherung unter den Unfallbedingungen im LWR existierte. Die ersten LWR-Aerosolverhaltensexperimente in der NSPP-Anlage des ORNL [4] zeigten 1982 dann jedoch sehr deutlich, daß dieser Effekt - zumindest in kleineren Versuchsständen - einen deutlichen Beitrag zur Gesamtabscheidung von Aerosolen leistet.

Zur experimentellen Absicherung der Modellgleichung wurden eine Reihe von Versuchen in demselben Versuchsstand durchgeführt, in dem auch die Kondensationsversuche durchgeführt worden waren [5]. Es wurde eine spezielle Meßsonde entwickelt, die es gestattet das auf einer Probefläche abgeschiedene Aerosol unter dem gleichzeitig anfallenden Kondensat wiederzufinden, obwohl dieses mehrere Größenordnungen mehr Masse aufweist. Als

Aerosolmaterial wurde ausschließlich UO_2 eingesetzt, um selektive Analysetechniken benutzen zu können.

Abb.2 zeigt die zusammengefaßten Ergebnisse der Messungen. Dargestellt ist das Verhältnis von Partikelabscheiderate zu Kondensationsrate, und zwar die gemessenen Werte (Ordinate) als Funktion der theoretischen (Abszisse). Die drei eingezeichneten Meßpunkte sind Mittelwerte aus jeweils vielen Einzelmessungen bei gleichen Bedingungen, da die Genauigkeit einer einzelnen Messung sehr schlecht war. Der Bereich, der unter den im Sicherheitsbehälter herrschenden thermodynamischen Bedingungen möglich ist, ist in der Abbildung eingezeichnet. Man sieht, daß die Übereinstimmung zwischen Theorie und Messung im Rahmen der Meßgenauigkeit ausreichend ist. Die Modellgleichung wurde in den NAUA-Code übernommen, mit der so entstandenen Version Mod5 wurde die Entwicklung abgeschlossen.

3. Das DEMONA Versuchsprogramm

Es gibt drei Gründe dafür, die Entwicklung eines Codes wie NAUA mit einem Integralexperiment im großen Maßstab abzuschließen:

Obwohl aufgrund der weltweiten Erfahrung mit Aerosolcodes [6] wenig Ursache für Zweifel an der Vollständigkeit des Codes besteht, ist es dennoch wissenschaftlich korrekt, diese Vollständigkeit in einem möglichst großen und realistischen Experiment zu prüfen. Wie sich schon am Beispiel der diffusiophoretischen Abscheidung gezeigt hatte, kann nur durch ein Experiment geprüft werden, ob alle wichtigen Prozesse berücksichtigt wurden. Hinzu kommt in Fall NAUA, daß die Thermodynamikcodes, die Eingabedaten für NAUA liefern, nicht verifiziert waren.

Nach der experimentellen Verifikation der Einzelmodelle im NAUA-Code konnten Anwendungen auf reale Verhältnisse gemacht werden. Insbesondere wurden für den deutschen Druckwasserreaktor Rechnungen zum Aerosolabbau im Sicherheitsbehälter und im Ringraum durchgeführt. Die Rückhaltefaktoren waren so groß, daß sie bei vielen Kollegen auf Skepsis stießen. Eine experimentelle Demonstration des natürlichen Aerosolabbaus wurde unumgänglich.

Schließlich gibt es eine Parallele zwischen einem Großexperiment zum Aerosolverhalten und dem wirklichen Reaktorunfall, die im Auge zu behalten nützlich ist. Aerosolverhaltensexperimente im großen Maßstab zeichnen sich dadurch aus, daß sie häufig Unterschiede zwischen Planung und tatsächlichem Ablauf zeigen, die durch technische Schwierigkeiten in der Einhaltung der Spezifikationen bedingt sind. Der Vergleich einer Voraussrechnung mit einem

von der Planung abweichenden Experiment hat eine gewisse Ähnlichkeit zum Vergleich eines gerechneten Quellterms mit dem tatsächlichen. Unfallscenarien und Aerosolexperimente sind nur bedingt planbar. Insofern kann man aus einem Großversuch auch eine Abschätzung dafür gewinnen, wie sensitiv der Quellterm auf 'falsche' Annahmen reagiert. Damit sind die Ziele des DEMONA-Programms wie folgt definiert:

- * Verifikation des NAUA-Codes und der thermodynamischen Codes COCMEL und FIPLOC
- * Demonstration des natürlichen Abbauverhaltens von Aerosolen unter kondensierenden Bedingungen
- * Abschätzung der Vertrauensgrenzen für die Ergebnisse der Quelltermrechnungen

Das DEMONA-Programm wurde gemeinsam durchgeführt von Kernforschungszentrum Karlsruhe, Eidgenössisches Institut für Reaktorforschung, Würenlingen, Battelle Institut, Frankfurt, Kraftwerk Union, Erlangen und Gesellschaft für Reaktorsicherheit, Garching. Die Experimente wurden im Modellcontainment bei Battelle durchgeführt, das eine Nachbildung der Anlage Biblis A im Maßstab 1:4 ist und ein Gesamtvolumen von 640m^3 besitzt. Generatoren für Aerosole aus SnO_2 , Ag und Fe_2O_3 waren im Einsatz. Ein sehr hoher Anteil der Gesamtkosten wurde in die Meßtechnik investiert, um die thermodynamischen und aerosolphysikalischen Daten als Funktion von Ort und Zeit vollständig zu erfassen. Einzelheiten der Anlage und der Versuchsdurchführung sind in [7,8] beschrieben.

4. Ergebnisse der DEMONA-Versuche

4.1. Übersicht

Neben 47 Einzeltests zur Erprobung von Komponenten und Verfahren wurden neun Hauptversuche durchgeführt, die in der Tabelle I zusammengestellt sind. Sieht man von den Versuchen A1 und B2 ab, so gibt es sieben Aerosolabbauversuche in kondensierender Atmosphäre, die sich untereinander durch Variationen in den experimentellen Bedingungen unterscheiden. Die einzige Ausnahme ist das Paar B3/B4, die unter identischen Bedingungen durchgeführt wurden, um die Reproduzierbarkeit zu testen.

Tabelle I: Übersicht DEMONA Versuche

Nr	Datum	Aerosol Material	maximale Konz. g/m ³	Beschreibung
A1	29. 9.1983	-	-	thermodynamischer Test des Modellcontainments
B2	13.11.1984	SnO ₂	12	Trockenversuch ohne Kondensation
B3	28.11.1984	SnO ₂	8	Basisversuch
B4	27. 3.1985	SnO ₂	10	Basisversuch, reproduziert
B5	8. 5.1985	SnO ₂	12	Versuch mit verzögerter Kondensation
B6	12. 6.1985	Ag +MgO	2	Versuch mit geringer Aerosolkonzentration und verzögerter Kondensation
A7	27.11.1985	Fe ₂ O ₃	3	Basisversuch, Wiederholung mit Eisenoxidaerosol
A8	12. 3.1986	Fe ₂ O ₃ +SiO ₂	5	Versuch mit Misch aerosol
A9	14. 5.1986	Fe ₂ O ₃ +SiO ₂	7	Multicompartmentversuch mit verzögerter Kondensation

Über die Einzelheiten der Ergebnisse der Versuche ist zu anderen Gelegenheiten veröffentlicht worden [9,10], weitere Auswertungen sind unterwegs. An dieser Stelle sollen nur einige ausgewählte Aussagen zum generellen Aerosolverhalten unter LWR-Unfallbedingungen gemacht werden.

In den Abb.3 bis 8 sind die gemessenen Massenkonzentrationen des Aerosols als Funktion der Zeit für die Versuche B2 bis A8 zum Vergleich zusammengestellt. Der Versuch A9 ist noch nicht ausgewertet, erste Ergebnisse deuten daraufhin, daß er keine wesentlich abweichenden Meßwerte liefert. Man kann aus dieser Gegenüberstellung bereits einige allgemeine Aussagen herleiten.

Die Abnahme der Massenkonzentration bei den Versuchen B3 bis A8 (in kondensierender Atmosphäre) erfolgt etwa mit der gleichen Geschwindigkeit von vier Größenordnungen in acht Stunden, danach wird die Grenze der Empfindlichkeit der Messungen unterschritten, so daß der weitere Abbau nicht mehr verfolgt werden kann. Dies steht in krassem Gegensatz zum

(trockenen) Versuch B2, bei dem erst nach zwei Tagen die Grenze der Meßbarkeit unterschritten wird. Hier zeigt sich der dominierende Einfluß der wasserdampfabhängigen Prozesse Kondensation und Diffusiophorese auf den Aerosolabbau. Verglichen damit sind die Variationen, die in den einzelnen Versuchen durchgeführt wurden, von untergeordnetem Einfluß. Der Versuch B6, bei dem der Einsatz der Kondensation erst nach vier Stunden verzögert erfolgte, zeigt zunächst den langsamen Aerosolabbau wie beim Trockenversuch B2, dann nach Einsetzen der Kondensation die gleiche schnelle Aerosolabbaurate wie die anderen nassen Versuche.

Für die Versuche B2, B3 und B4 sind in den Abbildungen auch die Ergebnisse der NAUA-Nachrechnungen eingezeichnet. Für die Versuche B3/B4 (Abb.4) ist außerdem die Vorausrechnung (gestrichelt) eingezeichnet. Der Unterschied zwischen Voraus- und Nachrechnung bei B3 bestand darin, daß die Kondensationsraten für die Vorausrechnung bei diesem ersten Versuch mit kondensierenden Bedingungen zu hoch abgeschätzt worden waren. Es ergab sich folglich ein im Vergleich zum Experiment zu schneller Aerosolabbau. Nach dem Experiment konnte mit Hilfe der Messwerte der Dampfeinspeiseraten eine Neuberechnung der Kondensationsraten gemacht werden, die dann auch zu besseren NAUA-Rechenergebnissen führte.

Es fällt auf, daß generell die gerechneten Kurven im Vergleich zu den Meßwerten zu hoch liegen. Dies ist eine allgemeine Erfahrung beim Vergleich von Großexperimenten zum Aerosolverhalten mit Coderechnungen. Die Gründe dafür hängen zum großen Teil mit der Art der Aerosolerzeugung zusammen. Wenn, wie in DEMONA, das Aerosol durch thermische Prozesse erzeugt wird, führen lokale thermische Gradienten und thermisch induzierte Turbulenzen, die in den Codes nicht berücksichtigt werden, zu verstärkter Abscheidung während der Aerosolerzeugung und kurz danach. Der gemessene Maximalwert der Aerosolkonzentration ist immer kleiner als der von den Codes berechnete. Diese Zusatzeffekte sind sehr schwierig zu modellieren, außerdem wird ihre Bedeutung bei der Skalierung auf Reaktordimensionen abgeschwächt, so daß dieser Konservatismus in Kauf genommen wird.

Zwei Einzelprobleme sollen noch kurz diskutiert werden, die Zusammensetzung der Partikeln und die räumliche Verteilung des Aerosols im Containment.

4.2. Zusammensetzung von Mischaerosolpartikeln

Die Frage der Zusammensetzung der Aerosolpartikeln von Mischaerosolen ist oft diskutiert worden, obwohl theoretisch zwingend vorausgesagt wird, daß aufgrund der raschen Koagulation in hochkonzentrierten Aerosolsystemen

keine langfristigen Abweichungen von einer gleichmäßigen Mischung aller Spezies in den Partikeln vorkommen können. Die Versuche B6, A8 und A9 wurden mit Aerosolen durchgeführt, die aus mehr als einem Material bestanden (s. Tabelle I). Bei B6 und A9 wurden die beiden Aerosolkomponenten gleichzeitig erzeugt. Es war daher zu erwarten, daß die Zusammensetzung der Aerosolpartikeln zu allen Zeiten konstant und von der Partikelgröße unabhängig war. Dies wurde durch Analyse der chemischen Zusammensetzung der Aerosolproben bestätigt.

Im Versuch A8 hingegen erfolgte die Aerosolerzeugung in zwei Intervallen (G1 und G2 in der Abb.8), wobei zuerst nur Eisenoxidaerosol (G1) und später ein Gemisch von Eisenoxid- und Zinnoxidaerosol (G2) erzeugt wurde. Die Abb.9 zeigt den Anteil von Eisenoxid im Aerosol als Funktion der Zeit. Wie in der Abbildung zu sehen ist, besteht das Aerosol zunächst nur aus Eisenoxid. Nach der zweiten Erzeugungsphase fällt der Anteil an Eisenoxid sehr schnell auf ca. 30% und ändert sich dann nicht mehr. Auch in diesem Versuch wurden keine partikelgrößenabhängigen Unterschiede in der Zusammensetzung gefunden.

4.3. Räumliche Verteilung des Aerosols

Das NAUA-Modell ist prinzipiell ein Einraummodell, d.h. es geht von der Annahme aus, daß das Aerosol in dem untersuchten abgeschlossenen System immer räumlich homogen verteilt ist. Es war auch ein Ziel von DEMONA, wohl wissend, daß die räumliche Homogenität nur eine Näherung ist, zu untersuchen, wie gut die Ergebnisse von Einraumrechnungen mit dem Aerosolverhalten in einem unterteilten System übereinstimmen. Die räumliche Verteilung des Aerosols wurde mit mehrfachen identischen Meßsystemen erfaßt. In der Tat wurden teilweise stark inhomogene Aerosolverteilungen gefunden, jedoch immer nur kurzzeitig und aufgrund von Ursachen, die in einem Kernschmelzunfall nicht vorkommen können.

Als Beispiel sei die Aerosoleinspeisephase vom Versuch A7 erwähnt. Das Aerosol wurde mit einer Temperatur eingespeist, die zeitweise unter der der Containmentatmosphäre lag (was beim Unfall undenkbar ist). Daher sammelte sich das kalte Aerosol im unteren Teil des Modellcontainments an. Erst nach einer Stunde, nach dem Ende der Aerosolerzeugung, setzte die durch den Dampf angetriebene Konvektion wieder ein und sorgte für einen raschen Ausgleich der Aerosolkonzentration im ganzen Volumen. In Abb.10 sind die Signale von zwei Photometern (% Absorption) gezeigt, die in verschiedenen Höhen im Containment angebracht waren. Während Pos.IV in 1m Höhe sofort anspricht, erreicht das Aerosol die Pos.V in 6m Höhe erst nach einer halben

Stunde. Nach einer Stunde sind und bleiben dann beide Signale gleich.

Inhomogene Verhältnisse außerhalb der Aerosolerzeugungsphase wurden noch in den Versuchen A1 und A9 gefunden. In diesen beiden Versuchen wurden Teilvolumina durch Abschottung so vom Rest des Containments abgeschnitten, daß sie nicht mehr von der großräumigen Konvektion erfaßt werden konnten. Selbstverständlich treten dann auch Unterschiede in der Aerosolkonzentration auf. Allerdings war der Anteil dieser abgeschnittenen Volumina am Gesamtvolumen gering, so daß keine merkliche Auswirkung auf das Aerosolverhalten auftrat. Dies ist auch das eigentliche Kriterium für den sinnvollen Einsatz von Mehrraummodellen, zu beurteilen, ob die gegebene Situation nicht genauso gut mit einem einfacher - und auch fundierter - zu handhabenden Einraummodell beschrieben werden kann. Für den DWR sind Einraumrechnungen für das Aerosolverhalten im Sicherheitsbehälter nach unserer Meinung ausreichend.

5. Vergleich Theorie - Experiment im Hinblick auf den Quellterm

Wie schon im Abschnitt 4.1. gezeigt lagen die gerechneten Werte der Massenkonzentration des Aerosols immer über den gemessenen. Was bedeutet das für den Quellterm und wie groß ist der Fehler?

Die dem Quellterm proportionale Größe ist die integrierte Leckage. Für die DEMONA-Versuche, bei denen die Leckage nicht gemessen werden kann, wird das Zeitintegral der Massenkonzentration betrachtet, das der Leckage direkt proportional ist. In der Tabelle II sind diese Zeitintegrale für die bisher ausgewerteten Versuche angegeben. Für die Versuche B5 bis A7, für die die Nachrechnung noch nicht endgültig abgeschlossen wurde, sind die vorläufigen Werte der ersten Nachrechnungen eingesetzt. Neben dem experimentellen sind die Werte für die Voraus- und Nachrechnungen aufgeführt, sowie zur besseren Vergleichbarkeit für jeden Versuch die auf das Experiment normierten Werte (in Klammern).

Die Vorausrechnungen sind mit den Planwerten der Versuche gerechnet, d.h. insbesondere mit den Aerosoleinspeiseraten und -zeiten, die für den Versuch vorgesehen waren. Für die Versuche B3 und B5 wurden die Aerosol-daten parametrisch vorausgerechnet, so daß die beste Rechnung ausgewählt werden konnte. Die Nachrechnungen benutzen in allen Fällen die gemessenen Aerosolgeneratordaten.

In allen Fällen überschätzen die Rechnungen die Aerosolkonzentration und damit auch die Leckage, wie schon in den Abb.3 bis 8 ersichtlich. Wie bereits erwähnt, werden durch den Energieeintrag bei der Aerosolerzeugung

in dem Aerosol turbulente und thermische Abscheideprozesse induziert, die in NAUA nicht modelliert sind. Weil sich die relative Bedeutung dieser Prozesse beim hochskalieren auf Reaktordimensionen deutlich verringert, sie andererseits nur sehr umständlich zu modellieren sind, besteht nicht die Absicht, sie in NAUA zu integrieren. Der verbleibende Konservatismus wird in Kauf genommen.

Tabelle II: Zeitintegrale über die Massenkonzentration

Werte in $\text{g}\cdot\text{h}/\text{m}^3$ und (normiert auf Experiment)

Nr.	experimentell		Vorausrechnung		Nachrechnung	
B2	13.6	(1.0)	35.3	(2.6)	48.8	(3.6)
B3	6.3	(1.0)	16.7	(2.7)	16.4	(2.6)
B4	5.8	(1.0)	16.7	(2.9)	16.4	(2.8)
B5	6.1	(1.0)	21.9	(3.6)	-	-
B6	2.5	(1.0)	-	-	7.5	(3.0)
A7	1.9	(1.0)	16.7	(8.8)	3.1	(1.7)

In Tabelle II sind die Unterschiede zwischen Rechnung und Experiment im allgemeinen knapp ein Faktor 3. Größere Faktoren treten nur dann auf, wenn bei den Vorausrechnungen die Aerosolquelle grob falsch angenommen wurde, wie im Fall A7, für den die gleiche Vorausrechnung wie für B3/B4 galt, bei dem aber die tatsächlich erzeugte Aerosolmenge um einen Faktor drei niedriger lag. Dieses Beispiel zeigt deutlich, daß der Quellterm stärker von Änderungen der Aerosolfreisetzung ins Containment abhängt als von Unsicherheiten im Aerosolverhaltensmodell selbst.

6. Schlussfolgerung

Durch die experimentellen Untersuchungen, sowohl von Einzeleffekten als auch des integralen Aerosolverhaltens unter realistischen Bedingungen, wurden die Modelle in NAUA und das Gesamtkonzept bestätigt. Für die Zwecke der Quelltermberechnung im Rahmen von Risikoanalysen ist die erreichte Genauigkeit ausreichend. Eine weitere Verfeinerung des NAUA-Modells erscheint nicht sinnvoll, wenn man den Aufwand ins Verhältnis zum Gewinn setzt. Die Unsicherheiten, die von anderen Seiten in die Rechnung hereingetragen werden, sind schon jetzt größer als die Unsicherheiten, die aus dem Code selbst stammen. Auch die Einführung des Mehrraumkonzepts bringt mehr Komplikationen als Nutzen. Verbesserungen sind dagegen notwendig bei einigen Eingabedaten für den Code, insbesondere thermodynamische Daten zur Wasserdampf-Tröpfchen-Bilanzierung.

Literatur:

- [1] HOSEMANN, J.P.; JORDAN, H.; SCHIKARSKI, W.; WILD, H.
Nukleare Schadstoffe in der Nachunfallatmosphäre
eines Leichtwasser-Reaktor-Containments, KfK 1800 (1973)
- [2] BUNZ, H.; KOYRO, M.; SCHÖCK, W. in:
Projekt Nukleare Sicherheit, Jahresbericht 1983, S 4300-1 ff,
KfK 3450 (1984)
- [3] SCHÖCK, W.; BUNZ, H.; KOYRO, M
Messungen der Wasserdampfkondensation an Aerosolen
unter LWR-unfalltypischen Bedingungen, KfK 3153 (1981)
- [4] KRESS, T.S.; TOBIAS, M.L.
ART Program Quarterly Progress Report for Apr-Jun 1981
ORNL/TM-7974 (1981)
- [5] BUNZ, H.; SCHÖCK, W.
Direct measurement of diffusiophoretic deposition of particles
at elevated temperatures, 1st International Aerosol Conference,
Minneapolis MN, September 17-21, 1984
- [6] SCHIKARSKI, W.O.; SCHÖCK, W. Hrsg.
Proceedings of the CSNI Specialists Meeting on
Nuclear Aerosols in Reactor Safety,
Karlsruhe, September 4-6, 1984, KfK 3800/CSNI 95 (1985)
- [7] SCHIKARSKI, W.O. Hrsg.
DEMONA Forschungsprogramm zur Demonstration nuklearen
Aerosolverhaltens - Grundlagen, Ziele, Auslegung
KfK 3636, EIR 502 (1983)
- [8] KANZLEITER, T.F.
Auslegung der DEMONA-Versuchsanlage
Battelle Inst.e.V. BIEV-R-65.413-1 (1983)
- [9] SCHÖCK, W.; et al.
DEMONA Jahresbericht 1984, KfK 3942, (1985)
- [10] SCHÖCK, W.; et al.
Results of the DEMONA Program, ENC'86
Genf 1.-6. Juni 1986

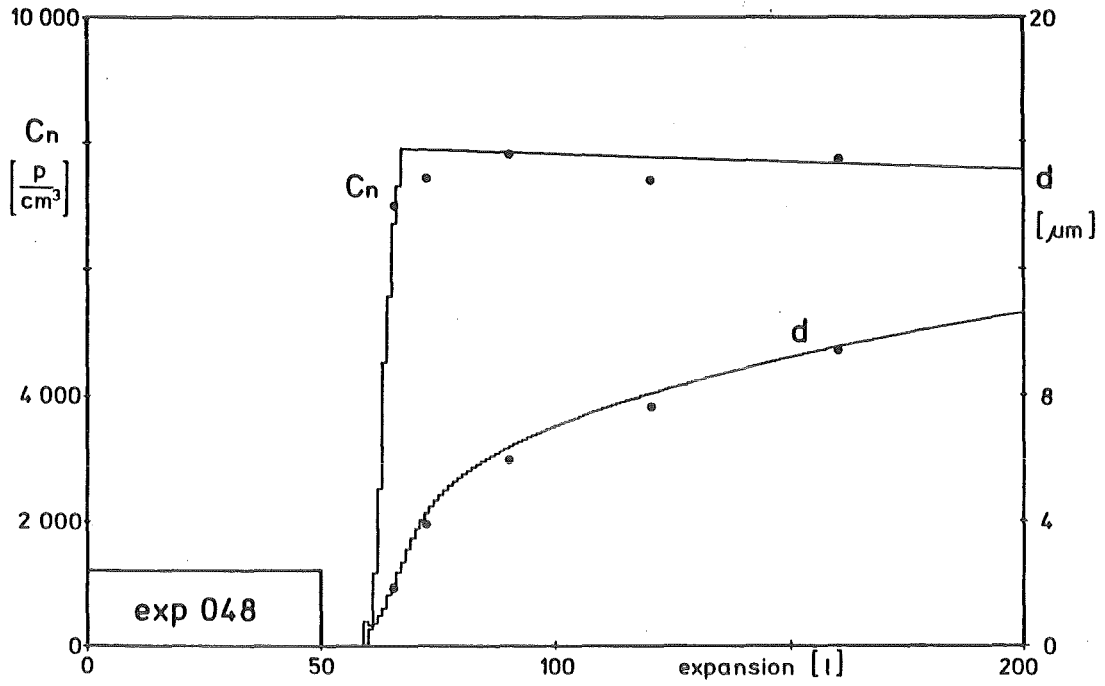


Abb.1: Tröpfchenkonzentration C_m und Tröpfchendurchmesser d bei einem Kondensationsexperiment

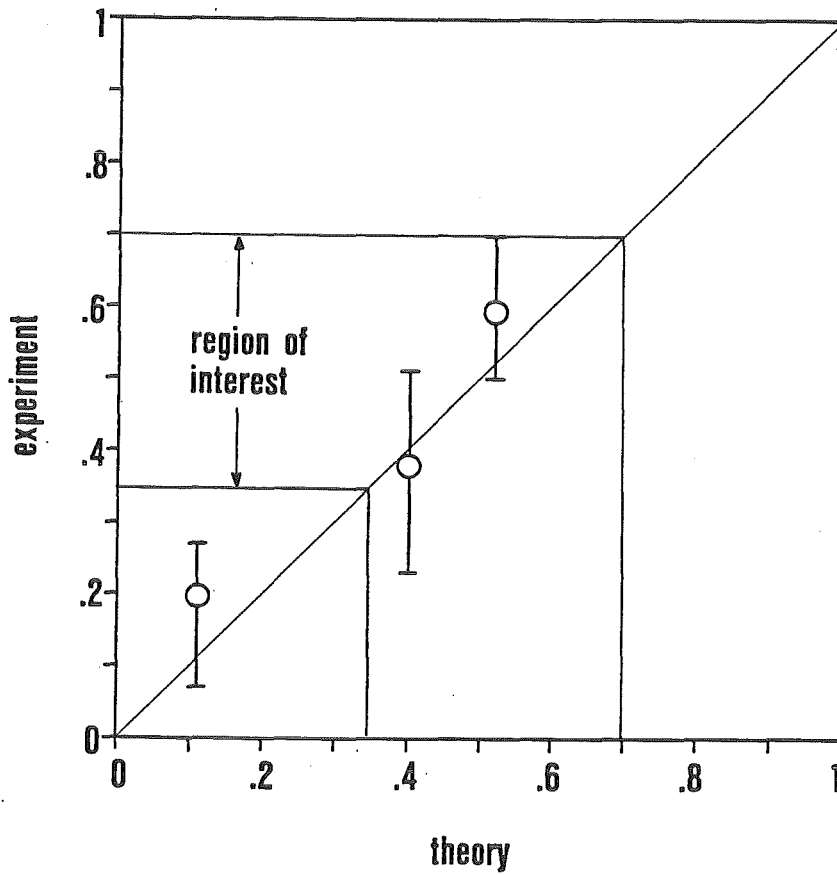


Abb.2: Verhältnis von Kondensations- zu Partikelabscheiderate, Vergleich Theorie - Experiment

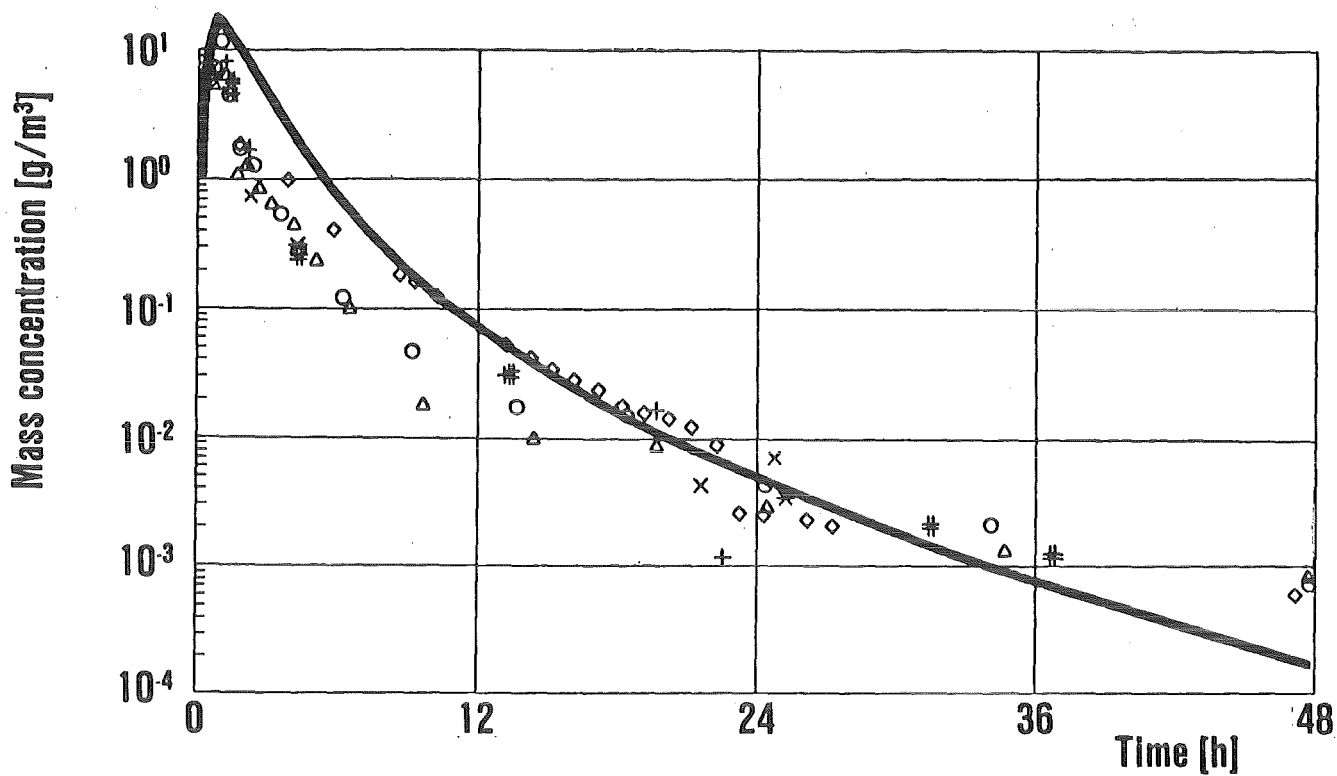


Abb.3: Massenkonzentration als Funktion der Zeit
DEMONA Experiment B2 (ohne Kondensation)

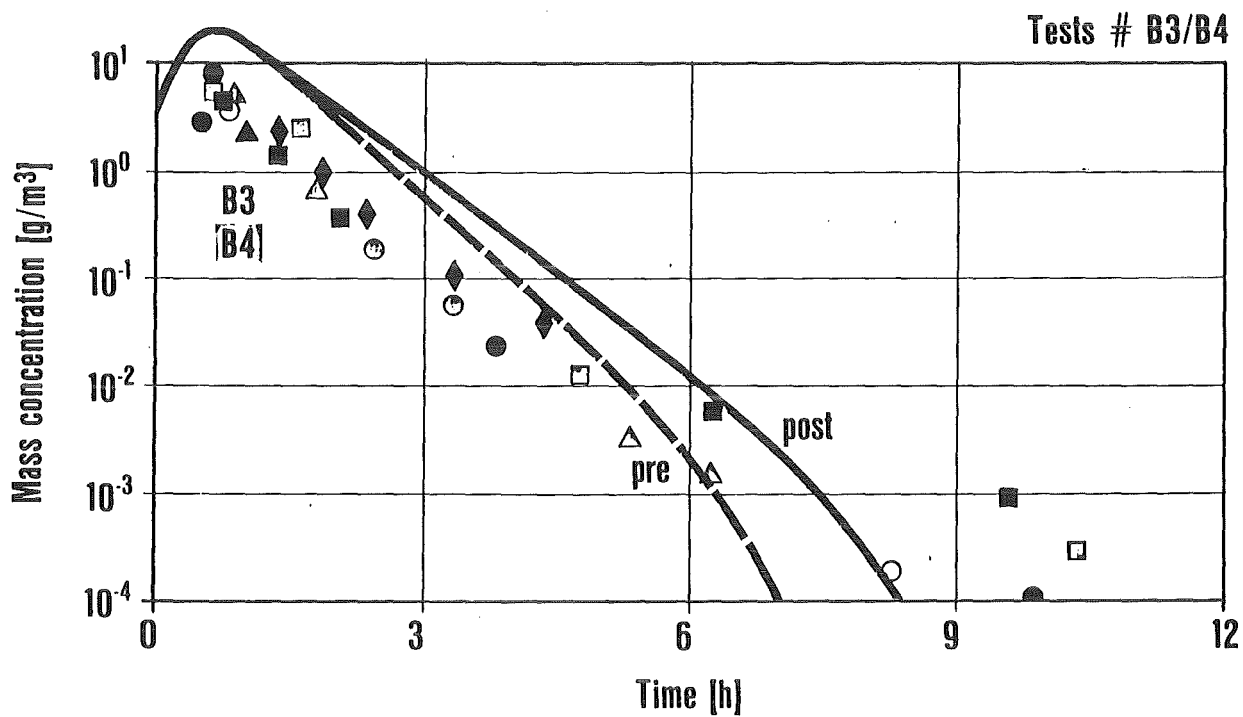


Abb.4: Massenkonzentration als Funktion der Zeit
DEMONA Experimente B3/B4 (Basisversuche)

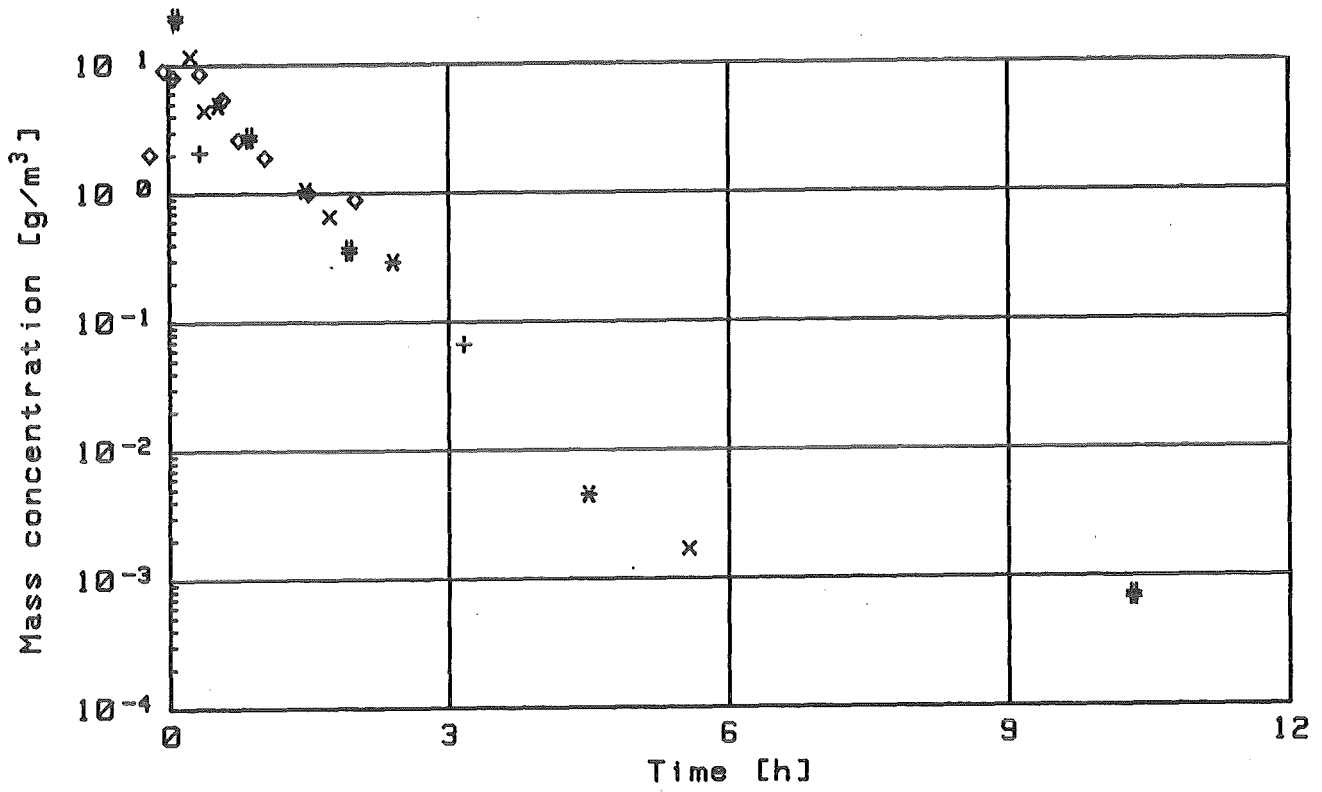


Abb.5: Massenkonzentration als Funktion der Zeit
DEMONA Experiment B5

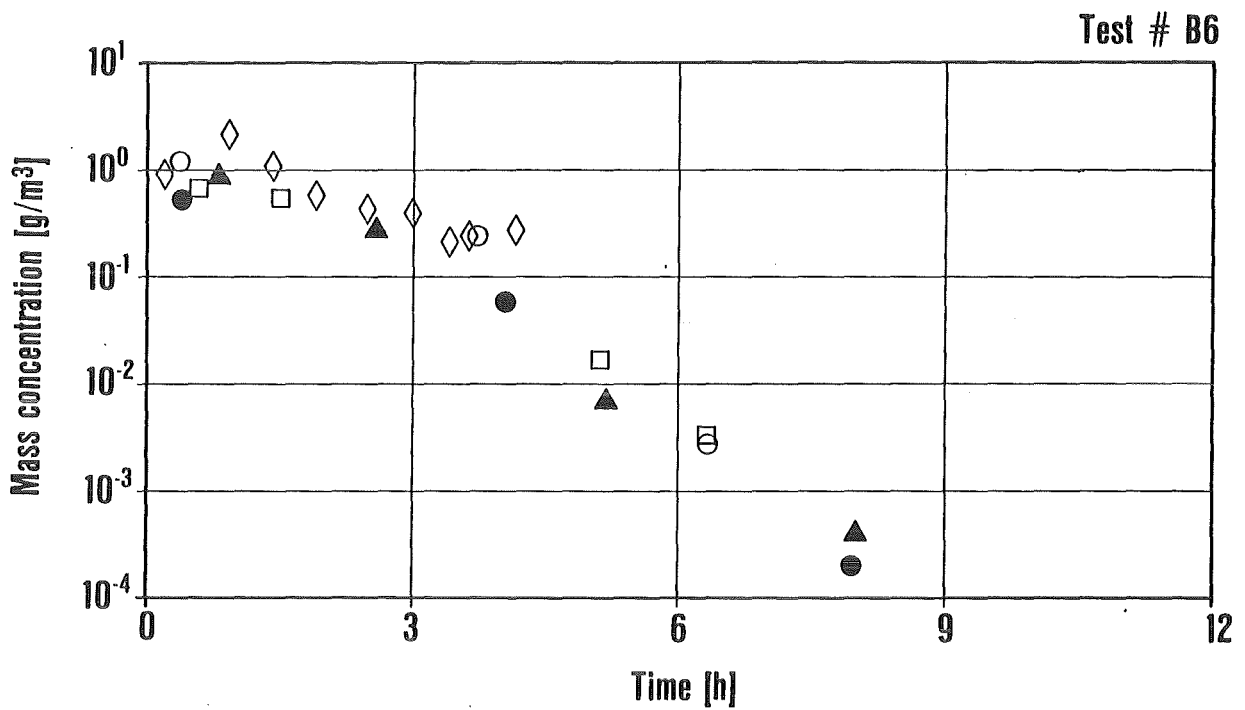


Abb.6: Massenkonzentration als Funktion der Zeit
DEMONA Experiment B6 (verzögerte Kondensation)

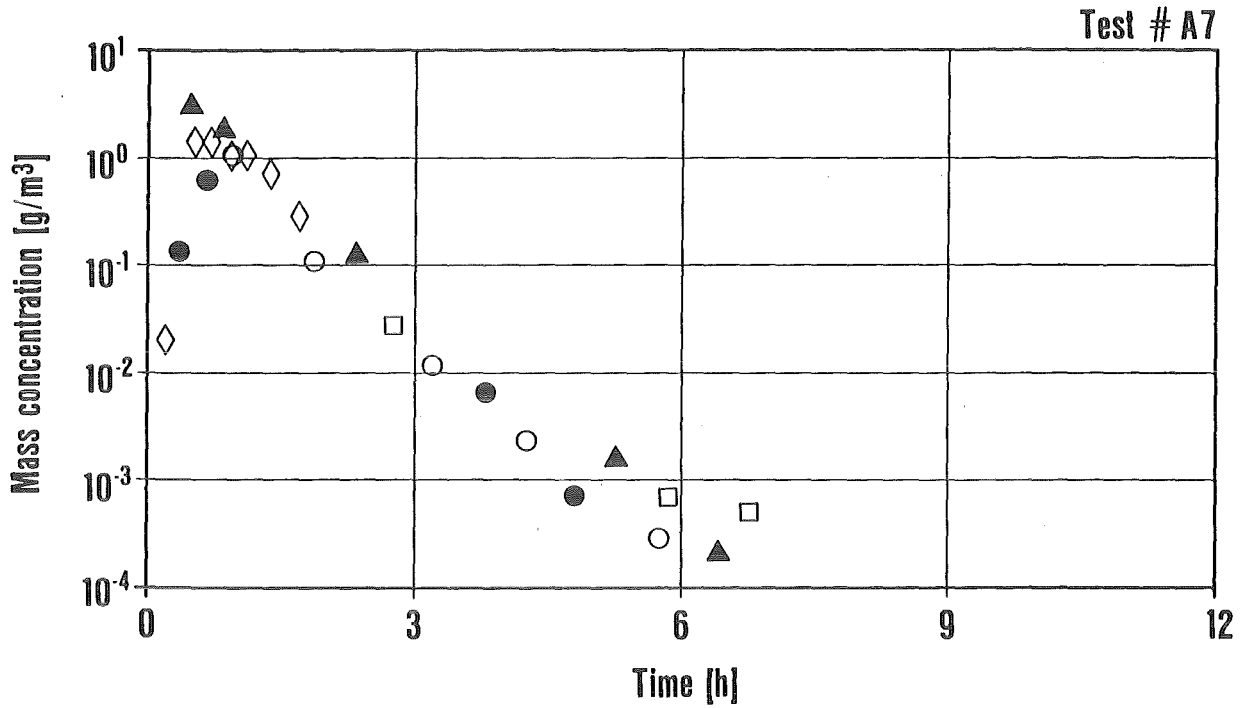


Abb.7: Massenkonzentration als Funktion der Zeit
DEMONA Experiment A7

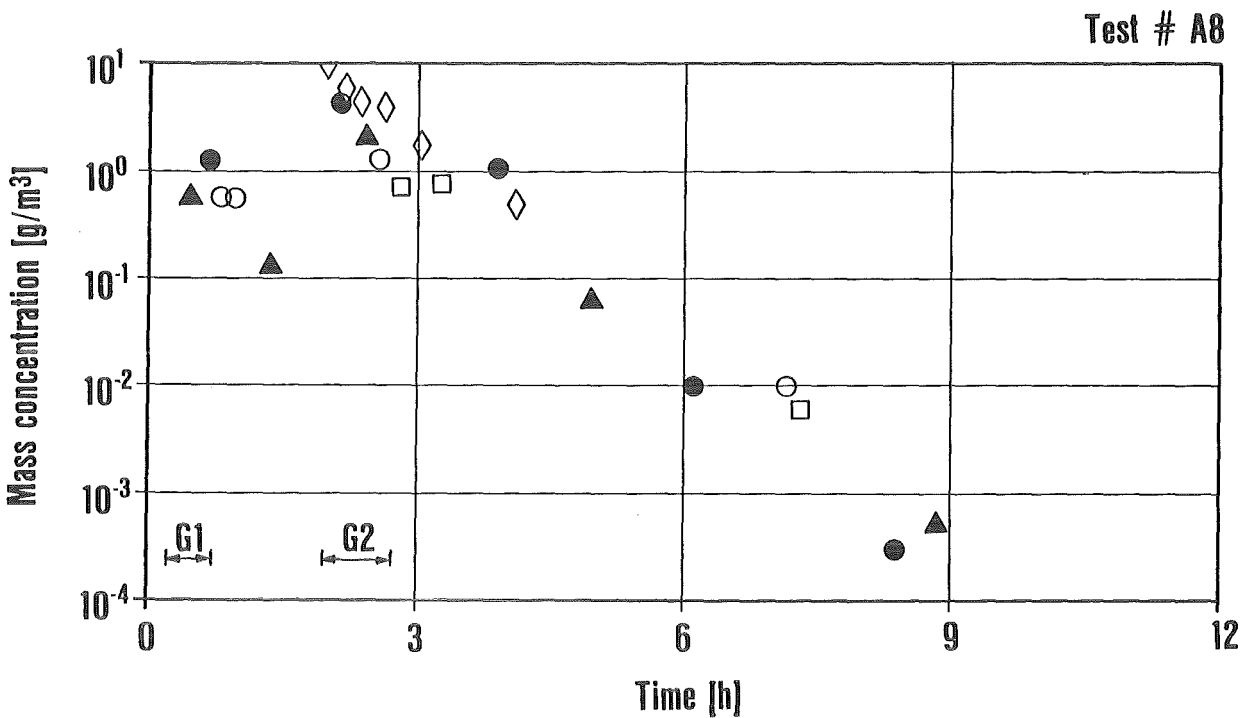


Abb.8: Massenkonzentration als Funktion der Zeit
DEMONA Experiment A8

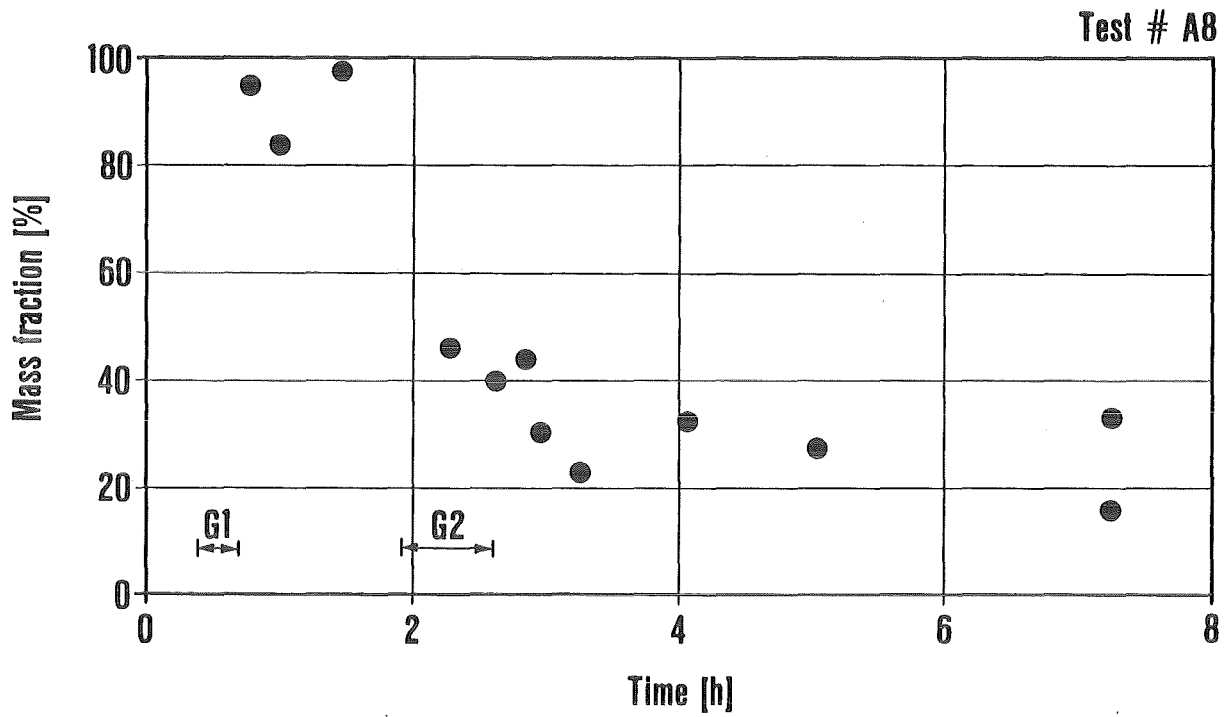


Abb.9: Anteil von Fe_2O_3 in den Aerosolproben
DEMONA Experiment A8

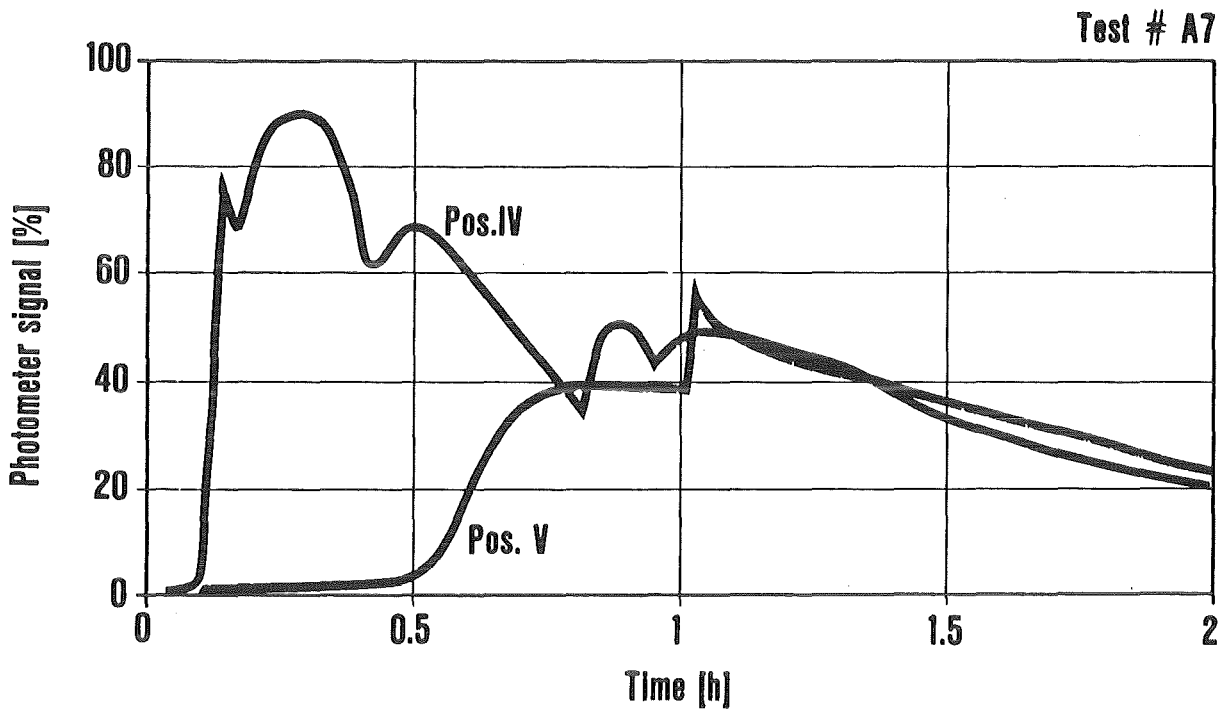


Abb.10: Fotometersignale von verschiedenen Stellen in Containment
DEMONA Experiment A7

PROJEKT NUKLEARE SICHERHEIT

ABSCHLUSSKOLLOQUIUM 1986

ANWENDUNG DES NAUA-CODES ZUR ANALYSE DES AEROSOLVERHALTENS
IN LWR-CONTAINMENTS BEI KERNSCHMELZUNFÄLLEN

H. BUNZ, W. SCHÖCK, M. KOYRO (LAF)

KERNFORSCHUNGSZENTRUM KARLSRUHE
PROJEKT NUKLEARE SICHERHEIT

Einleitung

Zur Bildung von Submikronaerosolpartikeln irgendwelcher Substanzen ist es notwendig, daß diese Substanzen zuerst verdampfen, damit durch Nukleation aus der Gasphase Kerne sehr kleiner Größe (0.5 - 5 nm) gebildet werden können. Durch mechanische Zerkleinerungsprozesse können dagegen Partikeln dieser Größenordnung im allgemeinen nicht entstehen. Da für Risikobetrachtungen aber zum einen nur die kleinen Partikeln aufgrund ihrer hohen Verweilzeit im Trägergas interessant sind und zum anderen mechanische Prozesse, bei denen große Mengen an Partikeln freigesetzt werden könnten, beim Unfall nicht vorkommen, sind Rechnungen über das Verhalten von Aerosolpartikeln nur durchzuführen für Störfälle, bei denen leicht kondensierbare bzw. schwerflüchtige Materialien in die Gasphase überführt werden. Dies aber ist nur bei Kernschmelzunfällen der Fall, nicht dagegen bei einem beherrschten Kühlmittelverluststörfall /1/.

Da aber Kernschmelzunfälle in LWRs erst seit Beginn der 70er Jahre systematischer untersucht wurden, wurden die ersten Aerosolcodes für die Anwendung auf Containments von Kernkraftwerken nicht für LWRs sondern für Brutreaktoren entwickelt, bei denen Störfälle mit Aerosolfreisetzung (Bethe-Tait-Störfall, Na-Brände) schon länger betrachtet wurden. Zu nennen sind dabei die Codes HAARM, AEROSIM, PARADISEKO, AEROSOL /2/. Die etwas später entwickelten Codes für LWRs konnten daher auf die dabei geschaffenen Grundlagen aufbauen bzw. Teile der Codes konnten direkt übernommen werden. So haben die Codes PARADISEKO /3/ und NAUA /4/ dieselbe Basis. Der wesentliche Unterschied zwischen den SNR- und den LWR-orientierten Codes besteht im Weglassen bzw. Hinzufügen von für die speziellen Randbedingungen unwichtigen bzw. wichtigen physikalischen Effekten, wie etwa Wasserdampfkondensation im Falle des LWR. Diese sollen im nachfolgenden Abschnitt noch kurz erläutert werden.

Physikalische Grundlagen des NAUA-Codes

Wie in allen Aerosolverhalten-Codes wird auch im NAUA-Code vorausgesetzt, daß die Partikeln innerhalb eines Kontrollvolumens homogen verteilt sind, d.h. es treten mit Ausnahme der Grenzschichten an den Oberflächen keine räumlichen Gradienten auf. Dies setzt voraus, daß im Kontrollvolumen eine vermischende

turbulente Strömung vorhanden ist, die aber wegen der fast immer vorhandenen Temperaturgradienten in Behältern genügender Größe (wie etwa Containments) angenommen werden kann /5/. Sämtliche Oberflächen des Containments wirken als Partikelsenken wegen des effektiven Flusses von Partikeln durch die die Oberfläche überlagernde laminare Grenzschicht. Der Transport zur und durch die Grenzschicht wird durch eine Reihe von Kräften bewirkt, die - je nach Randbedingungen - von unterschiedlicher Bedeutung sind. Neben der immer vorhandenen turbulenten und Brown'schen Diffusion und der Schwerkraft ist für den Fall des LWR-Containments die Diffusiophorese von besonderer Bedeutung. Dies ist eine Kraft, die durch den Fluß von auf einer Oberfläche kondensierendem Dampf auf die Partikeln ausgeübt wird /6/. Dagegen spielen thermophoretische Kräfte so gut wie keine Rolle, da wegen der Kondensation des Wasserdampfes auf den Strukturen die Temperaturgradienten an den Wänden zu klein sind.

Von großer Wichtigkeit, speziell für derartig hoch konzentrierte Aerosolsysteme, wie sie bei einem Kernschmelzunfall zu erwarten sind, ist die Koagulation zwischen den Partikeln, d.h. die Veränderung des Partikelgrößenspektrums durch Stoß und anschließendem Aneinanderhaftenbleiben der Partikeln. Die Partikeln können dadurch sehr rasch wachsen, was ihre Fallgeschwindigkeit vergrößert und ihre Aufenthaltszeit im Trägergas verkleinert.

Ein weiterer Prozeß, der die Partikeln vergrößert, ist die mögliche Kondensation von Wasserdampf auf den Partikeln. Voraussetzung dazu sind Übersättigungszustände in der Atmosphäre, wie sie im Containment eines LWR nach einem Unfall zumindest zeitweise zu erwarten sind. Zu bemerken ist dabei, daß zum einen auf löslichen (hydrophilen) Partikeln und an Stellen mit negativer Krümmung auf den Partikeln Kondensation bereits bei relativen Feuchten unterhalb 100% einsetzt. Letzteres wird im NAUA-Code dadurch indirekt berücksichtigt, daß sämtliche Partikeln durch die starken Kapillarkräfte des in den Hohlräumen kondensierten Wassers zu Kugeln kompaktiert werden /7/, die allerdings noch eine gewisse Porosität besitzen. Ansonsten wird Wasserdampfkondensation auf den Partikeln im NAUA-Code nur berücksichtigt, wenn die Atmosphäre übersättigt ist, so wie dies auf wasserunlöslichen Kugeln der Fall ist.

Ergebnisse zu den Freisetzungskategorien FK 6 und FK 2

Die beiden Fälle können bezüglich ihrer Auswirkungen als die beiden Extremfälle betrachtet werden, so daß sie zur Eingrenzung der möglichen Konsequenzen eines Kernschmelzunfalls recht gut geeignet sind.

Die Freisetzungskategorie FK 6 (siehe Abb. 1) wird dadurch gekennzeichnet, daß die Containmentintegrität erhalten werden kann, bis ein Druck von 9 bar im Sicherheitsbehälter erreicht ist. Während dieser Zeit (etwa 4 - 5 Tage) weist der Sicherheitsbehälter lediglich die Auslegungsleckage von 0,25%/d auf; es tritt daher auch kein Überdruckversagen des Ringraums und kein Versagen der Unterdruckhaltung mit dem angeschlossenen Filter auf. Nach Erreichen der 9 bar muß davon ausgegangen werden, daß sich die Abschlüsse des Sicherheitsbehälters in den Ringraum öffnen, was die Störfallfilter unbrauchbar macht, so daß von da an kein Kredit mehr von ihnen genommen werden kann. Zusätzlich ist es möglich, daß durch den Druckstoß Freisetzungswege in das Hilfsanlagegebäude und von dort in die Umgebung geöffnet werden.

Bei der Freisetzungskategorie FK 2 wird von Beginn des Unfalls an ein Versagen des Containmentabschlusses postuliert. Aufgrund des Druckstoßes nach dem Bruch der Hauptkühlmittelleitung bzw. des Durchschmelzens des Reaktordruckbehälters im Hochdruckfall werden die Lüftungskanäle an verschiedenen Stellen, wahrscheinlich bevorzugt an Krümmern, aufreißen. Je nach Bruchstelle ergibt sich dann ein anderes Flußschema für die Leckage (siehe Abb. 2). Da die einzige, wenn auch nicht unerhebliche Reduktion des Volumenstroms die Kondensation von Wasserdampf an kalten Strukturen im Containmentsystem ist, sind die Konsequenzen erheblich schwerwiegender als für FK6, die Eintrittswahrscheinlichkeit ist allerdings um mehr als einen Faktor 100 kleiner als für FK6.

Als Einleitungsstörfälle kommen sowohl der Hochdruckpfad (HP), ausgelöst durch einen totalen Ausfall jeglicher Stromversorgung, als auch der Niederdruckfall (LP) mit einem Bruch der Hauptkühlmittelleitung in Frage. Für das Aerosol-Verhalten sind die völlig unterschiedlichen Freisetzungsmengen aus dem Primärsystem wichtig, die im Niederdruckfall etwa 3500 kg und im Hochdruckfall etwa 22 kg betragen. Wegen der Nichtlinearität der aerosolphysikalischen Prozesse wirkt sich dieser Unterschied auf die integrierte Leckage in die Umgebung nur

mit einem Faktor von ca. 10 aus, wie Abb. 3 zeigt. Dies gilt insbesondere für die Störfälle wie FK6, bei denen die charakteristischen Zeiten der aerosolphysikalischen Prozesse deutlich kürzer sind als die Luftaustauschzeiten in den einzelnen Kontrollvolumina. Für FK2, wo diese Relation nicht mehr während der gesamten Unfallzeit erfüllt ist, ist diese Abschwächung der Wirkung des Quellterms nicht mehr so ausgeprägt (Faktor 2 gegenüber Faktor 10 bei FK6), wie die Abb. 4 und 5 zeigen. Zusätzlich läßt sich den Abbildungen entnehmen, daß selbst in diesem ungünstigsten Fall die Leckage durch die Passage der Partikeln durch das Hilfsanlagegebäude noch um einen Faktor 5 reduziert wird, wobei unterstellt wurde, daß das Hilfsanlagegebäude ein leerer Raum von etwa der Größe des Sicherheitsbehälters ist. In Wirklichkeit besitzt das Hilfsanlagegebäude intern Einbauten, Flure, Räume etc., so daß die wirkliche Oberfläche und damit die Partikelabscheidung erheblich größer sind. Der Faktor 5 ist deswegen als eine Abschätzung nach unten anzusehen. Aufgrund der Führung der Lüftungskanäle ist im übrigen die direkte ausschließliche Leckage aus dem Ringraum in die Umgebung sehr unwahrscheinlich; eher kommt ein direkter Weg aus dem Sicherheitsbehälter in das Hilfsanlagegebäude und von dort in die Umgebung in Frage.

Zusammenhang zwischen NAUA und dem Jod-Modell IMPAIR

Der Jodverhaltenscode IMPAIR /1,8/ beschreibt den Transport sowie chemische und physikalische Reaktionen der verschiedenen Formen des Radiojods im Containmentssystem. Er stellt damit ein Gegenstück zum Aerosolverhaltenscode NAUA dar. Da nun ein sehr großer Teil des Jods (CsI, AgI) partikelförmig vorliegt, besteht zwischen den NAUA- und den IMPAIR-Rechnungen eine enge Kopplung. Diese wird dadurch hergestellt, daß die im NAUA-Code zu jedem Zeitpunkt berechneten effektiven Abscheidungskoeffizienten als Eingabe für die IMPAIR-Rechnungen dienen. Dieses entkoppelte Verfahren ist möglich, da die jodhaltigen Verbindungen an der Gesamtmasse des Aerosols nur einen kleinen Anteil haben. Mögliche chemische Umsetzungen von aerosolförmigem Jod in andere Zustandsformen oder umgekehrt haben somit auf das Aerosolverhalten einen vernachlässigbaren Anteil. Den luftgetragenen Anteil der wichtigsten Jodkomponente CsI, I₂, CH₃I sowie das I₂ im Sumpfwasser als Massenanteile des Gesamtinventars zeigt Abb. 6 aus /8/ für FK6/LP. Wie bereits angedeutet, folgt das Cäsiumjodid weitgehend den übrigen Aerosolkomponenten. Der radioaktive Zerfall ist im übrigen bei Abb. 6 nicht berücksichtigt, obwohl er speziell für das wichtigste Nuklid I 131 zu

einer weiteren deutlichen Reduzierung führen würde.

Zusammenfassung

Der das Aerosolverhalten in LWR-Containments beschreibende Code NAUA enthält alle nach dem derzeitigen Wissensstand als wesentlich erkannten aerosolphysikalischen Prozesse. Mit Hilfe des Codes kann die Belastung der Kraftwerks Umgebung durch aerosolförmige Aktivität nach einem angenommenen Kernschmelzunfall unter allen Randbedingungen simuliert werden. Die in den letzten Jahren mit dem NAUA-Code sowie dem damit gekoppelten Jod-Verhaltenscode IMPAIR durchgeführten, mehr realistischen Rechnungen zeigen eine zum Teil erhebliche Verminderung der Auswirkung selbst für die Freisetzungskategorie FK2, gegenüber den Ergebnissen der Deutschen Risikostudie Phase A /9/, die noch an den in /10/ erarbeiteten, sehr konservativen Methoden orientiert war. Eine zusammenfassende und vergleichende Darstellung der wichtigsten Zahlenergebnisse für Aerosol und Jod findet sich für den Niederdruckfall in Tab. 1.

F a l l	Jod	Aerosol
FK6	2.5×10^{-5}	4×10^{-9}
FK6 aus /9/	0.01	1×10^{-3}
FK2	0.03	0.03
FK2 aus /9/	0.40	0.16

Tab. 1: Integrale Freisetzungsmengen in die Umgebung als Massenanteile am Gesamtinventar (beim Jod) bzw. an der Anfangsfreisetzung (beim Aerosol)

Literatur

- /1/ H. Albrecht, Abschlußkolloquium des Projektes Nukleare Sicherheit (PNS) des Kernforschungszentrums Karlsruhe 1986, Karlsruhe
- /2/ Nuclear Aerosols in Reactor Safety, CSNI, SOAR #,, OECD 1979
- /3/ H. Bunz, KfK 3545, 1983
- /4/ H. Bunz, M. Koyro, W. Schöck, KfK 3554, 1983
- /5/ W.O. Schikarski, H. Bunz, G. Metzsig, Annual Meeting of the AAAR 1985, Albuquerque, New Mexico, USA
- /6/ K.H. Schmitt, L. Waldmann, Z. Naturforschung 15a (1960), S. 843
- /7/ W. Schöck, H. Bunz, M. Koyro, KfK 3153, 1981
- /8/ J.P. Hosemann, K. Hassmann, KTG-Jahrestagung 1986, Aachen
- /9/ Deutsche Risikostudie Kernkraftwerke, Verlag TÜV Rheinland, 1979
- /10/ N.C. Rasmussen, USNRC, Wash 1400 (NUREG-75/014), 1975

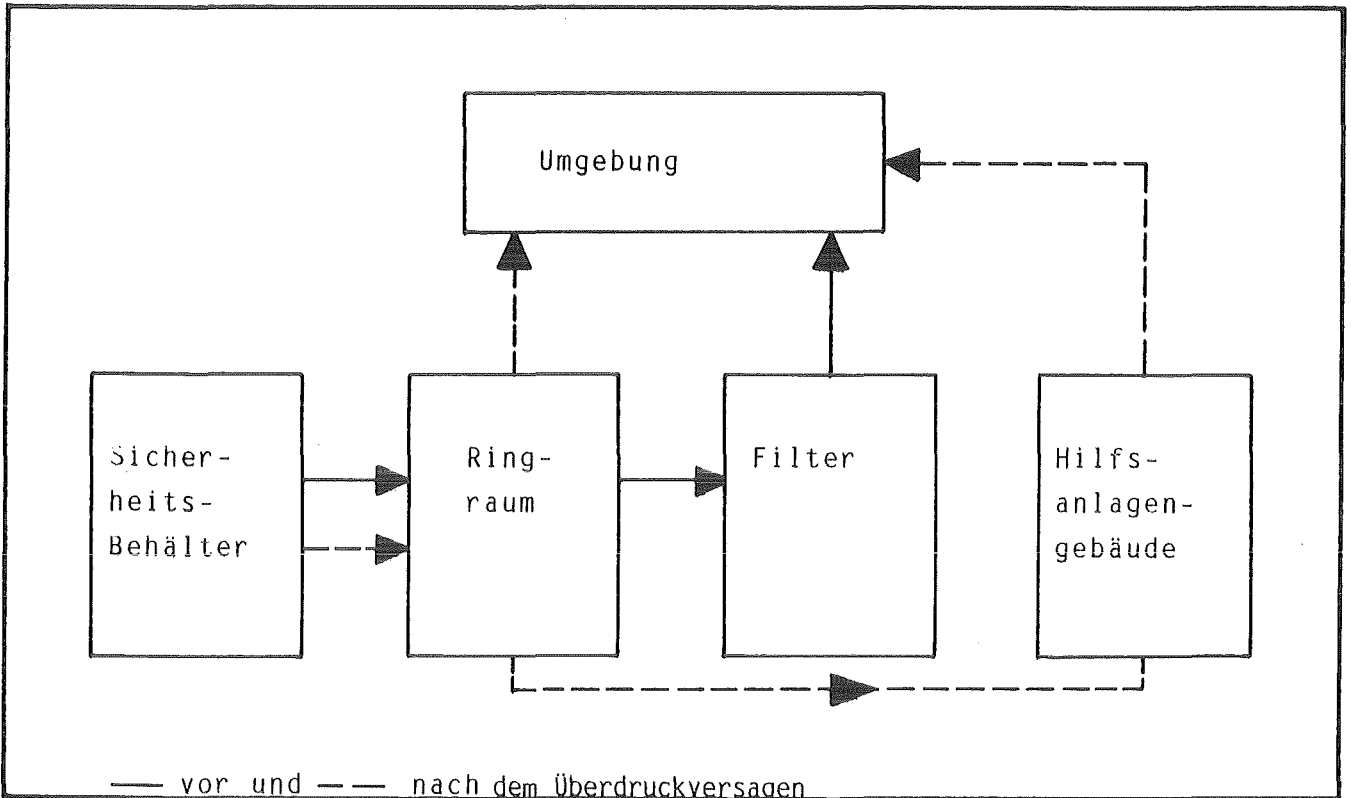


Abb. 1 Schematischer Fluß bei FK6

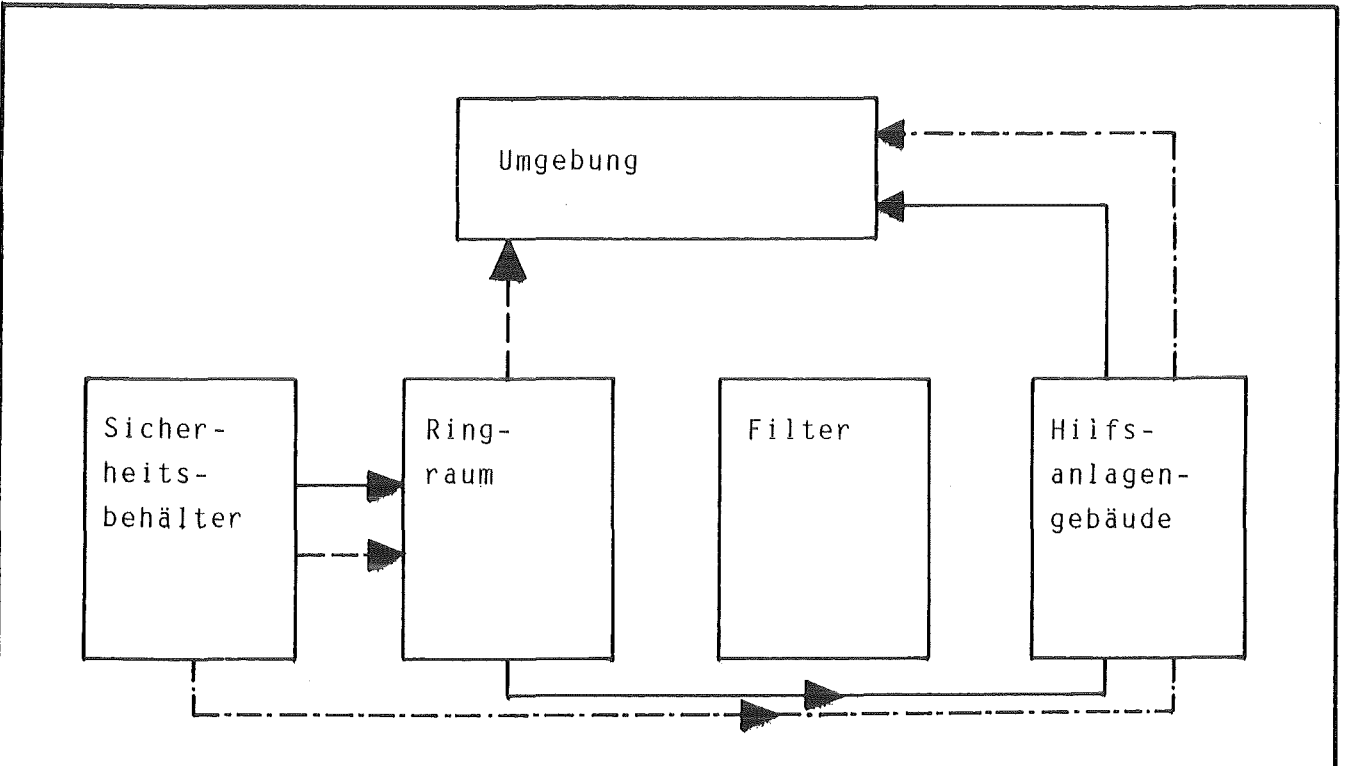


Abb. 2 Schematischer Fluß bei FK2

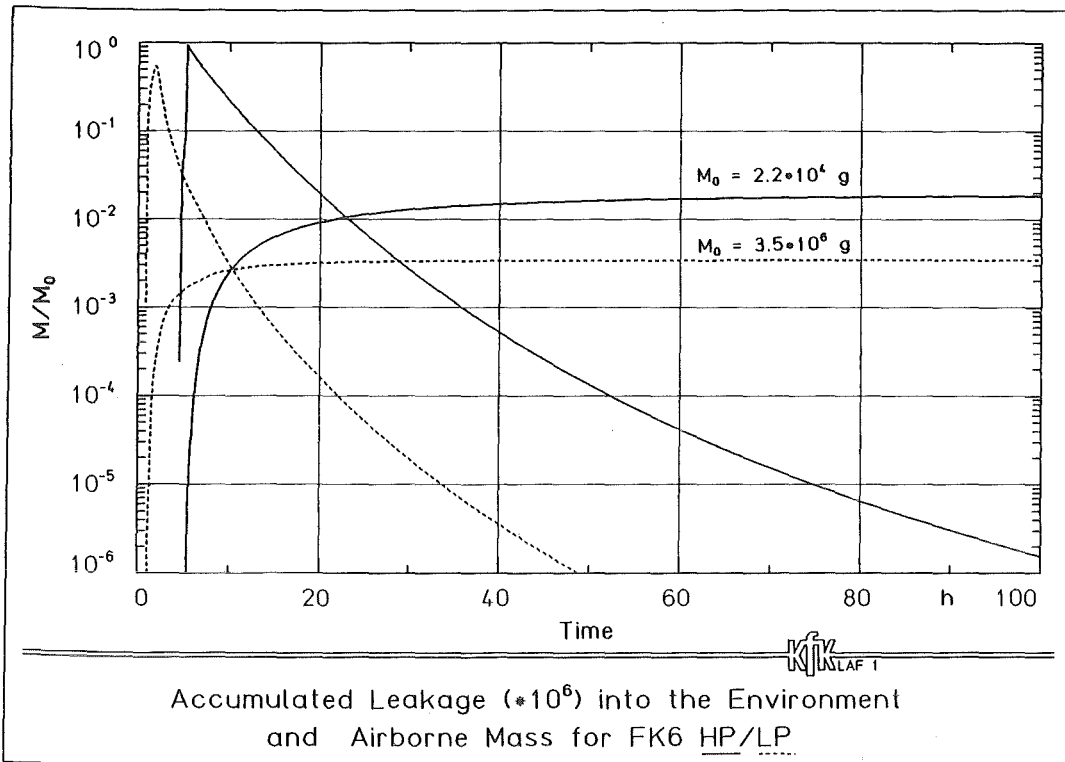


Abb. 3 Akkumulierte Leckage und luftgetragene Masse im Sicherheitsbehälter für FK6, LP und HP

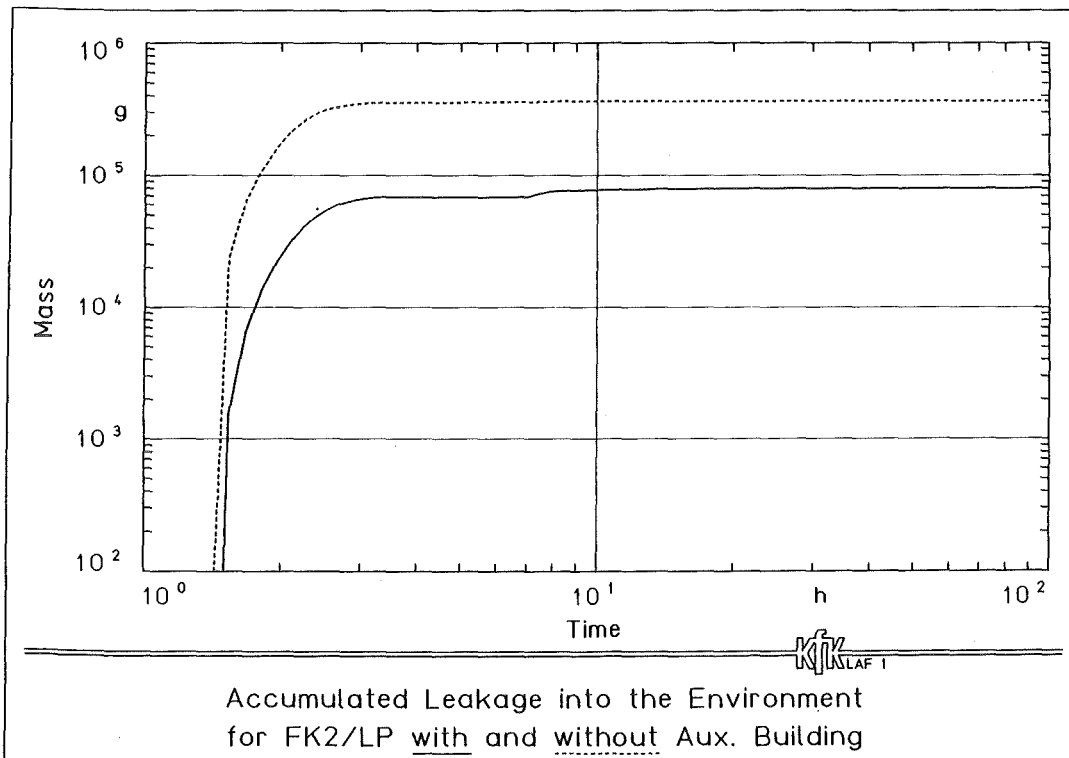


Abb. 4 Akkumulierte Leckage für FK2/LP

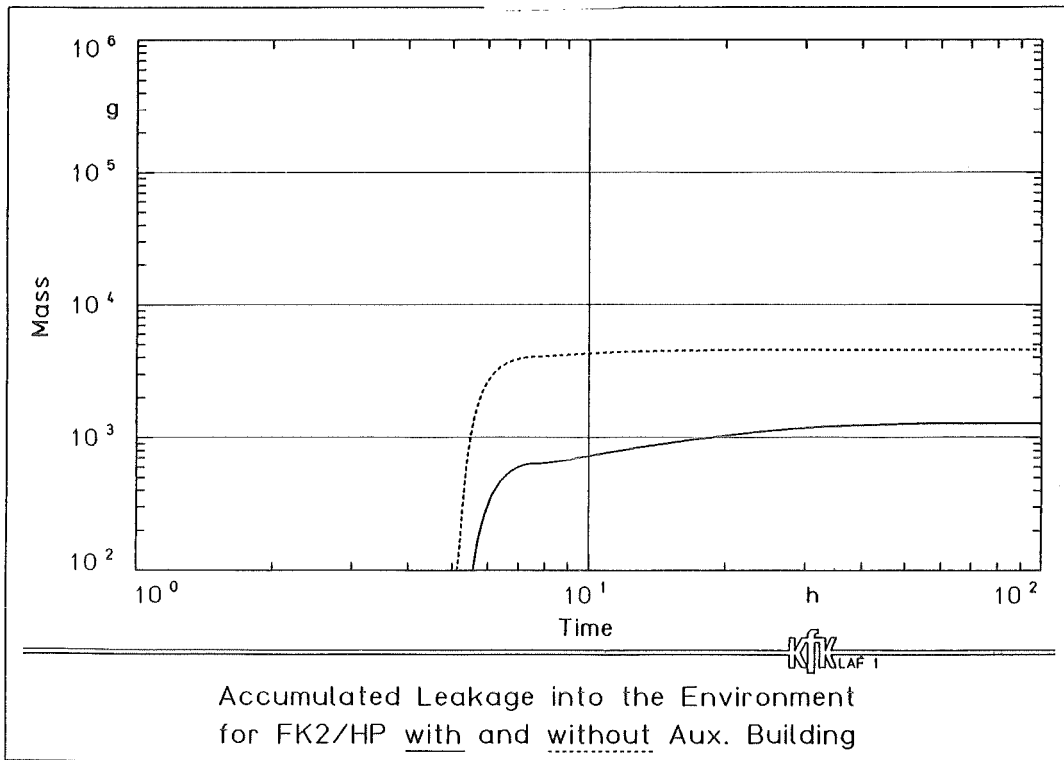


Abb. 5 Akkumulierte Leckage für FK2/HP

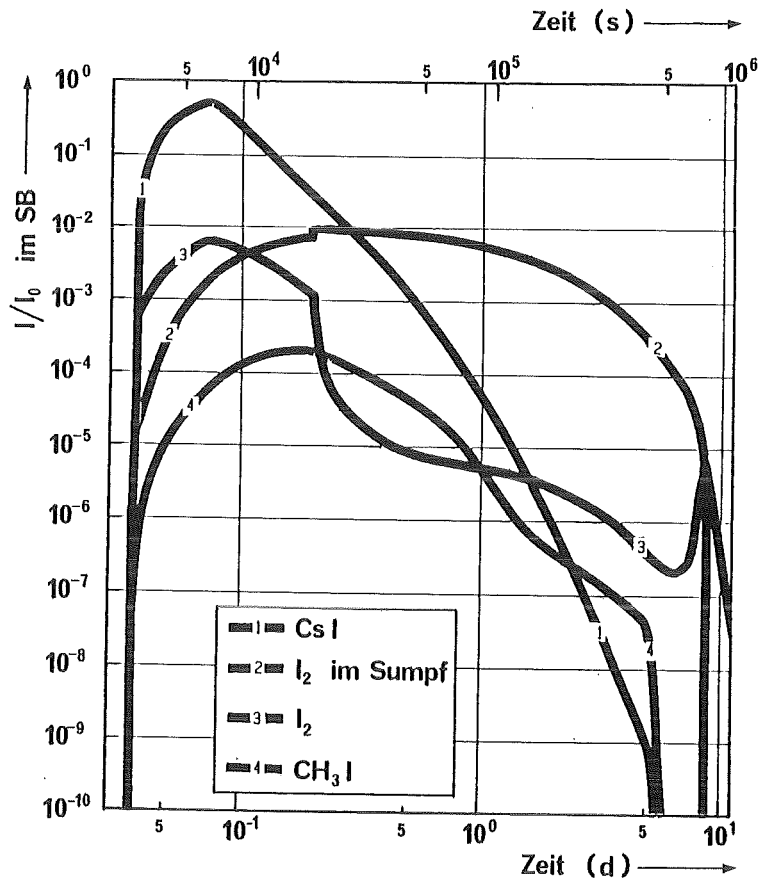


Abb. 6
Luftgetragene Iod-
spezies im Sicher-
heitsbehälter für
FK6/LP

PROJEKT NUKLEARE SICHERHEIT

ABSCHLUSSKOLLOQUIUM 1986

BETA-EXPERIMENTE ZUR VERIFIZIERUNG DES WECHSL-CODES
EXPERIMENTELLE ERGEBNISSE ZUR SCHMELZE-BETON-WECHSELWIRKUNG

H. ALSMEYER

KERNFORSCHUNGSZENTRUM KARLSRUHE
PROJEKT NUKLEARE SICHERHEIT

1. Einleitung

Die Bedeutung der Wechselwirkung der Kernschmelze mit dem Beton des Reaktorfundaments für den Ablauf der sogenannten vierten Phase des Kernschmelzenunfalls wurde im Projekt Nukleare Sicherheit bereits sehr früh erkannt. Erste Überlegungen zur theoretischen Beschreibung dieser Unfallphase liegen mehr als 12 Jahre zurück. Diskussionen um die Notwendigkeit experimenteller Untersuchungen und deren Realisierungsmöglichkeiten begannen mit dem Sachverständigenkreis Kernschmelze des BMFT Anfang 1976. Dabei wurde bald erkannt, daß "Integraleexperimente" - gemeint waren wenige Großexperimente, die den Unfallablauf transient und notwendigerweise im verkürzten Zeitmaßstab simulieren - keine geeignete Datenbasis darstellen, um die in der Entwicklung befindlichen Rechenprogramme zu verifizieren. Statt dessen schlug PNS im Februar 1977 ein Stufenkonzept für Simulationsexperimente vor, das durch eine Reihe von Experimenten im 100 kg-Maßstab die Variation der charakteristischen Parameter wie Schmelzbadzusammensetzung, Schmelzbadtemperatur, Wärmeströme und Höhe der simulierten Nachwärme ermöglicht. Eine Konkretisierung dieses Vorschlages erfolgte dann im Ergebnisbericht des BETA-Vorprojekts 1978/1979 /1/, der umfassend den damaligen Kenntnisstand sowie Notwendigkeit, Zielsetzung und Realisierungsmöglichkeit experimenteller und theoretischer Arbeiten beschreibt.

Die Diskussion um die Realisierung der BETA-Versuchsanlage - BETA bedeutet BETon-Schmelz-Anlage - wurde sicherlich durch den Reaktorunfall in Harrisburg beeinflusst. Mit der Entscheidung für den Bau der BETA-Anlage im Kernforschungszentrum Karlsruhe, wobei an Experiment und Theorieentwicklung die externen Partner KWU-Erlangen und TU-Hannover beteiligt sind, begann eine lange Phase der Detailplanung und des Aufbaus der Anlage mit gleichzeitiger Ertüchtigung der notwendigen Meßtechniken.

Die BETA-Anlage wurde schließlich Anfang 1984 mit den Vorversuchen in Betrieb genommen. Durch einen hohen Einsatz und gute Koordinierung aller Arbeitsgruppen konnte das sehr umfangreiche experimentelle Versuchsprogramm innerhalb von 2 Jahren bis Ende Februar dieses Jahres bearbeitet und abgeschlossen werden. 2 Monate nach Abschluß unserer Experimente ereignete sich der Kernschmelzunfall in Tschernobyl, der unter anderem auch die Frage nach dem Betonverhalten speziell im Hinblick auf die Durchdringung des Fundaments, in

sehr eindringlicher Weise stellte.

Für den deutschen Druckwasserreaktor ist die Zielsetzung aller Arbeiten zur Schmelze-Beton-Wechselwirkung letztlich auf die Beschreibung des Containment-verhaltens gerichtet, da gerade bei einem Kernschmelzenunfall die Integrität und Sicherheitsfunktion des Containments möglichst lange, d.h. über mehrere Tage, erhalten werden muß. Unter dieser Voraussetzung nämlich laufen natürlich Abbauprozesse durch Aerosolabscheidung und chemische Reaktionen ab, die eine Verminderung der Spaltprodukt-Freisetzung aus dem Sicherheitsbehälter um viele Größenordnungen bewirken /2/.

Die wesentlichen Fragestellungen zur Schmelze-Beton-Wechselwirkung beziehen sich also auf

- Bestimmung des Druckaufbaus im Containment bis zum Überdruckversagen durch die Gasfreisetzung infolge der Betonzerstörung
- Zusammensetzung der Containment-Atmosphäre durch Gas- und Aerosolfreisetzung
- Schmelzfrontfortschritt durch Erosion des Betonfundaments.

Diese Fragen gelten in gleicher Weise für das in der Deutschen Risikostudie Phase B betrachtete Hochdruck- und Niederdruck-Kernschmelzen, natürlich unter den jeweiligen spezifischen Randbedingungen.

Die im PNS durchgeführten Arbeiten zur Schmelze-Beton-Wechselwirkung sind durch abgestimmte, sich gegenseitig ergänzende experimentelle und theoretische Untersuchungen gekennzeichnet. Nach ersten phänomenologischen Experimenten erfolgte die notwendige Vertiefung von Einzelfragestellungen im Laborexperiment. Modellbildung auf der Basis von speziellen Experimenten erlaubte Aufbau und frühe Anwendung von Rechenprogrammen. Mit dem weiter fortschreitenden Entwicklungsstand der Rechenprogramme entstand, wie bereits oben beschrieben, die Notwendigkeit der Verifizierung durch die BETA-Experimente. Die jetzt weitgehend abgeschlossene Programmentwicklung erlaubt belastbare Aussagen zum Kernschmelzenunfall.

2. Konzept der BETA-Anlage und Versuchsmatrix

Abb. 1 zeigt die Ausgangssituation einer Kernschmelze auf dem Reaktorbeton für den Niederdruckpfad, wie sie unseren Experimenten zu Grunde liegt. Die aus metallischer und oxidischer Phase bestehende Schmelze hat eine Anfangstemperatur von etwa 2400 °C und wird durch die Nachwärme beheizt. Je nach Unfallszenario kann das Zirkoninventar des Kerns mehr oder minder vollständig oxidiert sein.

Die BETA-Versuchsanlage simuliert diese Situation in verkleinertem Maßstab, jedoch so, daß eine Übertragung auf die Reaktorsituation mit Hilfe der verifizierten Rechenprogramme möglich ist (Abb. 2). Wegen einer ausführlichen Beschreibung der Anlage wird auf den beim PNS-Jahreskolloquium 1982 gegebenen Bericht verwiesen /3/.

Die Schmelze wird in einem Betontiegel gehalten, der das Reaktorfundament hinreichend gut simuliert. Der Anfangsdurchmesser der Kaverne ist mit 38 cm so groß gewählt, daß Gasfreisetzung und Wärmeübergang am Boden des Tiegels nicht durch die senkrechte Wandung beeinflußt werden. Die Außenabmessungen des Tiegels sind 108 cm Durchmesser bei 280 cm Höhe.

Die Schmelze besteht aus typisch 300 kg metallischer und 200 kg oxidischer Phase. Die Metallzusammensetzung entspricht im Hinblick auf Eisen-Chrom- und Nickel-Anteilen dem Reaktorfall. Die Oxidschmelze besteht aus Aluminiumoxid, dem je nach experimenteller Zielsetzung Silizium- und/oder Kalziumoxid zugesetzt werden. Damit gelingt eine sowohl aus chemischer wie aus physikalischer Sicht weitgehend realistische Simulation der oxidischen Brennstoffschmelze. Auf eine Zugabe von Spaltprodukten in die Schmelze wurde bewußt verzichtet, da die temperaturabhängige Freisetzung aus den SASCHA-Experimenten abgeleitet werden kann /4/.

Die Schmelze wird durch eine Thermitreaktion erzeugt und mit Temperaturen um 2000 °C in den Betontiegel eingegossen. Im Tiegel wird die Schmelze elektrisch durch eine den Betontiegel umschließende Induktionsspule mit einer Nettoheizleistung von bis zu 1900 kW beheizt. Damit gelingt die Aufrechterhaltung auch extrem hoher Wärmeströme aus der Schmelze an den Beton, wie sie nur während der transienten Abkühlphase einer realen Kernschmelze auftreten. Hierzu kann die Volumenleistungsdichte in BETA je nach Versuchsziel um eine

Größenordnung über der Nachwärmedichte einer Kernschmelze gewählt werden. Da in BETA der Unfallablauf während der Schmelze-Beton-Reaktion durch eine Abfolge von Einzelexperimenten mit verschiedenem Leistungs- bzw. Temperaturniveau, aber unter jeweils stationären Bedingungen simuliert wird, gelingt eine detaillierte Analyse der wichtigen physikalischen und chemischen Prozesse.

Je nach experimenteller Zielsetzung werden Anfangszusammensetzung und Eingußtemperatur der Schmelze sowie die im Experiment zu realisierende Heizleistung festgelegt und während des Versuches gemessen. Die Tiegelinstrumentierung mit Feuchtefühlern und 110 sorgfältig positionierten Thermoelementen im Beton erlaubt die Messung des Eindringens der Schmelze und der Temperaturbelastung des Tiegels. Von oben in die Schmelze eingefahrene Temperaturmesslanzen messen die Temperatur der metallischen und oxidischen Schmelze zu vorgewählten Zeiten und nehmen Materialproben. Alle aus der Schmelze entweichenden Gase werden auf ihre chemische Zusammensetzung analysiert sowie ihr Aerosolgehalt durch Laserabsorption und Filterproben bestimmt. Kameras beobachten Schmelzbadoberfläche und die aus dem Abgasrohr in das Freie ausströmenden und eventuell abbrennenden Gase.

Abb. 3 gibt eine Übersicht über alle in BETA ausgeführten Versuche. Die Versuche begannen Anfang 1984 mit den Inbetriebnahmeversuchen, die bereits erste wichtige Ergebnisse lieferten. Das letzte Experiment V4.1 Ende Februar 1986 erlaubt die Überprüfung der Modelle bei vergrößerter Geometrie und maximal möglicher Schmelzenmasse.

Die in der Versuchsmatrix aufgeführten Experimente verwenden, mit Ausnahme weniger Experimente in der Versuchsgruppe V3 silikatischen Beton, wie er in den deutschen Druckwasserreaktoren eingesetzt ist. Die Experimente V3 verwenden Betone auf Kalksteinbasis verschiedener Zusammensetzung nach US-amerikanischen Spezifikationen.

Die Experimente der Versuchsreihe V1 untersuchen bei hoher Heizleistung in der Schmelze die Wechselwirkung mit dem Beton bei hohen Schmelzbadtemperaturen, so daß ein wesentlicher Einfluß von Krusten in der Schmelze nicht auftritt. Demgegenüber wird in der Versuchsreihe V2 speziell der Einfluß von Erstarrungsprozessen in der Schmelze analysiert, wie er für das Langzeitverhalten wichtig ist.

3. Wesentliche experimentelle Ergebnisse

Im folgenden werden, beispielhaft an je einem typischen Versuch aus den 3 Versuchsgruppen, die wichtigsten experimentellen Ergebnisse erläutert.

Der BETA-Versuch V1.8 ist der Versuch mit der höchsten realisierten Heizleistung von etwa 1,9 MW. Die Leistungsdichte entspricht mehr als dem 10-fachen der Leistungsdichte, die auf Grund der Nachzerfallswärme beim Kernschmelzenunfall zu erwarten wäre, und gibt damit eine ausreichende Sicherheit zur Extrapolierbarkeit auf die Unfallsituation. Die aus der Thermitreaktion erzeugte Schmelze besteht aus 350 kg Stahl mit Chrom- und Nickelanteil und 130 kg Oxidschmelze mit einer Anfangstemperatur von etwa 1800 °C. Dem Aluminiumoxid wurde 30 % gebrannter Kalk zugemischt, wodurch vor allem eine Verringerung der Zähigkeit der Oxidschmelze und damit eine Angleichung an die Verhältnisse beim Kernschmelzenunfall erzielt wird.

Mit Einguß der Schmelze in den Betontiegel bei bereits eingeschalteter Induktionsheizung beginnt auf Grund der Betonzersetzung eine äußerst heftige Gasfreisetzung aus dem Beton. Die Gase durchströmen die Schmelze so stark, daß die Schmelze in intensiver Bewegung ist, vergleichbar etwa einem sehr heftig siedenden Bad. Teile der Schmelze werden gegen die obere Tiegelwandung und die Tiegelhaube geschleudert, von wo sie teilweise wieder in das Schmelzbad zurücklaufen können. Diese heftigste Phase der Wechselwirkung wird nach etwa 30 bis 45 s nur wenig ruhiger, wenn die Schmelze eine stationäre Temperatur erreicht hat. Eine wirkliche Beruhigung und langsame Erstarrung setzt natürlich erst nach Abschalten der sehr hohen Heizleistung ein.

Einen Querschnitt des Tiegels mit der erstarrten Schmelze zeigt Abb. 4. Die Schmelze hat den Tiegel in vertikaler Richtung um etwa 50 cm erodiert, und zwar in einer Versuchszeit von nur 8 Minuten. Demgegenüber beträgt die seitliche Erosion nur wenige Zentimeter, so daß das Überwiegen der vertikalen Erosion bei früher Schmelze-Beton-Wechselwirkung besonders deutlich wird. Am Boden der Tiegelkaverne erkennt man den erstarrten Metallregulus, deutlich getrennt von dem überschichteten Oxid, das infolge des eingemischten Silikats aus dem Beton eine glasartige Struktur hat. Bemerkenswert ist, daß der Beton auch in unmittelbarer Nähe der Schmelzfront nahezu ungeändert ist, was sich durch die schlechte Wärmeleitfähigkeit des Beton und die hohe thermische Stabilität seiner Quarzbestandteile erklären läßt.

Abb. 5 zeigt den zeitlichen Verlauf der Tiegelerosion in axialer und radialer Richtung, wie er aus den Versagenszeiten von Tiegelthermoelementen gewonnen wurde. Die praktisch konstante axiale Erosionsrate von 1 mm/s, die für die hohe Heizleistung in der Schmelze charakteristisch ist (Abb. 6), weist auf die gute Stationarität der Versuchsbedingungen. Die wesentlich langsamere radiale Erosion, die bereits früh zum Erliegen kommt, deutet auf einen grundsätzlich anderen Wärmeübergangsmechanismus bei radialem und axialem Schmelzenfortschritt. Tatsächlich läßt sich der Wärmeübergang an den Tiegelboden in Analogie zu bestimmten Siedevorgängen, dem sogenannten Übergangssieden, beschreiben, bei dem trotz der sehr hohen Gasfreisetzung aus dem Beton die Schmelze die Betonoberfläche unmittelbar kontaktiert und damit sehr hohe Wärmeströme überträgt [5].

Aus der effektiven Wärmeübertragung bzw. der hohen Aufschmelzrate des Beton resultiert eine schnelle Abkühlung der Schmelzbadtemperatur auf Werte nahe der Erstarrungstemperatur der Schmelze, trotz der sehr hohen Heizleistung (Abb. 7). Die Messungen belegen eine Abnahme der Badtemperatur vom Einguß auf Werte um die Erstarrungstemperatur des Stahls innerhalb von etwas mehr als 100 s. Die Verwendung der höhengestaffelten Temperaturlanzen zeigt die niedrigere Temperatur der Oxidschmelze.

Die beobachtete schnelle Abkühlung der Schmelze, verbunden mit dem sehr hohen Wärmeübergang nach unten, ist eines der wesentlichen Ergebnisse aus den BETA-Experimenten, das aus den früher durchgeführten transienten Versuchen nicht mit dieser Klarheit zu gewinnen war; auf diesem Verhalten beruhen weitere physikalische Beobachtungen, z.B. die nur schwache Aerosolfreisetzung aus dem Schmelzbad. Die Rechenprogramme zur Schmelze-Beton-Wechselwirkung sagten in ihrer ursprünglichen Form zu hohe Temperaturen und anderes Erosionsverhalten voraus. Mit der Verifizierung durch die BETA-Experimente wurde gerade in diesen Punkten eine sorgfältige und zutreffende Modellierung erzielt.

Die chemische Zusammensetzung der Abgase aus der Schmelze in Versuch VI.8 zeigt Abb.8, gewonnen aus kontinuierlicher Messung des Quadrupol-Massenspektrometers. Die wesentlichen freigesetzten Gase sind, in der Abfolge ihrer molaren Freisetzungsraten, Wasserstoff, Wasserdampf, Kohlenmonoxid und Kohlendioxid. Methan wird nur in sehr geringen Mengen nachgewiesen (typisch < 1 %), andere Kohlenwasserstoffe sind nur in Spuren vorhanden. Während der Versuchsphase mit hoher Leistungseinspeisung bis 8 Minuten dominiert die H₂-

Freisetzung, die in ihrer Höhe dem Leistungsverlauf folgt. Parallel zur H_2 -Entwicklung, doch um fast eine Größenordnung geringer, verläuft die CO-Freisetzung. Dies zeigt, daß für die Entstehung von H_2 und CO der gleiche chemische Prozess verantwortlich ist, nämlich die Reduktion der primär aus dem Beton freigesetzten Gase H_2O und CO_2 durch die oxidierenden Metalle. Wasserdampf und Kohlendioxid im Abgas stammen im wesentlichen aus den oxidbenetzten oberen Tiegelwänden. Sie ändern ihre Rate daher nur wenig und langsam, wenn die schnelle vertikale Erosion des Tiegels mit Abfall der Heizleistung beendet wird. Wie durch Nachrechnung der Versuche mit den Rechenprogrammen bestätigt wird, werden CO_2 und H_2O , die die Metallschmelze "sehen", vollständig zu CO und H_2 reduziert. Dieses führt, übertragen auf den Kernschmelzenunfall zu einer höheren Belastung des Sicherheitsbehälters durch brennbare Gase als bisher angenommen.

Die Gase setzen sich oberhalb der Schmelze in ein thermodynamisches Gleichgewicht, entsprechend einer Gastemperatur von etwa $1000\text{ }^\circ\text{C}$. Durch dieses eingefrorene Gleichgewicht erklärt sich auch, daß Methan in den Abgasen nicht gebildet wird.

Die Aerosolentwicklung aus der Schmelze-Beton Reaktion ist durch eine kurze intensive Aerosolfreisetzung während und unmittelbar nach dem Schmelzeeinguß gekennzeichnet. Sie verdunkelt den Tiegel und ist am Ende des Abgasrohres deutlich als dunkler Rauch zu erkennen. Danach klart die Atmosphäre auf, die Aerosolentwicklung ist sehr gering, und die Abgase brennen am Rohrende als klare Flamme. Das im Abgasrohr positionierte Aerosolphotometer registriert einen entsprechenden Verlauf der Aerosoldichte. Die gemessene Absorption des Photometers kann unter Verwendung der gemessenen Gasfreisetzung in Aerosolmasse je Gasmenge aus dem Beton umgerechnet werden, wobei eine physikalisch begründete und in BETA-Experiment V3.3 überprüfte Annahme über den Zusammenhang zwischen Lichtabsorption und Aerosoldichte zu treffen ist. Damit erhält man, mit gewissen Fehlergrenzen, den in Abb. 9 gegebenen Verlauf der Aerosolmasse je Gasmenge, der deutlich den erwähnten Eingußpeak und dann die niedrigere Aerosolfreisetzung zeigt, die während der Beheizung der Schmelze, bis etwa 9 Minuten, um $0,1\text{ g/Mol}$ liegt. Mit Einsetzen der Erstarrung nimmt die Aerosolrate weiterhin um fast eine Größenordnung ab. Filterproben nach dem Eingußpeak zeigen, daß die Aerosole Kondensationsaerosole der metallischen und silikatischen Komponenten sind.

Experimente mit geringerer Heizleistung, z.B. 1000 kW oder weniger, ergeben stationäre Metalltemperaturen, die der Erstarrungstemperatur entsprechen. Die abwärtsgerichtete Erosionsgeschwindigkeit ist dann, verglichen mit Versuch V1.8, geringer, was durch die Bildung erster instabiler Metallkrusten an der Grenzfläche zum Beton erklärt werden kann. Es dominiert jedoch auch weiterhin die vertikale Erosion.

Eine weitere Reduktion der Heizleistung, wie in BETA-Experiment V2.1 durchgeführt, zeigt besonders deutlich den Einfluß von Erstarrungsvorgängen in der Schmelze. Die Heizleistung in diesem Experiment beträgt nur etwa 120 kW, die über 6000 s aufrecht erhalten wird (Abb. 12). Die Schmelze aus 300 kg Stahl mit 10 % Nickel und 150 kg Oxid (70 % Al_2O_3 , 30 % SiO_2) wurde mit 2000 °C eingegossen und kühlt nach einer kurzen Phase heftiger Schmelzbadbewegung innerhalb von 2 Minuten so weit ab, daß eine gering bewegte Schmelze entsteht. Die Oxidschmelze bildet an der Oberfläche eine dünne rissige Kruste aus, die die aus dem Beton entstehenden und die Schmelze durchströmenden Gase abströmen läßt. Am Boden des Tiegels muß eine gasdurchlässige Metallkruste existieren, deren Dicke sich gerade so einstellt, daß die in der Schmelze freigesetzte Heizleistung abgeführt werden kann. Dies ist die beim Kernschmelzenunfall langfristig existierende Situation.

Abb. 10 zeigt den geschnittenen Tiegel aus diesem Experiment. Man erkennt eine Vergleichmäßigung von radialer und axialer Erosion, da die metallischen Krusten den Wärmeübergang nach unten behindern und die Schmelze daher in die Seite drängt. Am Tiegelboden erkennt man wiederum den Metallregulus, überschichtet von der stark silikathaltigen, d.h. glasartigen Schmelze.

Abb. 11 zeigt die Tiegelerosion aus dem Versagen der Thermoelemente im Beton-tiegel. Die vertikale Erosion über 350 mm geschieht mit nahezu gleichmäßiger Geschwindigkeit von etwa 0,06 mm/s, die horizontale Tiegelerosion, hier gemessen etwa in Höhe des ursprünglichen Tiegelbodens, endet nach 100 mm, schreitet aber weiter unten im Tiegel noch fort. Die Metalltemperatur ist die Erstarrungstemperatur von Stahl, die Oxidtemperatur liegt noch 100 K bis 200 K niedriger.

Für die Bewertung des Kernschmelzenunfalls besonders wichtig ist die in diesem wie auch in weiteren Experimenten beobachtete Tatsache, daß die sich bildenden Krusten gasdurchlässig bleiben und damit ein Abströmen der Gase

durch die teilerstarrte Schmelze ermöglichen. Dadurch bleibt der Wärmeübergang aus der Schmelze wegen des effektiven Mechanismus der gasgetriebenen Konvektion hoch, und die Temperaturen der Schmelzen bleiben niedrig, in der Nähe der Erstarrungstemperaturen des Stahls respektive der Schmelztemperatur des Beton. Diese Beobachtung schließt ein früher diskutiertes Wiederansteigen der Temperatur der Oxidphase aus.

Die Gasanalyse in Abb. 13 zeigt für die stationäre Versuchsphase eine ähnliche Abgaszusammensetzung wie in Versuch V1.8, jedoch natürlich mit einer um mehr als eine Größenordnung reduzierten Produktionsrate. Wichtig im Hinblick auf den Reaktorfall ist die Beobachtung, daß die Bildung brennbarer Gase anhält, da die Metallschmelze weiterhin von reaktionsfähigen Gasen durchströmt wird.

Die Aerosolentwicklung ist nach einem kurzen Eingußpeak wiederum sehr gering. Die auf die Gasfreisetzung bezogene Aerosolmasse liegt zunächst, ähnlich wie in V1.8, bei 0,1 g/Mol Gas aus dem Beton, sinkt aber nach 50 Minuten, bei ungeänderter Heizleistung, deutlich ab (Abb. 14).

Die bisher diskutierten Ergebnisse beziehen sich auf silikatischen Reaktorbeton, wie er bei deutschen Leichtwasserreaktoren verwendet ist. Da z.B. in USA auch Betonsorten auf Kalksteinbasis eingesetzt sind, bestand Interesse an der Untersuchung auch solcher Betontiegel, in Ergänzung zu existierenden amerikanischen Untersuchungen /6/.

Abb. 15 zeigt den geschnittenen Betontiegel aus BETA-Experiment V3.2, der nach amerikanischen Spezifikationen aus reinem Kalkstein gefertigt ist. Der Tiegel weist im zentralen Bereich der Schmelze eine große Menge grauen, sehr feinen Staubes auf. Dies steht im Gegensatz zu den Silikat-Experimenten, bei denen die Oxidschmelze stets als fester Regulus erstarrt war. Zuschlagsteine in der schmelzennahen Zone im Beton sind teilweise infolge Einwirkung der hohen Temperatur durch den Kalkbrennprozeß zu weißen, sehr weichen Steinen (CaO) umgewandelt worden. Der Tiegel weist auch im oberen Bereich deutlichen Abtrag durch großflächiges Abplatzen von Beton (spalling) auf. Die seitliche Erosion im zentralen Tiegel ist wesentlich stärker als bei vergleichbaren Experimenten mit Silikatbeton.

Der auffälligste Unterschied ist jedoch die Freisetzung eines dichten weißen

Aerosols, typische Korngröße $1 \mu\text{m}$, mit dem Abgas während des Versuchs, die so stark ist, daß sie die Tiegelkamera abdunkelt und das Aerosolmess-System übersteuert (Abb. 16). Als untere Grenze der lokalen Aerosolkonzentration im Abgasrohr wurden 5 g/m^3 abgeschätzt; dem entspricht eine Aerosolrate von mindestens $1,2 \text{ g/mol}$ Gas aus der Betonzersetzung. Die Aerosolfreisetzung hält auch lange nach Abschalten der Heizung auch bei erstarrter Schmelze an, reduziert sich jedoch, so daß die Aerosolmessung wieder Meßwerte liefert. Nach dem Versuch werden Ablagerungen des weißen Aerosols in Tiegel, Tiegelhaube und Abgasrohr gefunden. Die Analyse des Aerosols zeigt Kalzium-Kristalle mit Spuren von Na und K. Die Anwesenheit von Quarzsand im Kalksteinbeton reduziert die Aerosolfreisetzung erheblich, wie die Experimente V3.1 und V3.3 zeigen.

Diese bisher nicht beschriebene Aerosolentwicklung wird dem Prozeß des Kalkbrennens zugeschrieben. Das bereits bei Temperaturen um $1000 \text{ }^\circ\text{C}$ entstehende CaO ist sehr weich und kann als pulverisiertes, aber nicht notwendigerweise erschmolzenes Material in den Gasstrom aus der Betonzersetzung eingetragen werden. Aus der Kalkbrennindustrie ist dieser Vorgang bekannt.

Der Prozeß des Kalkbrennens ist auch für die Betonzersetzung wichtig. Das dabei entstehende Kohlendioxid findet sich in hohem Maße in der BETA-Abgasanalyse entweder als CO_2 oder, nach Reduktion durch das Metall, als CO (Abb. 17). Daher ist die Gasfreisetzung bei dieser Betonsorte erheblich höher, mit der Folge einer schnelleren Zunahme der Gasmengen im Sicherheitsbehälter.

4. Zusammenfassung und Ausblick

Die BETA-Experimente wurden von den entsprechenden Rechencodes zur Verifizierung verwendet. Durch die enge Kopplung zwischen Experiment, blinder und qualifizierter Nachrechnung durch die Codes ist heute sowohl eine detaillierte Analyse der BETA-Experimente wie auch, über Anwendung der Rechenprogramme, deren Übertragung auf den Reaktorunfall möglich, wie im Vortrag von M. Reimann dargelegt wird /5/.

Für den in deutschen Reaktoranlagen verwendeten silikatischen Beton lassen sich aus den BETA-Experimenten die folgenden wesentlichen Punkte zusammenfassen:

- Die BETA-Experimente simulieren die wesentlichen Phänomene der Schmelze-Beton-Wechselwirkung unter realistischen Bedingungen.
- Die anfänglich hohen Temperaturen der Schmelze nehmen, auch bei hoher Wärmefreisetzung im Schmelzbad, sehr schnell bis auf Erstarrungstemperatur ab. Dabei dominiert die schnelle vertikale Erosion des Betons.
- Mit Einsetzen der Krustenbildung setzt eine wesentliche Verlangsamung und eine Vergleichmäßigung von axialer und radialer Erosion ein. Krusten und Reguli bleiben gasdurchlässig, das Schmelzbad bleibt "gasgerührt".
- Die Aerosolfreisetzung aus der Schmelze-Beton-Reaktion ist sehr gering.
- Die Gase aus dem Beton reagieren mit der metallischen Phase der Schmelze. Die Wasserstoff-Freisetzung ist auch bei niedrigen Temperaturen nach Bildung von Krusten von Bedeutung.

Die BETA-Ergebnisse bestätigen bisherige globale Aussagen zum Ablauf des Kernschmelzenunfalls. Sie machen jedoch eine Neubewertung der Wasserstoffproblematik notwendig, da mit einer höheren H_2 -Konzentration im Sicherheitsbehälter zu rechnen ist. Bei Beherrschung des Wasserstoffproblems kann die Containment-Integrität über 4 bis 5 Tage aufrecht erhalten werden, oder sogar durch Einleiten bestimmter Maßnahmen das Containmentversagen ganz ausgeschlossen werden.

Planung und Erstellung der BETA-Versuchsanlage wurden von der Hauptabteilung Ingenieurtechnik des KfK durchgeführt. Allen an BETA beteiligten Arbeitsgruppen innerhalb und außerhalb des Kernforschungszentrums sei für ihren erfolgreichen Einsatz gedankt. Besonderer Dank gilt den verantwortlichen Experimentatoren S. Hagen, IT, H. Ruhmann, KWU-Erlangen, W. Schöck, LAF 1, A. Skokan, IMF 1, M. Oehmann, KTB, und ihren Mitarbeitern, die in kooperativer und engagierter Weise in den vergangenen 2 Jahren zum Erfolg der Experimente beigetragen haben. Nicht unerwähnt bleiben darf auch das große Engagement von J.P. Hosemann in der PNS-Projektleitung, der die forschungspolitischen, organisatorischen und fachlichen Voraussetzungen geschaffen hat, um diese Arbeiten in so kurzer Zeit durchführen zu können.

Literatur

- /1/ J.P. Hosemann et al., unveröffentlicher Bericht des KfK, 1979

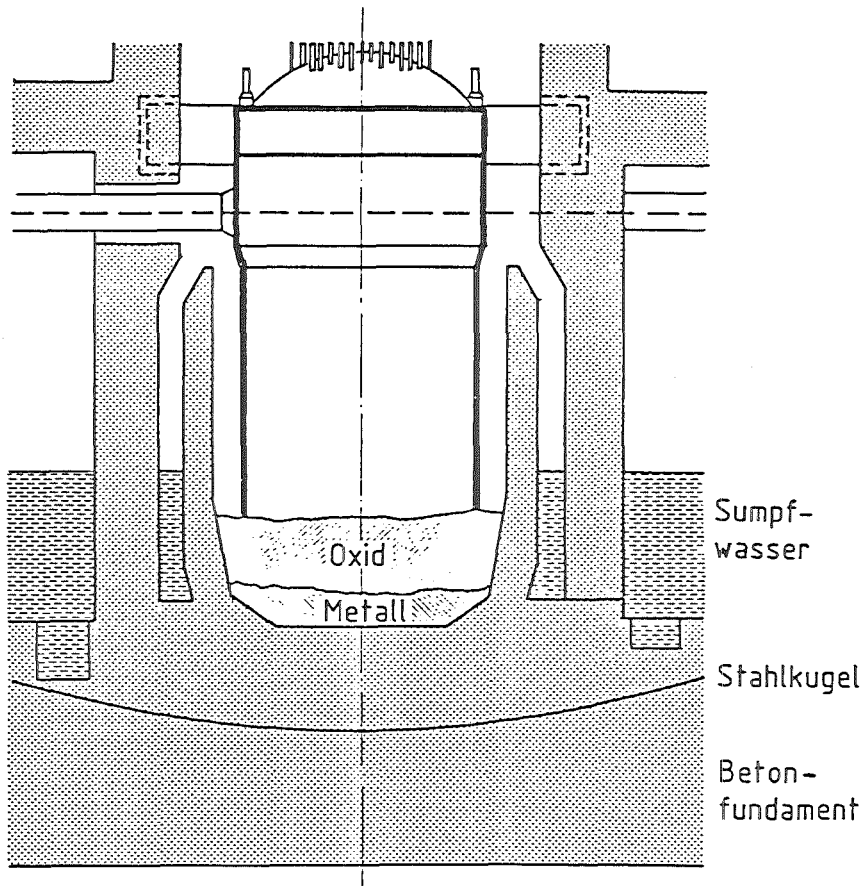
- /2/ W. Braun, K. Hassmann, H.-H. Hennies, J.P. Hosemann, "The Reactor Containment of Standard-Design German Pressurized Water Reactors", Nucl. Technol. 72, 268 (1986)

- /3/ H. Alsmeyer, M. Peehs, D. Perinic, "Untersuchung der Wechselwirkung einer Kernschmelze mit Beton in der BETA-Versuchsanlage", PNS-Jahreskolloquium 1982, KfK 3470

- /4/ H. Albrecht, H. Wild, "Behavior of I, Cs, Te, Ba, Ag, In and Cd during Release from Overheated PWR Cores", Proc. Int. Mtg. Light Water Reactor Severe Accident Evaluation, Cambridge, Ma (1983)

- /5/ M. Reimann, "Verifizierung des WECHSL-Codes zur Schmelze Beton Wechselwirkung und Anwendung auf den Kernschmelzenunfall".PNS Abschlußkolloquium 1986

- /6/ J.E. Gronager et al., "TURC 1: Large Scale Metallic Melt-Concrete Interaction Experiments and Analysis", NUREG/CR-4420, SAND85-0707

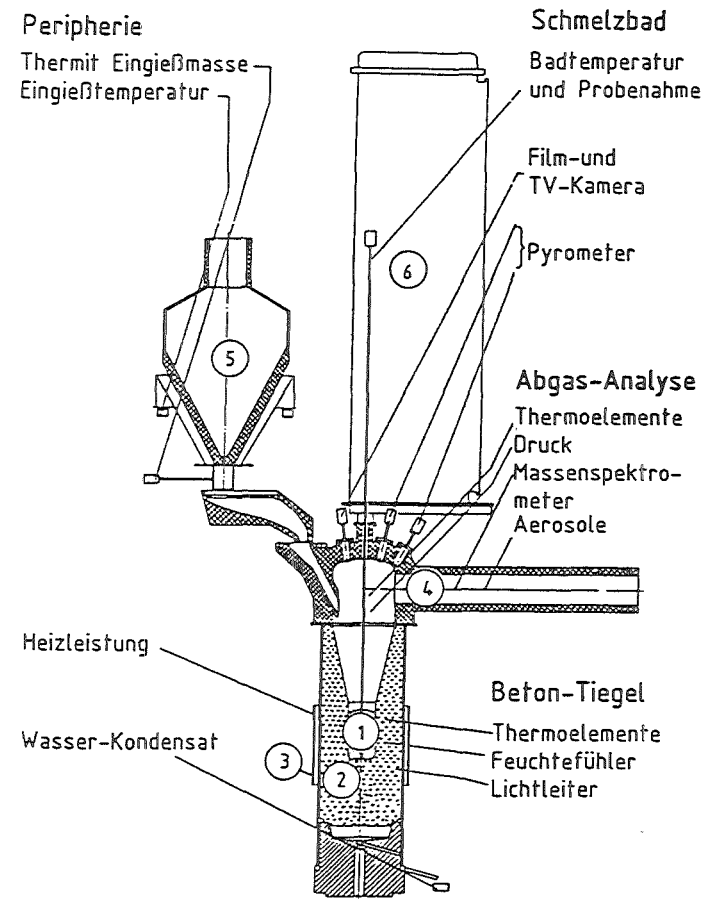


Oxidschmelze: $103 \text{ t UO}_2 + 25 \text{ t ZrO}_2 = 128 \text{ t Oxid}$

Metallschmelze: $53 \text{ t Fe} + 12 \text{ t Zr} + 11 \text{ t Cr} + 6,4 \text{ t Ni}$
 $= 82,4 \text{ t Metall}$

Anfangstemperatur der Schmelze $2400 \text{ }^\circ\text{C}$

Abb. 1: Ausgangssituation der Schmelze-Beton-Wechselwirkung (ND-Pfad)



- | | |
|-------------------|--------------------------|
| ① Schmelze | ④ Abgas-System |
| ② Betontiegel | ⑤ Thermit-Reaktionstank |
| ③ Induktionsspule | ⑥ Behälter für Meßsonden |

Abb. 2: Prinzipskizze der BETA-Versuchsanlage

Experiment	Schmelze	Leistung/kW	Bemerkungen
V0.1	Eisen	0) Test der) Anlage)
V0.2	Eisen	400	
V0.3	Eisen + Oxid	1700	
V1.1	Eisen	gepulst	Einguß versagt Lorentz-Kräfte
V1.2	Eisen + Oxid	gepulst	
V1.3	Stahl + Oxid	1000	transient keine Dispersion (CaO) CaO zugesetzt
V1.4	Stahl	0	
V1.5	Stahl	450	
V1.6	Stahl + Oxid	1000	
V1.7	Stahl + Oxid	1700	
V1.8	Stahl + Oxid	1900	
V1.9	Stahl + Oxid	400-200	
V2.1	Stahl + Oxid	120-150	CaO zugesetzt CaO zugesetzt
V2.2	Stahl + Oxid	50- 90	
V2.3	Stahl + Oxid	240	
V3.1	Stahl + Oxid	1700-2500	US Kalkstein/Quarzsand, Heizung nur vom 0-66 s US Kalkstein, 30 Min. US Kalkstein/Quarzsand, 60 Min. Beheizung
V3.2	Stahl + Oxid	400->1000	
V3.3	Stahl + Oxid	400-600	
V4.1	Stahl + Oxid	1000-300	600 mm Kavernendurchmesser, 550 kg Stahl, 300 kg Oxid mit CaO



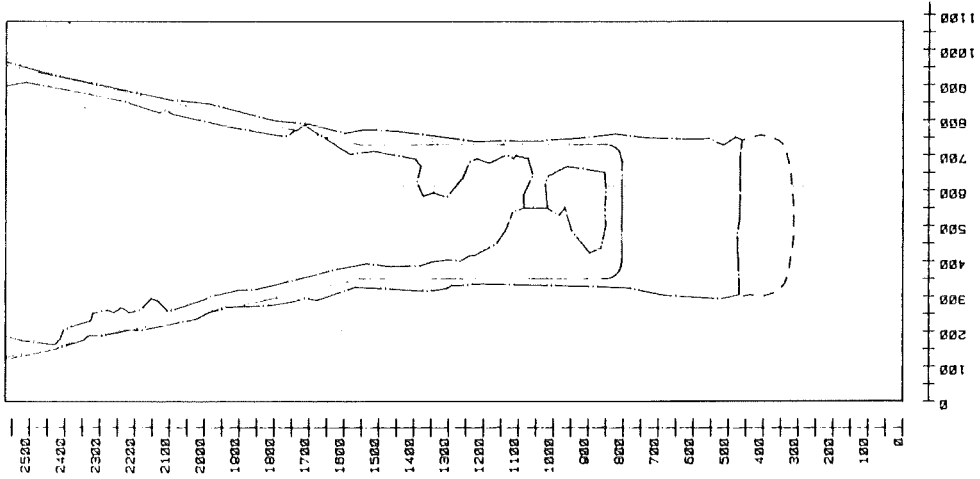
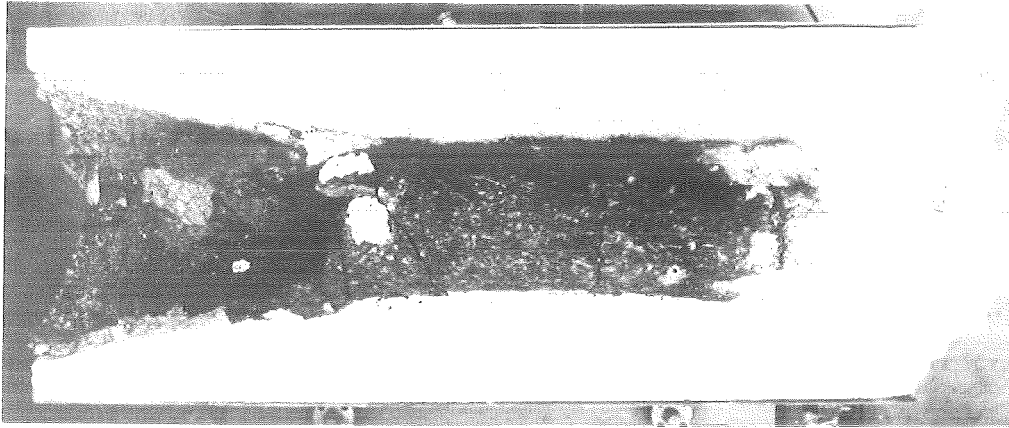


Abb. 4: Tiegelschnitt und Kavernenform aus BETA V1.8

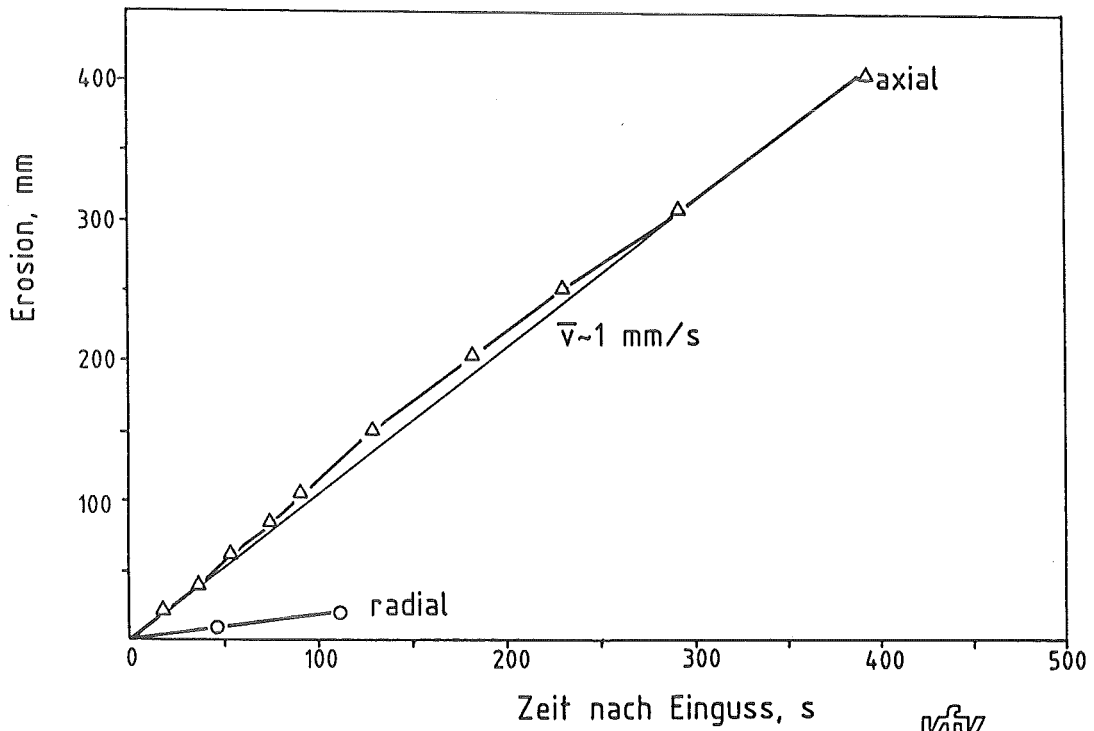


Abb. 5: BETA Experiment V 1.8, Tiegelerosion



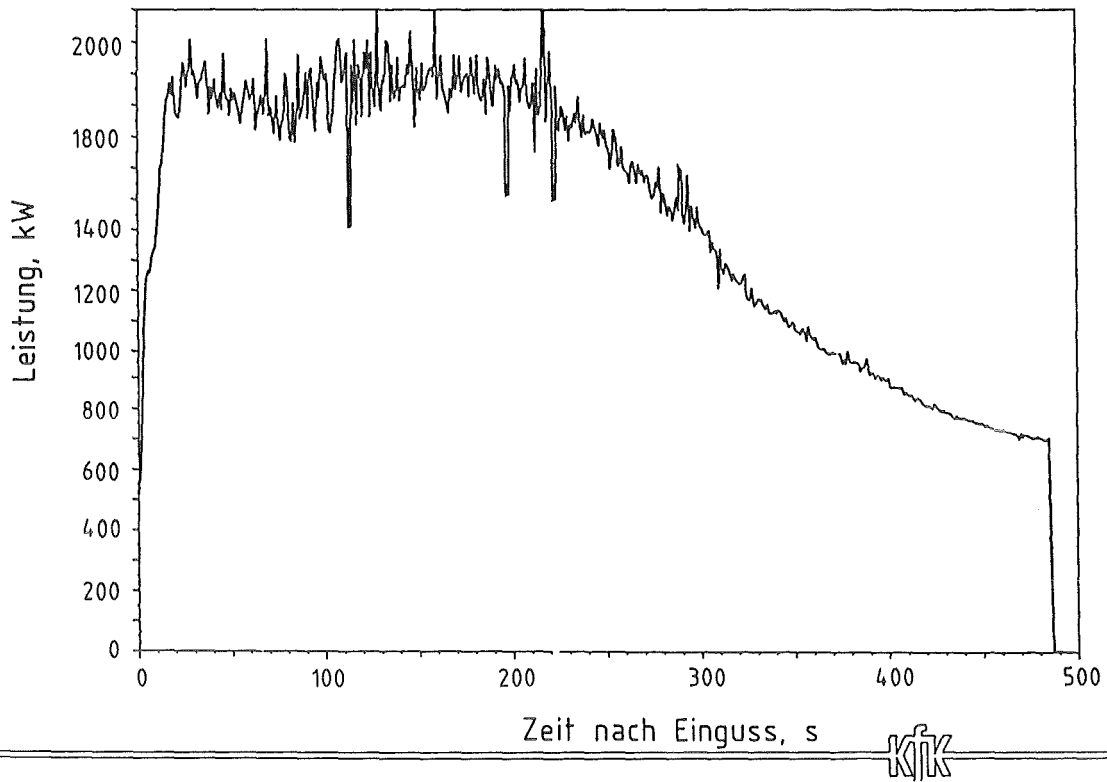


Abb. 6: BETA Experiment V 1.8, Schmelzbadleistung

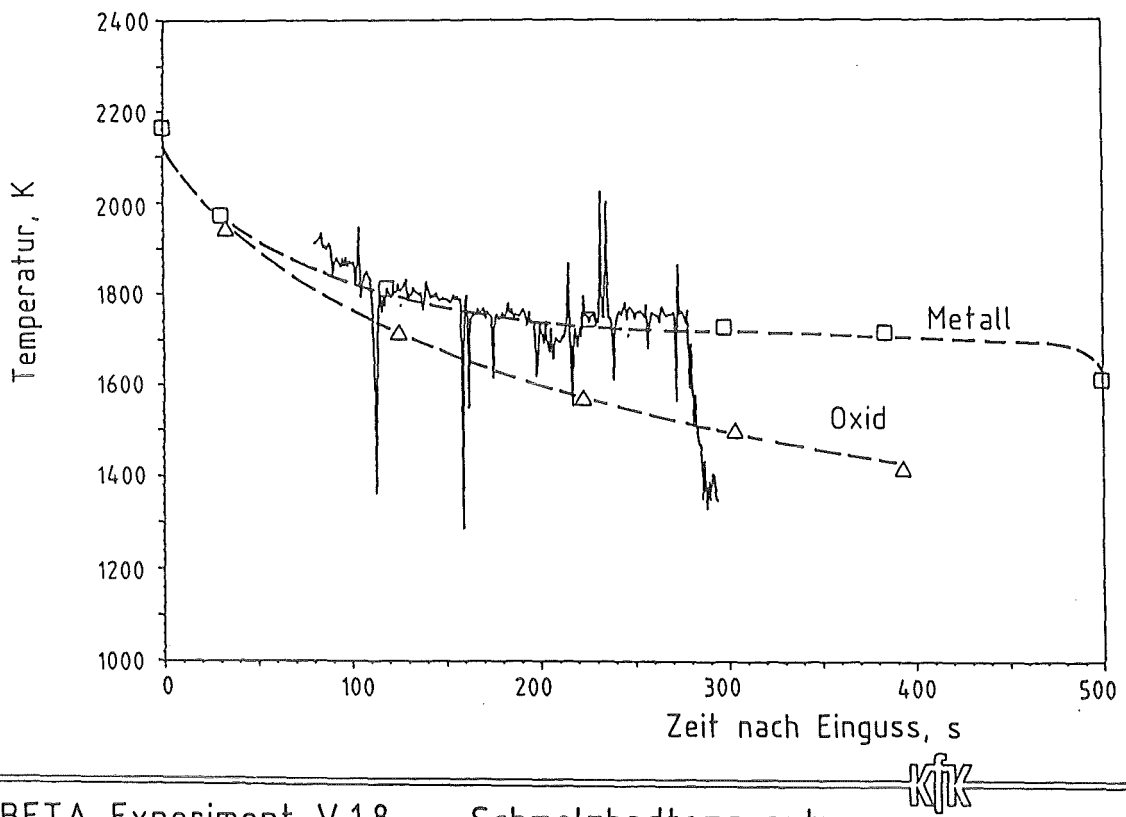


Abb. 7: BETA Experiment V 1.8 Schmelzbadtemperatur

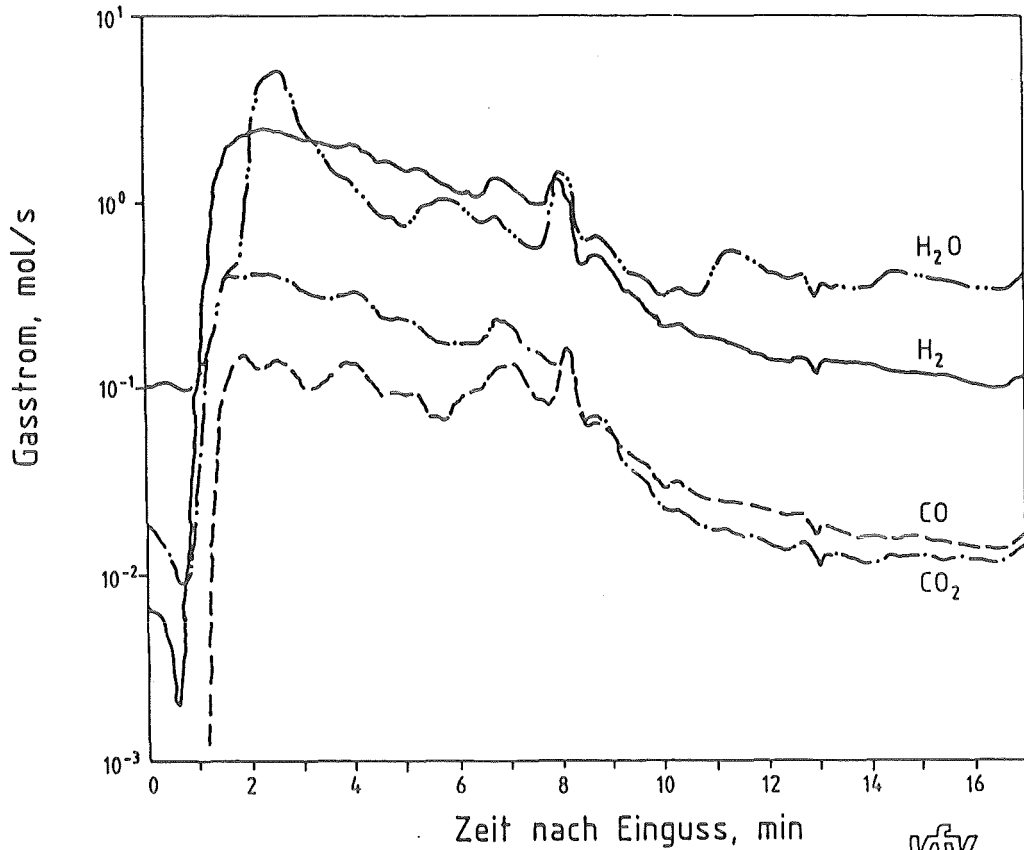


Abb.8: BETA Experiment V 1.8, Gasfreisetzung

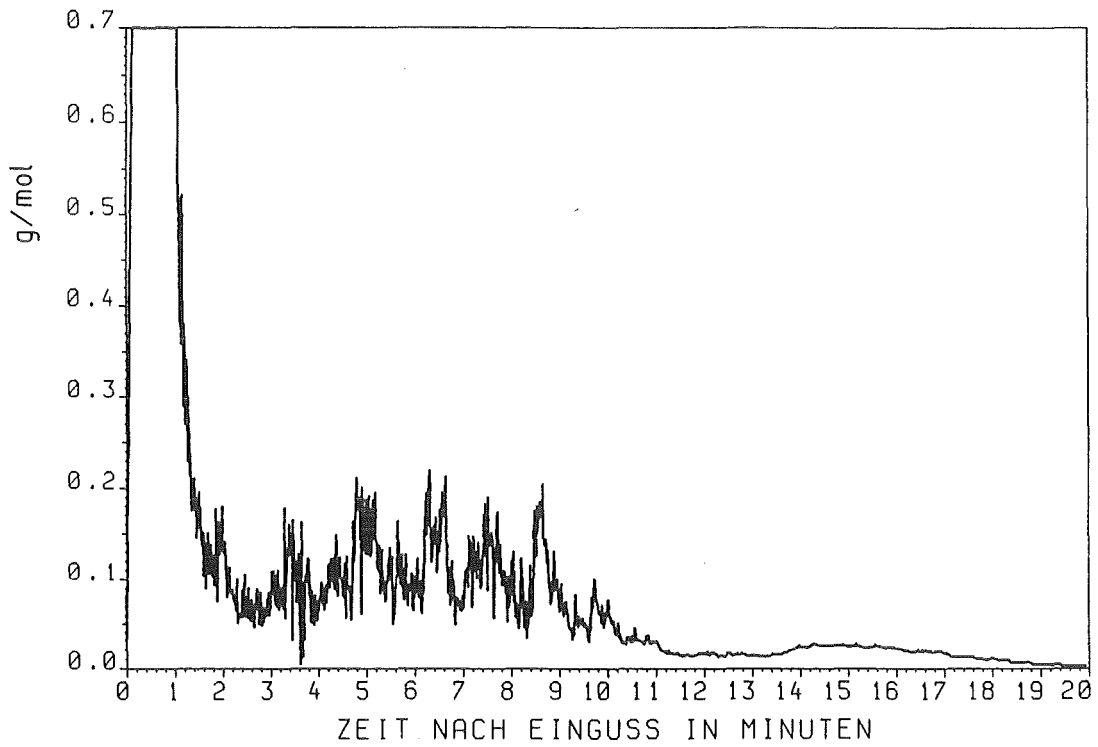


ABB. 9 BETA V1.8: AEROSOLFREISETZUNG MIT DEM ABGAS
Aerosolmasse/Mol Abgas aus der Betonzersetzung (Faktor 2 Unsicherheit)

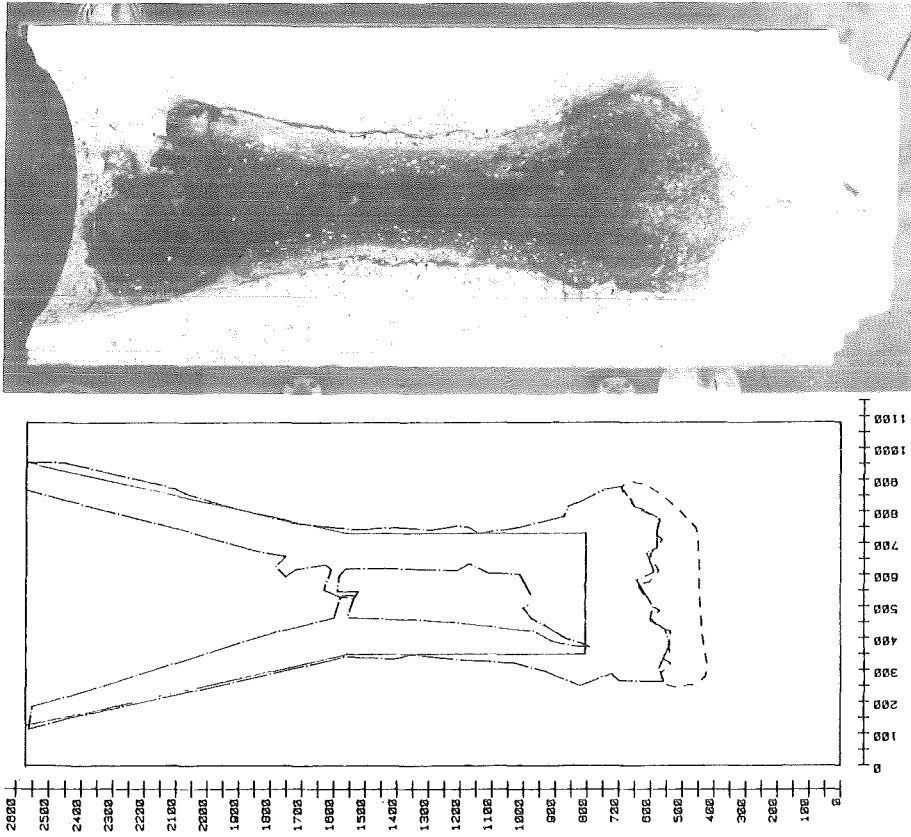


Abb. 10: Tiegelschnitt und Kavernenform aus BETA V2.1

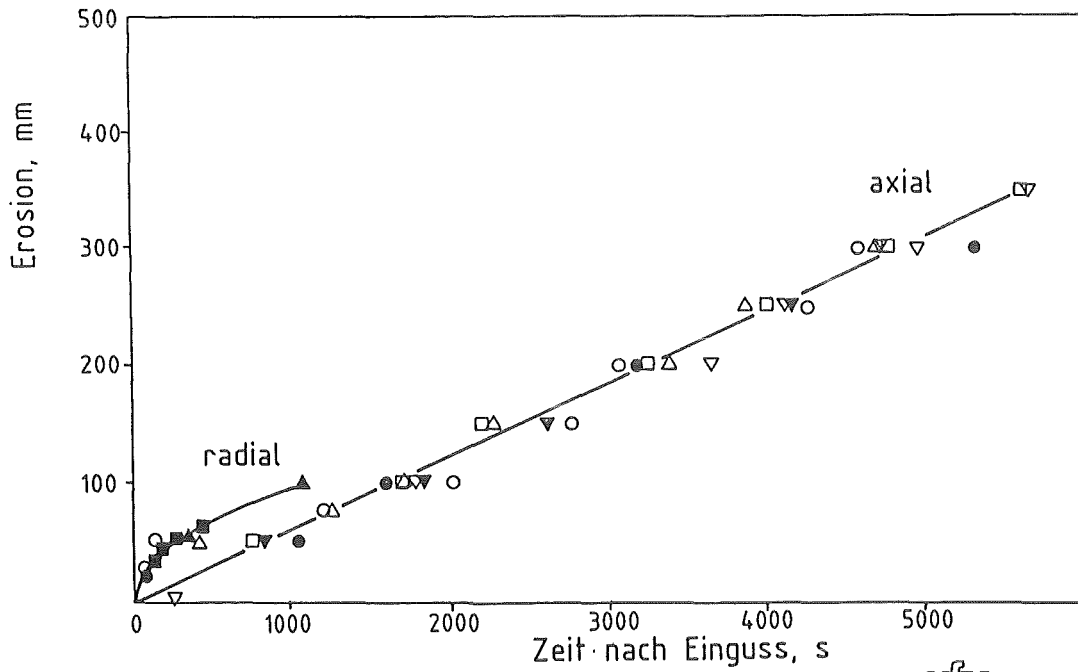


Abb. 11: BETA Experiment V 2.1, Tiegelerosion

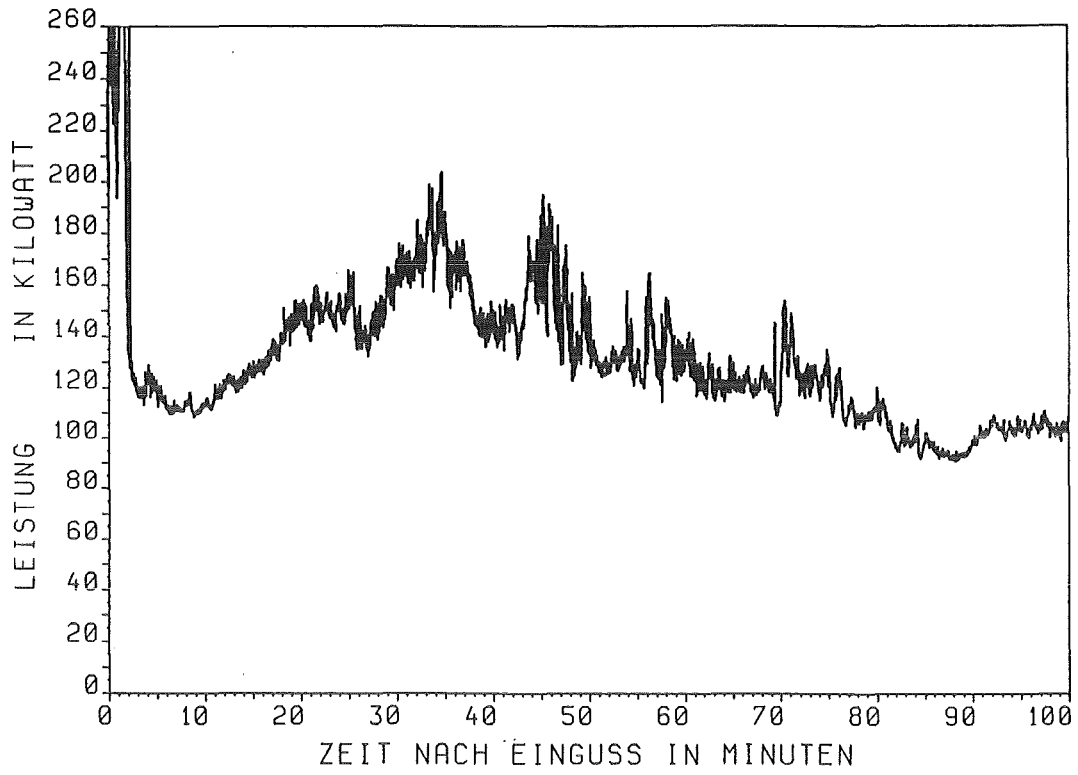


ABB. 12 BETA EXPERIMENT V2.1: SCHMELZBADLEISTUNG

KJK

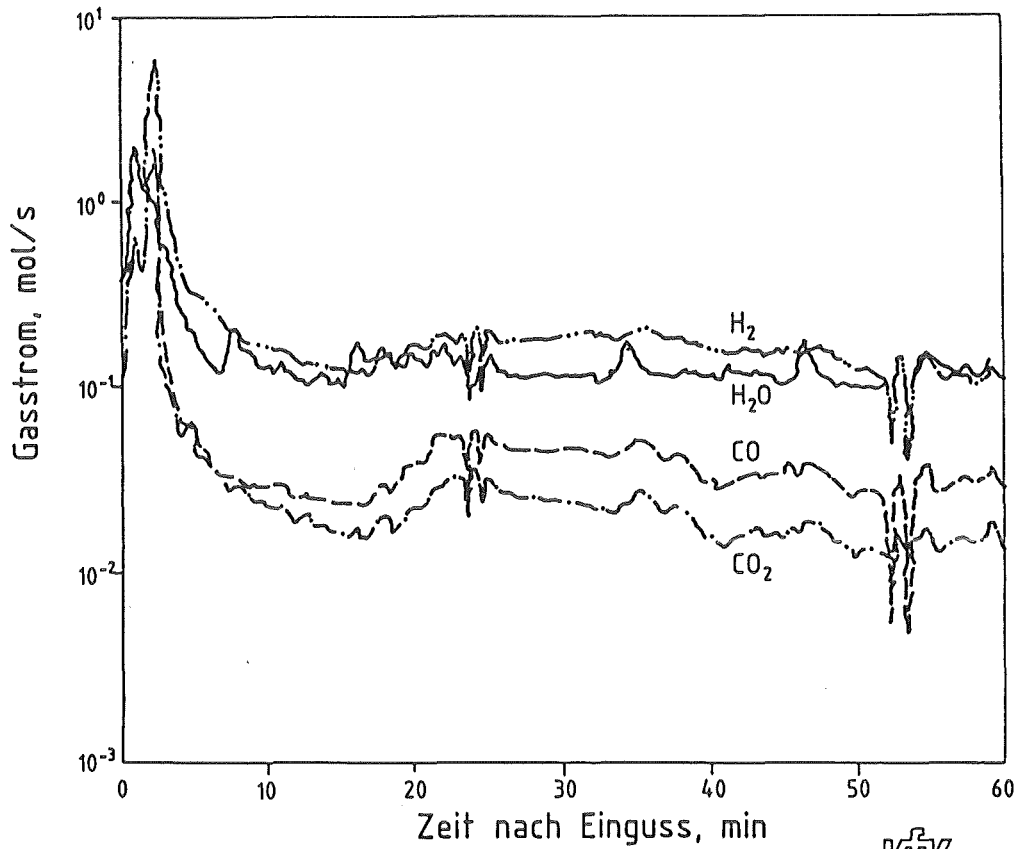


Abb. 13: BETA Experiment V 2.1, Gasfreisetzung

KJK

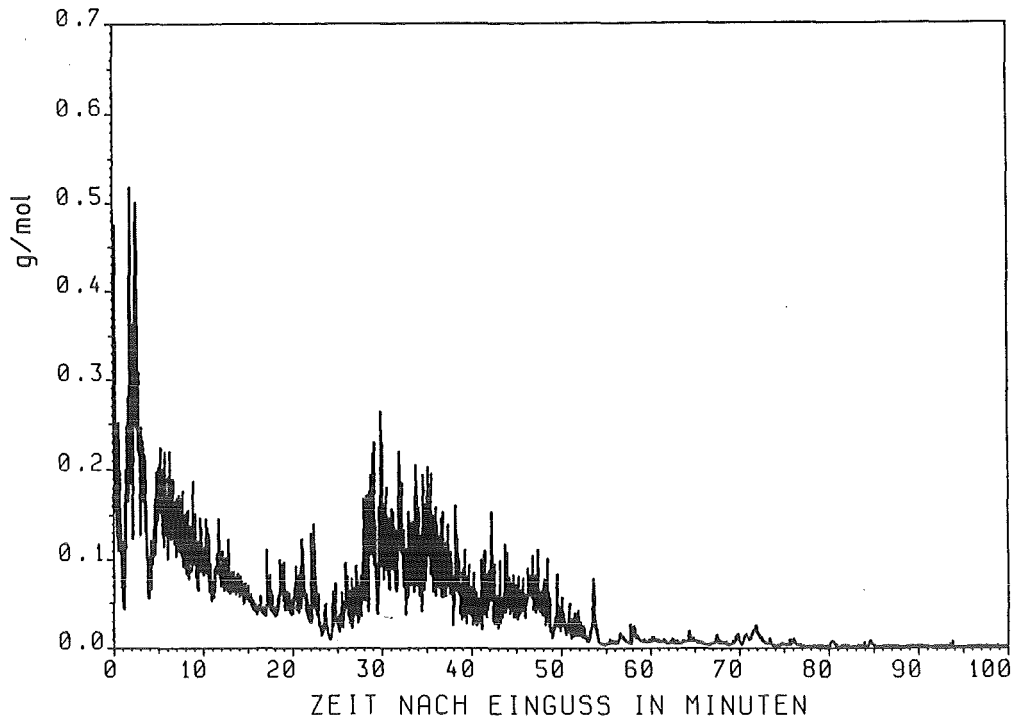


ABB 14 BETA V2.1: AEROSOLFREISETZUNG MIT DEM ABGAS
Aerosolmasse/Mol Abgas aus der Betonzersetzung (Faktor 2 Unsicherheit)

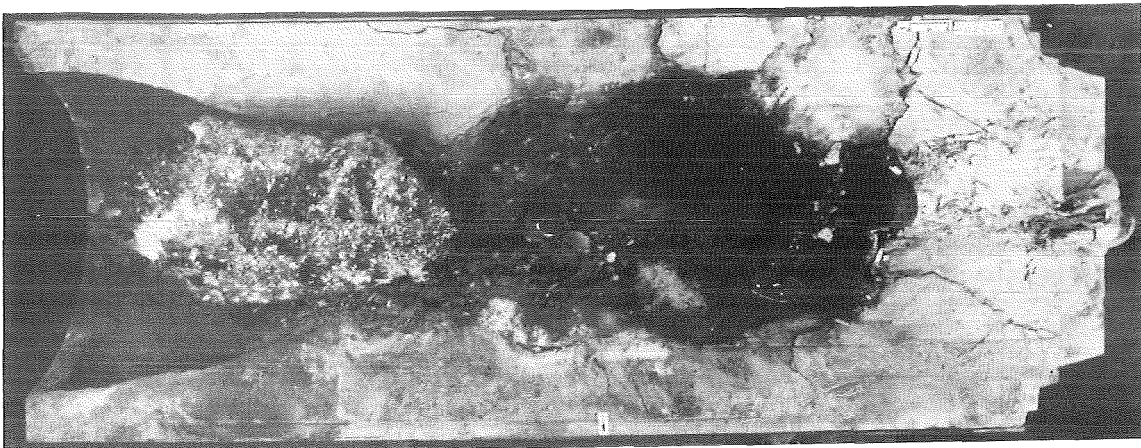
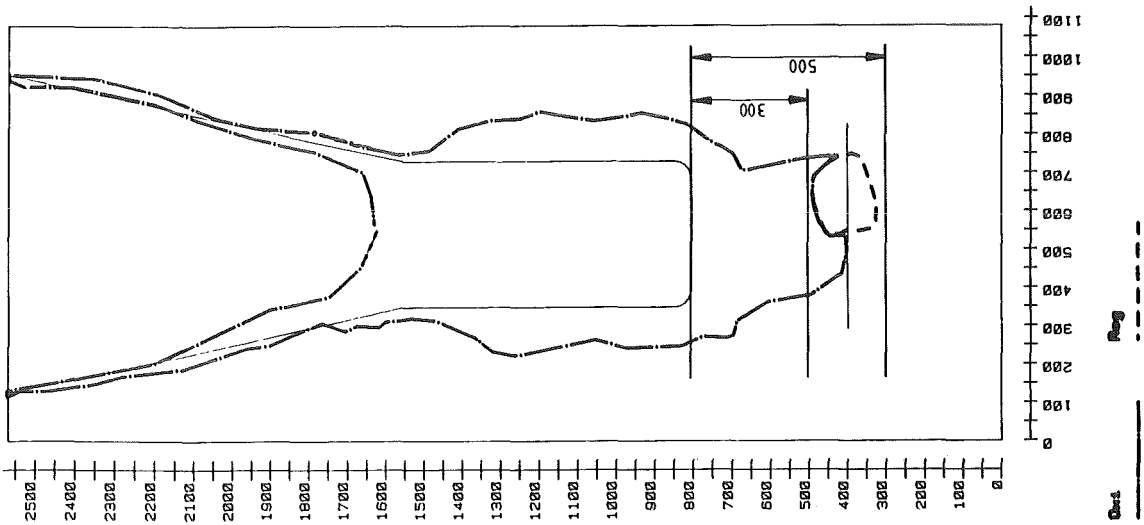


Abb. 15: Tiegelschnitt und Kavernenform aus BETA V3.2
(Kalkstein-Beton)

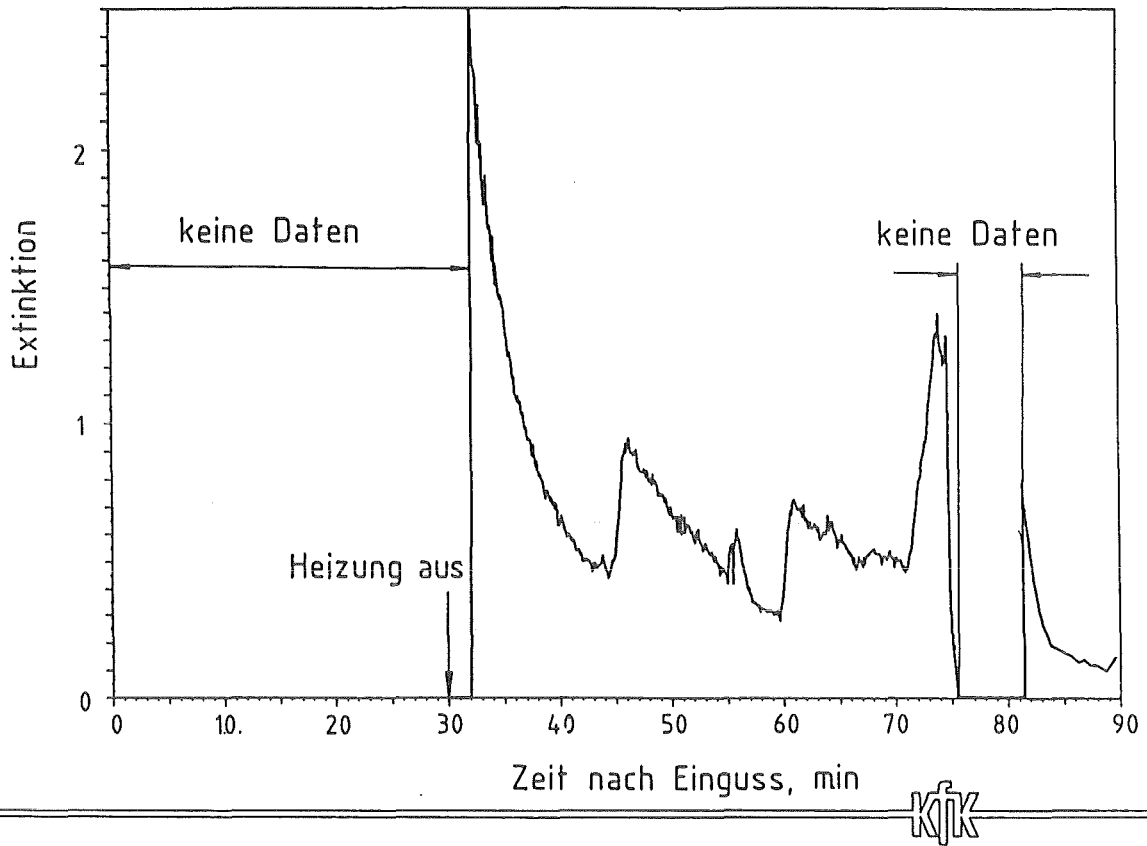


Abb. 16: BETA Experiment V 3.2, Aerosolmessung mit Photometer

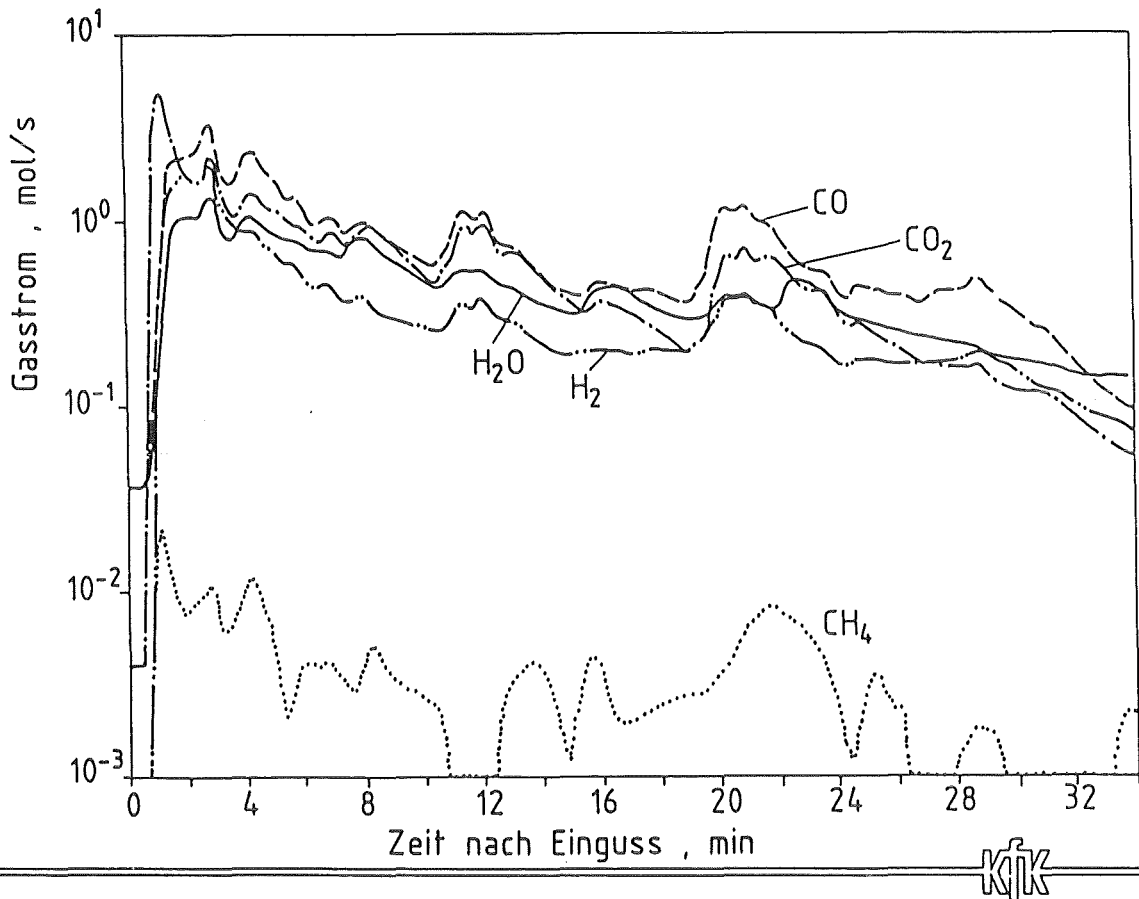


Abb. 17: BETA Experiment V 3.2, Gasfreisetzung

PROJEKT NUKLEARE SICHERHEIT

ABSCHLUSSKOLLOQUIUM 1986

VERIFIZIERUNG DES WECHSL-CODES ZUR SCHMELZE
BETON-WECHSELWIRKUNG UND ANWENDUNG
AUF DEN KERNSCHMELZUNFALL

M. REIMANN

KERNFORSCHUNGSZENTRUM KARLSRUHE
PROJEKT NUKLEARE SICHERHEIT

1. Einleitung

Im Rahmen des vom BMFT geförderten Projekts Kernschmelzen als Teil des Forschungsprogramms "Reaktorsicherheit" erkannte man im Projekt Nukleare Sicherheit frühzeitig die Bedeutung der 4. Phase eines Kernschmelzenunfalls, d. i. die Wechselwirkung einer Kernschmelze mit dem Betonfundament des Reaktorgebäudes, für die langfristige Integrität des Sicherheitbehälters. Mit der Zielsetzung, die Folgen eines Kernschmelzenunfalls quantifizieren zu können, wurde im Jahr 1975 in den USA und in der BR Deutschland damit begonnen, Rechencodes zur Wechselwirkung einer Kernschmelze mit dem Beton zu entwickeln. Auf der Basis einer bei den Sandia Laboratories in Albuquerque, N. M. entwickelten Vorstufe eines solchen Codes, des INTER-Codes, wurde hier in Karlsruhe im Jahr 1977 mit der Entwicklung des WECHSL-Codes /1,2/ unter Mitarbeit von W. B. Murfin, dem damaligen Delegierten der USNRC bei KfK und dem Autor des INTER-Codes, begonnen. Parallel dazu wurden bei der Kraftwerk Union in Erlangen die Rechencodes BETZ und später KAVERN entwickelt. Diese Parallelität war zunächst gerechtfertigt, da zum damaligen Zeitpunkt noch recht unterschiedliche Vorstellungen über physikalische Einzelphänomene bestanden. Nicht zuletzt durch die Ergebnisse des BETA-Versuchsprogramms /3/ konvergierten die Code-Entwicklungen, so daß im vergangenen Jahr der Entschluß gefaßt wurde, einen deutschen Referenz-Code auf der Basis des WECHSL-Codes zu erstellen, wobei insbesondere zum Langzeitverhalten der Kernschmelze im Betonfundament Modellierungen aus dem KAVERN-Code einfließen. Zur Zeit werden diese Arbeiten unter Mitarbeit von W. Schwarzott abgeschlossen, der von der Kraftwerk Union nach Karlsruhe delegiert wurde. Der WECHSL-Code soll auch in Frankreich angewendet werden. Zur Mitarbeit und zur Übernahme des WECHSL-Codes wurde von der

CEA in Fonteney-aux-Roses G. Cenerino nach Karlsruhe delegiert, der in den vergangenen 1 1/2 Jahren an der Code-Entwicklung mitwirkte.

Im Jahr 1978 nahm man bei den Sandia Laboratories die Entwicklung des CORCON-Codes auf. Während der Durchführung der BETA-Versuche in den Jahren 1984 und 1985 delegierte die USNRC R. C. Cole, der für die CORCON-Entwicklung verantwortlich war, nach Karlsruhe, um auch CORCON mit den BETA-Experimenten zu verifizieren /4/. So stehen heute international mit WECHSL und CORCON Mod. 2+ zwei Rechencodes zur Verfügung, die bei weitgehend übereinstimmender physikalischer Modellierung in der Lage sind, die BETA-Versuche mit befriedigender Genauigkeit nachzurechnen.

2. Modellierungen im WECHSL-Code

Als man vor etwa 12 Jahren mit den Untersuchungen begann, war es zunächst unklar, auf welche Art Beton durch eine heiße Schmelze angegriffen wird, d. h., ob die Betonzerstörung durch chemisch-physikalische Auflösungsprozesse, durch mechanische Spannungszustände, die ein Abplatzen von Betonschichten während der Aufheizung des Betons bewirken, oder durch rein thermisch bedingte Abschmelz- und Zersetzungsprozesse bewirkt wird. Zur Beantwortung dieser Frage wurden bei der Kraftwerk Union in Erlangen sowohl Versuche mit Corium in kleinen Versuchstiegeln als auch Versuche, bei denen ein Betonkörper mit einem Plasmastrahl thermisch hoch belastet wurde, durchgeführt. Mit Hilfe dieser Versuche wurde rasch klar, daß die Betonzerstörung durch rein thermische Effekte, d. h. durch Wärmeleitung, thermisch bedingte Dissoziation von Kalziumhydroxid unter Wasserdampfenspaltung und Dissoziation von Kalziumkarbonat unter Abgabe von Kohlendioxidgas sowie durch Ab-

schmelzprozesse an der Betonoberfläche bewirkt wird. Bedingt durch die schlechte Wärmeleitfähigkeit des Betons ist die Eindringtiefe der Temperaturfront bei der Betonzerstörung gering (in der Größenordnung von nur 1 bis 2 cm), und zwar umso geringer, je größer der auf die Betonoberfläche aufgeprägte Wärmestrom ist. Dieses Verhalten konnte auch bei den BETA-Versuchen, bei denen Thermoelemente in den Beton eingegossen waren, festgestellt werden. Nähert sich die Schmelzfront einem solchen Thermoelement, so zeigt dieses zunächst Umgebungstemperatur an. Erst kurz vor dem Eintreffen der Schmelzfront schießt die Meßanzeige steil hoch und das Thermoelement wird durch die Schmelze zerstört. Weiträumiger Aufbau eines Temperaturfeldes in der Betonstruktur erfolgt erst, wenn die aufgeprägte Wärmestromdichte so gering ist, daß die Betonoberflächentemperatur unter die Aufschmelztemperatur absinkt und folglich die Schmelzfront zum Stillstand kommt.

Aus den Plasmaversuchen ergab sich bei konstanter aufgeprägter Wärmestromdichte nach einem kurzen instationären Anlaufvorgang stets eine konstante Abschmelzgeschwindigkeit. Durch eine theoretische Analyse der Wärmeleitung mit Abschmelzen können quasi-stationäre Temperaturprofile ermittelt werden, die mit der Fortschrittsgeschwindigkeit der Schmelzfront in den Beton eindringen. Die Auswertung auf der Basis dieses quasi-stationären Konzepts ergab einen linearen Zusammenhang zwischen der auf die Betonoberfläche aufgeprägten Wärmestromdichte und der Abschmelzgeschwindigkeit unter Definition einer betonspezifischen Zustandsgröße, der volumetrischen Betonzerstörungsenthalpie. Diese Zustandsgröße wurde sowohl durch die Plasmaversuche als auch durch kalorimetrische Messungen für Betone mit silikatischem bzw. karbonatischem Zuschlagsgestein bestimmt /5/.

Danach war die Frage zu klären, welches die Mechanismen sind, die den Wärmetransport von der Schmelze an die Betonoberfläche bewerkstelligen. Bei der Betonzersetzung werden Wasserdampf und Kohlendioxid freigesetzt. Somit gibt die abschmelzende Betonoberfläche große Volumenströme von Gasen ab, die die Volumenströme der abschmelzenden flüssigen Betonzersetzungsprodukte (z. B. SiO_2 , CaO , Al_2O_3) um Größenordnungen überwiegen. Experimente mit Simulationsmaterialien, z. B. mit absublimierenden Trockeneisplatten in einem Wasserbad (Abb. 1), zeigen eine Analogie zu Siedevorgängen. Deshalb wurden, basierend auf derartigen Modellversuchen, Wärmeübergangsmodelle entwickelt, und zwar bei KfK ein Filmmodell (Abb. 2a) /6, 7/ und bei der TU Hannover ein Einzelblasenmodell (Abb. 2b) /8/. Beim Filmmodell existiert zwischen Schmelze und Betonwand ein geschlossener Gasfilm, wobei bei horizontalen und schwach geneigten Oberflächen eine zellförmige Filmstruktur mit ablösenden Gasblasen vorhanden ist, während bei zunehmender Neigung der Oberfläche ein zunächst laminar und nach einer gewissen Lauflänge turbulent abströmender kontinuierlicher Gasfilm vorliegt. Das Einzelblasenmodell wurde in Analogie zum Blasensieden entwickelt und basiert auf Versuchen an gasdurchströmten porösen Platten. Als Stabilitätskriterium für den Gasfilm wurde zunächst die in der Siedeliteratur angegebene BERENSON-Beziehung zugrunde gelegt, die bei Filmsieden einen beginnenden Zusammenbruch des Dampffilms festlegt und mit den anschließenden Benetzungsvorgängen der Heizfläche das Übergangssieden ("Quenchen") einleitet, bis sich schließlich Blasensieden einstellt.

Später wurde erkannt, daß die Krustenbildung der Schmelze an der Grenzfläche zum Beton erhebliche Auswirkungen auf den Wärmeübergang und damit auf die Betonerosion haben kann. Folglich wurden bei KfK Wärmeübergangsmodelle entwickelt, die einerseits Gasdurchlässigkeit (Abb. 2c) und

andererseits Gasdichtheit (Abb. 2d) der ausgebildeten Krusten unterstellen.

In WECHSL sind neben diesen hier etwas detaillierter dargestellten Modellen zahlreiche andere Modellierungen für die Schmelzschichten zusammengefaßt (Abb. 3), so z.B. für die temperatur- und zusammensetzungsabhängigen Stoffwerte der Metall- und der Oxidschmelze, Wärmeabfuhr von der Schmelzbadoberfläche durch Wärmestrahlung bzw. durch Sumpfwasserverdampfung, Wärmeaustausch zwischen den Schmelzschichten, Void in der Schmelze durch aufsteigende Gasblasen sowie Redox-Vorgänge in der Metallphase unter Bildung von H_2 und CO neben den entsprechenden Massen- und Energiebilanzen. Abb. 4 gibt die Massen- und Energieströme wieder, wie sie in WECHSL behandelt werden.

3. Nachrechnung der BETA-Versuche

Mit einer vorläufigen Version des WECHSL-Codes wurden Auslegungsrechnungen für die BETA-Anlage durchgeführt. Dabei war der Ausgangspunkt der Überlegungen, daß die wesentlichen physikalischen Verhältnisse, wie sie bei einem Kernschmelzenunfall zu erwarten sind, auch im Experiment auftreten sollten, wobei hauptsächlich die an den Beton übertragenen Wärmestromdichten während des gesamten Unfallablaufs durch entsprechend definierte Einzelexperimente charakteristisch wiedergegeben werden sollten. Diese Überlegungen führten z.B. zu einem Tiegeldurchmesser von 40 cm, weil nur bei einer Abmessung in dieser Größenordnung gewährleistet werden konnte, daß die aus dem Beton freigesetzten Gase in ausreichendem Maße in Form von Blasen das Schmelzbad durchströmen, und nicht, wie bei zu kleinen Abmessungen zu erwarten ist, um das Schmelzbad herumströmen. Damit lagen auch die Schmelzbadmassen in den Tiegeln zwi-

schen 300 und 600 kg fest, um ausreichend hohe Schmelzbad-schichten zu erhalten.

Nach Fertigstellung der BETA-Anlage wurde zu Beginn 1984 der Versuchsbetrieb aufgenommen. Die Vorausberechnungen der ersten Versuche mit induktiver Nachheizung der Metallschmelze wiesen eine zu geringe vertikale Erosion bei Überschätzung der radialen Erosion auf. Daraus wurde geschlossen, daß im Bodenbereich des Tiegels ein verstärkter Wärmeübergangsmechanismus vorliegen muß. Das BERENSON-Kriterium ergab im Bodenbereich rechnerisch stets einen stabilen Gasfilm, die verstärkte vertikale Betonerosion wies jedoch auf einen vorzeitig destabilisierten Gasfilm unter teilweiser Benetzung der Betonoberfläche und Ausbildung von Einzelblasen ("Übergangssieden") hin. Wie Abb. 5 zeigt, ist eine vorzeitige Destabilisierung des Gasfilms durchaus denkbar, da bei Beton im Gegensatz zu den Siedevorgängen die Gase in der Tiefe des Materials unter der abschmelzenden Betonoberfläche freigesetzt werden, wobei der Wärmestrom, der diese Freisetzung bewirkt, erst durch Wärmeleitung durch die Schicht entgasten Betons transportiert werden muß, was zu zeitlichen Schwankungen der Gasfreisetzung führen kann. Ferner können auch Zuschlagssteine eine Barriere für die freigesetzten Gase bilden, wodurch auch örtliche Diskontinuitäten bewirkt werden können. Durch Multiplikation des BERENSON-Kriteriums mit einem fixierten empirischen Faktor für den Wärmeübergang im Bodenbereich bei Beibehaltung des wesentlich stabileren Gasfilms im Bereich stärker geneigter Wände konnte eine erheblich bessere Wiedergabe der Erosionsverhältnisse erzielt werden. Ferner wiesen die BETA-Experimente nach, daß auch dicke Metallkrusten stets gasdurchlässig bleiben, so daß der Wärmetransport aus dem Schmelzbad an die Krusteninnenseite, wie in Abb. 2c skizziert, stets durch gasgetriebene Konvektion erfolgt und der in Abb. 2d skizzierte Fall außer Betracht bleiben kann.

Stellvertretend für die Versuchsergebnisse sollen hier zwei Versuche vorgestellt werden: Die Nachrechnungen des Versuchs V1.8 mit maximaler Leistungseinkoppelung von etwa 1,8 MW und des Versuchs V2.1 mit einer Leistung zwischen 120 und 180 kW. Im Versuch V1.8 (Abb. 6) liegen vollständig schmelzflüssige Metall- und Oxidschichten vor. Wie das Erosionsprofil und auch die berechnete Ausbildung der Schmelzkaverne im Vergleich mit dem Tiegelschnitt zeigt, wird das bevorzugte vertikale Eindringen der Schmelze bei geringer Seitenwandererosion richtig wiedergegeben werden. Auch die Unterschätzung der vertikalen Erosion in der späteren Phase des Experiments (> 200 s) kann erklärt werden: Der Abfall der eingekoppelten Heizleistung nach 200 s wird durch Dispersion von Metalltropfen in die hochviskose oxidische Phase bewirkt, die nicht mehr an das Induktionsfeld ankoppeln. Deshalb wird in der Rechnung die vorgegebene Heizleistung auf eine zu große Metallmasse angewendet, wodurch die Wärmequellldichte und damit die Fortschrittsgeschwindigkeit der Schmelzfront unterschätzt wird. Da bei einer Kernschmelze die eventuelle Dispersion von Metalltropfen lediglich den Wärmeaustausch zwischen den Schmelzschichten intensiviert, nicht aber die Wärmequellldichte verändert, konnte auf eine Modellierung dieses Effekts verzichtet werden. Nach Abschalten der Induktionsheizung nach 500 s wurde die Betonerosion rasch beendet, wobei eine Erosionstiefe von 40 cm im Experiment bzw. von 36 cm in der Rechnung erreicht wurde.

Bei Versuch V2.1 (Abb. 7) mit niedriger Leistungseinspeisung zwischen 120 und 180 kW konnte die Heizphase wesentlich länger andauern. Die Abschaltung erfolgte nach 6000 s. Die Betonerosion wird weitgehend durch Krustenbildung an der Metallschmelze bestimmt. Dadurch ist das Eindringen der Metallschmelze in vertikaler und horizontaler Richtung ausgeglichener als beim Versuch mit hoher Leistungseinspeisung

und vollständig flüssigen Schmelzschichten. Dispersion der Metallphase in die Oxidschicht spielt bei diesem Versuchstyp offensichtlich nur eine untergeordnete Rolle.

Wie beobachtet, erfolgte in allen BETA-Versuchen, selbst bei hoher Leistungseinspeisung, ein rascher Temperaturabfall des Schmelzbades innerhalb von weniger als 100 s nach dem Einguß der Schmelze in den Versuchstiegel auf ein Niveau nahe der Erstarrungstemperatur der Metallschmelze. Dieses Verhalten konnte erst dann vom WECHSL-Code wiedergegeben werden, als das Void-Modell ertüchtigt worden war, um bei starker Gasfreisetzung hohe Werte bis zu 80 % zu berechnen. Weiter fand in WECHSL ein Modell Verwendung, welches in Abhängigkeit vom Gasstrom in einer an die Tiegelwand angrenzende Randzone der Schmelzbadoberfläche den Energieaustrag aus der Schmelze durch Auswurf von Oxid an die Tiegelwand und das Zurücklaufen der abgekühlten Schmelze beschreibt. Nach der transienten Eingußphase bleibt die Temperatur des Schmelzbades bis zum Abschalten der Induktionsheizung nahe bei der Erstarrungstemperatur der Metallschicht.

Mit der ursprünglichen Version von WECHSL wurden für die molaren Ströme der brennbaren Gase H_2 und CO zunächst zu niedrige Werte berechnet, wenn die reaktiveren Metalle, wie z. B. Chrom, durch Oxidation aus der Metallschmelze verschwunden waren. Für die Redox-Vorgänge zwischen Eisen und Wasserdampf bzw. Kohlendioxid wurden chemische Gleichgewichte mit in der Literatur angegebenen Gleichgewichtskonstanten berechnet. Eine wesentlich verbesserte Wiedergabe der Gasraten konnte erreicht werden, wenn auch bei einer reinen Eisenschmelze vollständige Umsetzung von Wasserdampf in Wasserstoff und von Kohlendioxid in Kohlenmonoxid unterstellt wurde.

Mit dieser Modifikation konnten die brennbaren Gase in allen Versuchen gut wiedergegeben werden. Während in Versuch V2.1 auch die nicht brennbaren Gase Wasserdampf und Kohlendioxid, die von der Oxidschmelze in Wechselwirkung mit den Betonwänden des Versuchstiegels freigesetzt werden, ebenfalls befriedigend wiedergegeben werden, tritt bei Versuch V1.8 eine Unterschätzung dieser Gaskomponenten auf, da die sehr hohen Gasströme eine sehr heftige Schmelzbewegung bewirken, wodurch die Wände im oberen Tiegelbereich mit Schmelze beworfen werden, was zu einer zusätzlichen Freisetzung von Wasserdampf und Kohlendioxid ohne weitere nennenswerte Betonerosion führt. Auf eine Modellierung dieses Effekts wurde verzichtet, da bei einem Kernschmelzenunfall mit einem Schmelzbaddurchmesser von mehr als 6 m derartige Randeffekte nur eine untergeordnete Rolle spielen, die bei einem Durchmesser von 0,4 m noch signifikant sein können.

4. Anwendung des WECHSL-Codes auf den Kernschmelzenunfall

Bei einem z. B. durch ein großes Leck im Primärkreis und anschließendem Versagen der Kernnotkühlung bei Umschaltung auf Sumpfbetrieb initiierten Kernschmelzenunfall in einem deutschen Standard-DWR, dem sogenannten Niederdruckpfad, ergießen sich nach dem Durchschmelzen des Reaktordruckbehälters ca. 52 t metallische Schmelze und 135 t oxidische Schmelze in die Schildgrube, einer zylindrischen Kaverne von 6,2 m Durchmesser, die unterhalb des Reaktordruckbehälters liegt. Wie Abb. 8 zeigt, fallen die Temperaturen rasch - innerhalb von 1000 s - von 2400 °C auf eine Temperatur nahe der Erstarrungstemperatur der Metallschicht ab, obwohl in dieser Zeitspanne auch das metallische Zirkon verbrennt, das nicht während der Abschmelzphase im RDB oxidiert wurde, wobei mit den extrem hohen Gasströmen die

Reaktionswärme der Zirkonoxidation die nukleare Nachzerfallswärme um ein Vielfaches übertrifft.

In dieser stark transienten Anfangsphase wird in Übereinstimmung mit den BETA-Experimenten in vertikaler Richtung mehr als ein Meter Beton aufgeschmolzen (Abb. 9), während die radiale Ausbreitung zunächst begrenzt bleibt. Nach dieser Anfangsphase bilden sich Krusten um die Metallschicht aus, so daß die Eindringgeschwindigkeit der teilerstarrten Metallschicht stark verlangsamt wird und das Verhältnis zwischen vertikaler und radialer Erosion ausgeglichener ist. Die Temperatur bleibt langfristig auf dem Niveau der Erstarrungstemperatur des Metalls, wobei die Metallkrustendicke so stark anwachsen kann, daß die Erosionsgeschwindigkeit, die durch die Oxidphase verursacht wird, höher liegt als die der Metallphase. Unter diesen Umständen beginnt die Oxidphase, die Metallschicht zu "überholen" und in zunehmendem Maß zu umschließen. Diese Phase des Langzeitverhaltens der Schmelze im Fundamentbereich wird zur Zeit modelliert und die entsprechenden Arbeiten stehen kurz vor dem Abschluß.

Den Druckaufbau im Sicherheitsbehälter, wie er mit WECHSL-
Ergebnissen als Eingabegröße mit dem Containment-Code
COCMEL der KWU sowohl für den Niederdruck- als auch für den
Hochdruckpfad berechnet wurde, zeigt Abb. 10. Ein Versagen
durch Überdruck ist danach für beide Fälle erst nach ca.
4 bis 5 Tagen zu erwarten. Diese Zeitspanne steht für den
Abbau der luftgetragenen Aktivität durch aerosolphysi-
kalische und chemische Abscheidungsprozesse zur Verfügung.
Damit ist der radioaktive Quellterm beim Überdruckver-
sagen um Größenordnungen geringer als bei direkter Frei-
setzung, wie sie in Tschernobyl stattfand.

Zur Frage der Durchdringung des Reaktorfundaments ist
grundsätzlich zu bemerken, daß ein Schmelzpool mit be-

trächtlicher Schichthöhe in einer halbunendlichen Betonstruktur nur zum Stehen gebracht werden kann, wenn das mit den erschmolzenen Betonrückständen vermischte Kernmaterial ein sehr großes halbkugelförmiges bzw. elliptisches Volumen ausfüllt, über dessen Oberfläche die nukleare Nachzerfallswärme durch stationäre Wärmeleitung abgeführt werden kann. Die einzige Möglichkeit der Wärmeabfuhr aus dem Schmelzbad neben der Wärmeabgabe an den Beton besteht im Wärmetransport über die Schmelzbadoberfläche. Selbst bei einem unterstellten Sumpfwassereinbruch nach entsprechender Schwächung des Abschirmzylinders wird an der Schmelzbadoberfläche eine Kruste ausgebildet, was, wie aus Abb. 8 ersichtlich, die Oberflächentemperatur absenkt, so daß die Wärmestromdichte nicht wesentlich über den Wert gesteigert wird, der sich einstellt, wenn die Wärmeabfuhr über die Schmelzbadoberfläche durch Strahlung erfolgt. Daraus folgt, daß es nicht gelingen kann, den Schmelzsee von oben durch Sumpfwasserkühlung zu stabilisieren. Die Schmelze kann nur dann im Fundamentbereich gehalten werden, wenn ein ausreichend starker konvektiver Mechanismus unter der Fundamentplatte vorliegt, um die geringen Wärmestromdichten in der Größenordnung von 100 kW/m^2 abzuführen. Steht ein ausreichender konvektiver Mechanismus nicht zur Verfügung, so durchdringt die Schmelze die Fundamentplatte und tritt in den Untergrund ein. Eine Stabilisierung des teilerstarrten Schmelzklumpens im Untergrund gelingt sofort dann, wenn ein konvektiver Transportmechanismus zur Verfügung steht, wie z. B. bei Grundwasser im Bodenbereich unter dem Reaktorfundament. Bei einer Wertung dieses Falls ist zu berücksichtigen, daß die Schmelze sich mit einer dicken, glasartigen Kruste eingetiegelt hat und daß auch keine leichtflüchtigen Spaltprodukte mehr vorhanden sind

/9/.

Beim Reaktorunfall in Tschernobyl wurden zumindest erhebliche Teile des Kerns, wahrscheinlich sogar das gesamte Kernmaterial, aufgeschmolzen. Die aus der Sowjetunion vorliegenden Informationen reichen nicht aus, um ein genaues Bild des jetzigen Zustandes des Kernmaterials zu entwerfen. Deshalb sollen hier nur allgemeine Überlegungen angestellt werden, welche grundsätzlichen Möglichkeiten bei diesem Unfall bestanden haben. Unter dem havarierten Reaktorblock IV von Tschernobyl befindet sich eine weiträumige Betonkaverne mit einer Grundfläche von mehr als 400 m². Unterstellt man, daß sich das gesamte Kernmaterial in dieser trockenen Kaverne angesammelt hat, so bildet sich eine Schicht mit einer Höhe von nur etwa 10 bis 15 cm aus. Unter der Annahme, daß die oberen Strukturen durch den Graphitbrand stark aufgeheizt waren, kann die Oberfläche der erstarrten flachen Schicht in erster Näherung als adiabat angesehen werden. In der Schicht mit den inneren Wärmequellen des nuklearen Nachzerfalls bildet sich ein parabolisches Temperaturprofil aus. Die Kontaktfläche zwischen Kernmaterial und Beton ist auf 1300 °C, und die Oberflächentemperatur liegt um maximal 300 K höher. Die an den Beton abgegebene Wärmestromdichte führt im Beharrungszustand zu Aufschmelzgeschwindigkeiten des Betons von etwa 2 cm/h. Würde man durch Kühlung an der Unterseite der Betondecke, auf welcher der erstarrte Kernfladen liegt, eine Isotherme von 20 °C schaffen, so würde der Fladen anhalten, wenn er sich auf etwa 8 cm an die Kühlzone annähert hätte. Die Temperaturen des Fladens und auch die Betonaufschmelzraten werden reduziert, wenn auch nach oben Wärme abgeführt werden kann. Ist die Kühlung so stark, daß die gesamte Nachzerfallswärme aus dem Schmelzfladen nach oben abgeführt wird, so unterbleibt ein Aufschmelzen der Betonstruktur.

Es ist aber auch denkbar, daß die Schmelze zumindest teilweise über Rohre in die unter der Reaktorkaverne liegende Kondensationskammer abgelaufen ist. Bei diesem Vorgang kann, da die ablaufende Schmelze zunächst oben liegende Strukturen durchdringen mußte und deshalb Temperaturen nahe der Erstarrungstemperatur der Oxidschmelze hat, zwar heftiges Ausdampfen von Wassereinschlüssen erfolgen, eine große Umsetzung von thermischer in mechanische Energie durch eine propagierende Dampfexplosion mit Feinfragmentierung von großen Mengen des Kernmaterials erscheint jedoch unwahrscheinlich zu sein. Das erstarrte Material sammelt sich in Form von Klumpen am Grunde der Kondensationskammer an und liegt so lange in einer kühlbaren Konfiguration vor, so lange Wasser vorhanden ist. Aber auch dann, wenn das Kernmaterial unter Wasser zu einer geschlossenen Schicht auseinanderlaufen würde, erfolgte kein Aufschmelzen des Betons, da die Oberfläche des Fladens in diesem Fall auf 100 °C oder darunter wäre und die Kontaktfläche zwischen Fladen und Beton in Abhängigkeit von der Schichthöhe nur maximal 400 °C betragen würde, was für ein Aufschmelzen des Betons nicht ausreichen würde.

Literatur

- /1/ Reimann, M., Murfin, W.B.: The WECHSL Code: A Computer Program for the Interaction of a Core Melt with Concrete. KfK 2890, Kernforschungszentrum Karlsruhe, Nov. 1981
- /2/ Reimann, M., Stiefel, S.: Hydrodynamische und thermische Modelle zur Wechselwirkung einer Kernschmelze mit Beton, in:
PNS-Jahresberichte, Kernforschungszentrum Karlsruhe.
1981, KfK 3250, Jun. 1982, S. 4300/114 - 4300/127
1982, KfK 3350, Jul. 1983, S. 4300/ 68 - 4300/ 81
1983, KfK 3450, Jun. 1984, S. 4300/ 68 - 4300/ 84
1984, KfK 3550, Jun. 1985, S. 4300/ 85 - 4300/103

- /3/ Alsmeyer, H.: BETA-Experimente zur Verifizierung des WECHSL-Codes: Experimentelle Ergebnisse zur Schmelze Beton-Wechselwirkung. PNS-Abschlußkolloquium 1986, 10.-11.6.1986, Kernforschungszentrum Karlsruhe.
- /4/ Cole, R., Reimann, M.: Review of Large-Scale Core-Concrete Interaction Experiments and Analysis at the KfK BETA Facility. 13th Water Reactor Safety Research Information Meeting, Gaithersburg, Ma., Oct. 22nd - 25th, 1985
- /5/ Peehs, M., Skokan, A., Reimann, M.: The Behavior of Concrete in Contact with molten Corium in the Case of a Hypothetical Core Melt Accident. Nucl. Techn. 46(1979)2, p.192-198
- /6/ Alsmeyer, H., Reimann, M.: On the Heat and Mass Transport Process of a Melting or Decomposing Layer under a Molten Pool. Winter Ann. Meet. ASME, Nov. 27th - Dec. 2nd, 1977, Atlanta, Gg., p.47-53
- /7/ Reimann, M., Murfin, W.B.: Calculation for the Decomposition of Concrete Structures by a Molten Pool. Europ. Appl. Res. Rept. 1(1979)6, p.240-252
- /8/ Reineke, H.H., Rinkleff, L., Schramm, R.: Heat Transfer Between Molten Core Material and Concrete. Proc. 3rd Post Accident Heat Removal Inf. Exch., ANL-78-10, Argonne Ill., Nov. 2nd - 4th, 1977
- /9/ Peehs, M., Löscher, H., Kaspar, G., Mollwitz, K.: Wechselwirkung der Kernschmelze mit dem erweiterten Fundamentbereich. BMFT-RS-295 Abschlußbericht, Kraftwerk Union RE 23/014/80, Erlangen, Mai 1980

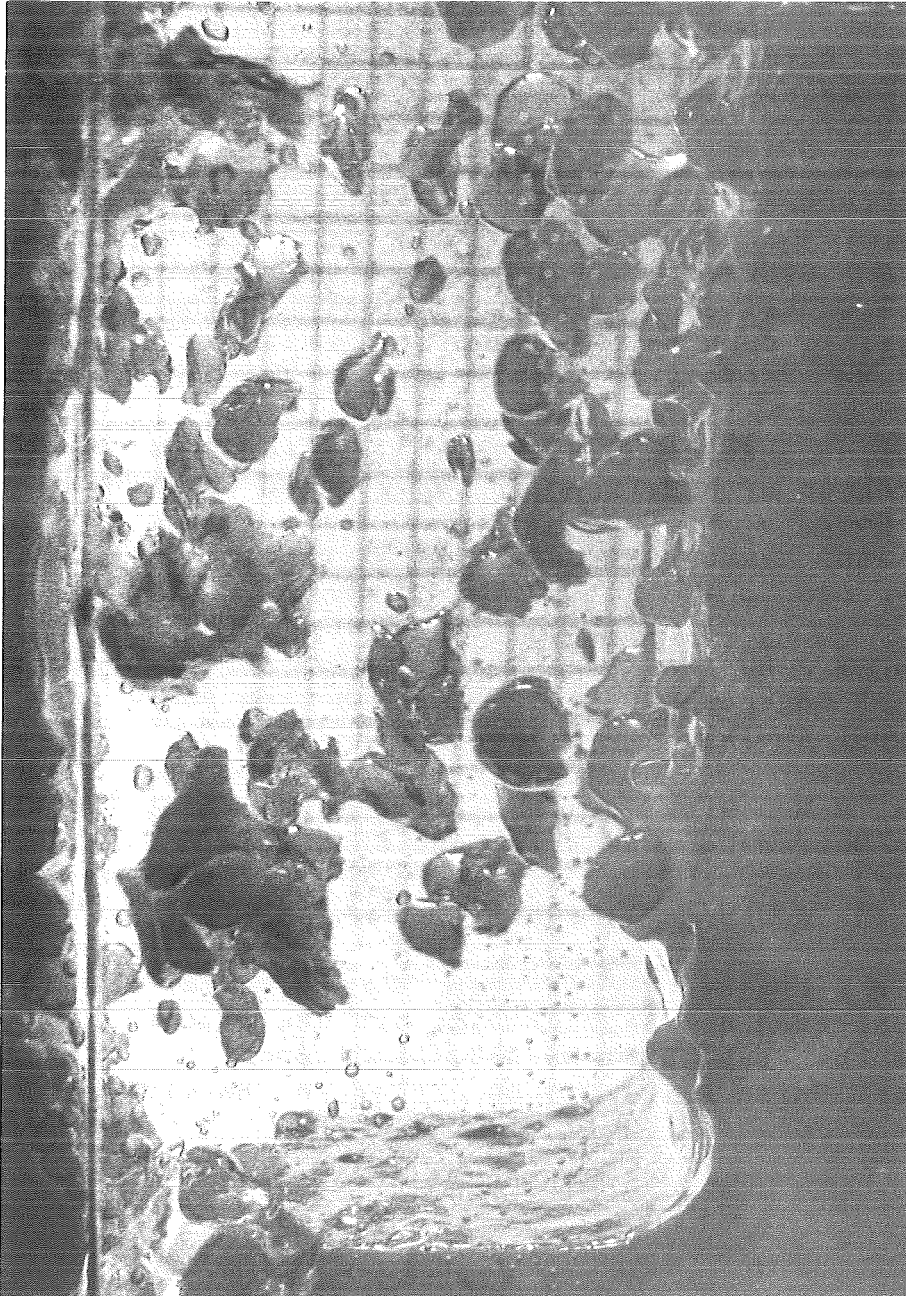


Abb. 1: Sublimation von Trockeneis in einem Wasserbad

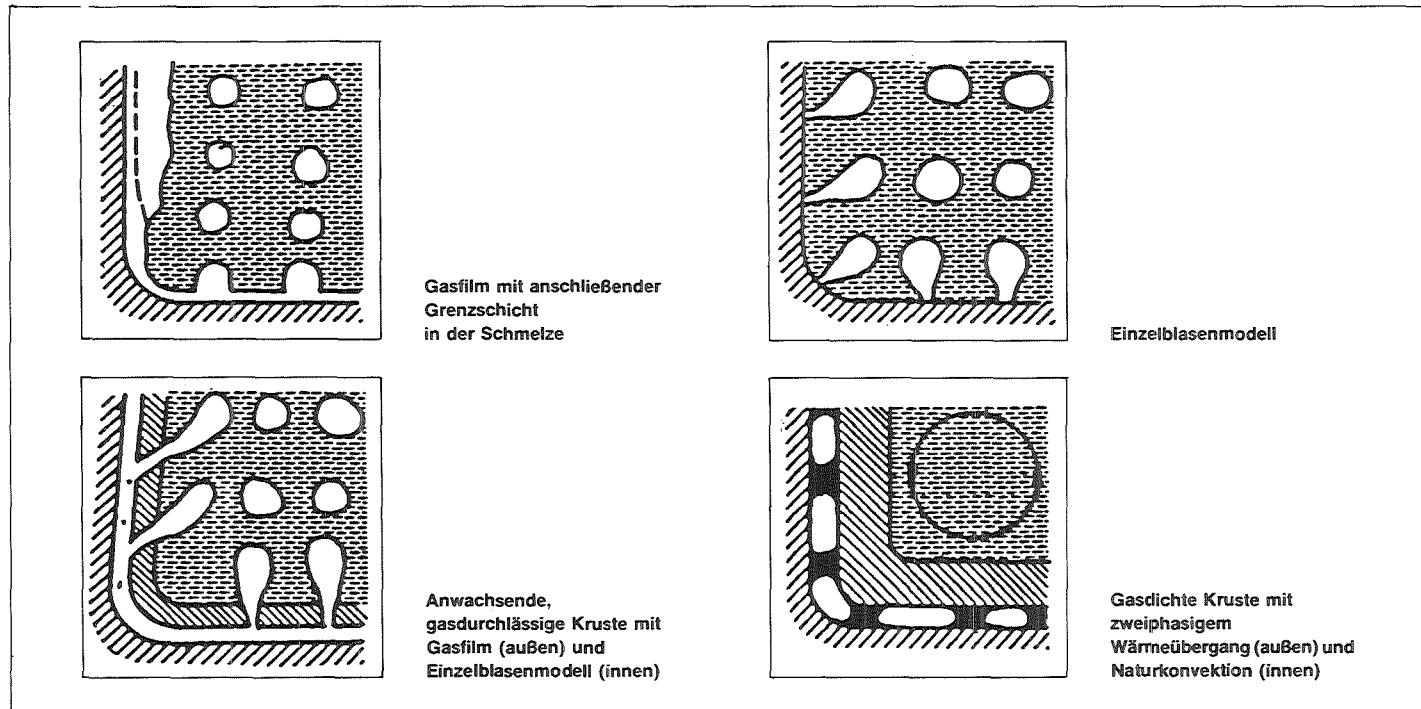


Abb. 2: Wärmeübergangsmodelle von der Schmelze an den Beton in WECHSL

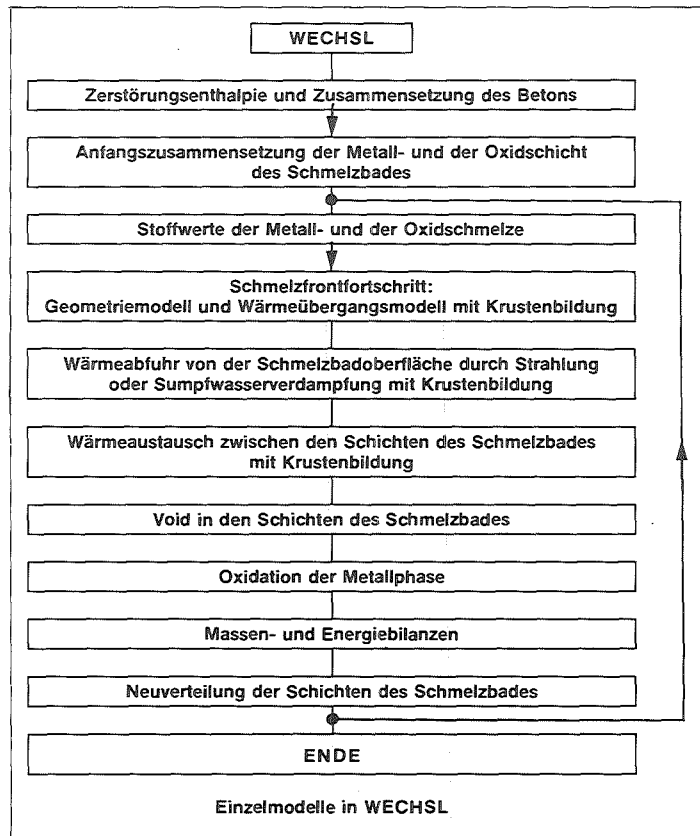


Abb. 3: Einzelmodelle in WECHSL

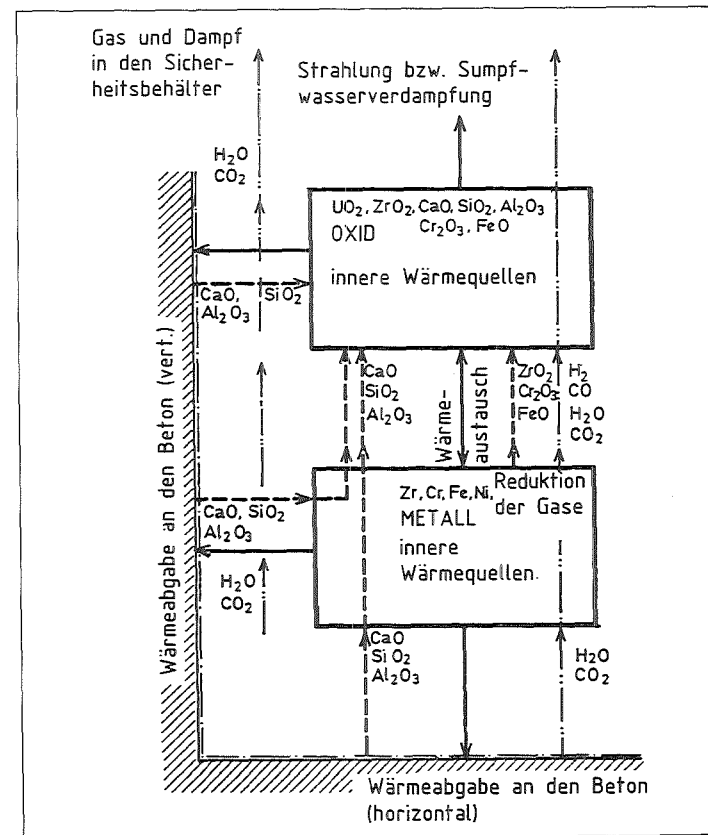


Abb. 4: Material- und Energieströme in WECHSL

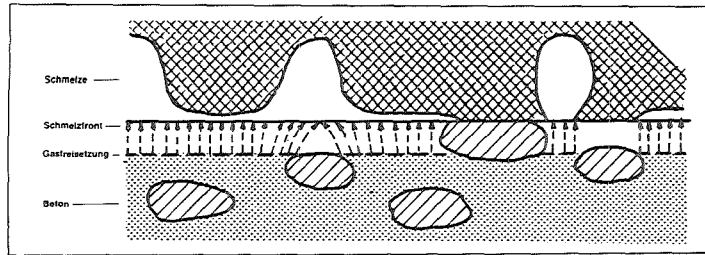
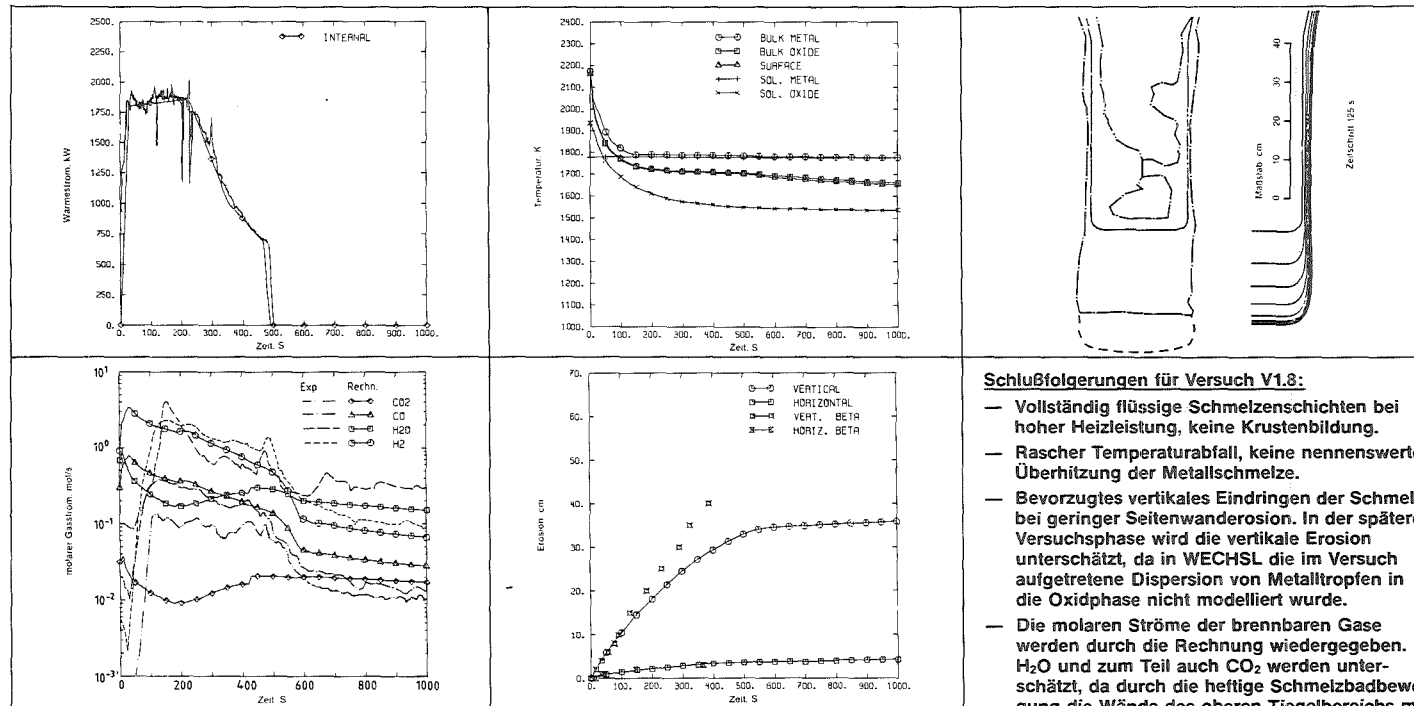


Abb. 5.: Instabiler Gasfilm im horizontalen Bereich (Boden) des Tiegels



Schlussfolgerungen für Versuch V1.8:

- Vollständig flüssige Schmelzschichten bei hoher Heizleistung, keine Krustenbildung.
- Rascher Temperaturabfall, keine nennenswerte Überhitzung der Metallschmelze.
- Bevorzugtes vertikales Eindringen der Schmelze bei geringer Seitenwandering. In der späteren Versuchsphase wird die vertikale Erosion unterschätzt, da in WECHSL die im Versuch aufgetretene Dispersion von Metalltropfen in die Oxidphase nicht modelliert wurde.
- Die molaren Ströme der brennbaren Gase werden durch die Rechnung wiedergegeben. H₂O und zum Teil auch CO₂ werden unterschätzt, da durch die heftige Schmelzbewegung die Wände des oberen Tiegelbereichs mit Schmelze beworfen werden, was zu einer zusätzlichen Gasfreisetzung ohne weitere Betonerosion führt.

Abb. 6.: Nachrechnung eines Versuchs hoher Leistung mit WECHSL

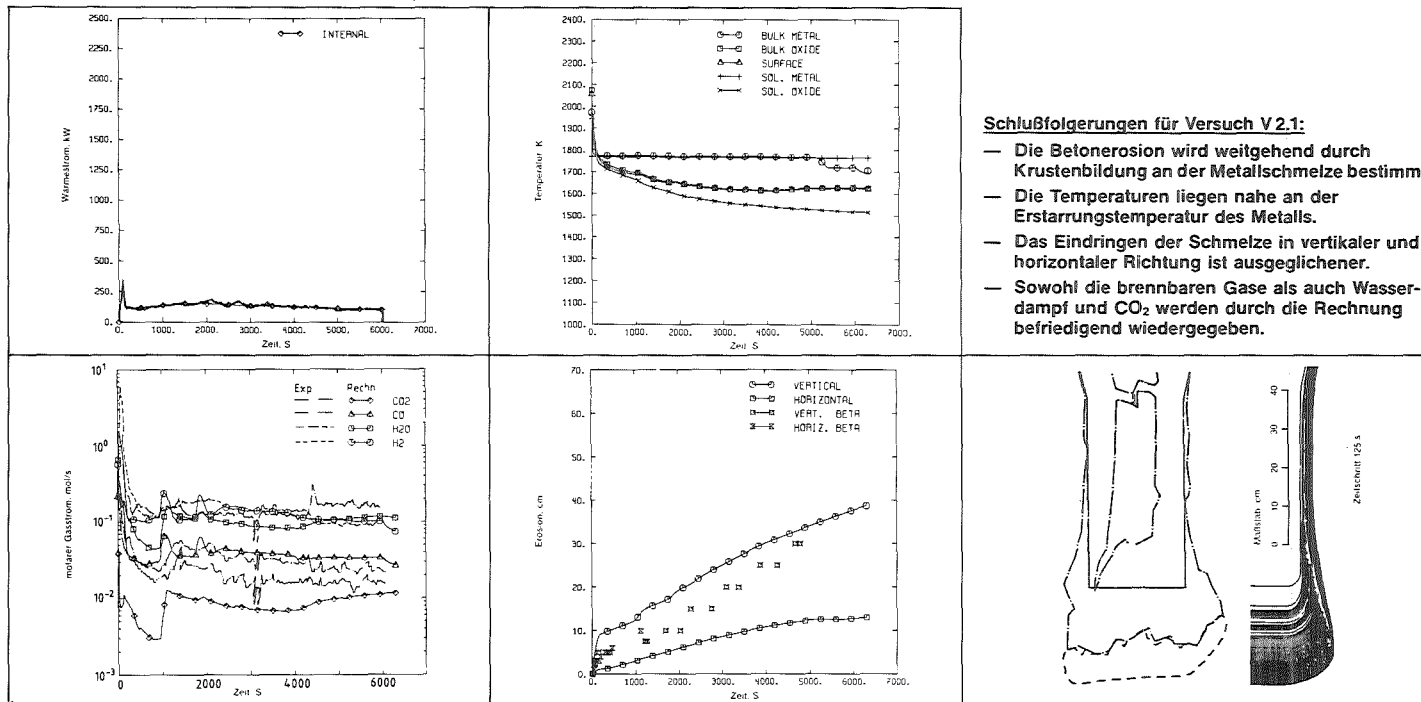


Abb. 7.: Nachrechnung eines Versuchs niedriger Leistung mit WECHSL

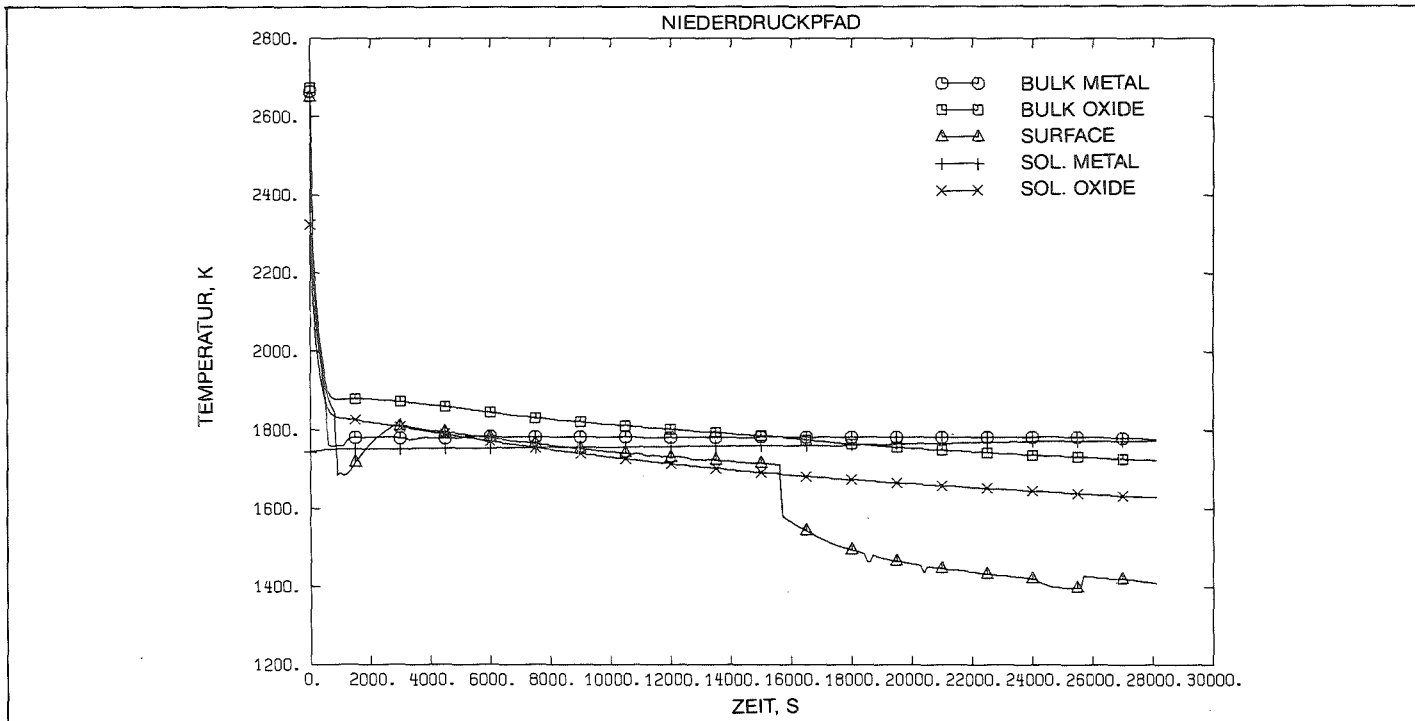
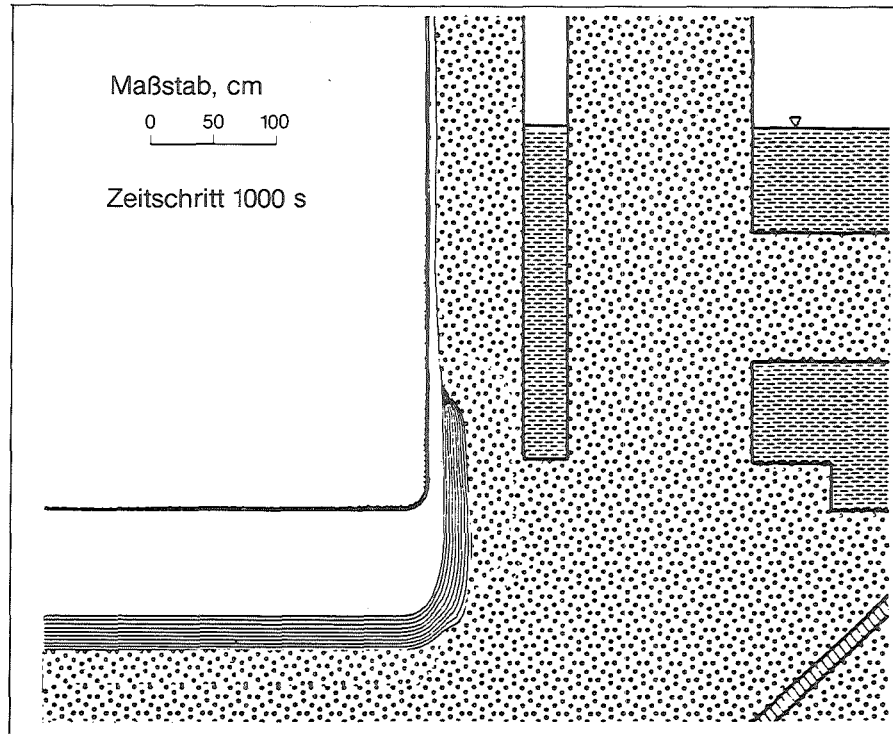


Abb. 8.: Niederdruckpfad: Temperatur der Kernschmelze während der 4. Phase eines Kernschmelzenunfalls



Schlußfolgerungen für den Kernschmelzenunfall:

- Die Schmelzbadtemperaturen fallen rasch im Zeitraum < 1000 sec nach Kontakt mit der Fundamentplatte auf Werte nahe der Erstarrungstemperatur des Metalls ab. Nur während dieser Anfangsphase, in der noch metallisches Zirkon vorhanden ist, dessen Oxidation mehr Wärme freisetzt, als durch die Nachzerfallswärme im Schmelzbad entbunden wird, sind beide Schichten des Schmelzbades vollständig flüssig.
- Während dieser Anfangsphase wird in vertikaler Richtung etwa 1 m Beton aufgeschmolzen. Nach Beendigung der Zirkonoxidation bilden sich an der Metallschmelze Krusten aus. Danach erfolgt die Erosion in vertikaler und radialer Richtung ausgeglichen, wobei die typische Erosionsgeschwindigkeit bei etwa 10 cm/h liegt.

Abb. 9.: Niederdruckpfad: Betonerosion während der 4. Phase eines Kernschmelzenunfalls

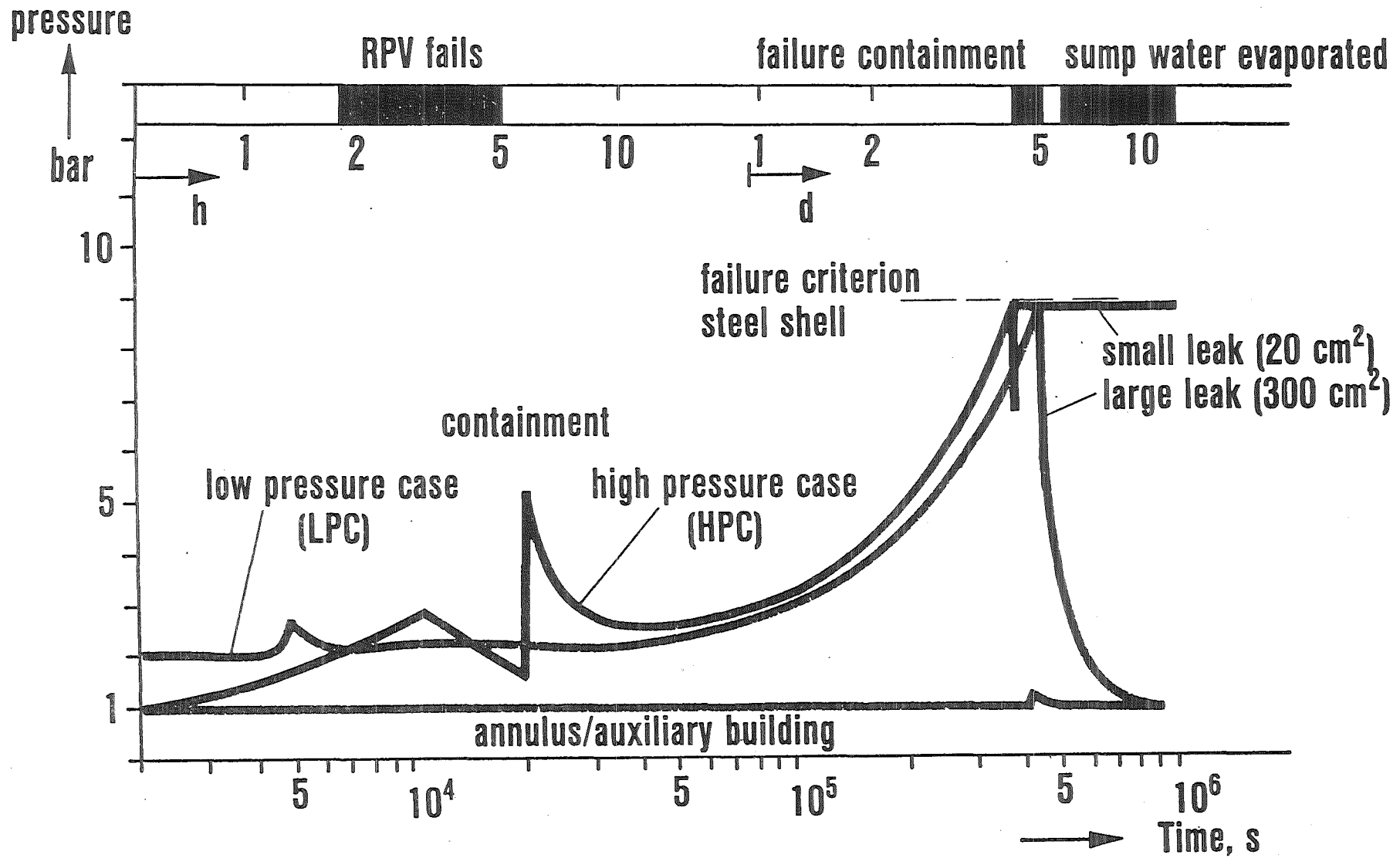


Abb. 10.: Druckaufbau im Sicherheitsbehälter bei Kernschmelzunfällen (Hoch- und Niederdruckpfad)



PROJEKT NUKLEARE SICHERHEIT

ABSCHLUSSKOLLOQUIUM 1986

SCHWERPUNKTE DER WEITERENTWICKLUNG
DES UNFALLFOLGENMODELLS UFOMOD UND
ERSTE ANALYSEN ZUM
REAKTORUNFALL VON TSCHERNOBYL

J. EHRHARDT, H.-J. PANITZ

KERNFORSCHUNGSZENTRUM KARLSRUHE
PROJEKT NUKLEARE SICHERHEIT

Nach dem Reaktorunfall von Tschernobyl hat sich sowohl das öffentliche als auch das wissenschaftliche Interesse an radioökologischen Vorgängen erheblich verstärkt. Insbesondere werden die Transportmechanismen über große Entfernungen, die Verteilung der freigesetzten Radionuklide in der Umwelt und die Folgen für die Bevölkerung intensiv diskutiert. Aus diesem Grund werden im folgenden zunächst die Ergebnisse erster Analysen der Vorgänge außerhalb des Reaktors von Tschernobyl dargestellt, soweit sie bisher begründbar vorliegen. Der zweite Teil behandelt dann schwerpunktmäßig die Verbesserungen am Unfallfolgenmodell der "Deutschen Risikostudie Kernkraftwerke" - Phase B (DRS-B).

1. Erste Analysen zum Reaktorunfall von Tschernobyl

Der Unfall in einem der vier Reaktoren von Tschernobyl beschäftigt die wissenschaftliche Fachwelt hinsichtlich der Vorgänge außerhalb der Anlage vor allem in folgenden drei Punkten:

- (1) Analyse der atmosphärischen Ausbreitungsvorgänge und Erklärung der Messungen von zeitlichen und räumlichen Aktivitätskonzentrationen in der Luft und auf der Bodenoberfläche, in Pflanzen und Tieren.
- (2) Berechnung der Dosisbelastungen in kontaminierten Gebieten und Abschätzung eventueller gesundheitlicher Schäden.
- (3) Überprüfung existierender Rechenmodelle, die den Transport von Radionukliden in der Ökosphäre bis hin zum Menschen beschreiben.

Zu den Punkten (1) und (2) gibt es inzwischen erste Untersuchungsergebnisse, auf die im folgenden eingegangen wird. Vergleichende Betrachtungen zu Punkt (3) sind im Detail erst möglich, wenn die bisher durchgeführten Messungen überprüft und zu einem konsistenten Datensatz verarbeitet sind.

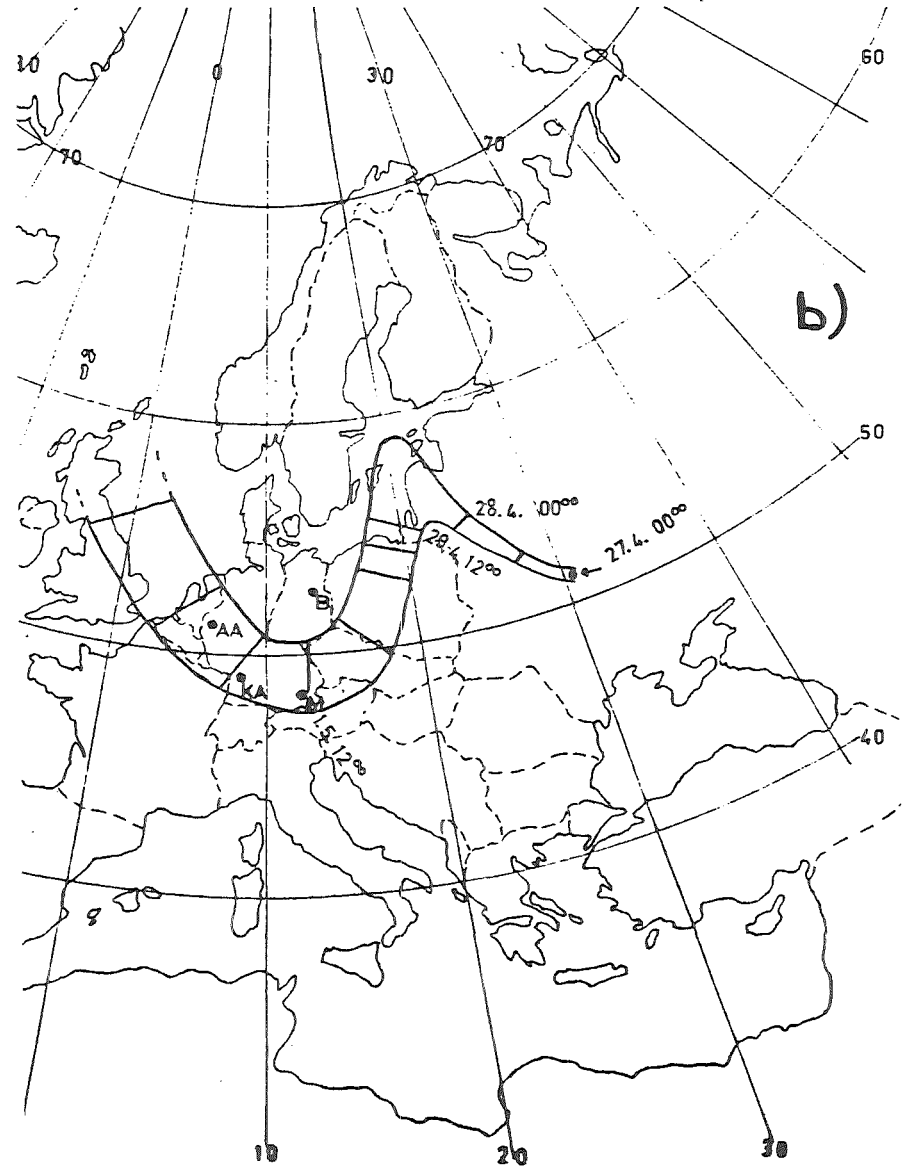
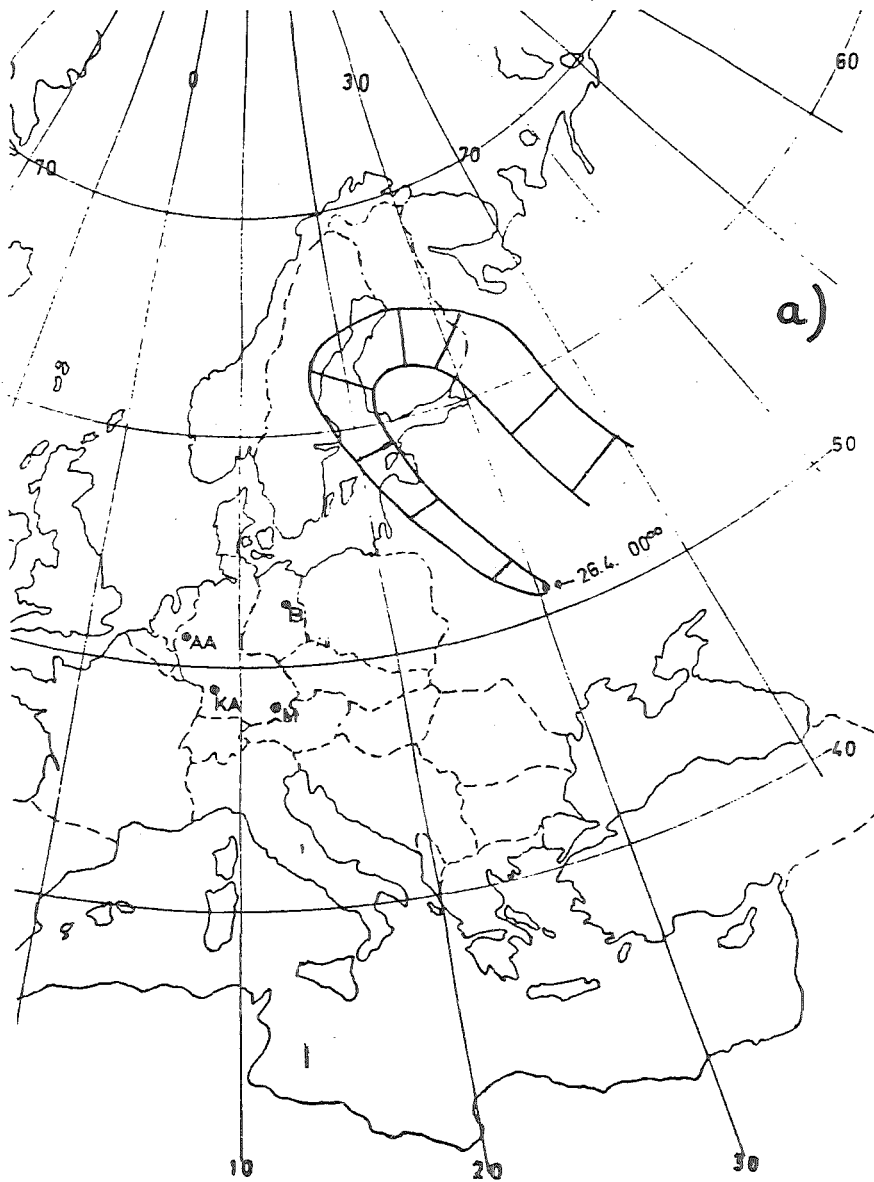


Abb. 1 Verlauf der in 1500 m Höhe gestarteten Trajektorien; das Zeitintervall zwischen zwei Teilstrichen beträgt 12 Stunden

Abb. 1a Starttermin: 26.4.1986, 00.00 UTC Abb. 1b Starttermin: 27.4.1986, 00.00 UTC

Die folgenden Ergebnisse erster Analysen der außerhalb des Reaktors von Tschernobyl abgelaufenen Vorgänge beziehen sich primär auf das Gebiet der Bundesrepublik Deutschland. Schwerpunkt der im Institut für Neutronenphysik und Reaktortechnik (INR) durchgeführten Untersuchungen war die Analyse der atmosphärischen Ausbreitungsvorgänge in Verbindung mit den bisher vorliegenden Meßdaten. Die Arbeiten wurden mit intensiver Unterstützung des Deutschen Wetterdienstes (DWD) in Offenbach und in Abstimmung mit der Kernforschungsanlage Jülich (KFA) und der Gesellschaft für Reaktorsicherheit (GRS) auf Antrag des Bundesministeriums des Inneren durchgeführt /1/. Die Analysen basieren auf meteorologischen Karten, die die Topographie der 850-hPa-Druckfläche, die Temperatur, die Windrichtung und die Windgeschwindigkeit enthalten. Sie lagen vom 26.4.1986 bis zum 5.5.1986 täglich für die Termine 00.00 UTC ¹⁾ und 12.00 UTC vor. Im Mittel entspricht die 850-hPa-Fläche einer Höhe von 1500 m. Soweit vorhanden wurden vom DWD numerisch berechnete Trajektorien mitverwendet.

Nach der derzeitigen Einschätzung der Ausbreitung von radioaktivem Material ergibt sich folgendes Bild:

- Die erstmals zum Zeitpunkt des Unfalls am 26.4.1986 gegen 1.30 h Ortszeit freigesetzten Radionuklide werden entsprechend der in Abb. 1a dargestellten Trajektorie über Litauen und die nördliche Ostsee nach Schweden, Finnland und wieder zurück in die Sowjetunion transportiert. Sie werden als erstes Indiz für einen Reaktorunfall mit Beginn des 28.4. in Schweden und Südfinnland registriert. Die nordöstliche Strömung hält in Tschernobyl an bis zur 2. Tageshälfte des 27.4.
- Ein Zwischenhoch über der Ostsee führt zum Aufbau einer südlichen Strömung, die die am 27.4., 00.00 UTC, von Tschernobyl ausgehende Trajektorie nördlich der Danziger Bucht in Richtung Polen und Tschechoslowakei drängt (Abb. 1b). Am 1.5. erreicht sie die Bundesrepublik an der Grenze zur Tschechoslowakei, durchquert den süddeutschen Raum auf der Höhe von München parallel zum Alpenhauptkamm und dreht auf der Höhe des Bodensees in Richtung Nordschwarzwald, Saarland, Belgien und Holland.

1) UTC = Universal Time Coordinated $\hat{=}$ MESZ - 2 Stunden

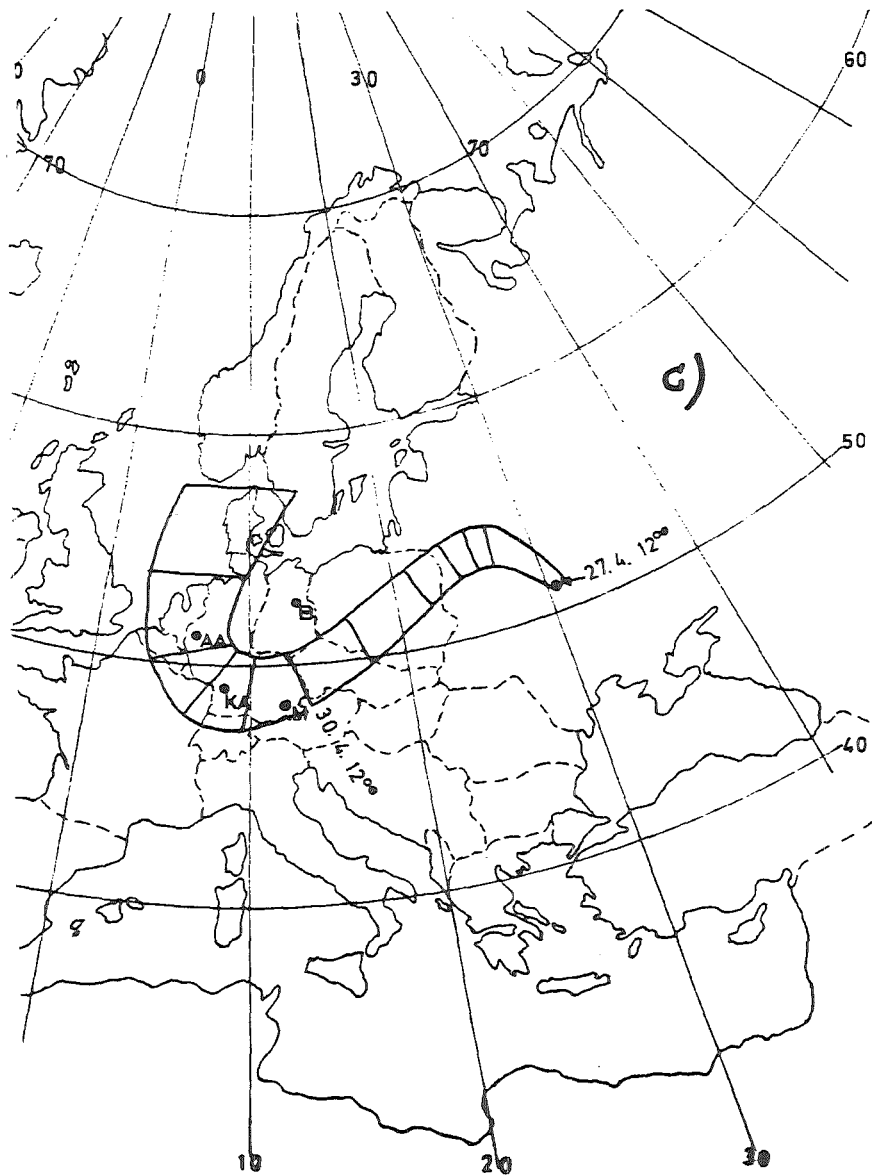


Abb. 1C Starttermin: 27.4.1986, 12.00 UTC

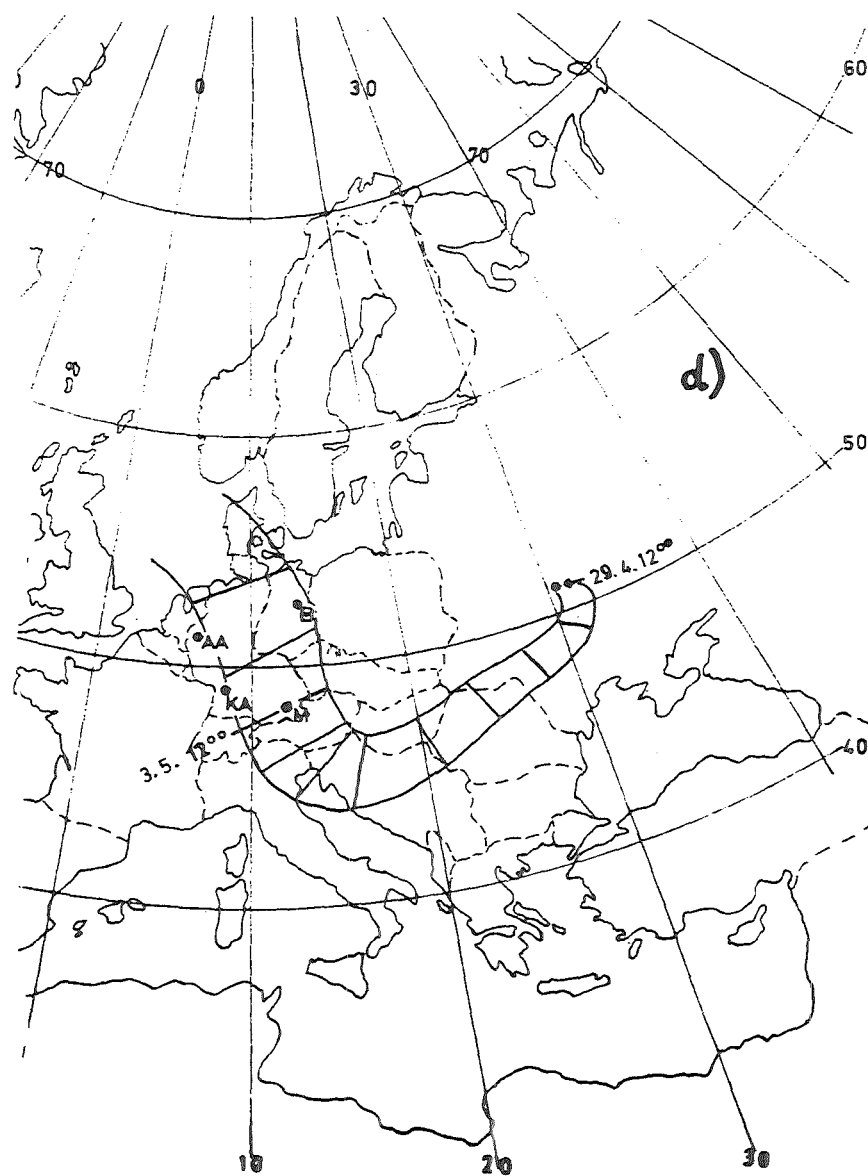


Abb. 1d Starttermin: 29.4.1986, 12.00 UTC

- Die Trajektorie, die am 27.4., 12.00 UTC, - und damit etwa 12 Stunden später als oben beschrieben - von Tschernobyl aus startet, gelangt viel früher in die o.g. südliche Strömung, so daß sie die deutsch-tschechoslowakische Grenze schon am 30.4. überschreitet (Abb. 1c). Sie trifft damit etwa 24 h vor der oben beschriebenen Trajektorie ein. Die entlang ihrer Bahn transportierten Radionuklide verursachen den ersten deutlichen Anstieg der Aktivitätskonzentrationen im süd-deutschen Raum. Die Trajektorie durchquert die Bundesrepublik im Süden, Südwesten und Westen und verläßt sie über Belgien und Holland.
- In der 2. Tageshälfte des 27.4. dreht der Wind in Tschernobyl in Richtung Osten, so daß in der Folgezeit zunächst keine Radionuklide nach Mitteleuropa transportiert werden.
- Erst am 29.4., 12.00 UTC, verläßt eine Trajektorie den Unfallort Richtung Südsüdost (Abb. 1d). Über der Adria knickt sie in Richtung Norden ab, überquert am 3.5. in breiter Front die Alpen und anschließend Deutschland.
- Die Trajektorien mit den Startterminen 30.4., 00.00 UTC bzw. 12.00 UTC, verlaufen qualitativ ähnlich wie die Trajektorie vom 29.4., 12.00 UTC. Beginnend mit dem 1. Mai bis zum Ende des Analysezeitraums verlaufen die Trajektorien in südwestliche bzw. südliche Richtung, so daß ein Transport von Radionukliden nach Westeuropa ausgeschlossen werden kann.

Aufgrund der zeitlichen Auflösung von nur 12 Stunden und der Annahme, daß im dazwischenliegenden Zeitintervall ein stationäres Strömungsfeld vorliegt, können die o.g. Trajektorien mit einer zeitlichen Unsicherheit von bis zu 1/2 Tag behaftet sein. Die gezeichneten Fahnenbreiten basieren nicht auf Ausbreitungsrechnungen; sie sollen nur qualitativ die mit wachsendem Abstand vom Ort der Freisetzung zunehmende seitliche Diffusion veranschaulichen.

Die Abb. 2 zeigt den typischen Zeitverlauf der Aktivitätskonzentration in der Luft, wie er an allen Meßstationen im Süden, Südwesten und Westen des Bundesgebiets registriert wurde: zwei relative Maxima im zeitlichen Abstand von etwa 24 Stunden und danach Abklingen der Meßwerte um etwa 1 Zehnerpotenz. Das erste relative Maximum erklärt sich durch Freisetzungen in Tschernobyl am 27.4., die der Trajektorie von 12.00 UTC (Abb. 1c) folgen, das

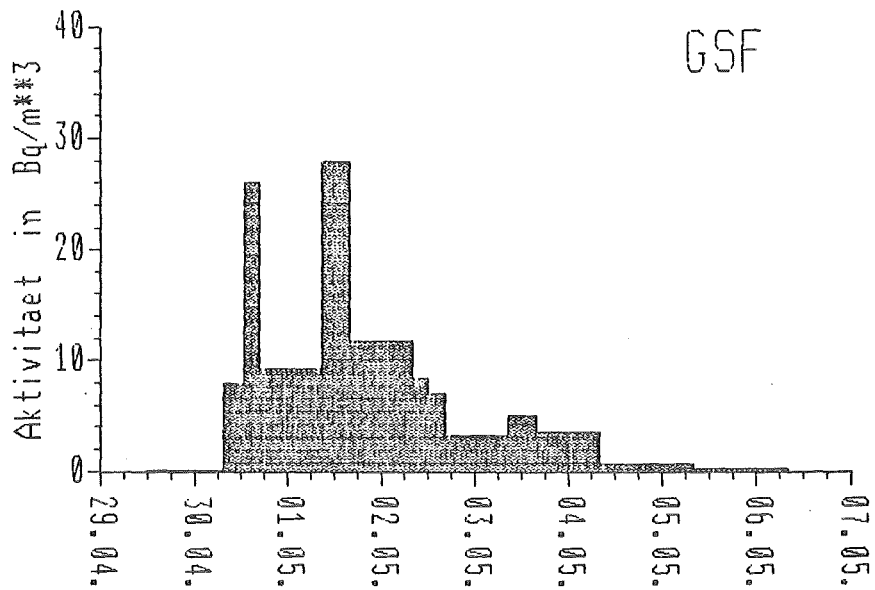
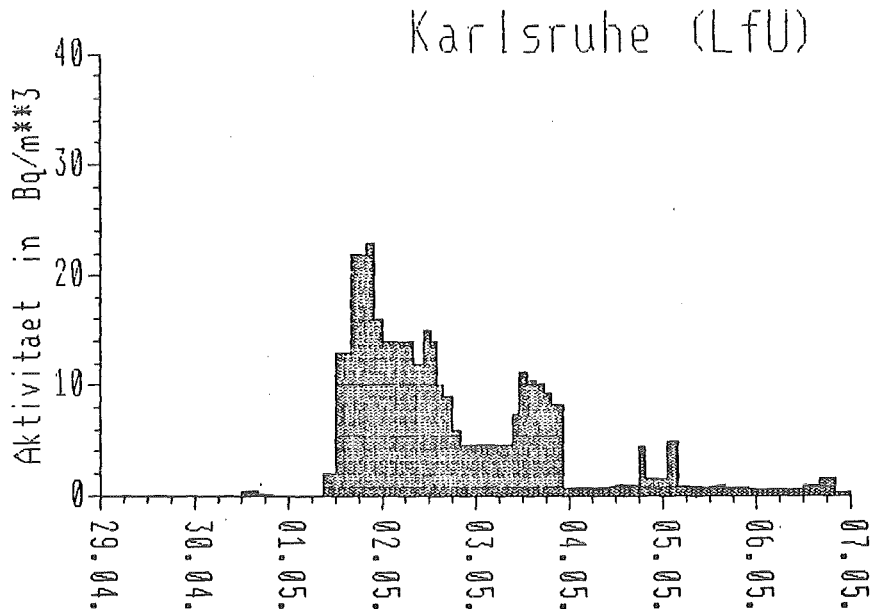
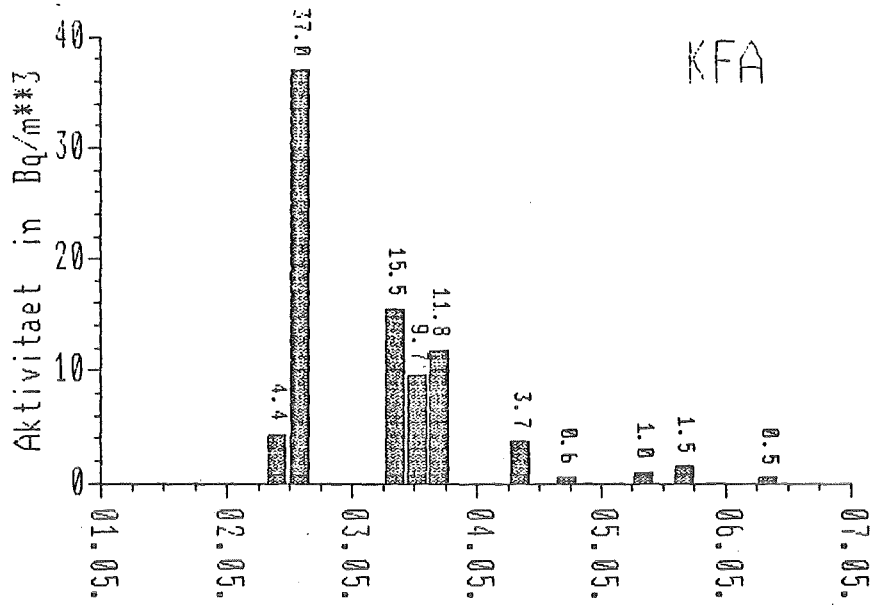


Abb.2 Zeitverlauf der gemessenen I-131-Aktivitätskonzentration in der Luft

zweite Maximum ist nach dem jetzigen Kenntnisstand Freisetzungen zuzuschreiben, die etwa 12 Stunden vorher stattfanden und wegen des längeren Transportweges über die Ostsee erst 24 Stunden später eintreffen.

Die Korrelation zwischen Meßort und Meßzeit ist in Abb. 3a dargestellt. Als Ordinate ist der von den beiden Trajektorien in Abb. 1b,c nach Erreichen der Bundesrepublik zurückgelegte Weg aufgetragen. Die Abszisse ist die Zeitskala beginnend mit dem 30.4.1986, 00.00 h. In das Schaubild eingetragen sind die Zeitpunkte, an denen von den jeweiligen Meßstationen der angegebenen Orte die beiden Höchstwerte der Aktivitätskonzentrationen der Luft registriert wurden. Durch die Meßpunkte lassen sich zwei Geraden zeichnen, d.h. der Trajektorienweg erklärt die zu unterschiedlichen Zeiten an den einzelnen Meßstationen beobachteten Hauptmaxima. Er erklärt auch, daß Meßstationen im Nordosten der Bundesrepublik an den in Frage kommenden Tagen keine signifikante Erhöhung der Aktivitätskonzentrationen registrieren.

Die quantitative Analyse der in Abb. 3a dargestellten Zusammenhänge zeigt, daß die in Tschernobyl freigesetzten Radionuklide, die entlang der Trajektorie vom 27.4., 12.00 UTC, transportiert wurden, die Bundesrepublik am 30.4. gegen 0.00 h an der Grenze zur Tschechoslowakei erreichen. Die Aktivitätsfahne überquert das Bundesgebiet entsprechend der Trajektorienbahn mit einer mittleren Geschwindigkeit von 3.4 m/s. Radionuklide, die in Tschernobyl etwa 12 Stunden vorher freigesetzt wurden, werden entlang der Trajektorie vom 27.4., 00.00 UTC, transportiert und erreichen die deutsch-tschechoslowakische Grenze am 1.5. gegen 0.00 h; sie überqueren das Bundesgebiet mit der gleichen Geschwindigkeit.

Diese Analyse des Verlaufs beider Trajektorien wird erhärtet durch Meßwerte im europäischen Ausland. So erklärt der Verlauf der Trajektorie vom 27.4., 00.00 UTC, den ersten Anstieg der Luftaktivität in Polen am 27.4. gegen 21.00 h. Simultan mit den

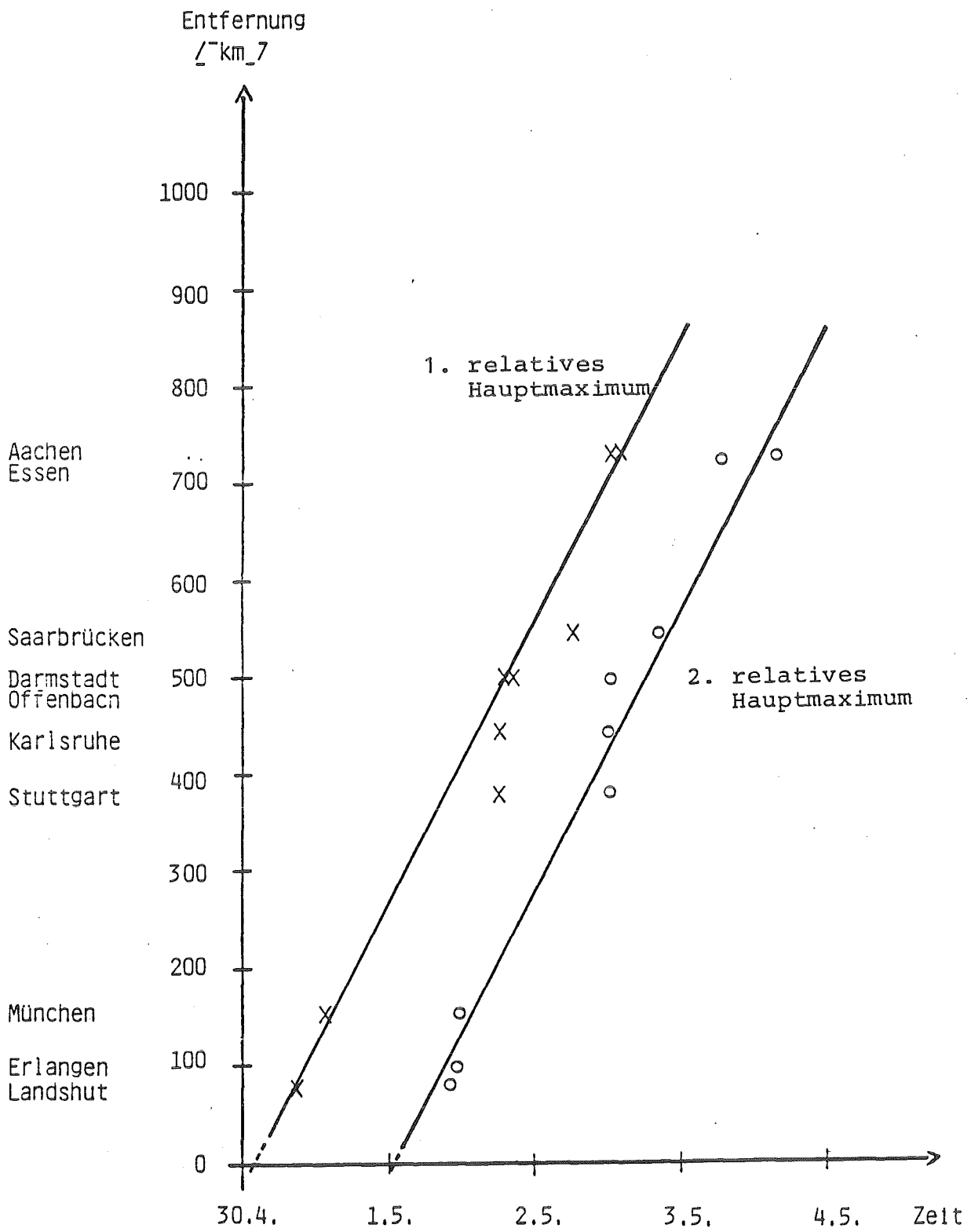


Abb. 3a Korrelation der gemessenen relativen Maxima der Luftaktivität mit dem Trajektorienverlauf

Messungen im Raum Aachen erfolgt in Holland und Südengland am 2.5. ein Anstieg der Aktivitätskonzentrationen in der Luft. Westliche Teile der einige Hundert Kilometer breiten Aktivitätsfahne gerieten voraussichtlich in eine rasche südöstliche Strömung, während im Inneren der Bundesrepublik vergleichsweise niedrige Windgeschwindigkeiten vorlagen. Dadurch überschreitet die Aktivitätsfahne die Linie Südostengland - Holland - Aachen gleichzeitig.

An keinem Ort der Bundesrepublik erreichen die Aktivitätskonzentrationen der Luft nach Durchzug der beiden Haupttrajektorien nochmals ähnliche Spitzenwerte. Allerdings zeigen sich - beginnend mit dem 3.5. - an nahezu allen Meßstationen von Süden nach Norden fortschreitend quer durch die Bundesrepublik kleine relative Maxima (s. Abb. 2), die dann auch an den Meßstationen im Nordosten der Bundesrepublik registriert werden, bei denen bisher keine erhöhten Luftaktivitäten vorlagen. Dieser Sachverhalt läßt sich mit dem Verlauf der Trajektorien erklären, die zwischen dem 29.4., 12.00 UTC und 30.4., 12.00 UTC von Tschernobyl ausgehen (Abb. 1d).

Zur quantitativen Überprüfung dieser Interpretation wurde unterstellt, daß die in Tschernobyl am 29.4., 12.00 UTC, gestartete Trajektorie im Laufe des 3.5. die Bundesrepublik an der Südgrenze zu Österreich und der Schweiz erreicht und in nördlicher Richtung das Bundesgebiet überquert. In Abb. 3b ist der von der Trajektorie zurückgelegte Weg seit Erreichen der Bundesrepublik als Ordinate aufgetragen. Die Abszisse ist die Zeitskala beginnend mit dem 3.5., 0.00 h. In das Schaubild eingetragen sind die Zeitpunkte, an denen von den jeweiligen Meßstationen das erste und weitere relative Nebenmaxima der Aktivitätskonzentrationen in der Luft registriert wurden. Wie bei der Analyse der beiden Hauptmaxima, läßt sich auch hier eine Gerade durch die Meßwerte zeichnen; dies stützt die Annahme, daß entlang der Trajektorien vom 29.4., 12.00 UTC, und den folgenden Stunden Radionuklide in die Bundesrepublik transportiert worden sind, allerdings in deutlich geringeren

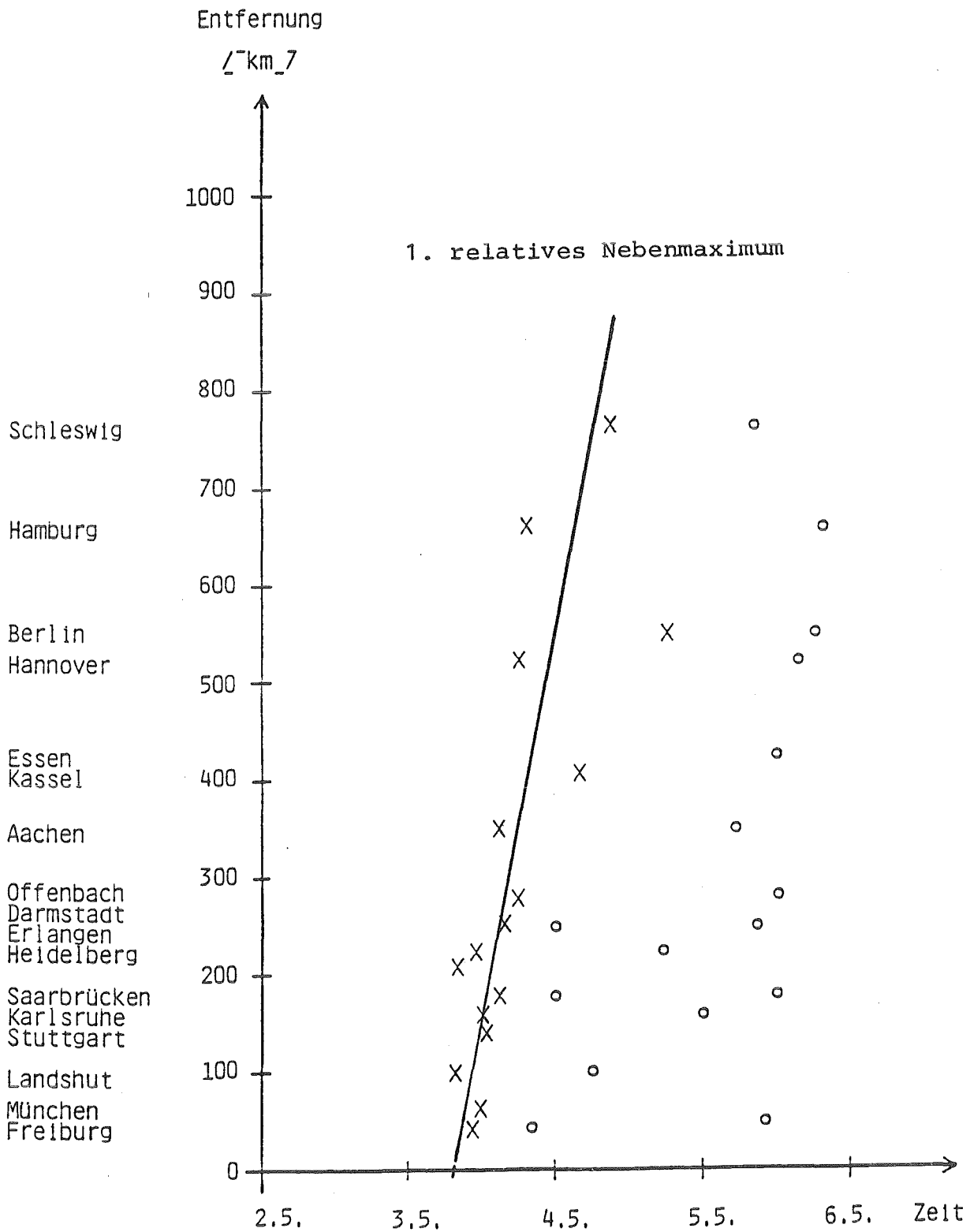


Abb. 3b Korrelation der gemessenen relativen Nebenmaxima der Luftaktivität mit dem Trajektorienverlauf

Konzentrationen. Nach Erreichen des Bundesgebiets bewegt sich die Aktivitätsfahne mit etwa 9 m/s nach Norden und erreicht Nord- bzw. Ostsee nach etwa 24 Stunden.

Nach dem 7.5. werden an keiner Meßstation in der Bundesrepublik Aktivitätskonzentrationen in der Luft registriert, die auf eine erneute direkte Zufuhr von radioaktiven Schadstoffen aus Tschernobyl schließen lassen. Die am 27.4. freigesetzten Radionuklide lieferten offensichtlich den Hauptbeitrag zur Kontamination des Bundesgebietes. Allerdings kann aufgrund der gemessenen Aktivitätskonzentrationen in der Bundesrepublik nicht auf die aus dem Reaktor von Tschernobyl freigesetzte Menge radioaktiven Materials geschlossen werden, da Radionuklide sowohl europa- und weltweit verteilt wurden als auch in größere Höhen gelangten. Letzteres wird im wesentlichen durch folgende zwei Fakten begründet:

- i) wegen des Graphitbrandes war die Freisetzung selbst mit einer hohen thermischen Energie verbunden;
- ii) konvektive Bedingungen in der Atmosphäre unterstützten zusätzlich den Aufstieg der Fahne am Ort der Freisetzung.

Aufgrund beider Phänomene wurden vermutlich nennenswerte Mengen radioaktiven Materials auch in größere Höhen (etwa 5 km) verfrachtet. Mit der dort im allgemeinen vorherrschenden Westströmung wurden die Radionuklide um die Nordhemisphäre transportiert. Dies bestätigen Messungen in Japan und den USA. Der in den ersten Stunden des Unfalls freigesetzte und in 5 km Höhe transportierte Teil der Aktivität erreichte Europa wieder am 12.5.1986.

Während der Ausbreitung der Aktivitätsfahne führen Depositionsvorgänge zur großräumigen Kontamination der Bodenoberfläche. Dabei ist zu unterscheiden zwischen der trockenen Ablagerung (Fallout) und der niederschlagsbedingten nassen Ablagerung. In der zweiten Tageshälfte des 30.4. zieht eine Kaltfront mit starken Niederschlä-

gen und Gewittern von Westen her über das Gebiet der Bundesrepublik. Zu diesem Zeitpunkt befindet sich die Aktivitätsfahne vom 27.4., 12.00 UTC (Abb. 1c), im süddeutschen Raum. Dort kommt es folglich zu Auswaschvorgängen in den kontaminierten Luftschichten und damit zu erheblichen Aktivitätskonzentrationen auf der Bodenoberfläche. Typische Werte im Raum München liegen für I-131 bei $80'000 \text{ Bq/m}^2$ und für Cs-137 bei $20'000 \text{ Bq/m}^2$. Bei Eintreffen der Aktivitätsfahne im südwest- und westdeutschen Raum treten keine Regenfälle mehr auf, da sich zu dieser Zeit Hochdruckeinfluß durchsetzte; die Aktivitätskonzentrationen auf der Bodenoberfläche liegen darum etwa 1 Zehnerpotenz niedriger.

Inzwischen liegen von einer Reihe von Meßstationen in der Bundesrepublik Informationen über die Isotopenzusammensetzung des Nuklidgemisches der Luft vor, die konsistent sind mit den Meßergebnissen aus verschiedenen anderen europäischen Ländern. Danach trägt in den ersten Tagen aerosolförmiges I-131 zu etwa $1/3$ und elementares sowie organisches I-131 zu etwa $2/3$ zur Aktivitätskonzentration von I-131 in der Luft bei, die etwa um den Faktor 5 über der Cs-137-Konzentration liegt. Das Edelgas Xe-133 kommt mit einer 40-mal höheren Aktivitätskonzentration als Cs-137 vor, Ru-103 hat eine gleich hohe Konzentration, während Sr-89, Sr-90, Zr-95, Nb-95, Ce-141 mit wenigen Prozent der Cs-137-Aktivität beteiligt sind. Erste einfache Ausbreitungsrechnungen mit dem Rechenprogramm UFOMOD bestätigen die gemessenen Nuklidbeiträge. Weitere detaillierte Analysen der Ausbreitungs- und Ablagerungsvorgänge sowie anschließende Unfallfolgenabschätzungen befinden sich in Vorbereitung.

2. Schwerpunkte der Weiterentwicklung des Unfallfolgenmodells UFOMOD

2.1. Einleitung und Übersicht

Auch nach und vielleicht sogar wegen des Reaktorunfalls von Tschernobyl werden Unfallfolgenabschätzungen von wesentlicher Bedeutung für die Beurteilung der Risiken kerntechnischer Anlagen bleiben. Stellen sie doch ein wichtiges Hilfsmittel zur Beurteilung aktiver und passiver Sicherheits- und Vorsorgeeinrichtungen innerhalb und außerhalb der Anlagen dar. Art und Umfang dieser Einrichtungen beeinflussen wesentlich das Spektrum und die Eintrittshäufigkeit von Unfallfolgen. Als besonders breites Anwendungsgebiet ist in diesem Zusammenhang die Optimierung administrativer und medizinischer Notfallschutzmaßnahmen mit dem Ziel der Minimierung von gesundheitlichen Risiken zu nennen. Hierzu gehört sowohl die sinnvolle Planung von zeitlichem Ablauf und Umfang der zu ergreifenden Maßnahmen als auch eine einheitliche Festlegung von Interventionskriterien, die eine eindeutige Entscheidung über das Auslösen der einzelnen Maßnahmen ermöglichen.

Zur Durchführung der Unfallfolgenabschätzungen werden Rechenmodelle benötigt, die die relevanten physikalischen, chemischen und biologischen Transportprozesse beschreiben, denen die freigesetzten Radionuklide in der Umwelt bis hin zum Menschen unterliegen. Sie sind im Unfallfolgenmodell UFOMOD zusammengefaßt, das im Institut für Neutronenphysik und Reaktortechnik bearbeitet und weiterentwickelt wird. In Abb. 4 ist die generelle Struktur von UFOMOD zusammen mit den erzielbaren Zwischen- und Endergebnissen dargestellt. Ausgehend von luftgetragenen Aktivitätsfreisetzungen wird die atmosphärische Ausbreitung und Ablagerung des radioaktiven Materials auf der Bodenoberfläche berechnet. Da weder der Zeitpunkt der Freisetzung noch die dann gerade vorliegenden meteorologischen Bedingungen im voraus bekannt sind, werden die Ausbreitungsrechnungen mit mehreren Hunderten von Wetterabläufen wiederholt. Sie werden derart ausgewählt, daß das Spektrum der real auftretenden Wettersituationen weitgehend erfaßt ist. Unter Einbe-

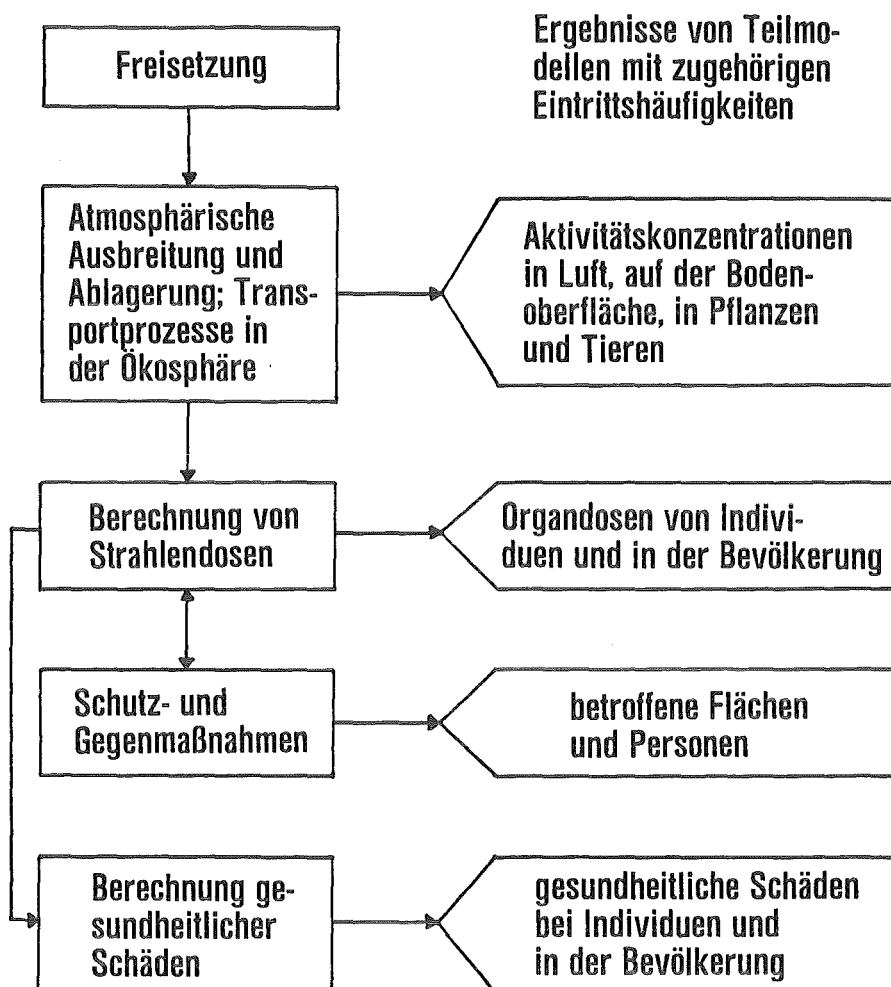


Abb. 4 Zwischen- und Endergebnisse des Unfallfolgenmodells UFOMOD

ziehung weiterer Transportprozesse in der Ökosphäre ergeben sich die möglichen Wertebereiche von Aktivitätskonzentrationen in der Luft, auf der Bodenoberfläche, in Pflanzen und Tieren. Entsprechend der Häufigkeit der unterstellten Wetterabläufe sind die einzelnen Konzentrationswerte mit Wahrscheinlichkeitswerten verknüpft.

Die Berechnung von Organdosen bei Individuen und in der Gesamtbevölkerung erfolgt unter Berücksichtigung der externen Strahlung aus der Aktivitätsfahne und der am Boden abgelagerten Radionuklide sowie der internen Strahlung nach Inhalation von radioaktivem Mate-

rial mit der Atemluft und nach Verzehr kontaminierter Nahrungsmittel. Dabei werden die Strahlenexposition mindernde Schutz- und Gegenmaßnahmen berücksichtigt. Zu den wichtigsten gehören Aufsuchen schützender Räume, Evakuierung kontaminierter Gebiete, Verzehrverbote für kontaminierte Nahrungsmittel sowie Dekontaminationsmaßnahmen.

Der letzte Schritt einer Risikoabschätzung ist die Ermittlung der Unfallfolgen. Im Spektrum dieser Unfallfolgen lassen sich zwei qualitativ unterschiedliche Arten von Risiken für die Bevölkerung unterscheiden, nämlich zum einen die gesundheitlichen Schäden und zum zweiten die Auswirkungen von Schutz- und Gegenmaßnahmen, die ergriffen werden, um die Strahlenexposition und damit die gesundheitlichen Schäden so gering wie möglich zu halten. Eine umfassende Beurteilung und Analyse der Risiken kerntechnischer Anlagen darf sich jedoch keinesfalls beschränken auf die Diskussion allein dieser Konsequenzen, sondern muß alle Zwischenergebnisse, insbesondere die zu erwartenden Strahlendosen, sowie die Verknüpfung aller Ergebnisse miteinander, einbeziehen.

Die möglichst vollständige Erfassung und Dokumentation der quantifizierbaren Unfallfolgen ist eines der Ziele der Weiterentwicklung des Unfallfolgenmodells UFOMOD im Rahmen der "Deutschen Risikostudie Kernkraftwerke" - Phase B. Hauptanliegen der Arbeiten war und ist jedoch die realistische Modellierung aller Vorgänge nach dem neuesten Stand wissenschaftlicher Kenntnisse. Inzwischen sind sämtliche Teilmodelle, Parameterwerte und Datensätze verbessert oder vollständig erneuert. Durch die Zusammenarbeit mit Forschungseinrichtungen in ganz Europa im Rahmen des Projekts MARIA¹⁾ der Kommission der Europäischen Gemeinschaften (DG XII) und den

1) MARIA = Methods for Assessing the Radiological Impact of Accidents

guten Kontakten zu SANDIA National Laboratories, USA, ist sichergestellt, daß der jetzt erreichte hohe Detaillierungsgrad des Unfallfolgenmodells auch zukünftig dem internationalen Standard entspricht.

Im folgenden wird nur stichwortartig auf die wesentlichen Modellverbesserungen eingegangen. Eine ausführlichere Beschreibung wurde während der Jahrestagung Kerntechnik '86 gegeben /2/.

2.2 Atmosphärische Ausbreitung und Ablagerung

Eines der Hauptziele der Bemühungen um Modellverbesserungen war es, das geradlinige Gauß-Fahnenmodell der DRS-A durch realistischere Ausbreitungsmodelle zu ersetzen. Dabei waren zwei wesentliche Punkte zu berücksichtigen:

- (1) Die neuen Freisetzungsdaten von möglicherweise frühschadensrelevanten Quelltermen sind charakterisiert durch deutlich längere Freisetzungszeiten bis hin zu mehr als 10 Stunden; über solch lange Zeiträume muß die Modellierung konstanter Windrichtung versagen; folglich müssen zukünftig die zu erwartenden Windrichtungsänderungen während des Freisetzungsvorgangs und auf dem Ausbreitungsweg berücksichtigt werden.
- (2) Die Ausbreitungsrechnungen sind über viele hundert bis einige tausend Kilometer durchzuführen. Weder die Datenbasis noch das Ausbreitungsmodell der DRS-A waren für diese Aufgabenstellung geeignet.

Um geeignete Ausbreitungsmodelle zu identifizieren, wurden von PNS/INR Vergleichsrechnungen mit atmosphärischen Ausbreitungsmodellen initiiert /3/. Der Teil der Untersuchungen, bei dem die Ergebnisse von 10 Rechenmodellen unterschiedlicher Komplexität untereinander und mit experimentell gewonnenen Daten aus einzelnen atmosphärischen Ausbreitungssituationen verglichen wurden, sind inzwischen abgeschlossen /4/. Gleichzeitig begonnene Unfallfolgenabschätzungen, bei denen 4 verschiedene Ausbreitungsmodelle mit UFOMOD verknüpft werden, befinden sich in der Auswertung. Basie-

rend auf diesen Untersuchungen wurden die verfügbaren Ausbreitungsmodelle unter den Randbedingungen von Unfallfolgenabschätzungen bewertet, was schließlich zu einem völlig neuen Konzept für das gesamte Unfallfolgenmodell UFOMOD führte. Es besteht zukünftig aus zwei Modellteilen (Abb. 5):

- (1) dem Nahbereichsmodell, das vor allem zur Abschätzung von schnellen Notfallschutzmaßnahmen und Strahlenfrühschäden konzipiert ist;
- (2) dem Fernbereichsmodell, das vor allem der Abschätzung von langfristigen Schutz- und Gegenmaßnahmen und somatischen Spätschäden sowie genetischen Effekten dient.

Die atmosphärische Ausbreitung wird zukünftig mit Trajektorienmodellen beschrieben. Der modulare Aufbau des neuen UFOMOD gestattet den Einsatz beliebiger Rechencodes dafür, wenn sie die benö-

UFOMOD	
Nahbereichsmodell (≤ 50 km)	Fernbereichsmodell (≥ 50 km)
Atmosphärische Ausbreitung	
MUSEMET (KFA) RIMPUFF (RISO) 10 Meßstationen mit 1-stündigen synoptischen Daten der Jahre 1982 und 1983	MESOS (ICST) Windfelder im Ge- biet 10° W-30° E und 36° N-62° N ≈ 800 Meßstationen mit 3-stündigen synoptischen Daten der Jahre 1982 und 1983

Abb. 5 Struktur des Unfallfolgenmodells der DRS-B

tigten Luft- und Bodenkonzentrationen für die Weiterverarbeitung geeignet zur Verfügung stellen. Die Rechnungen zur DRS-B werden voraussichtlich wie folgt durchgeführt:

- (1) Zur Ermittlung der Konzentrationsverteilungen im Nahbereich (≤ 50 km) sind die Ausbreitungsmodelle MUSEMET /5/ (KFA Jülich) bzw. RIMPUFF /6/ (RISO, Dänemark) vorgesehen.
- (2) Die Berechnung der Konzentrationsverteilungen im Fernbereich (≥ 50 km) wird mit dem Rechenprogramm MESOS /7/ (ICST¹), UK durchgeführt; in MESOS erfolgt die Ausbreitung der Aktivitätsfahne entlang vorberechneter Windfelder.
- (3) Bei den Ausbreitungsrechnungen im Nahbereich werden die stündlichen synoptischen Aufzeichnungen der dem Standort zugeordneten meteorologischen Meßstation verwendet. Insgesamt wurden vom Deutschen Wetterdienst (DWD) die Daten von 10 Stationen aus den Jahren 1982/83 zur Verfügung gestellt.

Die Windfelder für die Fernausbreitung werden aus den 3-stündigen Wetteraufzeichnungen von etwa 800 Meßstationen in ganz Europa großräumig in einem Gebiet von etwa 3000 km x 3000 km ermittelt. Die Datenbasis entstammt ebenfalls den Jahren 1982/83.

2.3 Strahlenexposition und Dosisberechnung

Ein weiterer Schwerpunkt der Modellverbesserung betrifft die Berechnung der Strahlendosen durch externe Strahlung in bewohnten Gebieten. Dabei ist die Abschirmwirkung von Häusern und urbanen Strukturen ein wichtiger Faktor, der sensitiv v.a. in die Fröhschadensberechnung eingeht. Im Mittel befindet sich etwa 90% der Bevölkerung in Wohngebieten; außerdem sehen die Notfallschutzmaßnahmen bei einem Reaktorunfall das Aufsuchen von schützenden Räumen vor. Darum kommt der Neuberechnung von Abschirmfaktoren von Gebäuden in urbanen Strukturen eine erhebliche Bedeutung zu. Tab. 1 zeigt exemplarisch Ergebnisse für Abschirmfaktoren für Wolkenstrahlung im Vergleich zu den in der DRS-A verwendeten Daten. Die für verschiedene Aufenthaltsorte berechneten Abschirmfaktoren

¹) ICST = Imperial College of Science and Technology

Abschirmfaktoren (Cs-137)		
Ort	GSF	DRS-A
im Freien	1	1
Fertigteilhäuser	1	0.3
im Freien, bebautes Gebiet	0.3	1
Doppelhaushälften	0.3	0.3
obere Stockwerke in Häuserzeilen	0.05	0.2 - 0.25
Keller mit Fenstern	0.05	0.2
Untere Stockwerke in Häuserzeilen	0.01	0.2 - 0.25
Keller in Häuserzeilen	0.001	0.1

Tab. 1 Abschirmfaktoren für halb-unendliche Wolke

erstrecken sich über etwa 3 Zehnerpotenzen. Folglich ist ein breites Spektrum von Dosiswerten zu erwarten, durch das die Strahlungsexposition in urbanen Gebieten gegenüber der DRS-A realistischer beschrieben wird. Die Abschirmfaktoren gegenüber Wolken- und Bodenstrahlung wurden für die DRS-B von der Gesellschaft für Strahlen- und Umweltforschung (GSF), Neuherberg, ermittelt /8/. Eigene Abschirmrechnungen für 12 charakteristische Gebäudetypen vervollständigen den Kenntnisstand /9/.

In diesem Zusammenhang ist von Bedeutung, daß sämtliche Datensätze von Dosisfaktoren sowohl für externe als auch für interne Strahlenexposition von der GSF neu berechnet und für das Unfallfolgenmodell bereitgestellt wurden. Zukünftig können bis zu 141 Radionuklide in den Unfallfolgenrechnungen berücksichtigt und die Strahlendosen von bis zu 21 Organen ermittelt werden.

Einer der Schwachpunkte des Unfallfolgenmodells der DRS-A war die aus WASH-1400 übernommene Modellierung des Ingestionspfads. In diesem Modell wird die totale Aktivitätszufuhr durch Ingestion von Milch und pauschal durch alle übrigen landwirtschaftlichen Produkte ohne explizite Zeitabhängigkeiten beschrieben. Das Modell erlaubt daher z.B. nicht, saisonale Unterschiede der Aktivitätszufuhr bei Unfallzeitpunkten in verschiedenen Jahreszeiten zu berücksichtigen.

Die inzwischen abgeschlossene Entwicklung des dynamischen Nahrungskettenmodells ECOSYS /10/ erlaubt es, das zeitliche Verhalten der Aktivität in Böden, Pflanzen, Futtermitteln sowie pflanzlichen und tierischen Nahrungsmitteln nach einer einmaligen Deposition an einem beliebigen Tag des Jahres zu berechnen.

Für die Modellierung in UFOMOD wurden mit ECOSYS Datensätze der normierten Aktivitätskonzentrationen vorberechnet, und zwar in den 8 Nahrungsmitteln Milch, Rind- und Schweinefleisch, Getreide, Kartoffeln, Blatt- und Wurzelgemüse sowie andere Gemüsearten. Die Konzentrationsdaten liegen für 22 Nuklide zeitabhängig bis zu 200 Jahre nach einer Freisetzung am 1. Januar und am 1. Juli vor. Die beiden Freisetzungzeitpunkte sind repräsentativ für Unfälle im Winter- und Sommerhalbjahr. Dadurch wird es möglich, im Unfallfolgenmodell den Ingestionspfad ebenfalls dynamisch zu modellieren und insbesondere Unterschiede in den Unfallfolgen bei Freisetzungen in verschiedenen Jahreszeiten aufzuzeigen.

2.4 Gesundheitliche Schäden

Die Abschätzung der gesundheitlichen Schäden in einer zusätzlich strahlenexponierten Bevölkerung ist wesentlicher Bestandteil einer Unfallfolgenrechnung. Im Spektrum möglicher Schäden wird unterschieden zwischen somatischen Strahlenfrühschäden, somatischen Strahlenspätchäden, teratogenen und genetischen Effekten. Die Schadenseintrittswahrscheinlichkeiten für somatische Strahlenspätchäden wurden von der GSF für die DRS-B neu berechnet. Für die

anderen gesundheitlichen Schäden lagen bis Ende letzten Jahres trotz vielfacher Diskussion keine gegenüber der DRS-A verbesserten Rechenmodelle vor. Allerdings ist inzwischen das "Health Effects Model for Nuclear Power Plant Accident Consequence Analysis" für das von SANDIA entwickelte Unfallfolgenmodelle veröffentlicht worden /11/. Es enthält eine umfassende Darstellung der möglichen gesundheitlichen Schäden nach unfallbedingten Radionuklidfreisetzungen und alle zugehörigen Rechenmodelle und Datensätze. Darum wurden im November '85 und Januar '86 Besprechungen mit amerikanischen, englischen und deutschen Experten im KfK organisiert. Aufgrund der ausführlichen Informationen und Diskussionen über die amerikanischen Modelle konnte das Konzept der Modellierung gesundheitlicher Schäden im Unfallfolgenmodell UFOMOD entwickelt werden. Die Hauptmerkmale lassen sich wie folgt zusammenfassen:

- Es werden Dosis-Risiko-Beziehungen für die letalen somatischen Strahlenfrühschäden akutes Knochenmarksyndrom, Lungensyndrom und Magen-Darm-Syndrom berücksichtigt. Die Mortalität bei Un- und Neugeborenen wird ebenfalls abgeschätzt. Zusätzlich werden Katarakte, Lungenfunktionsstörungen, Schilddrüsenunterfunktion und geistige Behinderung bei Kindern ausgewiesen. Die Dosis-Risiko-Beziehungen dafür entstammen nahezu unverändert dem amerikanischen Modell.
- Die Abschätzung letaler und nicht-letaler somatischer Strahlenspätbeschäden basiert in Zukunft - in Abhängigkeit von der Schadensart - teilweise auf einem absoluten (A) und teilweise auf einem relativen (R) Risikomodell (s. Abb. 6). Beim in der Phase A verwendeten absoluten Risikomodell wird davon ausgegangen, daß die Anzahl der pro Zeiteinheit auftretenden strahleninduzierten Spätbeschäden über einem gewissen Zeitraum nach der Bestrahlung konstant bleibt. Beim relativen Risikomodell dagegen wird angenommen, daß das Verhältnis von zusätzlich strahleninduzierten Spätbeschäden zur natürlichen spontanen Inzidenz der verschiedenen Schadensarten über den Zeitraum nach der Bestrahlung konstant bleibt. Da die Zahl von Krebsfällen i.a. mit zunehmendem Alter ansteigt, wird mit dem relativen Risikomodell wegen der Proportionalität eine große Anzahl strahleninduzierter Spätbeschäden noch im hohen Alter ermittelt.

Weiterhin werden in Zukunft lineare und linearquadratische Dosis-Risiko-Beziehungen gelten. In der Tab. 2 sind die Organe angegeben, für die sowohl Mortalität als auch Morbidität ermit-

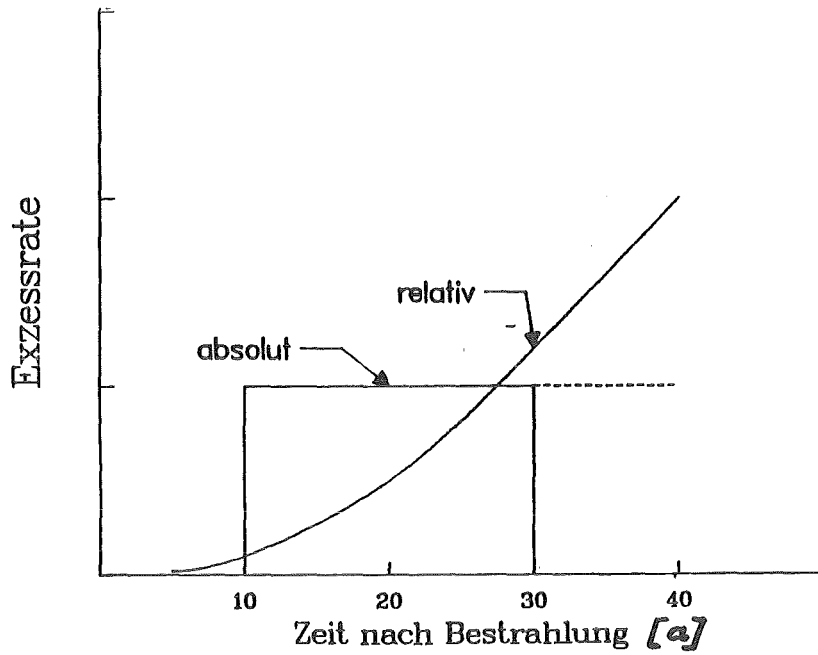


Abb. 6 Zeitmodelle für die Erhöhung der natürlichen Raten

Krebsart	Modell	ICRP 26 (L)	GSF	
			(LQ)	(L)
Leukämie	A	20	21	52
Knochen	A	5	1	1
Brust *	R	25	80	80
Lunge	R	20	36	90
GI-Trakt †	R		90	224
Schilddrüse	A/R	5	17	17
Andere	R	50	15	38
Summe		125	260	502

in utero (1% der Bevölkerung):

zusätzlich 3 Leukämiefälle

3 andere Krebsfälle

* Incl. Männer

† Magen, Kolon, Leber, Pankreas

Tab. 2 Somatische Spätschäden bis Lebensende je 10^6 Personen je rem (Niedrig-LET Strahlung, $\dot{D} < 5$ rem/Tag)

telt wird, sowie eine Übersicht über die neuen Risikofaktoren für letale somatische Spätschäden. Im Vergleich sind die Zahlenwerte der bisher benutzten Risikofaktoren aus ICRP 26 für lineare Dosis-Risiko-Beziehungen angegeben. Die Abschätzungen der gesundheitlichen Schäden in der DRS-B werden voraussichtlich mit der linearen und linearquadratischen Dosis-Risiko-Beziehung durchgeführt.

- Das Risiko für genetische Schäden in den folgenden Generationen wird entsprechend den Annahmen im amerikanischen Modell abgeschätzt. Dabei werden Genmutationen, Chromosomenaberrationen und multifaktorielle Schäden unterschieden.

Das gesamte Konzept wurde inzwischen auch mit der Strahlenschutzkommission (SSK) beim Bundesminister des Innern diskutiert.

2.5 Schutz- und Gegenmaßnahmen

Die in der Bevölkerung zu erwartenden Strahlendosen bzw. gesundheitlichen Schäden werden durch das Ergreifen von Schutz- und Gegenmaßnahmen reduziert und im günstigsten Fall sogar ganz vermieden. In der DRS-B werden die folgenden Maßnahmen modelliert:

- (1) Aufsuchen von Gebäuden und schützenden Räumen (Keller)
- (2) Evakuierung nach Durchzug der Aktivitätsfahne
- (3) Umsiedlung und Sperrung von Gebieten
- (4) Dekontamination von Immobilien und Land
- (5) Verbot des Verzehrs kontaminierter Nahrungsmittel

Das Aufsuchen von schützenden Räumen und die Evakuierung sind wirksame Maßnahmen gegen Tod durch akutes Strahlensyndrom. Eine denkbare vorsorgliche Räumung wird bei den Unfallfolgenabschätzungen der DRS-B zunächst nicht angenommen, da erst nach intensiver Analyse der Rechenergebnisse mit neuen Quelltermen und Diskussion mit den Katastrophenschutzbehörden über die Zweckmäßigkeit dieser Maßnahme entschieden werden kann.

Wichtige Elemente der Maßnahmen (1) und (2) sind die Vorlaufzeiten bis zur Alarmierung der Bevölkerung, Evakuierungsbeginn, das Aufbruchverhalten der Bevölkerung und die Fahrzeiten. Zur Festlegung der Parameter werden gemeinsam mit den Innenbehörden der Bundesländer Übungserfahrungen ausgewertet und die Ergebnisse spezieller Untersuchungen mit dem Evakuierungssimulationsprogramm EVAS des TÜV Rheinland herangezogen.

Die Maßnahmen (3) bis (5) zur Reduzierung somatischer Spätschäden erstrecken sich über längere Zeiträume. Zur Umsiedlung liegen seit der DRS-A keine neuen Erkenntnisse vor. Hinsichtlich der Dekontamination deuten in RISO durchgeführte Experimente darauf hin, daß der in der DRS-A als erreichbar angenommene Dekontaminationsfaktor 10 zu hoch eingeschätzt wurde. Realistische Werte liegen eher im Bereich 2-3. An der Festlegung von Interventionskriterien für das Verbot des Verzehrs kontaminierter Nahrungsmittel wird derzeit noch gearbeitet, da wegen der Neumodellierung des Ingestionspfades eine mit dem Nahrungskettenmodell konsistente Formulierung gefunden werden muß.

2.6 Zusammenfassung

Die - wenn auch sehr komprimierte - Beschreibung der im Unfallfolgenmodell UFOMOD der DRS-B enthaltenen Rechenmodelle und Datensätze zeigt, daß die Entwicklung eines geeigneten Rechenprogramms ein komplexer Vorgang ist. Es sind erhebliche Anstrengungen der beteiligten Fachgebiete notwendig, um die für ein Unfallfolgenmodell geeigneten Rechenvorschriften und Datensätze zur Verfügung zu stellen, die die wesentlichen Transportvorgänge in der Umwelt bis hin zum Menschen, die administrativen und medizinischen Schutz- und Gegenmaßnahmen und die Auswirkungen der Strahlenexposition auf den menschlichen Organismus möglichst realitätsnah und trotzdem noch rechentechnisch und in der Ergebnisdarstellung handhabbar zu beschreiben.

Zusammenfassend kann festgestellt werden, daß das neue Unfallfolgenmodell erhebliche Verbesserungen gegenüber der Version der DRS-A aufweist. Die neuen Parameterwerte und Datensätze entsprechen dem derzeitigen Stand der Wissenschaft. Dieses Ergebnis konnte nur durch die intensive Zusammenarbeit der im Institut für Neutronenphysik und Reaktortechnik an der Weiterentwicklung des Unfallfolgenmodells beteiligten Mitarbeiter mit einer Vielzahl von Institutionen erreicht werden; auf sie wird ausführlich in /2/ verwiesen.

Literatur

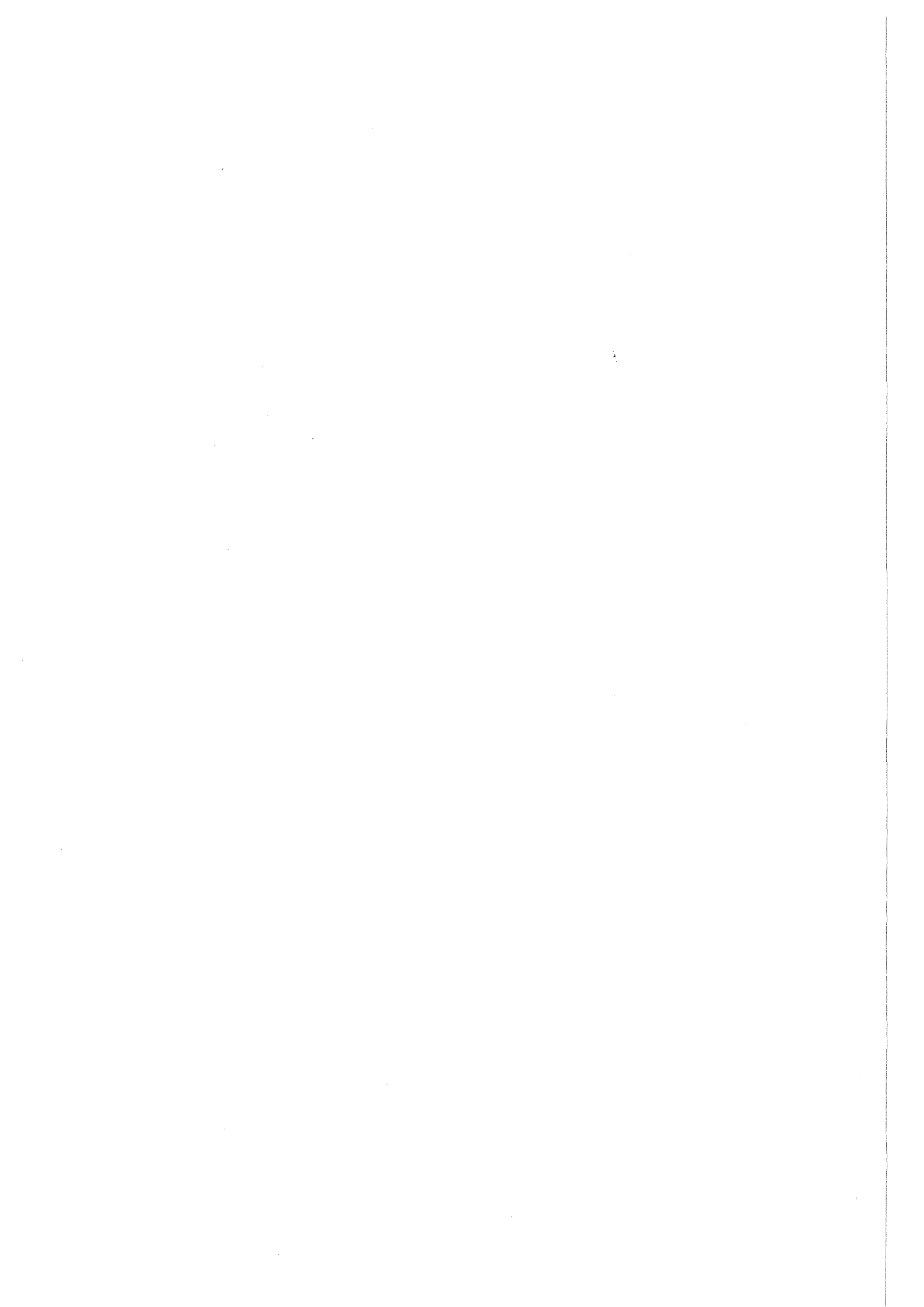
- /1/ H.-J. Panitz, C. Matzerath, J. Ehrhardt (KfK), W. Kusch (DWD), H. Geiß (KFA), K. Maßmeyer (GRS)
unveröffentlichter Bericht des KfK. 1986

- /2/ J. Ehrhardt, H.G. Paretzke
Modellierung und Abschätzung von Unfallfolgen
Fachvortrag, Jahrestagung Kerntechnik '86, Aachen,
8.-10. April 1986

- /3/ Unfallfolgenmodell für "Risikostudien für kerntechnische Anlagen"
Beiträge zu den Vorhaben PNS 4831 und PNS 4834 im Jahresbericht 1985 des Projektes Nukleare Sicherheit
Bericht KfK-4100, 1986

- /4/ J. Päsler-Sauer
Comparative Calculations and Validation Studies with Different Atmospheric Dispersion Models
KfK-Bericht, in Vorbereitung

- /5/ H. Geiß
Zur Anwendung von einfachen und weiterentwickelten Gauß-
Modellen
Atomwirtschaft Juli/August 28 (1983), s. 384-386
- /6/ T. Mikkelsen, S.E. Larsen, S. Thykier-Nielsen
Description of the RISØ-Puff-Model
Nuclear Technology, Vol. 76, Oct. 1984, p. 56-65
- /7/ H.M. ApSimon, A.J.H. Goddard
Atmospheric Transport of Radioisotopes and the Assessment of
Population Doses on a European Scale
Report EUR 9128EN, 1983
- /8/ R. Meckbach, P. Jacob, H.G. Paretzke
Shielding of Gamma Radiation by Typical European Houses
3rd Int. Symp. on Radiation Physics, Ferrara, Italien,
October 1985
- /9/ O. Graf
Berechnung von Gamma-Feldern auf Verkehrsflächen und in
Räumen von Häusern einer Stadtlandschaft nach einer Ablage-
rung radioaktiven Materials
Bericht KfK 3932, 1985
- /10/ M. Matthies, K. Eisfeld, H. Müller, H.G. Paretzke, G. Pröhl,
E. Wirth
Simulation des Transfers von Radionukliden in landwirtschaft-
lichen Nahrungsketten
GSF-Bericht S-861, 1982
- /11/ J.S. Evans, D.W. Moeller, D.W. Cooper
Health Effects Model for Nuclear Power Plant Accident
Consequence Analysis
Report NUREG/CR-4214, July 1985



PROJEKT NUKLEARE SICHERHEIT

ABSCHLUSSKOLLOQUIUM 1986

ERMÜDUNGSRISSEWACHSTUM IN REAKTORBAUSTÄHLEN
BEI ZYKLISCHER THERMOSCHOCKBELASTUNG

K. BETHGE⁺), D. MUNZ, H. STAMM

KERNFORSCHUNGSZENTRUM KARLSRUHE
PROJEKT NUKLEARE SICHERHEIT

⁺) Institut für Zuverlässigkeit und Schadenskunde im Maschinenbau
Universität Karlsruhe

1. Einleitung

Die Sicherheit von geschweißten Komponenten in der Kerntechnik, insbesondere des Primärkreislaufs von Druckwasserreaktoren hängt von einer zuverlässigen Bewertung von möglicherweise vorhandenen Schweißrissen ab. Die dabei anzuwendenden Methoden der Bruchmechanik sind weitgehend entwickelt und vielfach an meistens einfachen Versuchsproben im Labormaßstab erprobt worden. Die Übertragung dieser Erkenntnisse auf komplexe Bauteile und Beanspruchungen erfordert die Anwendung von Gesetzmäßigkeiten der Kontinuumsmechanik und in einigen Punkten zusätzliche Annahmen. Deshalb ist die Verifikation der bruchmechanischen Methoden an Bauteilen oder bauteilähnlichen Komponenten beim heutigen Stand der Erkenntnis notwendig.

Von den auf eine Komponente einwirkenden Belastungen ist die Thermoschockbelastung wegen der großen räumlichen und zeitlichen Gradienten am schwierigsten zu behandeln. Starke Thermoschockbelastungen können unter Umständen zu instabiler Rißausbreitung führen und müssen für den Fall der Notkühlung betrachtet werden. Wiederholte schwächere thermische Transienten können aber auch während des Normalbetriebs auftreten und zu einer Ermüdungsrißausbreitung führen. Untersuchungen zur instabilen Rißausbreitung unter Thermoschockbelastung werden z.Zt. an verschiedenen Stellen (ORNL, MPA Stuttgart) durchgeführt.

Die im Rahmen des Projektes Nukleare Sicherheit durchgeführten Untersuchungen zum stabilen Rißausbreitungsverhalten wurden durch die Thermoermüdungsuntersuchungen am Heißdampfreaktor in Kahl /1/ angeregt. Dort wird ein Stützenbereich zyklischen Thermoschockbeanspruchungen ausgesetzt und die Bildung und Ausbreitung von Rissen verfolgt. Schwierigkeiten bei der Verifikation bruchmechanischer Vorhersagemethoden bestehen in der ungenauen Kenntnis wichtiger Versuchsparameter wie Kühlbedingungen (Größe des Spritzflecks, Wärmeübergang), Materialdaten und Größe der Risse.

Um diese Schwierigkeiten zu umgehen bzw. möglichst gering zu halten, wurde ein Versuchsstand aufgebaut, der die wichtigsten bauteilspezifischen Gesichtspunkte enthält, der aber gegenüber einem Großversuch eine genauere Definition der Randbedingungen und die Verwendung von eindeutig charakterisierten Materialien ermöglicht.

Die Untersuchungen umfassen die folgenden Schwerpunkte:

- Thermoermüdungsexperimente
- Fraktografische Analyse
- Bruchmechanische Analyse
- Materialcharakterisierungsexperimente

2. Das Thermoermüdungsexperiment

2.1 Versuchsanlage und Belastungsbedingungen

Zur Durchführung der Thermoermüdungsexperimente wurde eine spezielle Prüfeinrichtung /2/ entworfen und aufgebaut. Als Probe dient eine kreiszylindrische Platte mit einem Durchmesser von 150 mm und einer Dicke von 20 mm, in welche mittels Funkenerosion zentrisch ein halbelliptischer Oberflächenriß eingebracht wird, der durch mechanische Biegewechselbelastung zu einem Ermüdungsanriß verlängert wird.

Die im Prüftopf (s. Abb. 1) gelagerte Probe wird in einem Heißluftstrom auf eine vorwählbare Temperatur zwischen 200°C und 450°C aufgeheizt. Nach Erreichen einer homogenen Ausgangstemperatur wird mittels eines Linearverstellgerätes ein Spritzstempel an die Probe herangefahren, um einen Spritzfleckbereich von 30 mm Durchmesser im Zentrum der Platte abzudichten. Während der sich anschließenden Kühlphase wird die angerissene Probenseite im Spritzfleckbereich für 5 s bzw. 15 s mit kaltem Wasser, das unter einem Druck von 38 bar steht und Umgebungstemperatur besitzt, lokal abgekühlt. Am Ende der Kühlphase wird der Spritzstempel abgefahren und die Probe erneut auf ihre Ausgangstemperatur aufgeheizt, die sie nach 2 bis 3 Minuten, abhängig von der Dauer der Kühlphase, wieder erreicht hat.

Nach einer vorgewählten Anzahl von Thermoschockzyklen wird die Probe einer erneuten mechanischen Ermüdungsbeanspruchung ausgesetzt. Auf der erzeugten Bruchfläche ist der Thermoermüdungsriß deutlich zwischen den rein mechanisch erzeugten Bruchflächen sichtbar.

Um die Beanspruchung der Probe während eines Belastungszyklus zu ermitteln, wurde eine ungerissene Referenzprobe mit 15 Thermoelementen bestückt, die

auf unterschiedlichen Radien und Tiefen innerhalb und außerhalb des Spritzfleckbereichs angeordnet sind. Damit konnte die räumliche und zeitliche Temperaturverteilung in der Probe bestimmt und mit Berechnungen mittels des FE-Programms ADINAT /3/ verglichen werden. Eine sehr gute Übereinstimmung zwischen gemessenem und berechnetem Temperaturverlauf wurde bei einem Wärmeübergangskoeffizienten von $20 \text{ kW/m}^2\text{K}$ erreicht. Abb. 2 zeigt den zeitlichen Verlauf der Temperatur an einigen Stellen der Probe.

Die Versuchsanlage ermöglicht die Erzeugung einer mehrachsigen Spannungsverteilung mit steilen Gradienten. Da die thermischen und mechanischen Randbedingungen sehr genau bekannt sind, lassen sich die bruchmechanischen Beanspruchungen bei Kenntnis der Rißgeometrie genau ermitteln. Die Anlage bietet die Möglichkeit, verschiedene Werkstoffe zu testen und die Versuchsparameter wie Anfangsrißgeometrie und Höhe der Belastung in einfacher Weise zu verändern.

2.2 Experimentelle Ergebnisse

Um im Rahmen der experimentellen Gegebenheiten einen möglichst breiten Bereich der Spannungsintensität zu erfassen, wurden mehrere Thermoermüdungsproben unterschiedlich hoch belastet. So wurden neben der Probenausgangstemperatur die Versuchsparameter Kühldauer, Rißgeometrie und Zyklenzahl variiert. Es wurden bisher die Druckbehälterstähle 22 NiMoCr 37 und 20 MnMoNi 55 sowie der austenitische Stahl X6 CrNi 18 11 untersucht. Hier wird über Ergebnisse am Stahl 20 MnMoNi 55 berichtet, von dem 7 Proben geprüft wurden. Anhand der beiden Thermoermüdungsproben A4 und A6, deren Belastungsdaten der Abb. 3 entnommen werden können, sollen die gefundenen Ergebnisse erläutert werden.

Rißwachstum aufgrund der zyklischen thermischen Belastung tritt bei allen Proben entlang der gesamten Rißfront des mechanischen Ermüdungsanrisses auf. Wie man an der Probe A4 erkennen kann, weist der Thermoermüdungsriß allerdings ein unregelmäßigeres Wachstum auf, als man bei mechanischen Ermüdungsversuchen an Oberflächenrissen beobachtet. Im allgemeinen ist der Thermoermüdungsriß im oberflächennahen Bereich stark verzweigt, außerdem wird dort bei manchen Proben verglichen mit dem tiefsten Punkt des Risses ein beschleunigtes Rißwachstum (s. Probe A6) beobachtet. Eine genaue Bestimmung des Rißwachstums an der Oberfläche gestaltet sich daher etwas

schwieriger als am tiefsten Punkt. Zur Beschreibung des an den verschiedenen Thermoermüdungsproben ermittelten Rißfortschritts Δa am tiefsten Punkt bzw. Δc an der Oberfläche des Anfangsrisses, der sich sehr gut durch einen halbelliptischen Riß idealisiert läßt, wurde die Endrißgeometrie durch eine Halbellipse vollständig eingehüllt und der mittlere globale Rißfortschritt pro Lastwechsel über dem Anstieg der Schwingbreite des Spannungsintensitätsfaktors ΔK (s. Abschnitt 3) von der Anfangs- zur Endrißgeometrie aufgetragen. Durch diese Vorgehensweise wird der im Experiment auftretende Bereich von ΔK während des Rißwachstums auf jeden Fall eingeschlossen.

Während die Rißwachstumsraten am tiefsten Punkt im Vergleich zu denen an der Oberfläche nur geringe Streuung aufweisen, lassen sich (s. Abb. 4) die an beiden Enden der Halbachsen der Ellipse bestimmten Rißgeschwindigkeiten nur durch ein breiteres Streuband beschreiben, welches wie die Wachstumsraten am tiefsten Punkt keine Abhängigkeit von der Kühldauer des Thermoermüdungsexperiments erkennen läßt.

Einige Proben wurden am VTT in Finnland fraktografisch im Rasterelektronenmikroskop untersucht. Dabei wurde nach einer Endox-Behandlung /4/, bei der eine dünne Oxidschicht von der Bruchfläche entfernt wurde, ein überwiegend duktiler und transkristalliner Bruchmechanismus mit typischer Schwingungsstreifenbildung festgestellt (Abb. 5). Lokale Schwingungsstreifenabstände von ca. $0,1 \mu\text{m}$ konnten in guter Übereinstimmung mit dem mittleren globalen Rißwachstum pro Lastwechsel bestimmt werden. Als ein Kennzeichen thermisch erzeugten Rißfortschritts wurden Sekundärrißbildung und Rißverzweigung im Übergangsbereich von mechanischem Ermüdungsanriß zu thermischem Rißfortschritt beobachtet.

3. Bruchmechanische Analyse

Die aus der Temperaturverteilung resultierende Spannungsverteilung wird bei der bruchmechanischen Analyse mittels des FE-Programms ADINA /3/ unter Verwendung temperaturabhängiger Materialparameter durchgeführt. In Abb. 6 ist als Beispiel die Spannungsverteilung im Zentrum der Platte für verschiedene Zeiten nach Einsetzen der Kühlung aufgezeichnet. Zur Berechnung der Schwingbreite des Spannungsintensitätsfaktors wurde die Rißgeometrie durch einen halbelliptischen Oberflächenriß der Tiefe a und der Länge $2c$ idealisiert. Es wurden gewichtet gemittelte Spannungsintensitätsfaktoren \overline{K}_A am

tiefsten Punkt und \overline{K}_C an der Oberfläche berechnet, wobei ein von Mattheck et al. /5/ entwickeltes auf der Methode der Gewichtsfunktionen basierendes Verfahren angewendet wird.

Die Entwicklung der Spannungsintensitätsfaktoren \overline{K}_A und \overline{K}_C im Verlauf der Kühlphase sind am Beispiel der Probe A4 in Abb. 7 für verschiedene Rißtiefen dargestellt. Nach einem steilen Anstieg durchläuft der Spannungsintensitätsfaktor für kurze Risse gleich zu Beginn der Kühlphase ein Maximum und erreicht bereits nach kurzer Zeit einen quasistationären Wert, der sich durch Verlängerung der Kühlphase nur unmerklich ändert. Bei tieferen Rissen nimmt der Spannungsintensitätsfaktor kontinuierlich bis zum Ende der hier betrachteten Kühlzeiten zu.

Die Schwingbreite des Spannungsintensitätsfaktors ergibt sich aus der Differenz zwischen dem minimalen (\overline{K}_{\min}) und maximalen Wert (\overline{K}_{\max}) während eines Zyklus. Da unter der Voraussetzung einer homogenen Temperaturverteilung am Ende der Aufheizphase die Thermospannungen verschwinden und somit $\overline{K}_{\min} = 0$ wird, ergibt sich für die Schwingbreite des Spannungsintensitätsfaktors $\overline{\Delta K} = \overline{K}_{\max} - \overline{K}_{\min} = \overline{K}_{\max}$.

Eine Vorhersage der sich ändernden Rißgeometrie und des Rißwachstums in Tiefen- und Längsrichtung erfordert die Kenntnis des Zusammenhangs zwischen ΔK und der Rißverlängerung pro Lastwechsel da/dN , die in Form der Paris-Beziehung

$$\frac{da}{dN} = C (\Delta K)^n$$

dargestellt werden kann.

Dazu wurden umfangreiche Untersuchungen durchgeführt, die im nächsten Abschnitt beschrieben werden.

4. Experimente zur Materialcharakterisierung

Für die Rißfortschrittsrechnung ist die genaue Kenntnis der Rißwachstumsparameter C und n der Paris-Beziehung von Bedeutung. Diese Parameter weisen neben ihrer Abhängigkeit vom Werkstoff und vom Spannungsverhältnis $R = K_{\min}/K_{\max}$ auch einen Einfluß des Umgebungsmediums an der Rißspitze, der Belastungsform und -frequenz auf. Zur Bestimmung von C und n wurden beglei-

tende mechanische Ermüdungsversuche durchgeführt. Dabei wurden Standardbruchmechanikproben (CT-Proben) nach ASTM-E 647 verwendet und mit einem bei allen Versuchen konstanten Spannungsverhältnis von $R = 0.1$ beaufschlagt.

Die Vorhersage des Rißwachstums unter Thermoermüdungsbeanspruchung bedingt aus den zuvor genannten Gründen eine möglichst genaue Anpassung der mechanischen Ermüdungsversuche hinsichtlich Belastungsfrequenz und -form an die Gegebenheiten des Thermoermüdungsexperiments. Deshalb wurden die mechanischen Ermüdungsversuche so ausgeführt, daß deren Belastungsfrequenzen $1/5$ Hz bzw. $1/15$ Hz den Kühlzeiten von 5 s bzw. 15 s des Thermoermüdungsexperiments entsprechen, wobei dem Einfluß der Haltezeit während des lastfreien Aufheizvorgangs des Thermoermüdungsexperiments keine Bedeutung zugemessen wurde. Ebenso wurde eine trapezförmige Belastungsfunktion untersucht, deren Verlauf dem zeitlichen Verlauf des Spannungsintensitätsfaktors beim Thermochock für flache Risse entspricht.

Bei Raumtemperaturversuchen an Laborluft und im Wasserbad konnte im untersuchten Frequenzbereich von $1/30$ Hz bis 20 Hz bei sinusförmiger Belastung an Laborluft kein Einfluß der Frequenz auf die Rißgeschwindigkeit, hingegen bei Messungen im Wasserbad aufgrund überlagerter Korrosionserscheinungen ein ausgeprägter Frequenzeinfluß nachgewiesen werden. Wie man anhand Abb. 8 erkennen kann, steigt die Rißgeschwindigkeit mit abnehmender Frequenz bis zu $1/15$ Hz stetig an, während eine weitere Reduzierung der Frequenz auf $1/30$ Hz keinen merklichen Zuwachs der Rißgeschwindigkeit bei fester Schwingbreite der Spannungsintensität bewirkt.

Um den Einfluß der Belastungsform auf die Rißgeschwindigkeit im Wasserbad zu untersuchen, wurden die mechanischen Ermüdungsproben neben einer sinusförmigen Lastfunktion mit einer den Lastverlauf beim Thermochock nachbildenden, trapezförmigen Lastfunktion beaufschlagt. Bedingt durch die gegenüber der sinusförmigen Lastfunktion kürzere Anstiegszahl bis zum Kraftmaximum stellt sich bei der trapezförmigen Belastungsform sowohl bei $1/5$ Hz als auch bei $1/15$ Hz (s. Abb. 8) eine geringere Rißgeschwindigkeit als bei sinusförmiger Belastung ein. Für die Rißwachstumsparameter C und n ergaben sich unter Berücksichtigung einer trapezförmigen Belastungsfunktion, Wasser als Umgebungsmedium an der Rißspitze und den beiden Frequenzen $1/5$ Hz bzw. $1/15$ Hz folgende Werte:

1/5 Hz : $C = 4,087 \cdot 10^{-8}$, $n = 2,558$

1/15 Hz : $C = 2,051 \cdot 10^{-7}$, $n = 2,094$

für ΔK in MPa \sqrt{m} und da/dN in mm/Zyklus

5. Vorhersage des Rißwachstums

In Abb. 9 werden die gemessenen Rißgeschwindigkeiten der Thermoermüdungsexperimente und Materialcharakterisierungsexperimente miteinander verglichen. Hierzu wurden die mechanischen Ermüdungsdaten verwendet, die der Thermochockbeanspruchung am ehesten entsprechen. Man erhält gut Übereinstimmung für das Rißwachstum in Tiefenrichtung. Wie bereits in Abschnitt 2.2 erwähnt wurde, tritt bei dem Rißwachstum an der Oberfläche eine größere Streuung auf, wobei bei einigen Proben die Rißgeschwindigkeit größer als bei der mechanischen Ermüdung war.

Als Beispiel für die Vorhersage des Thermoermüdungsrißwachstums aus den mechanisch ermittelten Daten werden die Proben A4 und A6 (s. Abb. 10) betrachtet. Es wurden dazu die oben genannten Rißwachstumsparameter C und n verwendet. Bei der Probe A4 ist eine sehr gute Übereinstimmung zwischen Vorhersage und Experiment zu erkennen. Bei der Probe A6 wird das Rißwachstum in Tiefenrichtung ebenfalls befriedigend vorausgesagt, während das Rißwachstum an der Oberfläche unterschätzt wird. Dies ist bereits aus Abb. 9 ersichtlich. Bei diesem Vergleich sollte beachtet werden, daß Ermüdungsrißgeschwindigkeiten relativ stark streuen und ein Fehler in der vorhergesagten Rißverlängerung um den Faktor 2 allgemein akzeptiert ist. Aus diesem Grunde werden bei Sicherheitsanalysen obere Grenzkurven verwendet und entsprechend große Sicherheitsbeiwerte eingeführt.

6. Zusammenfassende Bewertung

Die experimentellen Ergebnisse zur Thermoermüdung und die theoretischen Analysen haben gezeigt, daß Risse unter wiederholter Thermochockbelastung zuverlässig bewertet werden können. Voraussetzung dafür ist eine genaue Kenntnis der Belastung in Form der zeitlich und räumlich variierenden Temperaturverteilung und der daraus berechneten Verteilung der Spannungen und der Spannungsintensitätsfaktoren. Als weitere Voraussetzung muß die materialspezifische Rißausbreitungskurve und insbesondere ihre Abhängigkeit von der Belastungsfrequenz und dem umgebenden Medium bekannt sein.

Nachdem gezeigt wurde, daß eine Voraussage des Rißwachstums bei genauer Kenntnis der Randbedingungen und der Materialeigenschaften selbst unter der schwierigsten aller Belastungsarten, dem Thermoschock, möglich ist, ist die Anwendbarkeit der bruchmechanischen Methode nachgewiesen. Liegen die Randbedingungen und die Materialdaten nicht genau fest, so ist eine auf der sicheren Seite liegende Abschätzung des Rißausbreitungsverhaltens möglich, wenn von ungünstigsten Annahmen ausgegangen wird. Zusammen mit der inzwischen erreichten Qualität der zerstörungsfreien Prüfmethodik ist somit eine sichere Auslegung der Komponenten des Primärkreislaufs von Kernreaktoren möglich.

7. Literaturverzeichnis

/1/ Technischer Fachbericht PHDR 53-84

Untersuchungen zu Rißbildung und Rißfortschritt bei zyklischer Thermoschocklast an einem Druckbehälterstutzen, Jan. 85

/2/ G. Czuck, C. Mattheck, D. Munz, H. Stamm

Crack Growth under Cyclic Thermal Shock Loading, Nuclear Engineering and Design 84 (1985), 189 - 199

/3/ ADINAT/ADINA

A Finite Element Program for Automatic Dynamic Incremental Nonlinear Analysis, Report AE 81 - 2/Report AE 81 - 1, ADINA Eng. Inc. Watertown Mass. USA (1981)

/4/ M. Kempainen, K. Törrönen

An Evaluation of Oxide Removal from Corrosion Fatigue Fracture Surfaces, Technical Research Center of Finland, VTT-MET B-43, 24 p., 1982

/5/ C. Mattheck, P. Morawietz, D. Munz

Stress Intensity Factor at the Surface and at the Deepest Point of a Semi-Elliptical Surface Crack in Plates under Stress Gradients, Int. Journ. of Fracture 23 (1983), 201 - 212

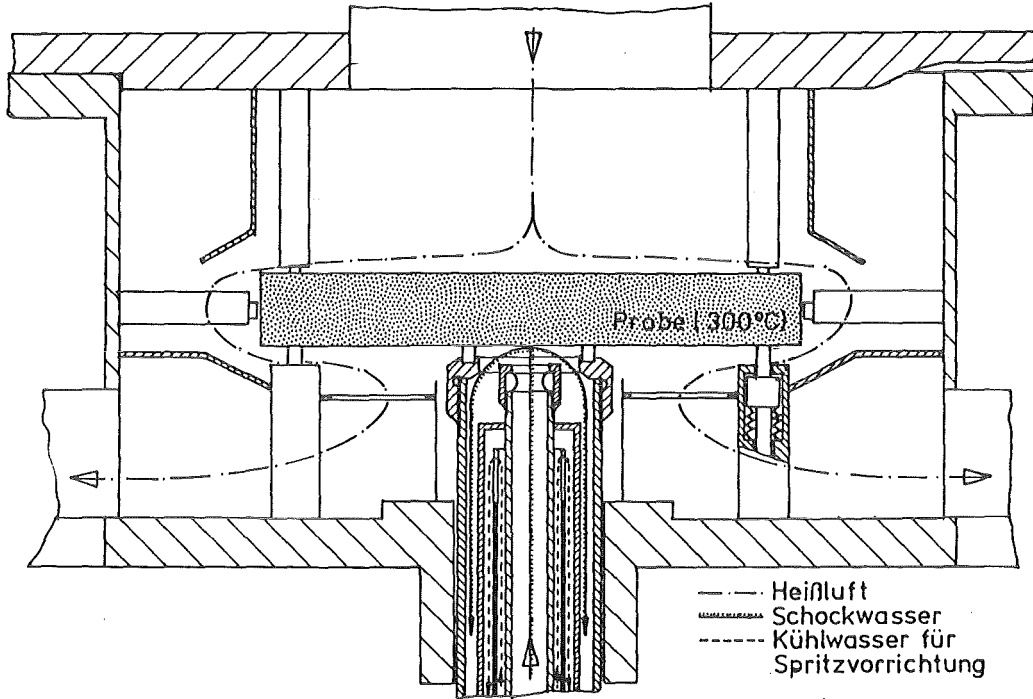


Abb.1 : Skizze der Versuchsanlage

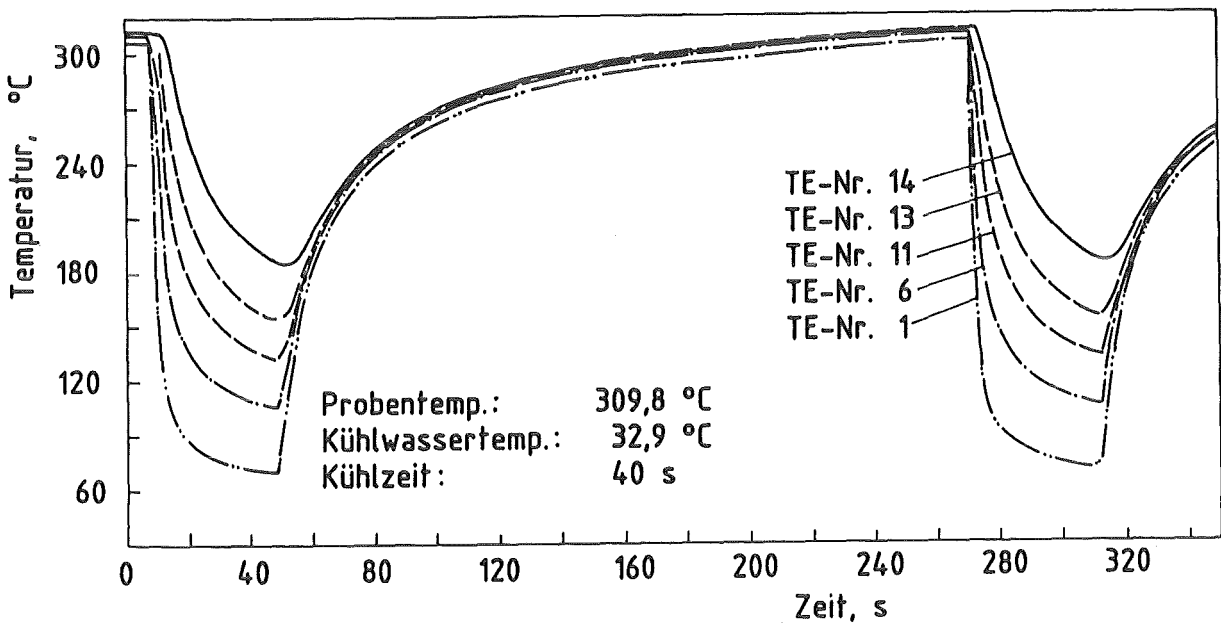
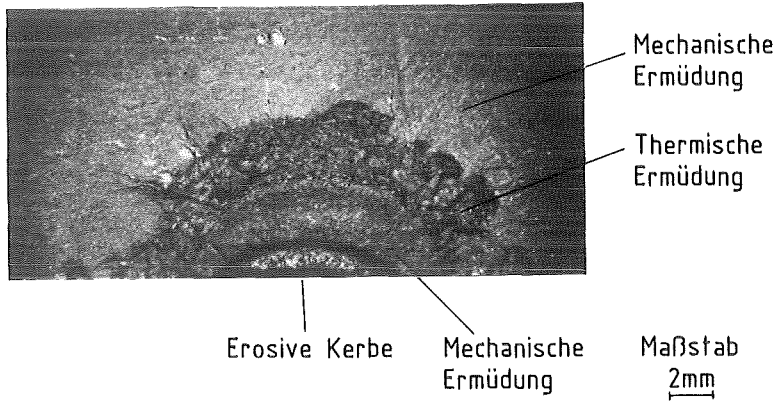
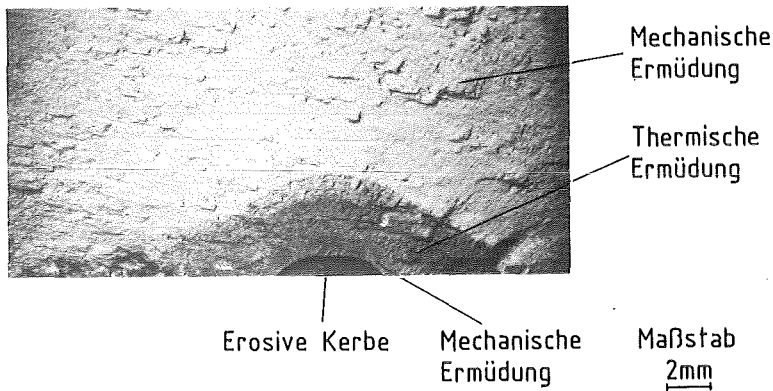


Abb.2 : Temperaturverlauf zweier aufeinanderfolgender Thermoermüdungszyklen



Probe:	A 4	Material:	20 Mn Mo Ni 5 5
Kühldauer:	15 s	Zyklenzahl:	20200
Ausgangstemp.:	313°C	Temperaturdifferenz ΔT :	275,8 °C



Probe:	A 6	Material:	20 Mn Mo Ni 5 5
Kühldauer:	5 s	Zyklenzahl:	15183
Ausgangstemp.:	414,3°C	Temperaturdifferenz ΔT :	363,2°C

Abb.3 : Bruchflächen der Thermoermüdungsproben A4 und A6

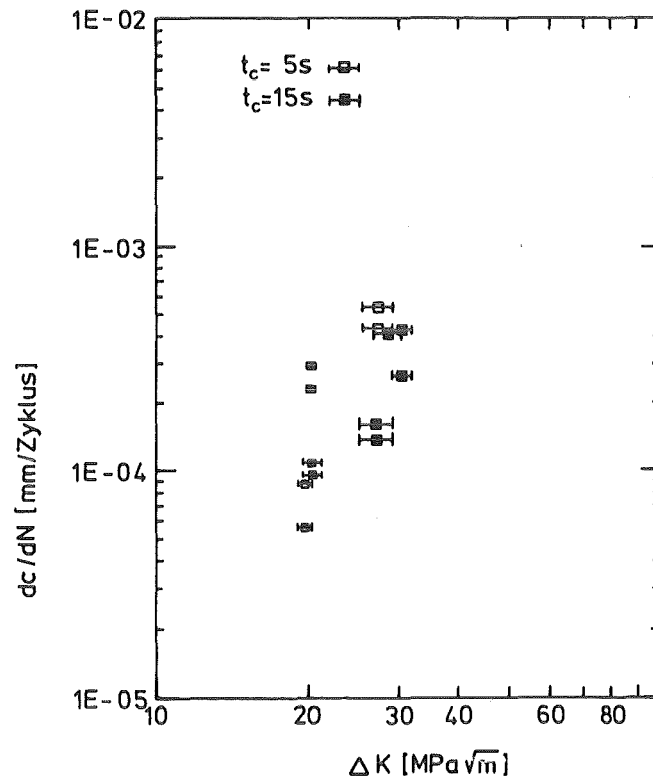
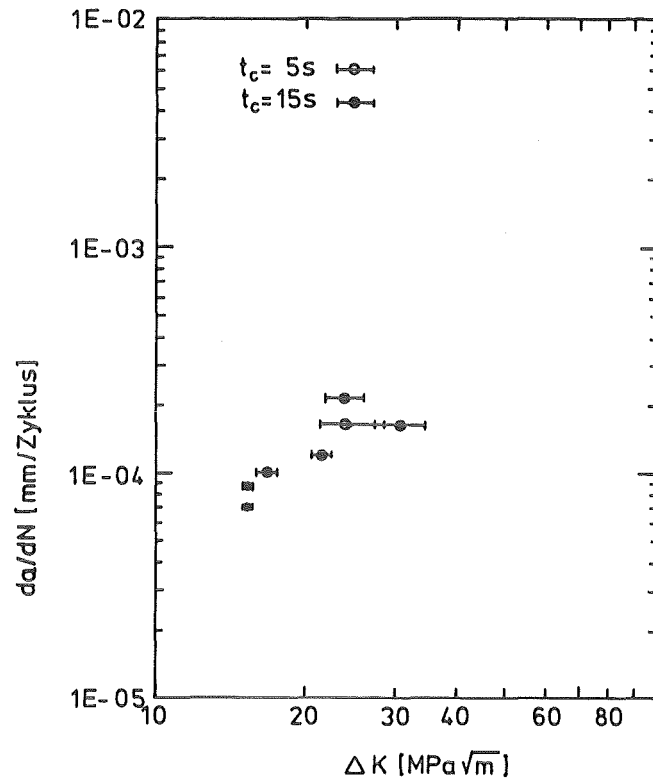


Abb.4 : Rißwachstumsraten am tiefsten Punkt da/dN und an der Oberfläche dc/dN des Thermoermüdungsrisse

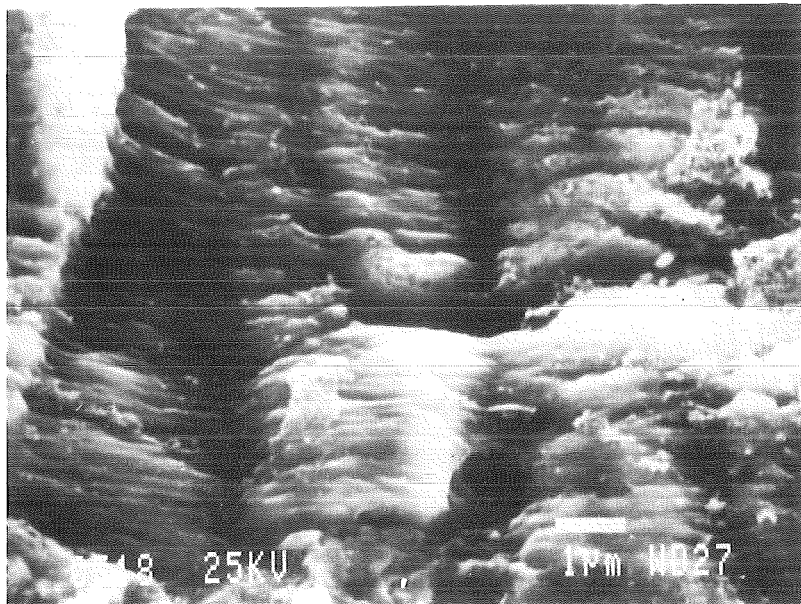
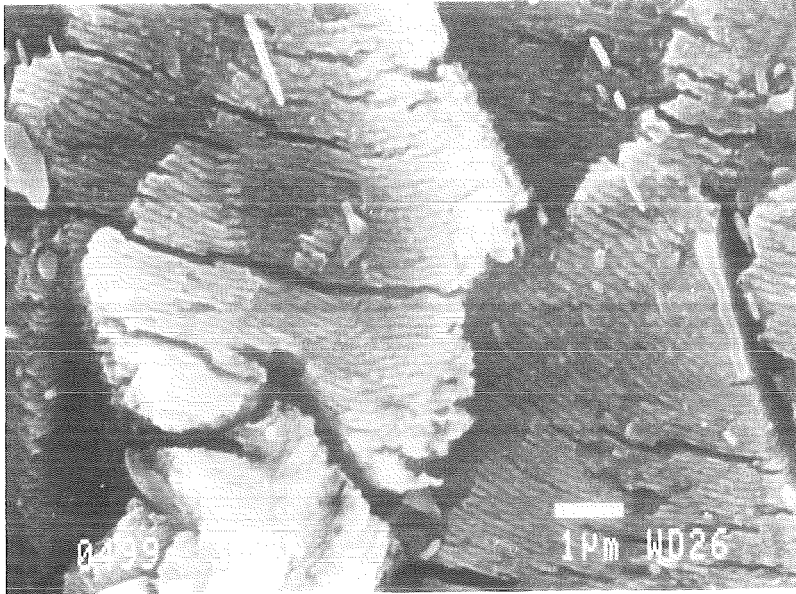


Abb.5 : Duktile Schwingungsstreifen auf Thermoermüdungsbruchflächen

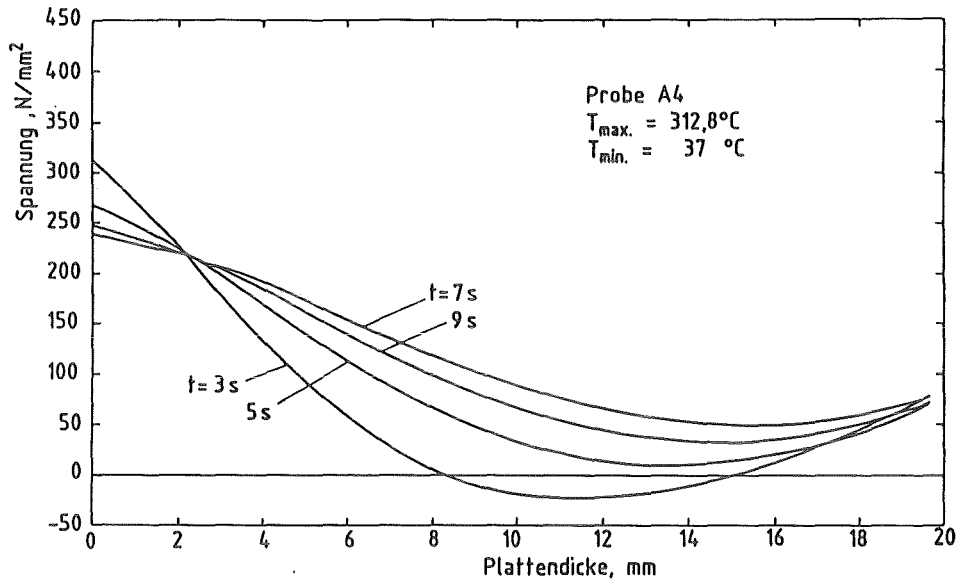


Abb.6 : Spannungsverteilung im Kühlfleckzentrum für verschiedene Zeiten nach Kühlbeginn

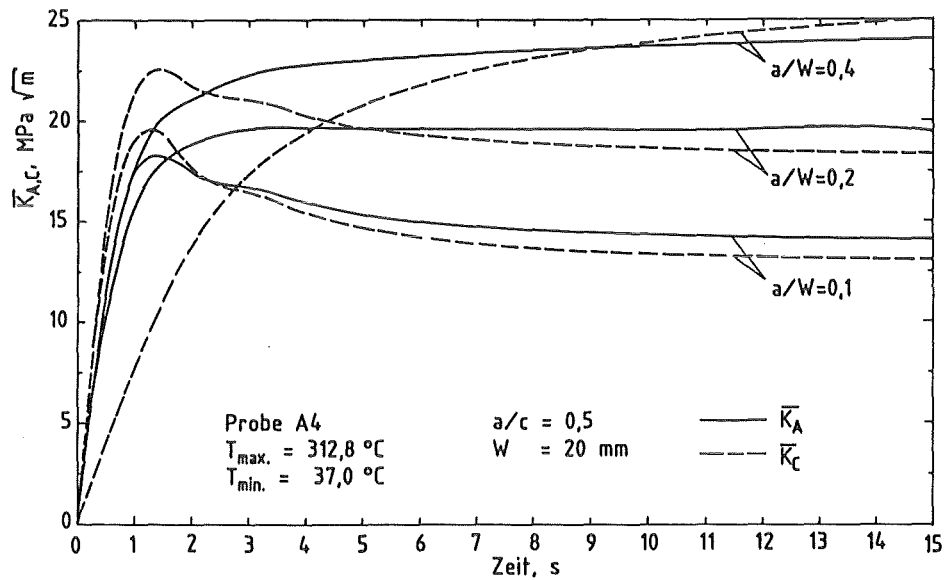


Abb.7 : Zeitlicher Verlauf der Spannungsintensitätsfaktoren \overline{K}_A und \overline{K}_C während der Kühlphase

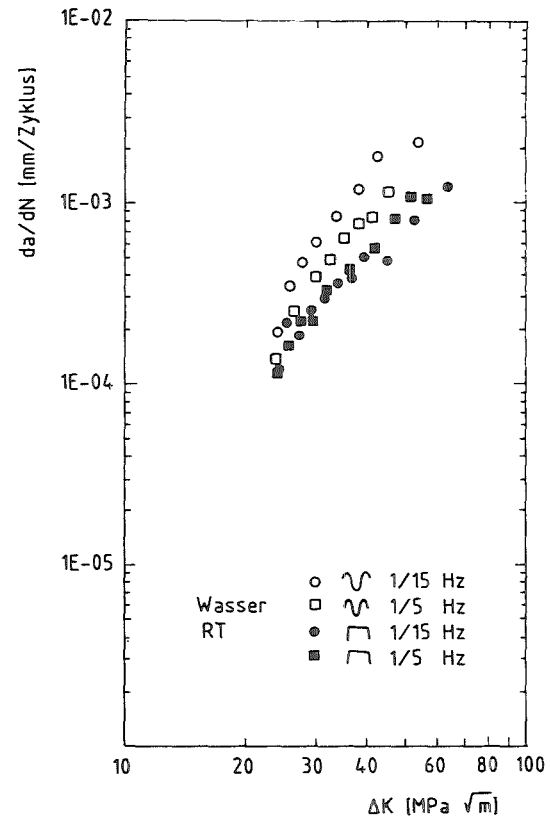
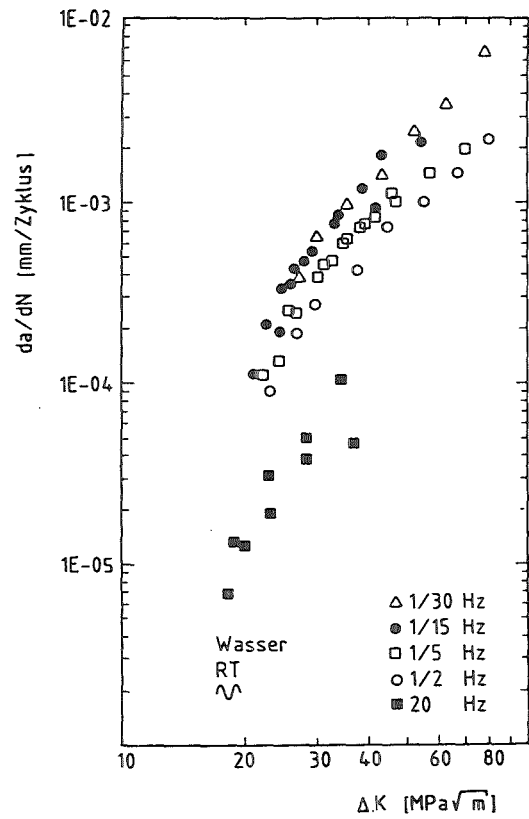


Abb.8 : Einfluß der Frequenz und der Belastungsform auf die Rißgeschwindigkeit im mechanischen Ermüdungsexperiment

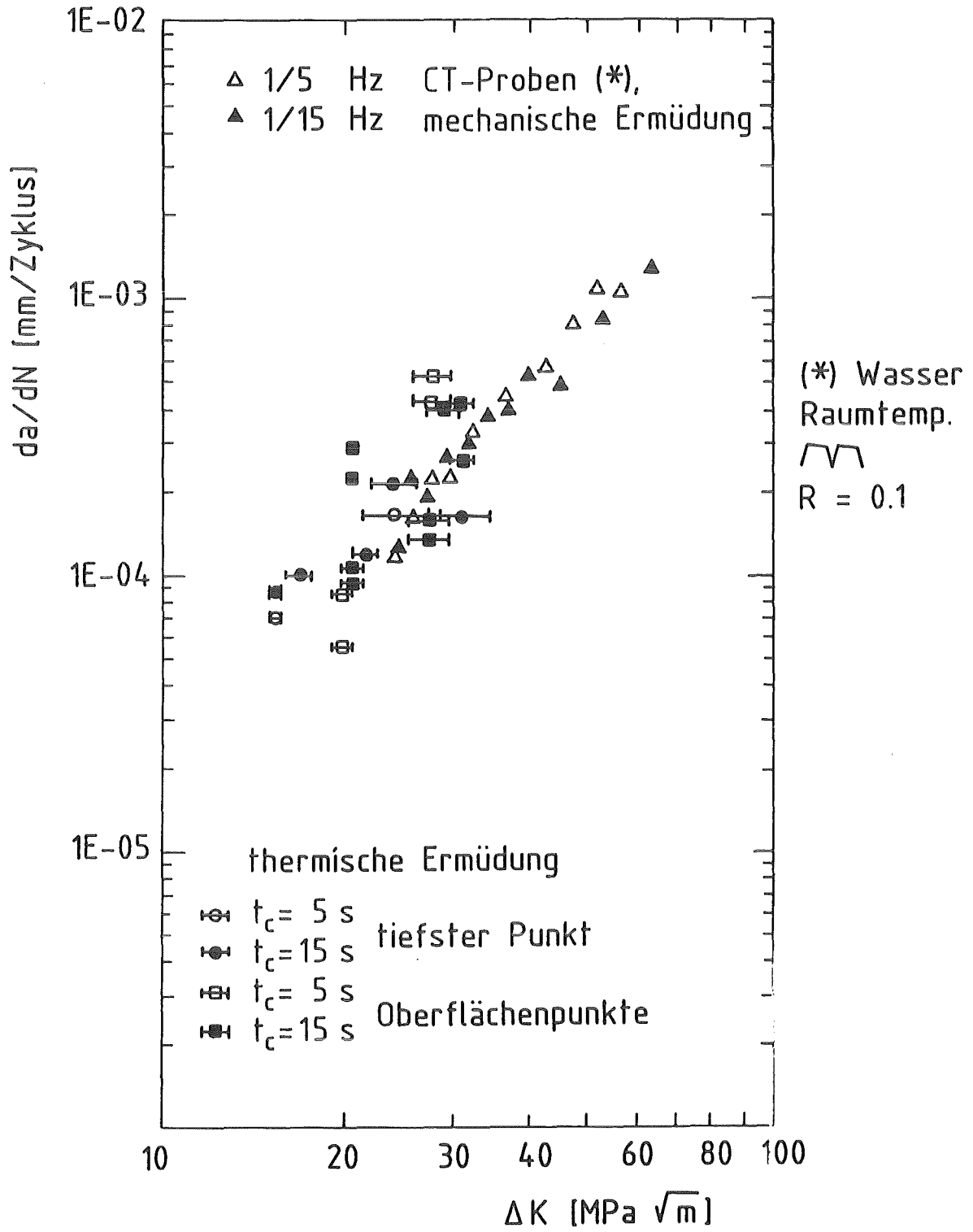
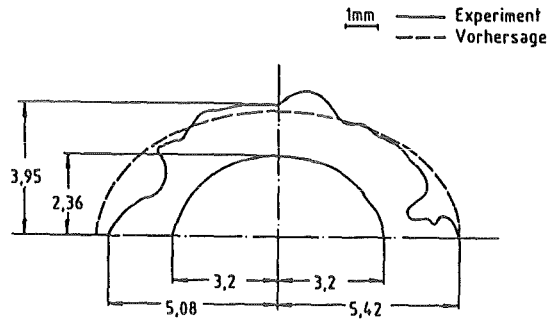


Abb.9 : Vergleich der gemessenen Rißgeschwindigkeiten der Thermoermüdungs-experimente mit den entsprechenden Materialcharakterisierungsexperimenten

Probe A4

$C = 2,051 \cdot 10^{-7}$ } Wasser, $1/\nu = 15 \text{ s}$ \surd
 $n = 2,094$ } Raumtemperatur



Probe A6

$C = 4,087 \cdot 10^{-8}$ } Wasser, $1/\nu = 5 \text{ s}$ \surd
 $n = 2,558$ } Raumtemperatur

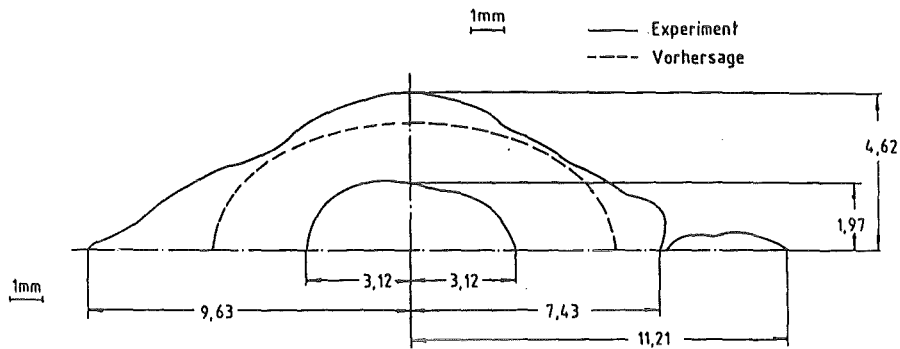
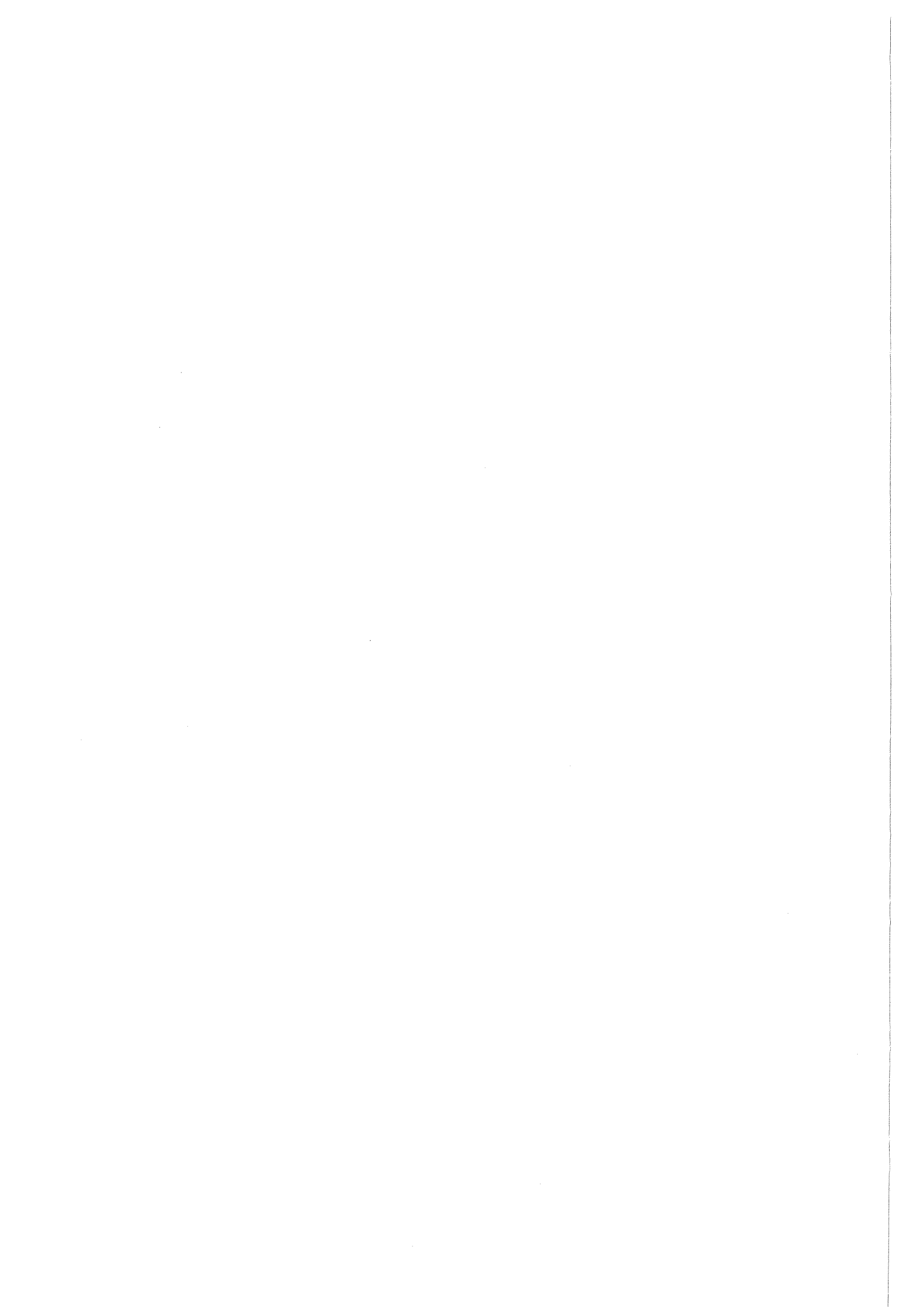


Abb.10: Vergleich von experimentellem Rißzuwachs mit der Vorhersage auf der Basis der Rißwachstumsparameter des mechanischen Ermüdungs-experiments



PROJEKT NUKLEARE SICHERHEIT

ABSCHLUSSKOLLOQUIUM 1986

VERHALTEN EINES DWR-SICHERHEITSBEHÄLTERS BEI
STEIGENDER INNENDRUCKBELASTUNG

R. KRIEG
B. GÖLLER
G. MESSEMER
E. WOLF

KERNFORSCHUNGSZENTRUM KARLSRUHE
PROJEKT NUKLEARE SICHERHEIT

Zusammenfassung

Es wird angenommen, daß im Sicherheitsbehälter des Druckwasserreaktors Philippsburg der Innendruck langsam ansteigt, ähnlich wie es für einen Kernschmelzunfall errechnet wird. Der Versagensdruck und die Versagensart des Sicherheitsbehälters werden ermittelt. Die Ergebnisse zeigen, daß der Dichtkasten, der die Verschraubung zwischen der Sicherheitsbehälter-schale und der Materialschleuse überdeckt, bei einem Sicherheitsbehälter-Überdruck zwischen 12,9 und 13,7 bar versagen wird. Die Leckage durch die Verschraubung ist dann ausreichend groß, um einen weiteren Druckanstieg zu verhindern. Wäre der Versagensdruck des Dichtkastens noch etwas höher, so müßte man dagegen mit einer Zerstörung des Sicherheitsbehälters und mit erheblichen Folgeschäden in der Umgebung rechnen.

Behaviour of a PWR Containment under Rising Internal Pressure Load

Abstract

For the pressurized water reactor Philippsburg (KKP II) a slowly increasing containment pressure typical for a core melt accident is assumed. The failure pressure and failure mode of the containment are determined. It turns out that the sealing box covering the bolted connection at the equipment hatch will fail at a containment overpressure between 12.9 and 13.7 bar. Then the leakage through the bolted connection is sufficient to prevent further pressure increase. However, if the sealing box failed at a somewhat higher pressure, a global containment failure with extreme mechanical damage would have to be expected.

1. Einführung

Reaktorsicherheitsbehälter werden so dimensioniert, daß sie bei einem postulierten Auslegungsstörfall (Bruch der Primärrohrleitung) das ausströmende Kühlmittel zuverlässig aufzunehmen vermögen. Der dabei in deutschen Druckwasserreaktoren entstehende innere Überdruck liegt bei etwa 5 bar. Radioaktive Belastungen der Umwelt werden auf diese Weise weitgehend vermieden.

Seit geraumer Zeit ist bekannt, daß Reaktorsicherheitsbehälter auch bei sehr schweren Störfällen (Kernschmelzunfall), die wegen ihrer geringen Eintrittswahrscheinlichkeit bei der Auslegung nicht behandelt werden,

von erheblicher sicherheitstechnischer Bedeutung sind /1,2/. (Wahrscheinlich wären die radiologischen Auswirkungen des schweren Reaktorunfalls in der Sowjetunion wesentlich geringer gewesen, wenn auch dieser Reaktor einen Sicherheitsbehälter besessen hätte.) Deshalb wurde im Kernforschungszentrum Karlsruhe das mechanische Verhalten des Sicherheitsbehälters eines Druckwasserreaktors bei immer weiter ansteigendem inneren Überdruck, wie er bei einem Kernschmelzunfall erwartet wird, untersucht. Von besonderer Bedeutung ist der sich ergebende Versagensdruck und die Versagensart. Ist der Versagensdruck ausreichend hoch und tritt bei seinem Erreichen lediglich ein Leck auf, so ist zu erwarten, daß nur ein sehr geringer Anteil der radioaktiven Spaltprodukte in die Umwelt gelangt. Ist dagegen ein großräumiges Versagen des Containments zu erwarten mit explosionsartigen dynamischen Vorgängen und erheblichen mechanischen Schäden in der Umgebung, so wird die Zurückhaltung der radioaktiven Spaltprodukte in Frage gestellt.

Die Untersuchungen wurden durchgeführt für den Sicherheitsbehälter des Druckwasserreaktors in Philippsburg. Er ist eine freistehende Kugelschale mit 56 m Durchmesser und 38 mm Wandstärke (Abb. 1). Die Einspannung in das Betonfundament befindet sich 40° unterhalb des Äquators. Die Kugelschale wird zusammenschweißt aus etwa 500 vorgebogenen Blechen aus dem Material 15 Mn Ni 63.

Im Sandia National Laboratorium wurden dieselben Fragen gestellt für die amerikanischen Sicherheitsbehälter. Wegen der dort vorherrschenden komplizierteren Sicherheitsbehälter-Geometrien, die einer rechnerischen Behandlung schwer zugänglich sind, hat man dort Experimente mit kompletten Nachbildungen von Sicherheitsbehältern durchgeführt. Das größte Modell, das bis zum Bersten beansprucht wurde, hatte eine Höhe von 6,6 m und einen Durchm. von 4,3 m /3,4/.

In Deutschland waren die Untersuchungen wegen der Kugelgeometrie der Sicherheitsbehälter etwas einfacher. An vielen Stellen des Sicherheitsbehälters konnte die Tragfähigkeit bis zum Versagen mit Hilfe eines eigens entwickelten Computer-Programmes bestimmt werden. Dieses Programm wiederum war zuvor anhand mehrerer aufwendiger Tests erfolgreich überprüft worden. Nur für einige Fragestellungen zur Tragfähigkeit waren Experimente an maßstäblichen Nachbildungen von Teilen des Sicherheitsbehälters notwendig. Die Ergebnisse wurden in /5-8/ veröffentlicht. Der bei uns eingeschlagene Weg, die Schwachstellen

des Sicherheitsbehälters separat zu untersuchen, erlaubt größere Einblicke in die maßgebenden Beanspruchungsmechanismen. Er erlaubt u. a. auch Aussagen zum Einfluß der unvermeidlichen Parameterstreuungen. Gestatten diese Streuungen noch die Vorhersage einer ganz bestimmten Versagensstelle und Versagensart oder läßt sich diese Frage nicht eindeutig beantworten?

2. Versagenskriterien

Der für die (neueren) Sicherheitsbehälter verwendete Stahl 15 Mn Ni 63 ist sehr duktil. In Zugversuchen ergaben sich im Einschnürungsbereich der Probe maximale (logarithmische) Dehnungen bis zu 150 %. In Membranversuchen mit zweiaxialer Belastung ergaben sich maximale Vergleichsdehnungen von etwa 50 % /7/.

Um Aussagen zum Versagen komplizierterer Strukturen zu erhalten, stelle man sich zunächst vor, daß diesen Strukturen eine zunehmend größere Verformung aufgeprägt wird. Die dazu erforderlichen Belastungen werden zunächst ansteigen, dann ein Maximum erreichen und schließlich wieder abfallen. Erst dann werden an lokalen Stellen die hohen Dehnungen von 150 bzw. 50 % erreicht werden und Versagen eintreten. Meist ist jedoch nicht die Verformung, sondern wie beim Sicherheitsbehälter eine zunehmende Belastung vorgegeben. Es ist sofort klar, daß in diesem Falle stabile Zustände (statische Lösung) nur im Bereich bis zur maximalen Tragfähigkeit der Struktur vorliegen. Beim Überschreiten dieser Tragfähigkeit wird der Versagenspunkt in einem dynamischen Prozeß innerhalb von Bruchteilen einer Sekunde erreicht. Mit anderen Worten: Das Überschreiten der maximalen Tragfähigkeit ist entscheidend für das Versagen des Bauteils und nicht das Erreichen der Dehnungen, bei denen der Bruch erfolgt. Da bei der maximalen Tragfähigkeit große plastische Verformungen einschließlich der Verminderungen tragender Querschnittsflächen eine entscheidende Rolle spielen, spricht man auch von einem Problem der plastischen Instabilität /9/.

Diese Erkenntnis ist von ausschlaggebender Bedeutung. Die Bestimmung der maximalen Tragfähigkeit ist nämlich in erster Linie ein schwieriges mathematisches Problem des mechanischen Verhaltens der Gesamtstruktur. Die zugrundeliegenden Gleichungen sind recht gut bekannt, d. h. das Problem ist mit entsprechendem mathematischen Aufwand zu lösen. Der Einfluß von Parameter-

schwankungen ist im allgemeinen mäßig. Die Dehnungen, bei denen schließlich der Bruch erfolgt, sind dagegen sehr viel schwieriger zu bestimmen, da hier Einzelheiten des lokalen Werkstoffgefüges eingehen. Die Streuungen sind dementsprechend hoch. Wie oben ausgeführt, kommt es darauf aber nicht an.

3. Das Berechnungsmodell und seine Verifikation

Die maximale Tragfähigkeit einer Struktur ist das Ergebnis zweier gegenläufiger Effekte. Bei zunehmender Verformung nehmen die wahren Spannungen entsprechend dem Spannungs-Dehnungs-Diagramm des Materials zu. Die tragenden Querschnittsflächen dagegen nehmen wegen der Querkontraktion des Materials ab. Deswegen müssen bei der Bestimmung der maximalen Tragfähigkeit sowohl die Nichtlinearitäten des Werkstoffverhaltens als auch die Nichtlinearitäten infolge der Geometrie berücksichtigt werden.

Annäherung an die maximale Tragfähigkeit der Struktur bedeutet bei den mathematischen Gleichungen Annäherung an den Punkt der Instabilität. Außerdem müssen bei der Lösung des mathematischen Problems gewisse numerische Näherungsverfahren eingesetzt werden, die mitunter die Tendenz zur Instabilität erhöhen. D. h. das Lösungsverfahren kann versagen lange bevor die maximale Tragfähigkeit erreicht ist. Um dies zu vermeiden, sind besondere Anforderungen an den Charakter der Lösungsverfahren zu stellen.

Die z. Z. kommerziell zur Verfügung stehenden Computercodes erfüllen diese Anforderungen bei Anwendung auf komplizierte Geometrien nicht. In diesem Zusammenhang beachte man, daß bei Erreichen der maximalen Tragfähigkeit häufig plastische Dehnungen im Bereich von 10 % auftreten. Dies ist mehr als das Hundertfache der elastischen Dehnungen.

Für axialsymmetrische dünne Schalen dagegen konnte das Computerprogramm ROTMEM entwickelt werden, das für Rechnungen bis nahe zur maximalen Tragfähigkeit geeignet ist. Es berücksichtigt die Nichtlinearitäten aus dem Stoffgesetz und aus der Geometrie, aber es vernachlässigt die Einflüsse der Schalenbiegung /10/. Um das Programm zu überprüfen, wurden mehrere Membranversuche durchgeführt und mit entsprechenden Rechnungen verglichen /7/. Die Membranen mit einem Durchmesser von 0,8 m und einer Dicke von 2 mm waren aus Sicherheitsbehälter-Blechen herausgearbeitet worden. Während der Tests wurden die Membranen auf der einen Seite durch Öldruck stufenweise belastet. Mit Hilfe einer Dreikoordinaten-Meßmaschine wurden jedes Mal die Membranver-

formungen gemessen. Obgleich derartige Tests sehr parameter-sensitiv sind, ergab sich, daß die Abweichungen zwischen den berechneten und gemessenen Werten in der Größenordnung von 5 % lagen. Größere Genauigkeiten können nicht erwartet werden, da auch die Streuungen der Materialeigenschaften, ermittelt mit Hilfe von Zugversuchen, im selben Bereich liegen.

In einer zweiten Testserie wurden Membranen mit einem verdickten zentralen Bereich verwendet. Um auch hier ähnliche Genauigkeiten zu erreichen, war es notwendig, im Bereich der Dickenänderung den dreidimensionalen Spannungszustand zu berücksichtigen. Das bedeutet, im Program ROTMEM mußte näherungsweise auch die Spannung senkrecht zur Schalenebene berücksichtigt werden.

Mit dem Programm ROTMEM lassen sich nun mehrere Schwachstellen des Sicherheitsbehälters untersuchen. Die Versagensdrücke und in manchen Fällen sogar die Versagensarten lassen sich bestimmen.

4. Versagensdrücke und Versagensarten in den verschiedenen Schwachstellen des Sicherheitsbehälters

4.1 Schweißnähte

Wie in Abb. 1 angedeutet, sind bei der Herstellung des Sicherheitsbehälters mehrere Kilometer Schweißnähte erforderlich. Zugversuche mit großen zusammengeschnittenen Platten aus demselben Material und mit derselben Wandstärke wie beim Sicherheitsbehälter zeigten, daß die Schweißnähte die maximale Spannung und die Versagensdehnung nicht nennenswert beeinflussen. Die lokalen Versagensdehnungen lagen in der Größenordnung von 20 % /11/. Außerdem ist aus Zugversuchen mit angerissenen Proben bekannt, daß Riß-tiefen bis etwa 20 % der Wandstärke den Versagenspunkt ebenfalls nicht nennenswert beeinflussen /12/. Es wird deswegen davon ausgegangen, daß Schweißnähte und Risse, die möglicherweise bei dem Schweißen entstanden sind und wegen ihrer Kleinheit nicht detektiert werden konnten, keine Schwachstellen des Sicherheitsbehälters darstellen.

4.2 Einspannung des Sicherheitsbehälters im Betonfundament

Dieses Problem konnte mit Hilfe des Programmes ROTMEM untersucht werden. Die Ergebnisse zeigen, daß die Vergleichsdehnungen im Einspannbereich, d. h. beim Meridionalwinkel zwischen 120° und 130° deutlich niedriger sind als an anderen Stellen des Sicherheitsbehälters (Abb. 2).

4.3 Schalenbereiche nahe bei kreisförmigen Schalenverdickungen

Stützen, die den Sicherheitsbehälter durchdringen, sind von Ronden umgeben, die dicker sind als die Sicherheitsbehälter-Schale. Die Bereiche in der Nachbarschaft dieser Ronden stellen Schwachstellen dar. Das Versagen des Sicherheitsbehälters an diesen Stellen konnte ebenfalls mit Hilfe des Programmes ROTMEM untersucht werden. Um jedoch ein rotationssymmetrisches Problem zu erhalten, mußte die Ronde auf den Nordpol des Sicherheitsbehälters verschoben werden. Die Ergebnisse zeigen, daß die Vergleichsdehnung in der Nachbarschaft einer verdickten Ronde tatsächlich deutlich höher ist als im übrigen Bereich des Sicherheitsbehälters (Abb. 2, Meridional-Winkel $> 2.6^\circ$).

Interessanterweise ist der Versagensdruck eines Sicherheitsbehälters mit Ronde fast genauso groß wie derjenige eines Sicherheitsbehälters ohne Ronde. Die Werte liegen zwischen 15,4 und 15,5 bar innerem Überdruck. Berücksichtigt man die erreichbaren und anhand von Membranexperimenten überprüften Genauigkeiten solcher Rechnungen, so liegen die Versagenswerte zwischen 14,5 und 15,5 bar. Die maximalen Vergleichsdehnungen vor dem Versagen hängen dagegen sehr stark davon ab, ob eine Ronde vorhanden ist und wie groß diese ist (Abb. 3, Fälle P 0 bis P 4).

Auch die Versagensart kann mit Hilfe des Programmes ROTMEM ermittelt werden. Aus der berechneten Dehnungsverteilung folgt, daß zuerst ein Riß um die Ronde herum laufen und damit im Sicherheitsbehälter ein Loch erzeugen wird. Dies wird auch von den Membrantests bestätigt (Abb. 4). Während dieses Vorganges wird der Druck im Sicherheitsbehälter wegen der großen Menge kompressiblen Gases im Sicherheitsbehälter nur ganz unwesentlich abfallen. Auf der anderen Seite ist aber für einen Sicherheitsbehälter mit Loch der Versagensdruck etwas geringer, und die Versagensdehnungen sind beträchtlich höher als für einen Sicherheitsbehälter ohne Loch (Abb. 3, Fall P 5). Vom Loch aus gesehen werden sich deswegen Risse in radialer Richtung ausbreiten und innerhalb von Bruchteilen einer Sekunde zur mechanischen Zerstörung des gesamten Sicherheitsbehälters führen.

4.4 Schalenbereiche in der Umgebung rechteckiger Verdickungen

An einigen Stellen besitzt der Sicherheitsbehälter auch rechteckige Bereiche mit größerer Wandstärke. Aus Vergleichen zwischen Membranexperimenten mit dieser Art von Verdickung und ROTMEM-Rechnungen folgte, daß auch in diesem Fall

der Versagensdruck zwischen 14,5 und 15,5 bar liegen wird.

Eine eindeutige Bestimmung der Versagensart war jedoch nicht möglich. Während der Membranexperimente wurde das Versagen durch einen kleinen Riß in der Nähe einer Ecke des verdickten Bereiches hervorgerufen (Abb. 5). Nachdem dieser Riß dann abgedichtet worden war, reichte eine sehr kleine zusätzliche Druckerhöhung aus, um zum globalen Versagen zu führen.

4.5 Stutzen mit begrenzter radialer Bewegungsfreiheit

Für einige der größten Stutzen (Durchmesser 0,8 m) ist die Bewegung senkrecht zur Oberfläche des Reaktorsicherheitsbehälters auf 0,1 m beschränkt. Danach kommt der Stutzen an der umgebenden Betonhülle zum Anschlag. Ist die Festigkeit der Betonhülle ausreichend groß, so kann an dieser Stelle eine erhebliche Radialkraft in den Sicherheitsbehälter eingeleitet werden. Berechnungen mit ROTMEM ergaben, daß in diesem Falle die Dehnungen in der verdickten Ronde etwas größer sind als die Dehnungen in der angrenzenden Schale. Infolgedessen ist hier ein Versagen in der verdickten Ronde zu erwarten. Der Versagensdruck ergab sich zu 15,1 bar. Berücksichtigt man noch die Abweichungen zwischen Berechnungen und Realität, so ergibt sich wiederum ein tatsächlicher Versagensdruck zwischen 14,5 und 15,5 bar.

Da mit beginnendem Versagen die in den Sicherheitsbehälter eingeleitete Radialkraft verschwindet, dürfte eine Propagation des Versagens von der verdickten Ronde auf die Sicherheitsbehälter-Schale nicht stattfinden. Da sich der Sicherheitsbehälter aber auf einem sehr hohen Beanspruchungsniveau befindet, sind bei dieser Aussage Zweifel angebracht.

4.6 Anschlag des Sicherheitsbehälters an die umgebende Betonhülle

Ein Anschlag des sich ausdehnenden Sicherheitsbehälters an die umgebende Betonhülle ist nur an einer Engstelle einige Meter oberhalb der Sicherheitsbehälter-Einspannung zu erwarten. Hier beträgt in unbelastetem Zustand der Abstand zwischen Sicherheitsbehälter und Betonhülle nur 0,2 m. Berechnungen mit ROTMEM zeigten, daß hier durch das Anliegen des Sicherheitsbehälters an die Betonhülle die Spannungen und Dehnungen im Sicherheitsbehälter reduziert werden. Deswegen stellt dieser Anschlag des Sicherheitsbehälters keine Schwachstelle dar.

4.7 Anschlag des Sicherheitsbehälters an Einbauten innerhalb der Betonhülle

Zwischen dem Sicherheitsbehälter und der umgebenden Betonhülle befinden sich einige Einbauten. Der sich ausdehnende Sicherheitsbehälter kann an diese Einbauten anschlagen. Die wesentlichen Elemente sind hier einige Doppel-T-Träger, die nahezu radial auf die Sicherheitsbehälter-Schale gerichtet sind. Der Querschnitt der Doppel-T-Träger hat eine Höhe von 0,2 m. Die Länge der Doppel-T-Träger beträgt 1,4 m, und der Abstand vom Sicherheitsbehälter beträgt 0,2 m.

In Rechnungen mit ROTMEM wurde ein solcher Doppel-T-Träger näherungsweise als Stab mit kreisförmigem Querschnitt behandelt. Die Ergebnisse zeigen, daß nach dem Anschlag des Sicherheitsbehälters der Stab versagt, der Sicherheitsbehälter aber intakt bleibt.

Da die bei der Rechnung erforderlichen Vereinfachungen gewisse Fragen aufwerfen, wurde dieses Problem auch direkt in einem Experiment im Maßstab 1 : 19 untersucht. Die Nachbildungen für die Sicherheitsbehälter-Schale und den Doppel-T-Träger wurden aus den auch in Wirklichkeit verwendeten Werkstoffen hergestellt. Das Experiment bestätigte die obige Aussage (Abb. 6). Die Doppel-T-Träger sind nicht in der Lage, den Sicherheitsbehälter nennenswert zu schädigen.

4.8 Streuung der Materialeigenschaften

Für alle Rechnungen wurden Materialdaten eingesetzt, die an Zugproben unter einer Temperatur von 170 °C und bei einer Dehnungsrate von 10^{-6} /sec gemessen wurden. Diese Parameter sind typisch für einen Kernschmelzunfall. Interessanterweise sind unter diesen Bedingungen die wahren Spannungen aufgetragen über den wahren Dehnungen etwas höher als die gemessenen Werte bei einer Temperatur von 20 °C und den in Versuchen üblichen Dehnungsraten. Noch wichtiger aber ist, daß die gemessenen Daten beträchtlich höher sind als die Daten aus den jeweiligen Werkstofflisten. Hätte man in den Berechnungen mit ROTMEM die Werkstoffwerte aus den Listen eingesetzt, so wäre der berechnete Versagensdruck nicht 15,4, sondern nur 11,7 bar gewesen (Abb. 8, Fall P 0 und P 8).

In Wirklichkeit werden die meisten bei der Herstellung des Sicherheitsbehälters verwendeten Bleche die gemessenen Daten aufweisen. Nur einige wenige Ausreißer

werden gerade die Listenwerte erreichen. Um dies zu berücksichtigen, wurde mit ROTMEM eine Berechnung durchgeführt, bei der in einem Bereich mit 3 m Radius die Materialeigenschaften auf die Listenwerte reduziert wurden. Die Ergebnisse zeigen, daß der Versagensdruck nur wenig reduziert wird, die Versagensdehnungen dagegen wesentlich höher liegen als im Falle konstanter Materialeigenschaften für den ganzen Sicherheitsbehälter (Abb. 8, Fall P 7). Da die Duktilität des Materials aber ausreichend hoch ist, kann geschlossen werden, daß auch bei den zu erwartenden Streuungen der Materialeigenschaften ein Versagen des Sicherheitsbehälters zwischen 14,5 und 15,5 bar zu erwarten ist.

Wie in 4.3 diskutiert, wäre auch in diesem Falle als Versagensart die Zerstörung des gesamten Sicherheitsbehälters zu erwarten.

4.9 Verschraubung zwischen Materialschleuse und Sicherheitsbehälter-Schale

Die Konstruktion der Verschraubung ist in Abb. 9 dargestellt. Die Wandstärke des Sicherheitsbehälters ist in diesem Bereich nicht erhöht. Die Vorspannung der Schrauben, die die Sicherheitsbehälter-Schale bzw. die Materialschleuse mit den Laschen verbinden, ist derart, daß Gleitvorgänge bei etwa 7 bar zu erwarten sind. Bei einem höheren Sicherheitsbehälter-Überdruck werden die Schrauben deswegen zusätzlich auf Scherung beansprucht.

Wie in /7/ diskutiert, würde eine rein theoretische Untersuchung der Verschraubung keine zuverlässigen Aussagen über den Versagensdruck liefern. Deswegen wurde eine direkte experimentelle Simulation durchgeführt. Um den Aufwand in Grenzen zu halten, umfaßte die Untersuchung nur einen Bereich mit etwa 160 Schrauben (Abb. 10). Die komplette Verbindung dagegen enthält mehr als 1500 Schrauben. Außerdem wurde der Untersuchungsbereich im Maßstab 1 : 3,75 verkleinert. Dadurch wurde der Durchmesser der Schrauben von 30 mm auf 8 mm und die Wandstärke des Sicherheitsbehälters von 38 mm auf 10,1 mm reduziert. Selbstverständlich wurde das zu untersuchende Modell aus Platten desselben Materials und derselben Wandstärke angefertigt wie in der Realität. Um das Modell realistisch zu belasten, wurde eine spezielle zweiachsige Zugmaschine gebaut, die aus einem schweren Ring mit 16 Hydraulikzylindern, jeder eine maximale Zugkraft von 1400 kN, besteht (Abb. 10 und 11). Ein spezielles Problem war die Einleitung der Zugkräfte in das Modell. Sie erforderte

starke Zuganker und schwere Spannpratzen.

Während der Durchführung des Experimentes wurden die von den Hydraulikzylindern übertragenen Kräfte schrittweise erhöht. Um realitätsnahe Verformungen zu erhalten, wurden die Kräfte in Längsrichtung der Verschraubung gegenüber den Kräften in anderer Richtung etwas abgesenkt. Für jede Belastungsstufe wurden die Deformationen der Verschraubung durch Vermessung der Koordinaten geeigneter Markierungspunkte ermittelt (Abb. 12). Durch Auswertung dieser Informationen konnten die Dehnungen und mit Hilfe der Spannungsdehnungsrelation auch die Spannungen in der Membran außerhalb der Verschraubung bestimmt werden. Außerdem wurde für jede Belastungsstufe auch die Undichtigkeit der Verschraubung ermittelt.

Bei der höchsten Belastungsstufe stellte sich eine Vergleichsspannung von 530 MPa und eine Vergleichsdehnung von 4,9 % in der Membran außerhalb der Verschraubung ein. Die mittlere Dehnung quer zur Verschraubung betrug 3 % und längs der Verschraubung 1,3 % (Abb. 13). Die Schrauben selbst verformten sich nur wenig. Risse bildeten sich nicht. Die sich ergebende Leckageöffnung, umgerechnet auf den Sicherheitsbehälter, betrug 340 cm^2 (Kreuzschlitze etwa 130 cm^2 , Schrauben etwa 210 cm^2). Die Leckageöffnung in unbelastetem Zustand, ebenfalls umgerechnet auf den Sicherheitsbehälter, betrug $2,3 \text{ cm}^2$. Zur Beurteilung dieser Werte sei angemerkt, daß eine Leckageöffnung von etwa 15 cm^2 notwendig ist, um einen weiteren Druckanstieg im Sicherheitsbehälter zu verhindern.

Bei dem Versuch, die Belastung um eine weitere Stufe zu erhöhen, trat ein Bruch nahe bei einer Krafteinleitungsstelle auf. Die Versagensbeanspruchung der Verschraubung konnte deswegen nicht ermittelt werden.

Einachsige Zugversuche an Verschraubungen in verschiedenem Maßstab zeigten, daß eine maßstäbliche Verkleinerung nur geringen Einfluß auf die sich ergebenden Spannungen und Dehnungen hat. Es darf deswegen der Schluß gezogen werden, daß bei Membranspannungen von 530 MPa bzw. Membrandehnungen von 4,9 % in der Sicherheitsbehälter-Schale nahe an der Verschraubung diese noch nicht versagt. Mit Hilfe des Rechenprogrammes ROTMEM wurde ermittelt, daß diese Beanspruchungen bei einem Sicherheitsbehälter-Überdruck von 14 bar auftreten. Bei dieser Analyse

wurde die Verschraubung (Abb. 9) näherungsweise als rotationssymmetrisch behandelt. Außerdem war eine grobe Simulation des nichtlinearen Verformungsverhaltens der Verschraubung notwendig. Sie erfolgte unter Zuhilfenahme der oben beschriebenen Meßergebnisse. Es sei aber bemerkt, daß diese Simulation nur einen geringen Einfluß auf das Ergebnis hatte (Änderung des Sicherheitsbehälter-Überdruckes bis etwa 0,2 bar). Bei der Ermittlung des Sicherheitsbehälter-Überdruckes wurden die unter Raumtemperatur gewonnenen Meßergebnisse entsprechend Abb. 7 auf eine Temperatur von 170 °C umgerechnet.

Da im Experiment der Versagenspunkt der Verschraubung nicht erreicht wurde, kann auch eine präzise Aussage zur Versagensart der Verschraubung nicht gemacht werden. Es ist jedoch wahrscheinlich, daß nach dem Versagen der Verschraubung auch der Sicherheitsbehälter zerstört wird.

4.10 Dichtkasten über der Verschraubung

Wie aus dem letzten Abschnitt hervorgeht, weist die Verschraubung bereits im unbelasteten Zustand eine gewisse Undichtigkeit auf. Deshalb wird die Verschraubung von einem Dichtkasten, dargestellt in Abb. 14, überdeckt.

Die Druckbelastung des Sicherheitsbehälters verursacht erhebliche Verschiebungen der Verbindungspunkte zwischen dem Sicherheitsbehälter und den Füßen des Dichtkastens. Aufgrund der vorliegenden Steifigkeiten sind die Verschiebungen der Dichtkastenplatte aber relativ gering. Die Verformungen der Dichtkastenfüße sind deswegen umso größer. Die Frage ist nun, bei welchem Sicherheitsbehälter-Überdruck werden die Füße des Dichtkastens versagen, den Leckagequerschnitt der Verschraubung freigeben und damit eine weitere Druckerhöhung im Sicherheitsbehälter verhindern.

Da die Steifigkeit des Dichtkastens die Verformung des Sicherheitsbehälters etwas beeinflußt, wurde das Rechenprogramm ROTMEM zur Beschreibung dieses Effektes erweitert. Die Steifigkeit und die Versagensverformung der Füße des Dichtkastens sind Eingabegrößen.

Beides wurde experimentell ermittelt mit Hilfe von Zugproben an Querstreifen des Dichtkastens. Da hierbei verschiedene Schweißnähte eine entscheidende Rolle spielen, wurden die Experimente im Maßstab 1 : 1 durchgeführt. Um Streuungen des Versagenspunktes, hervorgerufen durch schwankende Schweißnahtqualitäten,

zu erfassen, wurden insgesamt 6 Versuche durchgeführt.

In einigen Versuchen versagte zuerst die innere und dann die äußere Schweißnaht (Abb. 15). Deswegen treten in den Diagrammen, die die Membrankraft als Funktion der Fußpunktverschiebungen des Dichtkastens darstellen, zwei Maxima auf (Abb. 16). In anderen Versuchen versagten die Schweißnähte in umgekehrter Reihenfolge. In beiden Fällen trat eine zuverlässige Öffnung des Dichtkastens erst nach Versagen der zweiten Schweißnaht auf. Die im Versagenspunkt gemessenen Verschiebungen des Fußes des Dichtkastens lagen zwischen 29 und 42 mm. Die zugehörigen Versagensdrücke des Sicherheitsbehälters, berechnet mit dem erweiterten Rechenprogramm ROTMEM, lagen zwischen 12,9 und 13,7 bar.

Das heißt, nach Versagen des Dichtkastens ist die Verschraubung noch intakt. Somit war es richtig, bei der Untersuchung der Tragfähigkeit der Verschraubung im vorhergehenden Abschnitt die Tragfähigkeit des Dichtkastens nicht zu berücksichtigen.

5. Schlußfolgerungen

Die Schwachstellen, beschrieben in den vorangegangenen Abschnitten und aufgelistet in Tab. 1, erfassen alle Mechanismen, die zu einem globalen Versagen des Sicherheitsbehälters führen können. Sie umfassen auch die Mechanismen, die zu einem lokalen Versagen führen können, vorausgesetzt, ein zuverlässiger Versagensdruck konnte ermittelt werden. Deswegen wurden solche Schwachstellen, wie Dichtungen, Kabeldurchführungen, Kompensatoren usw., bei denen eine Schadenspropagation auf den gesamten Sicherheitsbehälter ausgeschlossen ist und obere Grenzen für den Versagensdruck nicht angegeben werden konnten, nicht berücksichtigt /13/.

Es ist klar, daß schließlich der Sicherheitsbehälter an jener Schwachstelle versagen wird, die den niedrigsten Versagensdruck besitzt. Damit ist aber auch die Frage nach der Versagensart beantwortet. Legt man die in Tab. 1 aufgelisteten Ergebnisse zugrunde, dann folgt:

Bei langsamem Anstieg des Überdrucks im Sicherheitsbehälter wird der die Verschraubung zwischen Sicherheitsbehälter-Schale und Materialschleuse überdeckende Dichtkasten bei einem Überdruck zwischen 12,9 und 13,7 bar versagen. Damit setzt eine Leckage durch die Verschraubung ein. Die Leckageöffnung liegt zwischen 150 und

300 cm². Sie ist damit wesentlich größer als der Wert von etwa 15 cm², der zur Verhinderung eines weiteren Druckanstieges infolge eines vorausgegangenen Kernschmelzunfalles ausreicht. Andere Schwachstellen im Sicherheitsbehälter werden nicht aktiv.

Es sei allerdings darauf hingewiesen, daß nur eine kleine Verschiebung des Versagenspunktes des Dichtkastens (Verschiebung > 0,3 - 1,1 bar) auch ein Versagen der Verschraubung nach sich ziehen würde. Die Folge wäre wahrscheinlich die Zerstörung des gesamten Sicherheitsbehälters und infolge der ablaufenden stark dynamischen Prozesse auch erhebliche Folgeschäden in der Umgebung.

Selbstverständlich kann unter den gegebenen Bedingungen der oben beschriebene folgenschwere Ereignisablauf nicht absolut ausgeschlossen werden. In Risikostudien, bei denen das einleitende Ereignis aber bereits eine sehr geringe Eintrittswahrscheinlichkeit hat, ist es nicht sinnvoll, zusätzlich noch einen sehr unwahrscheinlichen Ablauf der Folgeereignisse zu unterstellen.

Die Untersuchungen zeigen aber auch, daß sehr kleine Konstruktionsänderungen das Versagen des Sicherheitsbehälters in extremer Weise beeinflussen können. Es sei deswegen nochmals darauf hingewiesen, daß die hier beschriebenen Untersuchungen und Schlußfolgerungen nur für den Sicherheitsbehälter des Druckwasserreaktors Philippsburg (KKP II) gelten.

Literatur

- /1/ Gesellschaft für Reaktorsicherheit: Deutsche Risikostudie Kernkraftwerke - Fachband 5, TÜV Rheinland GmbH, 1980
- /2/ J.P. Hosemann, H.H. Hennies, K. Hassmann: German results on consequences of LWR severe accidents. ANS/ENS Int. Conf., Nov. 11-16, 1984, Washington D.C.
- /3/ T.E. Blejwas and W.A. von Riesemann: Pneumatic pressure test of steel containment models - recent developments. Nucl. Engng. Des. 79 (1984) 203-209
- /4/ D.B. Clauss: Comparison of analytical predictions and experimental results for a 1:8-scale steel containment model pressurized to failure. Sandia National Lab., NUREG/CR-4209, SAND 85-0679

- /5/ B. Göller, R. Krieg, G. Messemer: Behaviour of spherical PWR-
containments close to reinforced sections under excessive inter-
nal pressure. Proc. of the Second Workshop on Containment Integrity,
NUREG/CP-0056, SAND 84-1514 (1984)
- /6/ R. Krieg et al.: Spherical steel containments of pressurized water
reactors under accident conditions. Nucl. Engng. Des. 82 (1984) 77-87
- /7/ B. Göller, R. Krieg, G. Messemer, E. Wolf: On the failure of
spherical steel containments under excessive internal pressure.
To be published in Nucl. Engng. Des.
- /8/ R. Krieg, B. Göller, G. Messemer, E. Wolf: Failure pressure and failure
mode of the latest type of German PWR containments.
Third Workshop on Containment Integrity, May 21-23, 1986, Washington D.C.
- /9/ N.A. Weil, N.M. Newmark: Large plastic deformations of circular membranes.
Journ. of Appl. Mech. 77 (1955) 533-538
- /10/ B. Göller:
Kernforschungszentrum Karlsruhe, unveröffentlicher Bericht
- /11/ Staatliche Materialprüfungsanstalt an der Universität Stuttgart,
unveröffentlicher Bericht
- /12/ S. Müller, D. Munz:
Kernforschungszentrum Karlsruhe, unveröffentlicher Bericht
- /13/ Kraftwerk Union, unveröffentlicher Bericht

<i>Schwachstelle</i>	<i>Untersuchungs- methode</i>	<i>Versagens- druck</i>	<i>Versagens- art</i>
<i>Schweisssnaht</i>		<i>keine Schwachstelle</i>	
<i>Einspannung</i>	<i>ROTMEM</i>	<i>keine Schwachstelle</i>	
<i>Schalenbereich nahe bei runden Verdickungen</i>	<i>ROTMEM</i>	<i>14.5 - 15.5 bar</i>	<i>global</i>
<i>Schalenbereich nahe bei rechteckigen Verdickungen</i>	<i>Versuche, ROTMEM</i>	<i>14.5 - 15.5 bar</i>	<i>lokal, global</i>
<i>Stützen mit begrenzter Bewegungsfreiheit</i>	<i>ROTMEM</i>	<i>14.5 - 15.5 bar</i>	<i>lokal, global</i>
<i>Anschlag des Containments an den umgebenden Beton</i>	<i>ROTMEM</i>	<i>keine Schwachstelle</i>	
<i>Anschlag des Containments an Einbauten der umgebenden Betonhülle</i>	<i>Versuch, (ROTMEM)</i>	<i>keine Schwachstelle</i>	
<i>Streuung der Materialeigenschaften</i>	<i>ROTMEM</i>	<i>14.5 - 15.5 bar</i>	<i>global</i>
<i>Verschraubung</i>	<i>Versuch, ROTMEM</i>	<i>Leckageöffnung wachsend von 2.3cm² auf 340cm² bei 14 bar</i>	
		<i>>14 bar</i>	<i>global</i>
<i>Dichtkasten</i>	<i>Versuch, ROTMEM</i>	<i>12.9 - 13.7 bar</i>	<i>lokal (*)</i>
<i>(*) Nach Versagen des Dichtkastens ist die Leckageöffnung gross genug, um einen weiteren Druckanstieg zu verhindern.</i>			

Tabelle 1: Versagen des Sicherheitsbehälters an verschiedenen Schwachstellen

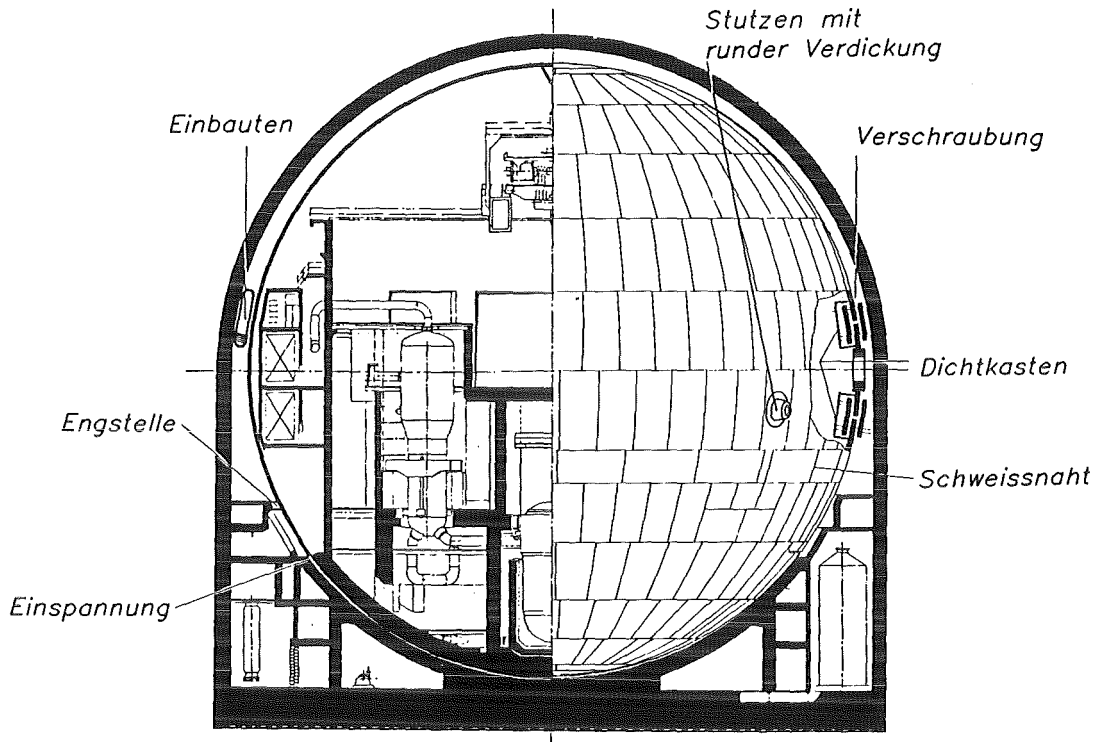


Abb. 1: Sicherheitsbehälter eines Druckwasserreaktors mit Schwachstellen.

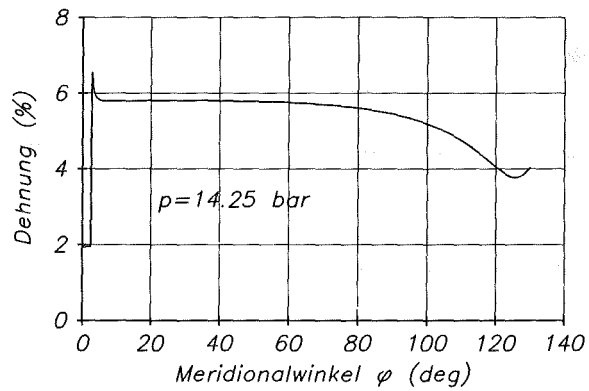


Abb. 2:
Vergleichsdehnungen im Sicherheitsbehälter.
Runde Verdickung für $\varphi \leq 2.6^\circ$.

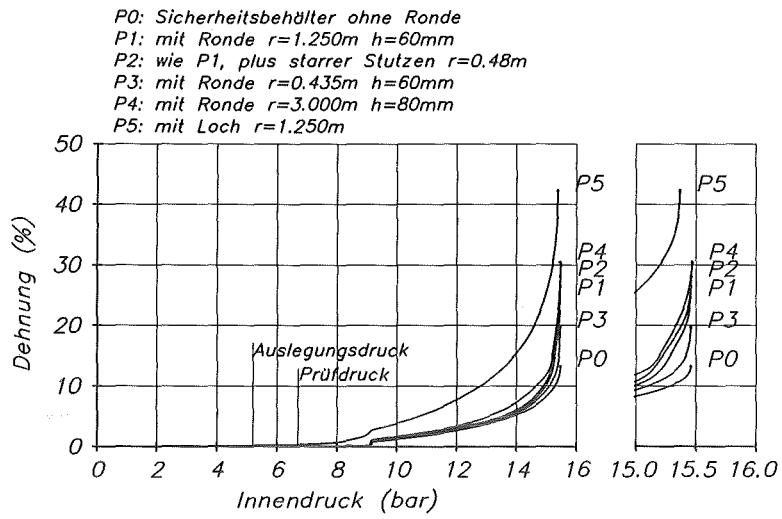


Abb. 3:
 Grösste Vergleichsdehnungen und Versagenspunkte des Sicherheitsbehälters mit verschiedenen Verdickungen (Ronden)

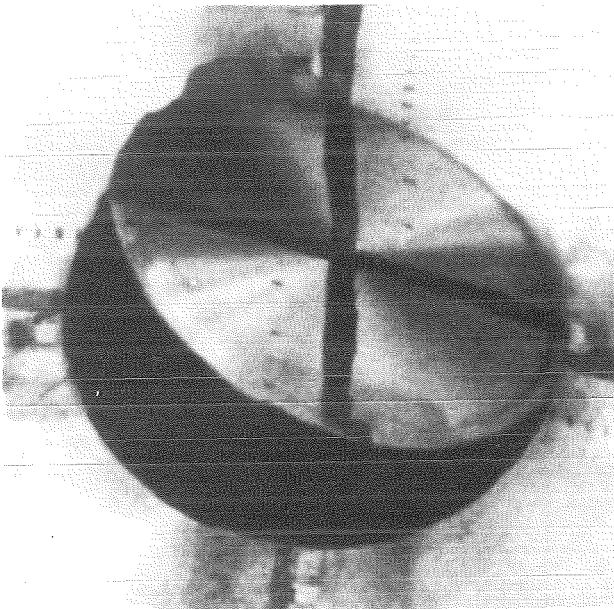


Abb. 4:
 Membran mit runder Verdickung nach dem Versagen.

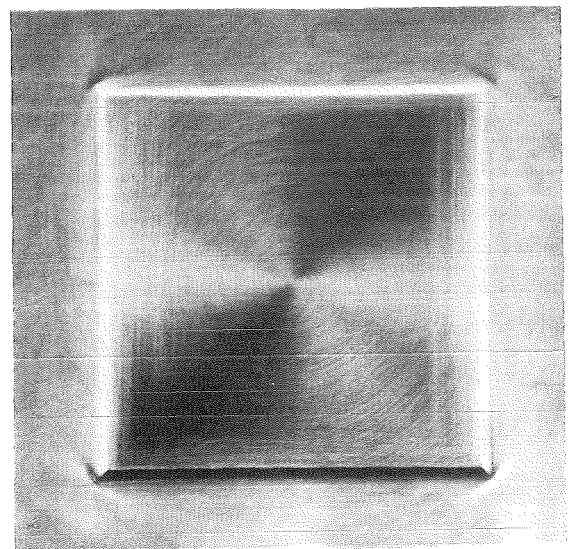


Abb. 5:
 Membran mit eckiger Verdickung nach dem Auftreten des ersten Risses.

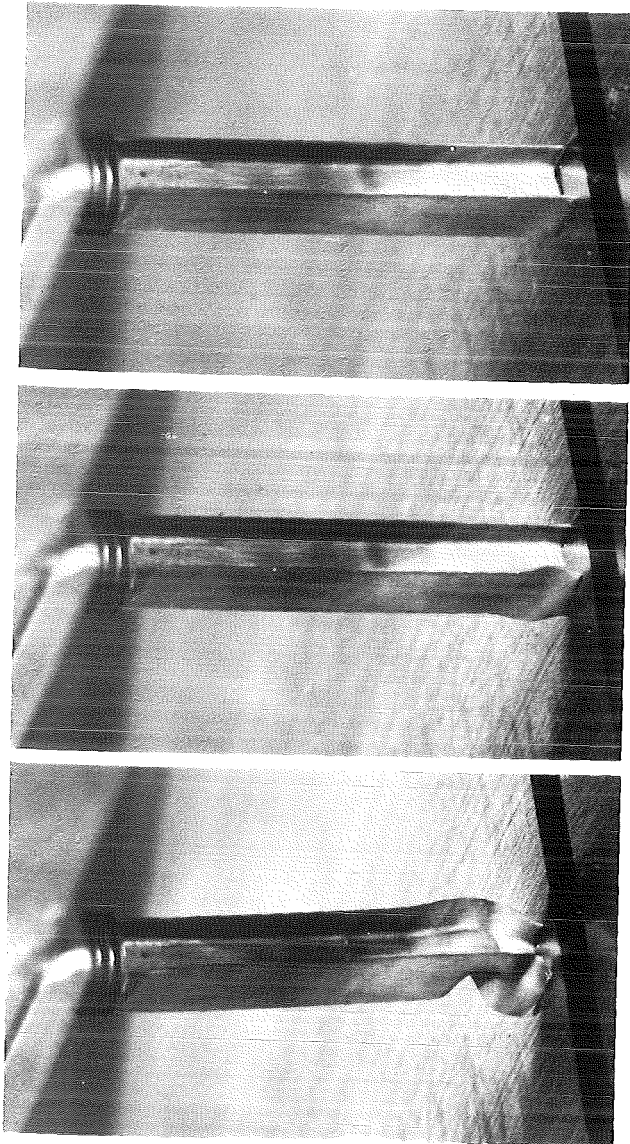


Abb. 6:
Experimentelle Untersuchung des Anschlagens des Sicherheitsbehälters an einen hervorstehenden Doppel-T-Träger.

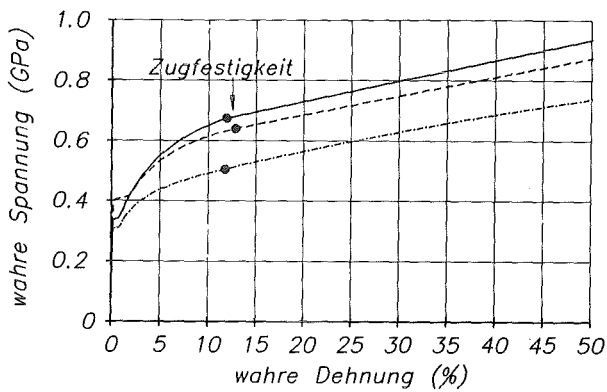


Abb. 7:
Spannungs-Dehnungs-Diagramm für den Sicherheitsbehälterstahl 15MnNi63.
— gemessen bei 170°C, $\dot{\epsilon}=6 \cdot 10^{-7}/s$.
- - - gemessen bei 20°C, $\dot{\epsilon}=5 \cdot 10^{-4}/s$.
- · - angepasst an Listenwerte für 170°C.

P0: gemessene Materialwerte in gesamter Schale
P7: Listenwerte in kleinem Bereich ($r=3m$)
P8: Listenwerte in gesamter Schale

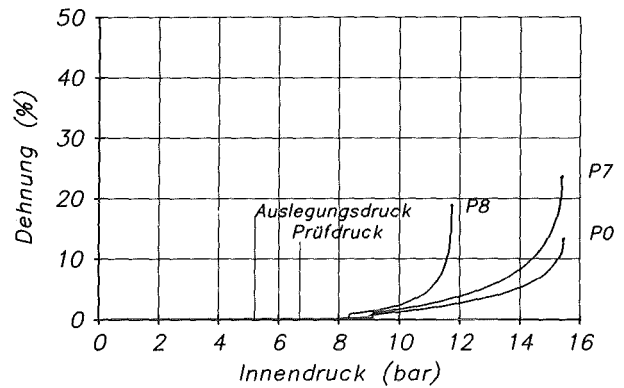


Abb. 8:
Grösste Vergleichsdehnungen und Versagenspunkte des aus verschiedenen Materialien bestehenden Sicherheitsbehälters.

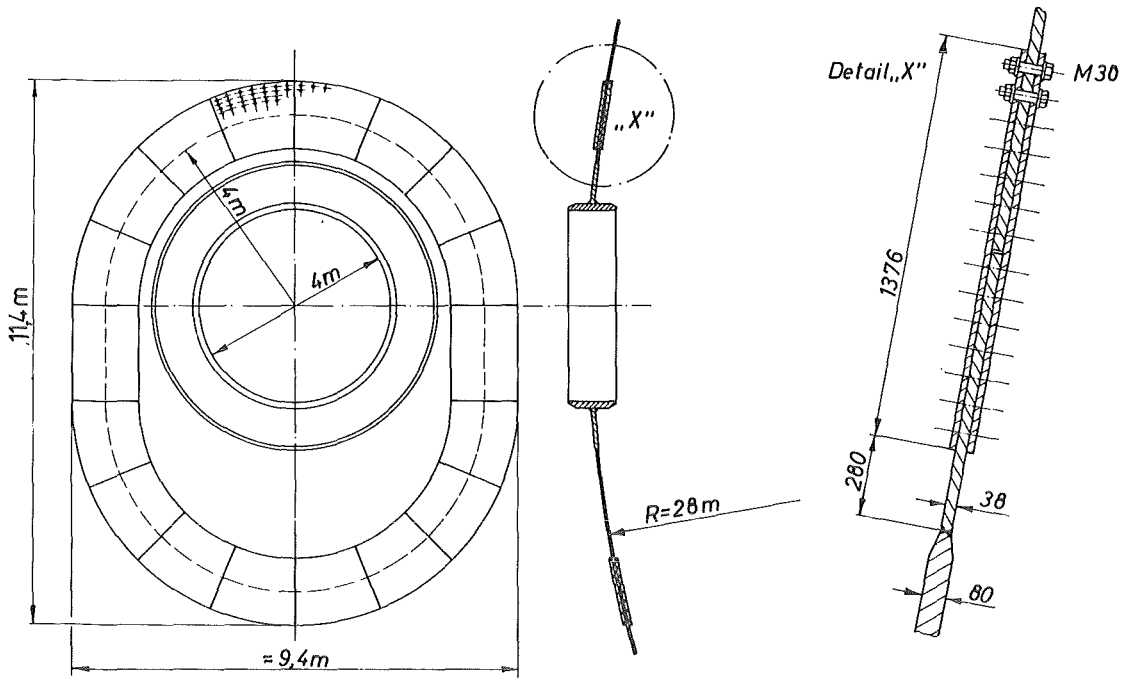


Abb. 9:
Mehrringige Schraubverbindung zwischen Materialschleuse und Sicherheitsbehälterschale.

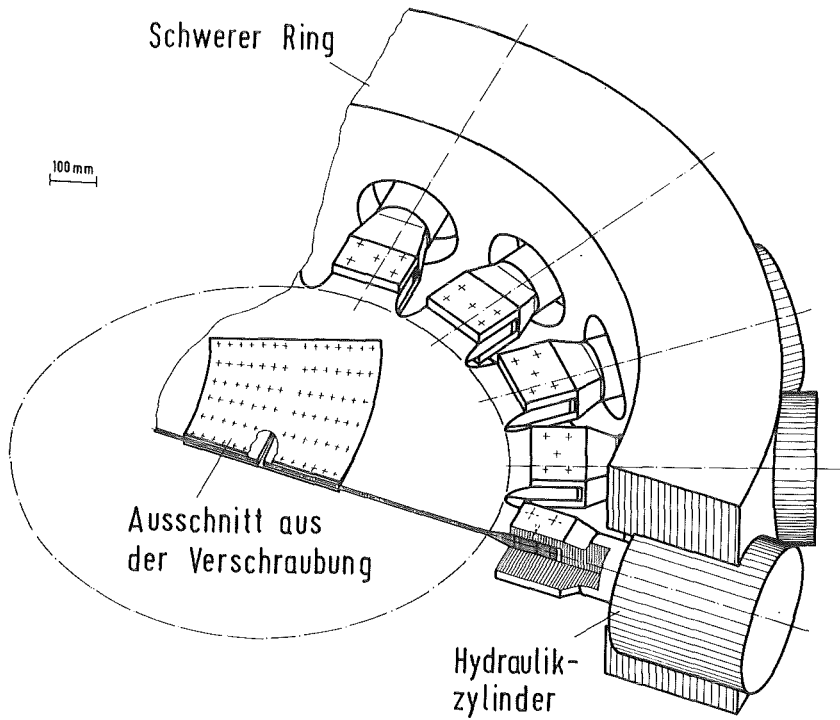


Abb. 10:
Zwei-achsige Zugeinrichtung zur Beanspruchung eines Ausschnittes aus der Verschraubung.

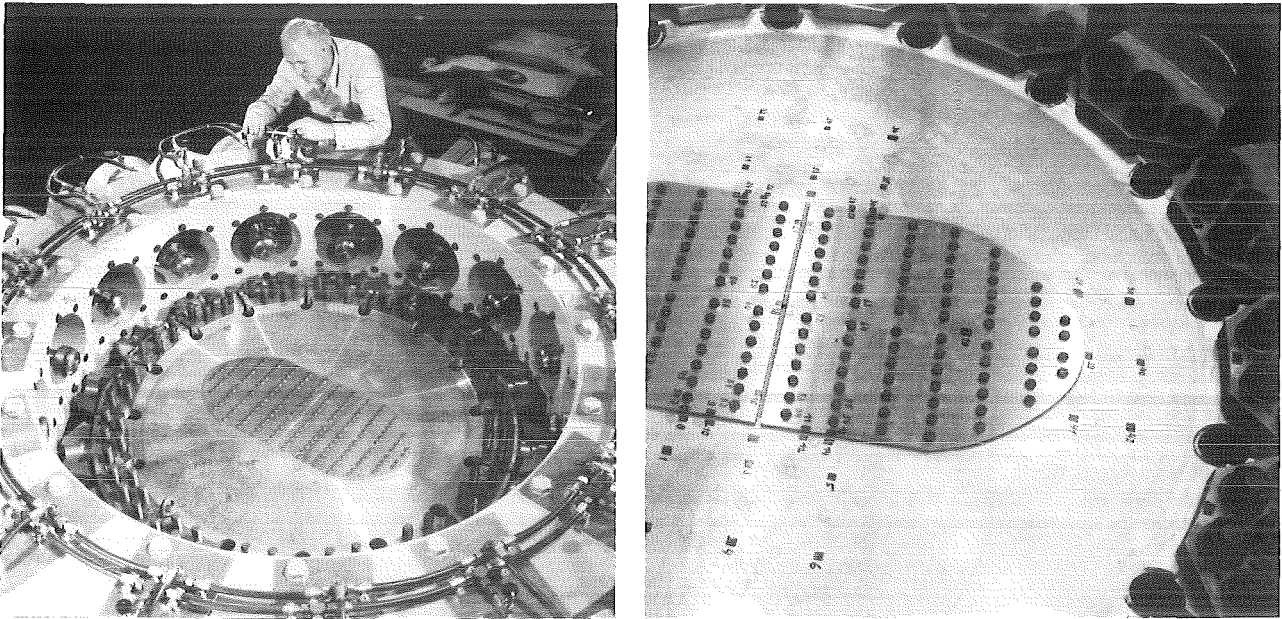


Abb. 11: Einzelheiten der zwei-achsigen Zugeinrichtung

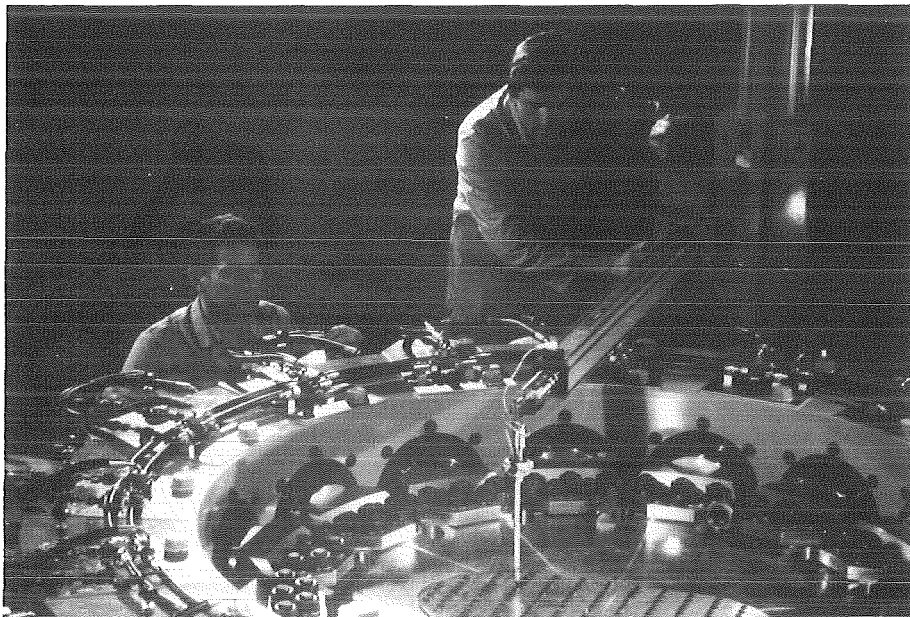


Abb. 12:
Vermessung der verformten Verschraubung mit einer
Drei-Koordinaten-Messmaschine.

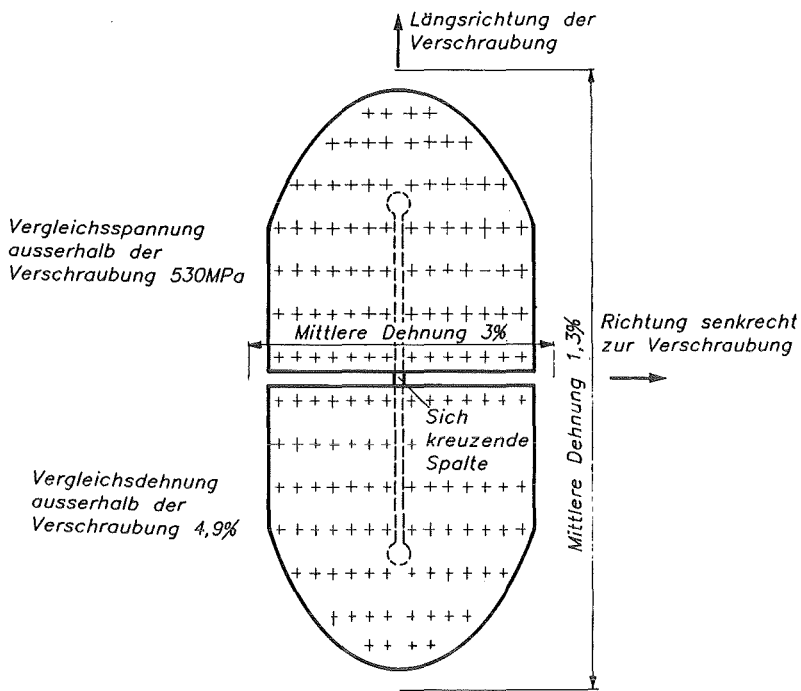


Abb. 13: Höchster in der zweiachsigen Test-einrichtung erreichter Beanspruchungszustand der Verschraubung

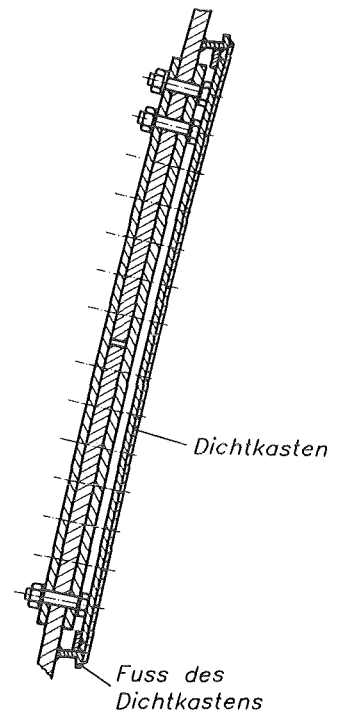


Abb. 14: Dichtkasten über der Verschraubung

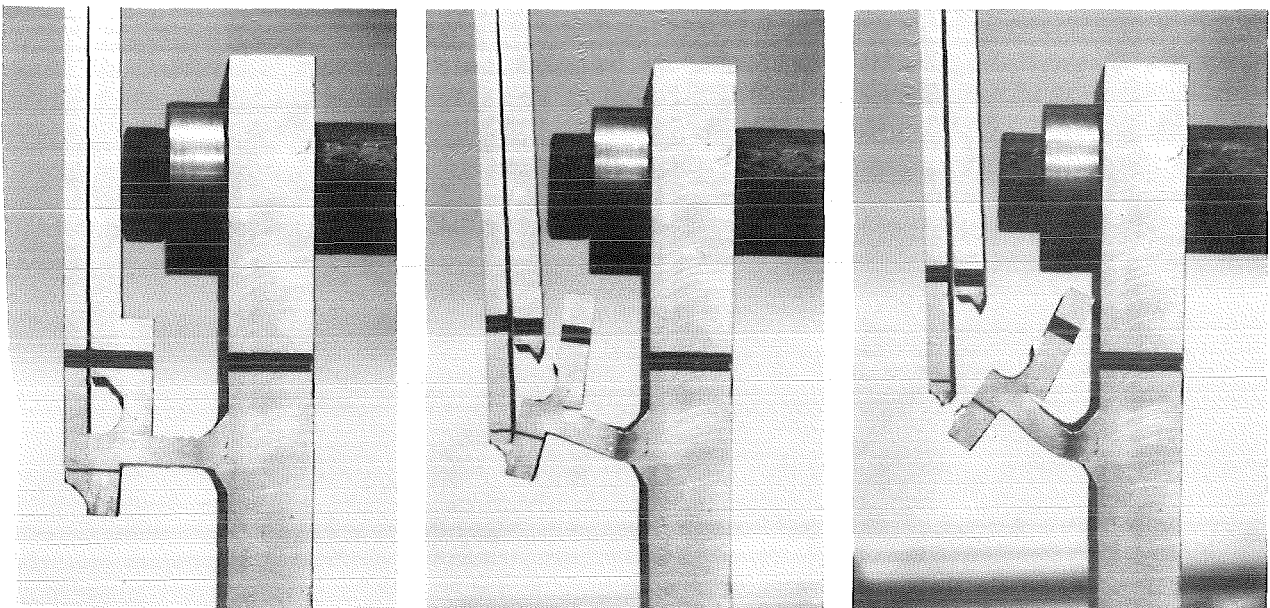


Abb. 15: Untersuchung der Verformungsfähigkeit des Dichtkastens.

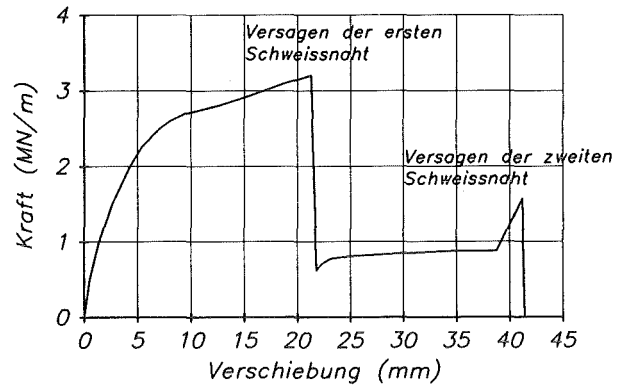
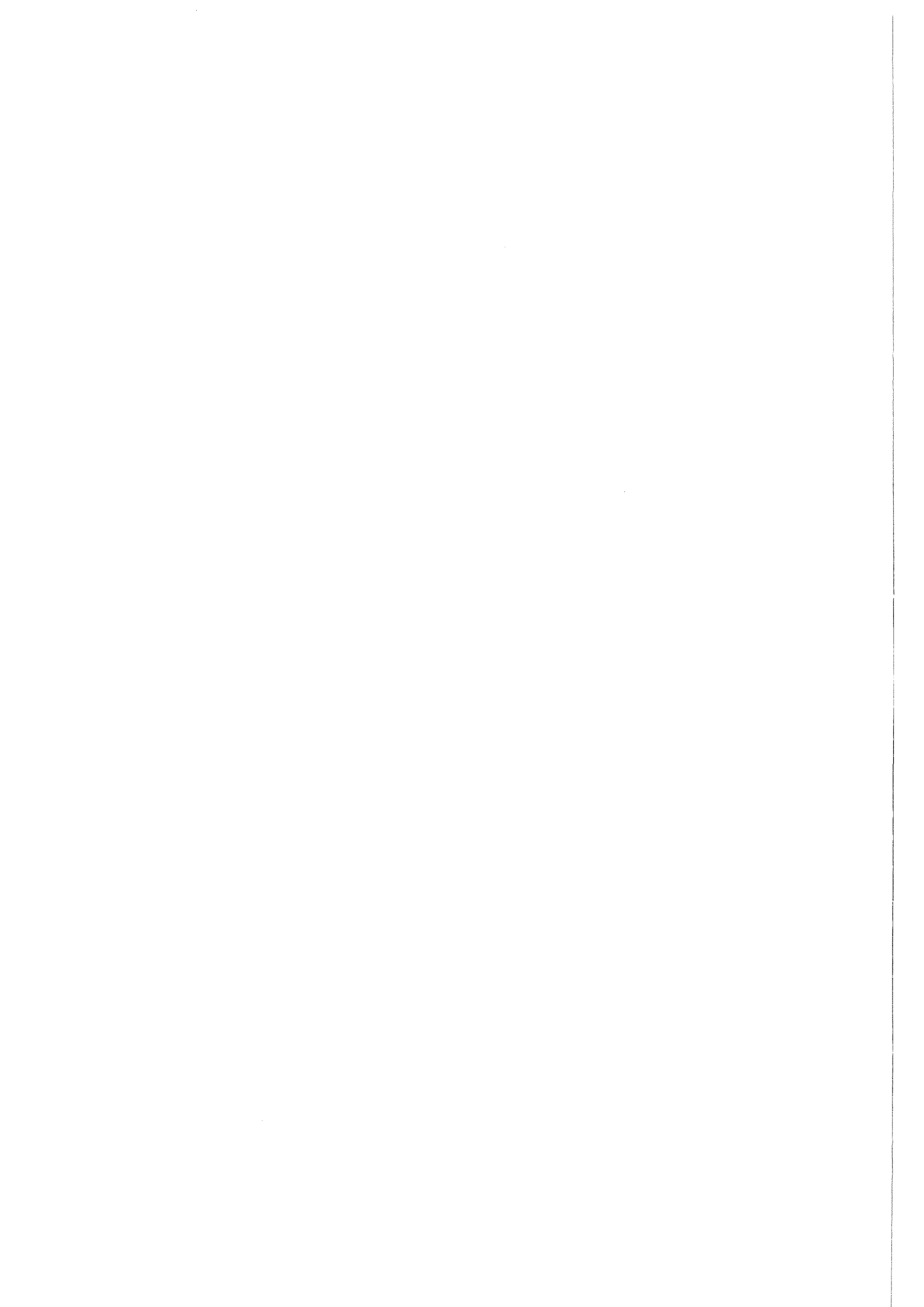


Abb. 16:
Membrankraft in der Sicherheitsbehälterschale,
verursacht durch die Verschiebung der
Fusspunkte des Dichtkastens.



PROJEKT NUKLEARE SICHERHEIT

ABSCHLUSSKOLLOQUIUM 1986

ENTWICKLUNG UND EINSATZ VON ABLUFTFILTERN
FÜR KKW

J.G. WILHELM

KERNFORSCHUNGSZENTRUM KARLSRUHE
PROJEKT NUKLEARE SICHERHEIT

ENTWICKLUNG UND EINSATZ VON ABLUFTFILTERN FÜR KKW

J.G. Wilhelm

Laboratorium für Aerosolphysik und Filtertechnik II
Kernforschungszentrum Karlsruhe GmbH

In diesem Vortrag wird ein kurzer Überblick über die im Rahmen des PNS vom LAF II bearbeiteten Probleme der Abluftfilterung und ihre Lösung auf der Basis der F+E-Arbeiten gegeben. Noch offene Fragen werden angesprochen.

Die größte Bedeutung für die Umgebungsbelastung von Kernkraftwerken hat der Abluftpfad. Dies gilt sowohl für den Normalbetrieb als auch für Störfälle. Zur Reinigung der Abluft werden in Kernkraftwerken Schwebstofffilter und Iodisorptionsfilter eingesetzt. Das LAF II befaßte sich bei seinen in das PNS eingebrachten Arbeiten intensiv mit dem für die Umgebungsbelastung bedeutendsten Radioisotop, dem I-131. Es wurden Untersuchungen zur Bestimmung von Quellen, der physikalisch chemischen Form, des Filterkonzeptes und der Filterung durchgeführt. Ein weiteres, noch in vollem Umfang laufendes Programm betrifft die Filter zur Abscheidung radioaktiver Schwebstoffe.

Um Zeit zu sparen, wird im folgenden Vortrag eine Zusammenfassung der Arbeiten, in Form von farbig unterlegten, kurzen Texttafeln gegeben, die jeweils das Problem beschreiben (gelb unterlegt), die Ursache des Problems, soweit möglich, ansprechen (grün unterlegt) und den vom LAF II erarbeiteten Stand der Lösung sowie seine Berücksichtigung in der Praxis (Hardware, Regeln, Richtlinien) wiedergibt (rot unterlegt). Auf die zugrunde liegenden Arbeiten wird hingewiesen (nicht farbig unterlegt).

Ausgangspunkt der meisten vom LAF II im PNS durchgeführten Arbeiten waren Mängel, die infolge der in Kernkraftwerken durchgeführten Vor-Ort-Prüfungen an Iodisorptionsfiltern, ergänzt durch Laborprüfungen des Sorbens, der Aktivkohle, erkannt wurden.

Verschiedene Iodsorptionsfilter zeigten früher gleich oder nach relativ kurzer Zeit eine wesentlich zu geringe Abscheideleistung (Abb. 1). Als Ursachen wurden bei Filtern in Zellenbauweise Randleckagen und bei allen Filtern Alterung des Sorbens erkannt.

Als Lösung zur Unterdrückung von Randleckagen und darüber hinaus zur Erhöhung der Betriebszeit der Filter, bot sich der Einbau von Schüttbettfiltern an. Diese Ausführung wurde auf Grund der Prüferfahrungen des LAF II in Regeln und Richtlinien festgeschrieben /1,2,3,4/.

Die Klärung der Vorgänge, die zum Verlust der Abscheideleistung der Aktivkohle führen und hier umfassend mit dem Begriff "Alterung" bezeichnet werden sollen, erforderte einen erheblichen Arbeitsaufwand (Abb. 2). Der Begriff Alterung schließt eine Mehrzahl an Vorgängen ein, die während der Betriebszeit zum Absinken der Abscheidegrade führen. Dazu gehören eine durch Beladung mit Fremdstoffen, vorwiegend Dämpfen organischer Verbindungen, verursachte Vergiftung, die langsame Oxidation der Aktivkohle, verschiedentlich verstärkt durch Reaktion mit NO_x -haltigen Abgasen von Schweißarbeiten und Veränderungen der Imprägnierung. Als wesentliche Schadstoffe wurden schwerflüchtige organische Verbindungen sowie Lösungsmittel und auch Wasser erkannt /5/.

In Hinsicht auf die Adsorption von Wasserdampf ist die relative Luftfeuchte entscheidend. Es wurden Empfehlungen zu ihrer Absenkung durch Heizung des Rohluftstromes gegeben, außerdem wurde ein strahlenresistenter Ganzmetall-Nebelabscheider mit höchster Abscheideleistung entwickelt /6/.

Die Beladung mit Lösungsmitteln konnte auf Grund der PNS-Arbeiten durch administrative Maßnahmen herabgesetzt werden, jedoch mußten zusätzlich technische Lösungen gefunden werden. Als gangbarer Weg erwies sich ausschließlich der Einbau von Aktivkohle Vorfiltern bzw. die Erhöhung der Schichtdicke der Aktivkohle. Eine optimale Verbesserung der Filterbetriebszeit

versprach auf Grund der in Kernkraftwerken erhaltenen Schadstoff-Abscheidungsprofile innerhalb der Aktivkohleschicht der Einsatz von Gegenstromfiltern, die aber in einer geeigneten Konstruktion nicht vorhanden waren. Dies führte zur Entwicklung des MWS-Filters /5,6/, das heute in einer Vielzahl von Kernkraftwerken und anderen kerntechnischen sowie auch bereits in einigen konventionellen Anlagen eingesetzt wird (Abb. 3, 4).

Zur optimalen Auslegung von Iodisorptionsfiltern fehlte die Kenntnis der Zusammenhänge zwischen den Betriebsbedingungen und der Abscheideleistung (Abb. 5). Auf der Basis einer Vielzahl von parametrischen Versuchen konnten die Werte für die günstigste Auslegung der Filterschicht erarbeitet und zur Verfügung gestellt werden /7,8,9/. Sie wurden ebenfalls in einschlägige Regeln und Richtlinien aufgenommen.

Radioiod kann durch Ingestion, insbesondere über den Weide-Kuh-Milchpfad, aufgenommen werden. Dieser bedingt in der Hauptsache die Höhe der Strahlenexposition in der Umgebung von Kernkraftwerken, die wiederum einen Eckwert im Genehmigungsverfahren darstellt. Die physikalisch-chemische Form des Radioiodes entscheidet über das Ausmaß der Ablagerung von luftgetragendem Radioiod auf Futterpflanzen und damit über die Umgebungsbelastung über den Weide-Kuh-Milchpfad.

Die Abb. 6 zeigt die Relationen zwischen elementarem Iod (I_2), partikelförmigem Iod ($I_{\text{part.}}$) und organisch gebundenem Iod ($I_{\text{org.}}$). Aufgrund einer großen Anzahl von Messungen der Kaminfortluft von Kernkraftwerken mit Hilfe eines dafür entwickelten Meßverfahrens /10,11/ konnten die Anteile der genannten Formen des luftgetragenen Iodes in der Kaminfortluft festgeschrieben und in die Berechnungsgrundlagen übernommen werden. Gegenüber dem ursprünglichen Ansatz verringert sich dadurch die Strahlenexposition, die aus den im Genehmigungsverfahren verwendeten Abgabewerten errechnet wird, auf ca. die Hälfte. Die folgende Aufnahme (Abb. 7) zeigt ein handelsübliches Gerät zur Messung der Anteile des Iodgemisches, das auf der Basis dieser Arbeiten produziert und in der Fortluft von Kernkraftwerken eingesetzt wird.

Wie bereits beschrieben, ist Radioiod in elementarer Form entscheidend für die Umgebungsbelastung von Kernkraftwerken (Abb. 8). Durch die übliche Filterung der Anlagenraumabluft des DWR wurden die Abgaben mit der Anlagenraumabluft stark reduziert und die Abgabe von Radioiod in elementarer Form auf diesem Wege wird praktisch auf Null herabgesetzt. Eine optimale Herabsetzung des noch vorhandenen Anteils an elementarem Radioiod in der Kaminfortluft erforderte die Messung der Zusammensetzung des Iodgemisches in den verschiedenen Abluftsträngen von Kernkraftwerken. Dabei wurden z. B. die Stellen, an denen Primärkühlmittelproben entnommen und verarbeitet werden, als wesentliche Orte für die Freisetzung elementaren Radioiodes erkannt /12/. Aufgrund der bearbeiteten Daten konnten in der Folge durch den Einbau einer relativ kleinen Systemabluftfilteranlage die Abgaben an elementarem Radioiod wesentlich gesenkt werden.

Bei einem relativ hohen Anteil der in kerntechnischen Anlagen eingesetzten Schwebstofffilter der Klasse S (S-Filter) wurden Leckagen nachgewiesen, z. B. eine Fehlerrate in Höhe von 14 % (gemessen bei einer Erhebung in der Bundesrepublik Deutschland) und 15 % (Erhebung in USA) (Abb. 9). Eine kritische, von der OECD geförderte Bestandsaufnahme des Wissens und der Erfahrung zum Verhalten und zu den Einsatzgrenzen der S-Filter zeigte große Lücken auf. Im Rahmen des PNS wurden daher Arbeiten zur Ermittlung der Grenzen für den Einsatz von S-Filtern und zu ihrer Ertüchtigung aufgenommen, die eine hohe Empfindlichkeit gegenüber größeren Differenzdrücken und, bei bereits einige Zeit in Betrieb befindlichen Filtern, gegenüber hohen Luftfeuchten aufzeigte. Die Untersuchungen sind noch im Gange, lieferten aber bereits eine Vielzahl von Daten und Erkenntnissen für wesentliche Verbesserungen der mechanischen Eigenschaften von S-Filtern. Als Endergebnis dieser Untersuchungen ist, außer der Verbesserung der S-Filter und Erstellung einer Datenbank, die Entwicklung eines Typprüfverfahrens vorgesehen, das das Verhalten bei Erhöhung von Differenzdruck, Feuchte und Temperatur auf Grund von Störfällen mit einschließt.

Lassen Sie mich ganz kurz über einige Erkenntnisse aus dem noch laufenden Schwebstofffilterprogramm berichten. Bei stark erhöhten Luftgeschwindigkeiten am Filter, verursacht z. B. durch Bruch oder Abriß einer unter Druck stehenden Gas, Dampf oder Flüssigkeit führenden Leitung in einem Raum, der über Schwebstofffilter entlüftet werden kann, bei Bränden und Explosionen oder auch bei weitgehender Beladung mit abgeschiedenen Stoffen wie beispielweise Brandprodukten, treten über das Faltenpack der S-Filter erhöhte Differenzdrücke auf. Die Differenzdruckbelastbarkeit der S-Filter erwies sich bereits bei Raumtemperatur und Feuchte als relativ gering /14/ und stark von der Bauweise abhängig (Tab. I). Der über das Filter auftretende Differenzdruck steigt, bei gleichem Durchsatz, mit steigender Beladung. Das heißt, die Kennlinie für den Differenzdruck wird mit zunehmender Beladung steiler, der Versagens-Differenzdruck wird früher erreicht.

Die Einwirkung von hohen Gasfeuchten führt zu einer starken Reduktion der Reißfestigkeit der Filterpapiere/15/. Filterpapiere, die mit einer hydrophoben Imprägnierung versehen sind, können durch den eingelagerten Staub benetzbar werden und bei Differenzdrücken reißen, die häufig nur noch bei 1/10 der im trockenen Zustand ertragbaren Zugfestigkeit liegen. Hinzu kommt eine Auflockerung des Faltenpackes, die das Aufblähen einzelner Falten begünstigt (Abb. 10). Es zeigt sich, daß die z. Z. gefertigten S-Filter mit ausschließlich in der Faltung parallel angeordneten Abstandshaltern einmal die Lockerung des Faltenpackes ermöglichen und zum anderen einen Vorgang begünstigen, der zum Zerschneiden der Fasermatte durch die Abstandshalter führt. Die Abb. 11 veranschaulicht diese Vorgänge.

Aufgrund der experimentell gewonnenen Erkenntnisse konnten in Zusammenarbeit mit einem Lizenznehmer Prototypen entwickelt werden, die bei wenig kostenaufwendiger Modifikation der Bauweise einen wesentlich höheren Differenzdruck, auch bei hohen Feuchten, zulassen.

Für den Einsatz in HF-haltigen Abgasen, die z. B. bei der Verarbeitung von UF_6 auftreten, standen bisher keine S-Filter mit ausreichender Korrosionsbeständigkeit zur Verfügung. Durch Einführung eines neuen Fasermaterials (Polycarbonatfasern statt Glasfasern, Sandwichbauweise der Fasermatte) konnten erstmals HF-feste S-Filter hergestellt und bei der Brennstoffherstellung eingesetzt werden.

Die übliche Bauweise der S-Filter läßt, bedingt durch die einzusetzenden Materialien und den notwendigerweise gedrängten Aufbau des Faltenpaketes extreme und darüber hinaus gleichzeitig auftretende Belastungen durch Druck, Temperatur und Feuchte nicht zu. Diese Bedingungen sind z. B. bei der Druckentlastung des Sicherheitsbehälters nach schweren Unfällen, aber auch beim Reinigen von bestimmten Abgasen konventioneller Industrieprozesse gegeben. Hier wurde im Rahmen des PNS eine Neuentwicklung durchgeführt /16,17,18/, die zu einem extrem hoch belastbaren Filter in Hinsicht auf Gasfeuchte, Tropfenaerosole, Temperaturen, Strahlenbelastung und Differenzdruck führte (Abb. 12). In den Abb. 13, 14 und 15 ist ein Prototyp-Filter für bis zu $3.000 \text{ m}^3/\text{h}$ Durchsatz und einem Abscheidegrad von 99,9 % wiedergegeben. Die Abb. 16 - 19 zeigen die mit Metallfaservliesen als Filtermedium erreichbaren Dekontaminationsfaktoren und den Druckverlust als Funktion der Packungsdichte und Luftgeschwindigkeit sowie den Einfluß der Temperatur und des Druckes der zu filternden Abluft auf den Dekontaminationsfaktor. Die Teilchengrößenverteilung des Prüfaerosols ist der Abb. 20 zu entnehmen.

Abschließend sei darauf hingewiesen, daß weitere Entwicklungen, wie z. B. der Iodmonitor zum Nachweis luftgetragenen Spaltjodes, zu einem an allen deutschen Kernkraftwerken und in vielen anderen Anlagen eingesetzten, in Lizenz von KfK hergestellten Meßgeräten durchgeführt haben (Abb. 21). Auch sei erwähnt, daß die Entwicklung der Abgasreinigung für eine große Wiederaufarbeitung innerhalb des PNS begonnen wurde.

Literatur

- /1/ "RSK-Leitlinien für Druckwasserreaktoren,"
3. Ausgabe, 14.10.1981, Geschäftsstelle der
Reaktor-Sicherheitskommission bei der GRS.
- /2/ Lüftungstechnische Anlagen in Kernkraftwerken,
Vornorm DIN 25 414 (Juni 1983).
- /3/ Auslegungsrichtlinien und -Richtwerte für Iod-
Sorptionsfilter zur Abscheidung von gasförmigem
Spaltiod in Kernkraftwerken,
der Bundesminister des Innern, 25.2.1976.
- /4/ WILHELM, J.G.; DEUBER, H.; FURRER, J.; GERLACH, K.;
"Operational Experience with Iodine Filters
at German LWRs".
Euratom Seminar on the Iodine Removal from Gaseous
Effluents in the Nuclear Industry,
CEC Doc. V/5283/82, Vol. II, p. 625 (1982).
- /5/ WILHELM, J.G.; FURRER, J.; KAEMPFER, R.;
"Untersuchung zur Ertüchtigung von Iod-Sorptions-
filtern zur Reinigung der Abluft von Kernkraftwerken."
KfK 3194 B (1981).
- /6/ OHLMEYER, M.; BENZEL, M.;
"Erhöhte Sicherheit und Einsparung von Filtermaterial mit
Mehrweg-Sorptionsfiltern".
Kerntechnik 20. Jg., Heft 2 (1978).
- /7/ WILHELM, J.G.;
"Iodine Filters in Nuclear Installations".
Commission of the European Communities,
Health and Safety Directorate,
Luxembourg, V/2110/83EN, (1982).
- /8/ DEUBER, H.; GERLACH, K.;
"Parametrische Untersuchungen zur Abscheidung von Methyl-
iodid an einer KI-imprägnierten Aktivkohle".
KfK 3746 (1984).
- /9/ DEUBER, H.;
"Investigations on the retention of elemental radio-
iodine by activated carbons at high temperatures".
Nucl. Technol. 72, p. 44 (Jan. 1986).
- /10/ DEUBER, H.; WILHELM, J.G.;
"Bestimmung der physikalisch-chemischen Komponenten
des Radioiods in der Kaminabluft von Kernkraftwerken."
KfK-Ext. 30/78-1, Kernforschungszentrum Karlsruhe (1978).
- /11/ DEUBER, H.;
"Iodine-131 species in the stack exhaust air of light
water reactors".
Nucl. Technol. 72, p. 39 (Jan. 1986).

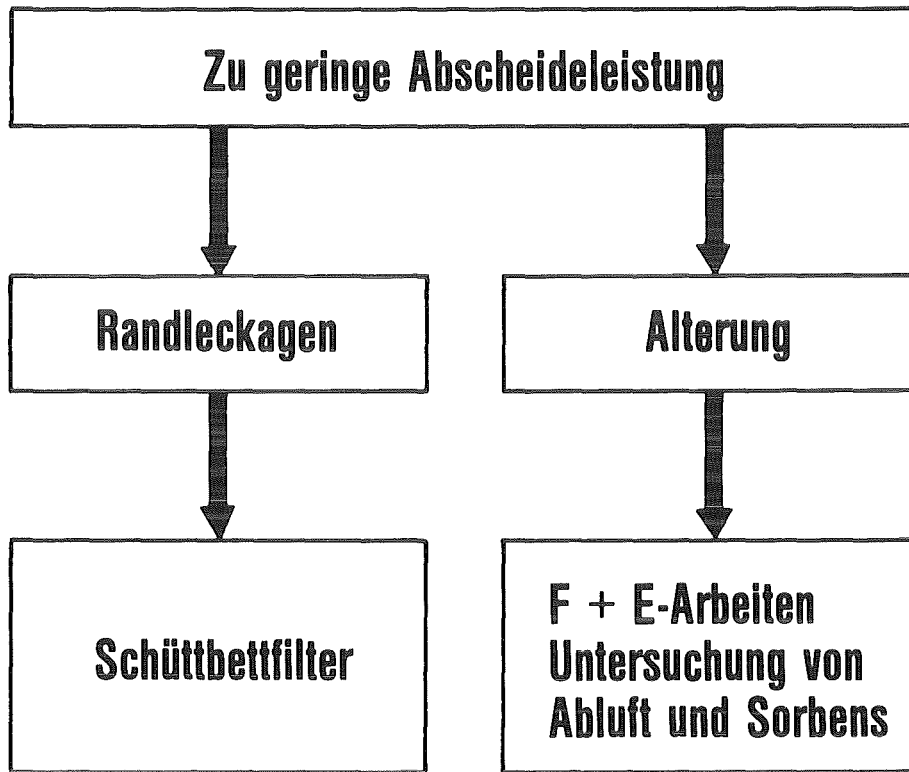
- /12/ DEUBER, H.; WILHELM, J.G.;
"Investigations on the improvement of the iodine
filtration concept of pressurized water reactors".
Nucl. Technol. 61, p. 118 (1983).
- /13/ RÜDINGER, V., WILHELM, J.G.;
"Zum Verhalten von Schwebstofffiltern unter hoher
Differenzdruckbelastung."
9. Jahreskolloquium des Projektes Nukleare Sicherheit,
KfK-Bericht 3470 (1982).
- /14/ RÜDINGER, V.; RICKETTS, C.I.; WILHELM, J.G.;
"Versagensgrenzen und Schadensmechanismen von
Schwebstofffiltern unter Beanspruchung durch
trockene Luft hoher Strömungsgeschwindigkeit".
Proc. European Conference on Gaseous Effluent
Treatment in Nuclear Installations, Luxemburg 1985.
- /15/ RÜDINGER, V.; RICKETTS, C.I.; WILHELM, J.G.;
"Limits of HEPA-Filter Application under
High-Humidity Conditions".
Proc. 18th. DOE Nuclear Airborne Waste Management and
Air Cleaning Conference 1984,
CONF 840 806, p. 1058 (1985).
- /16/ DILLMANN, H.-G.; PASLER, H.;
"Experimental Investigations of Aerosol Filtration with
Deep Bed Fiber Filters".
CONF 820 833, p. 1160 (1983).
- /17/ DILLMANN, H.-G.; PASLER, H.;
"A Filter Concept to Control Airborne Particulate
Releases Due to Severe Reactor Accidents and
Implementation Using Stainless-Steel Fiber Filters".
CONF 840 806 (1984), p. 1417.
- /18/ DILLMANN, H.-G.; PASLER, H.;
"Ein Containment-Venting Filter-Konzept und seine
Realisierung mit Edelfaserfiltern."
Kommission der Europäischen Gemeinschaften,
Luxemburg, 14.-18. Oktober 1985.

Anmerkung

Die Auswahl der Literaturzitate soll möglichst den neuesten Stand der Untersuchungen repräsentieren. Die Arbeiten, deren Ergebnisse in Regeln und Richtlinie aufgenommen werden, sind meistens älteren Datums und in den angegebenen Veröffentlichungen zitiert.

Tabelle I Belastbarkeit von Schwebstofffiltern der Klasse S der Standardgröße 610 x 610 x 292 mm, handelsüblicher Filter und modifizierter Prototypen (*).

Medium	B a u a r t Faltung	Rahmen	Einsatz- Temperatur (°C)	Schadensdifferenzdruck (kPa)	
				$\varphi < 60 \% \text{ r.F.}$	$\varphi > 100 \% \text{ r.F.}$
Glasfaser	konv. tief	Holz	< 120	9,5 - 23,0	3,3 - 7,6
Glasfaser	V-Bauweise	Holz	< 120	5,9 - 17,3	0,4 - 2,6
Glasfaser	konv. tief	Metall	< 240	4,2 - 10,5	ca. 2,4
Glasfaser (*) verstärkt	konv. tief	Holz	< 120	ca. 31	> 10,0
Glasfaer (*) verstärkt	konv. tief	Metall	< 240	ca. 16	ca. 7,0
Kunststoff (*)	konv. tief	Holz	< 120	> 34	> 9,8



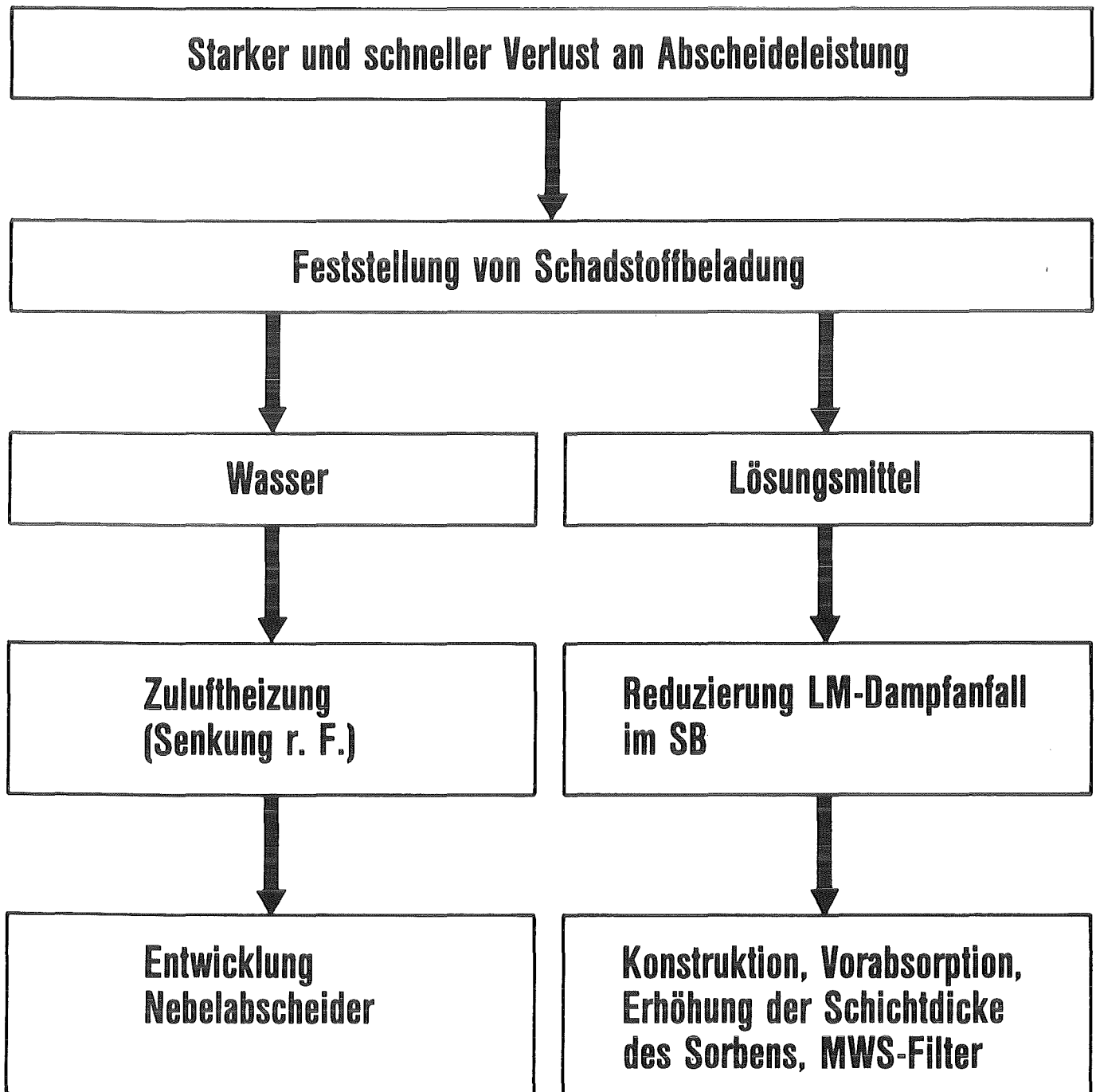


Abb. 2 **Laborprüfung (Sorbens)**

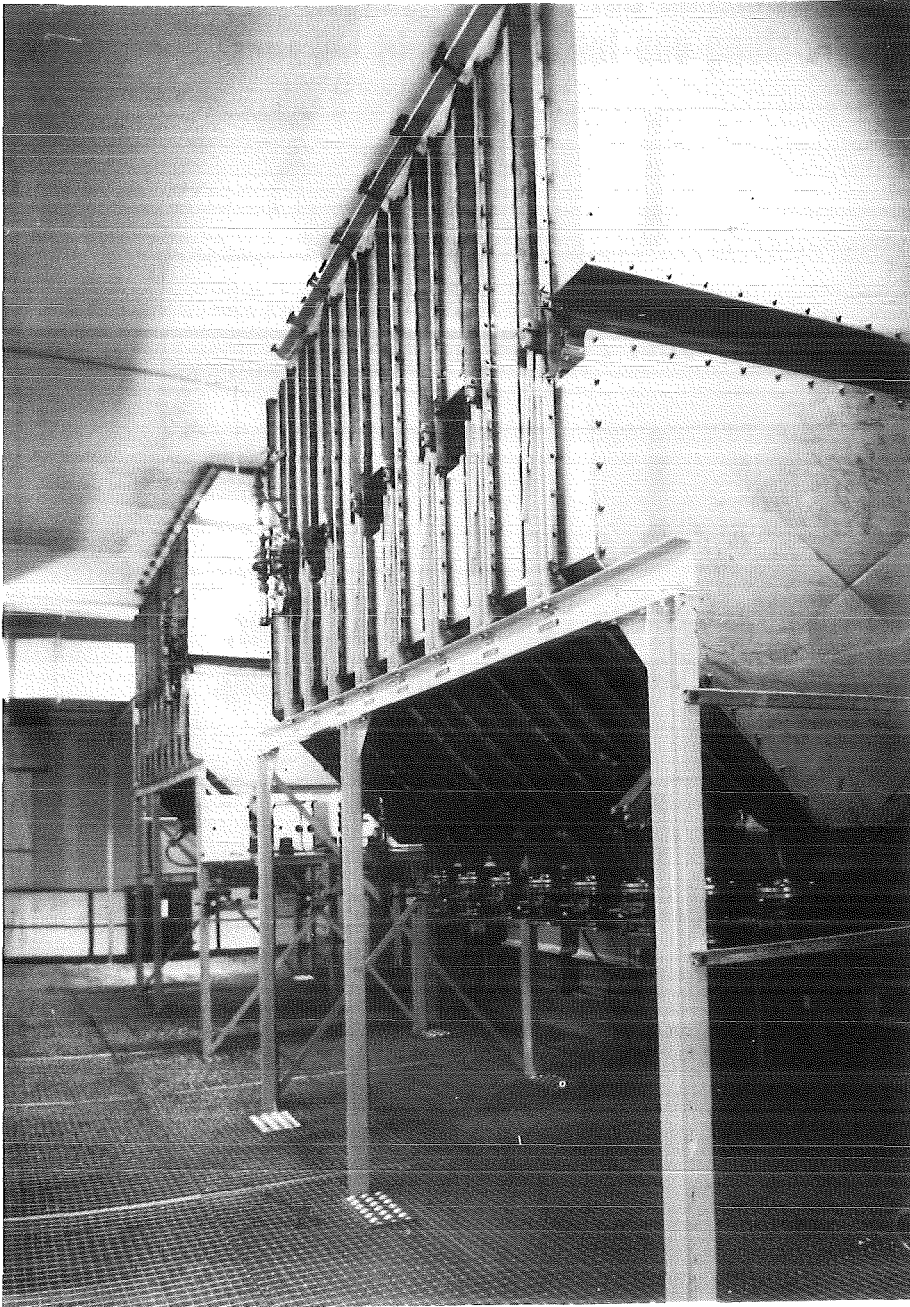


Abb. 3 MWS-Filterbänke in einem KKW

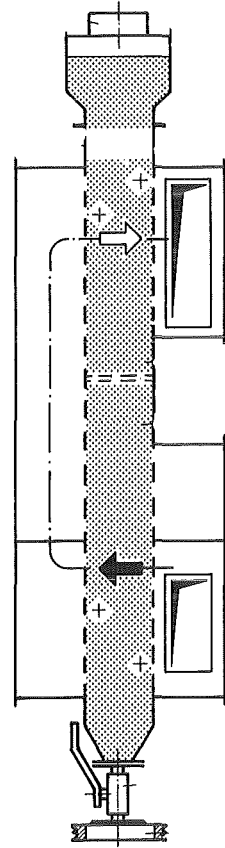


Abb. 4
Prinzip des MWS-
Filters mit 2 über-
einander liegenden
Kammern mit Sorbens.

Frisches Sorbens
wird in obere Kammer
eingefüllt, ver-
brauchtes Sorbens
wird aus unterer
Kammer abgezogen.
(Luftstrom durch
Pfeile angedeutet)

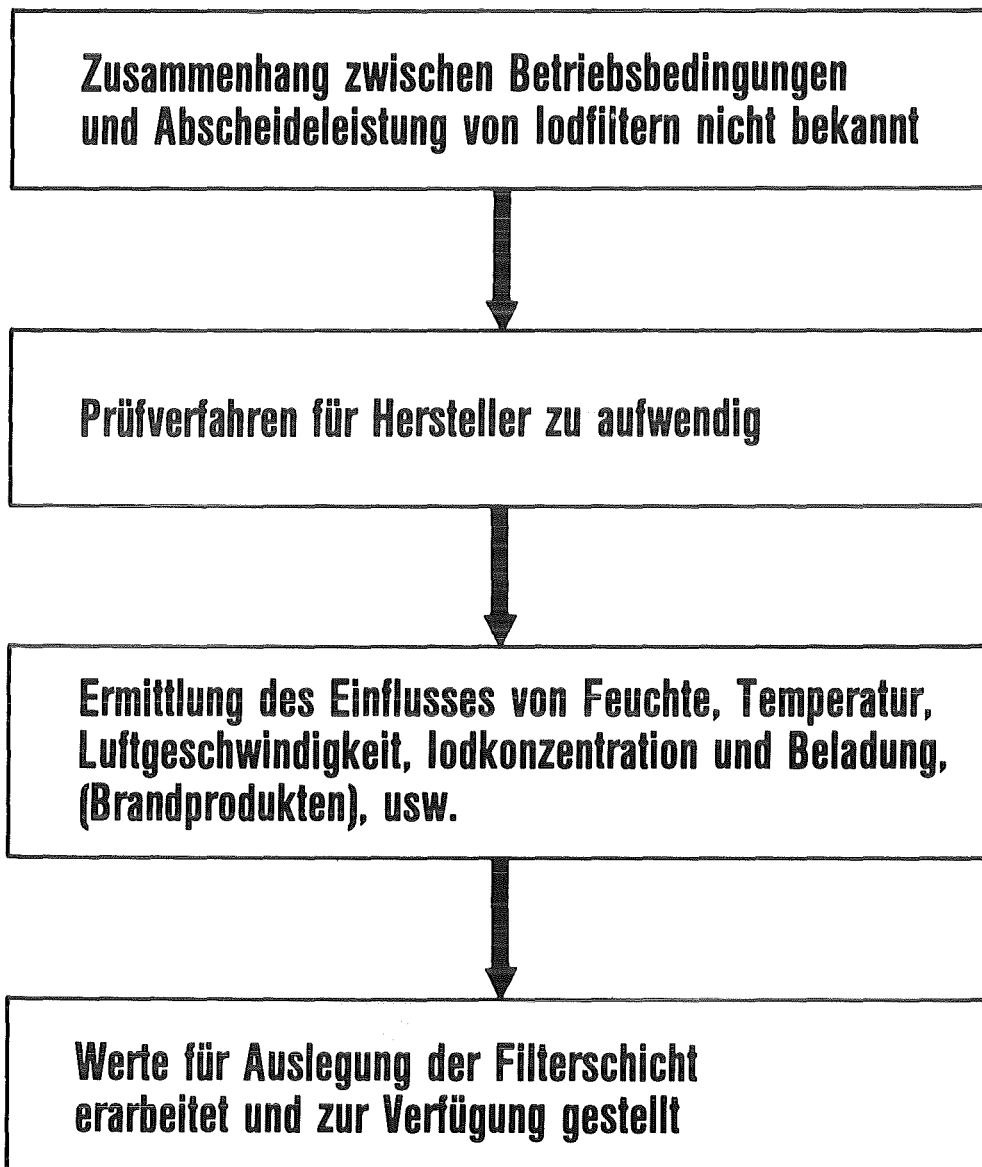
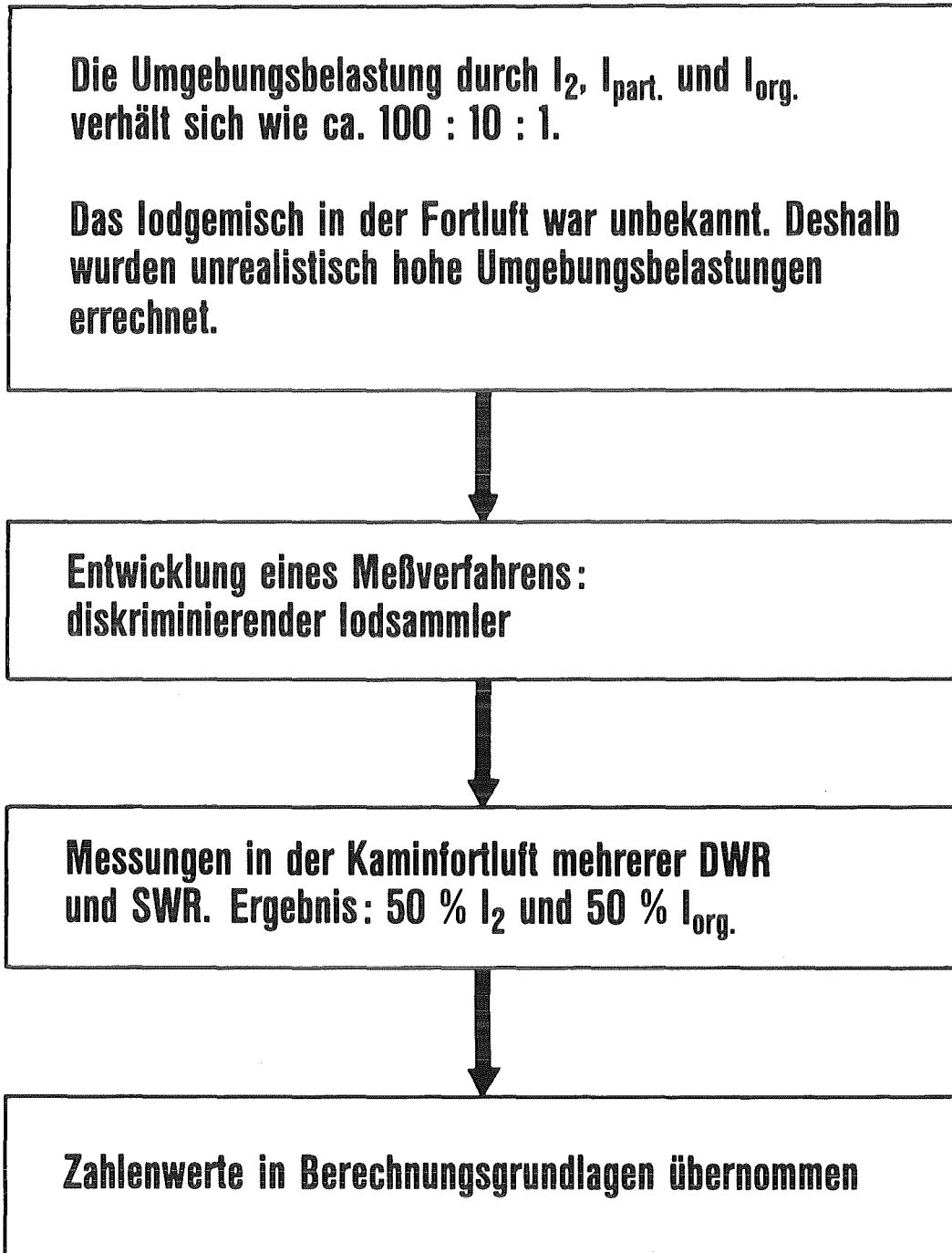


Abb. 5 **Laborprüfung (Sorbens)**



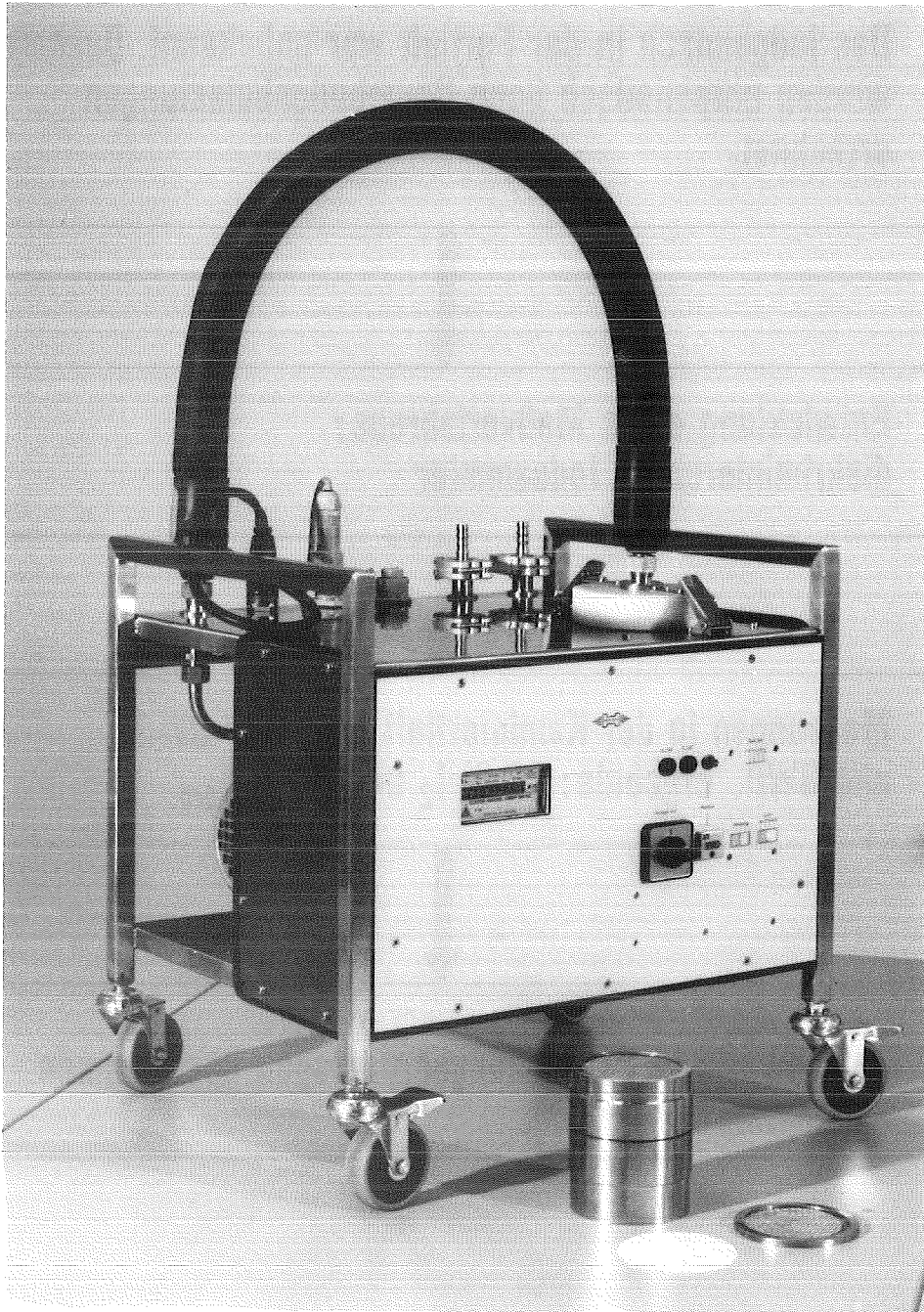
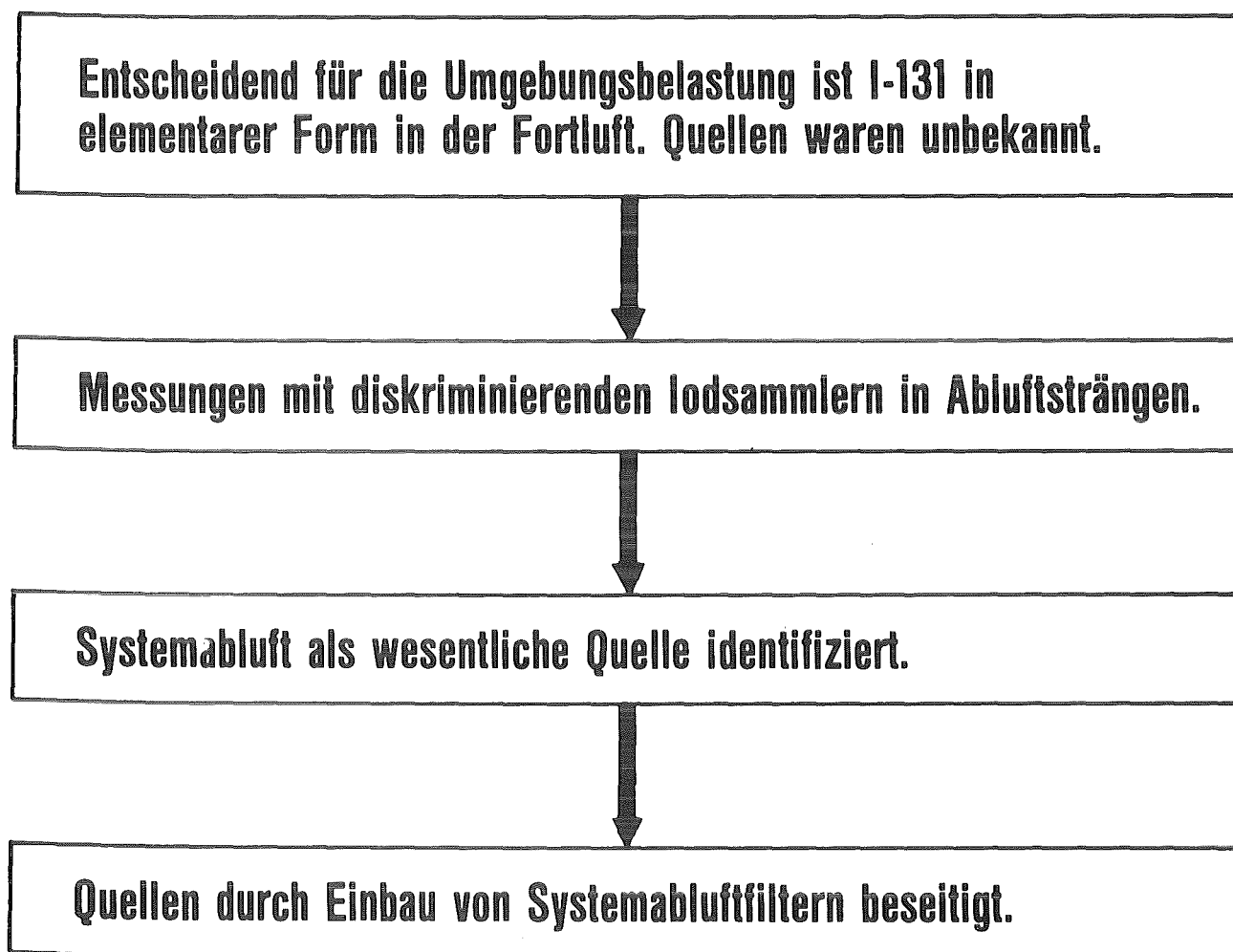


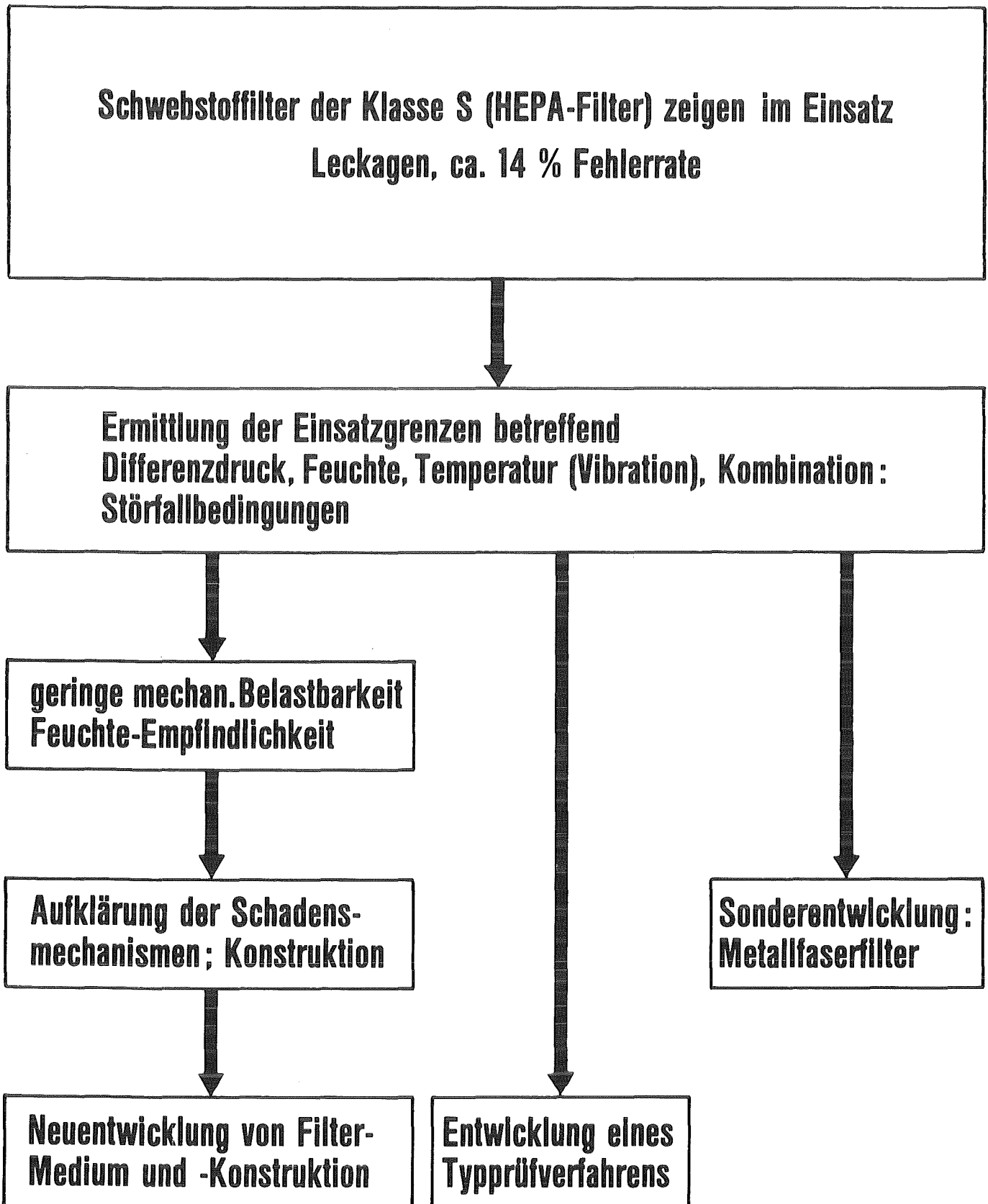
Abb. 7 Aerosol- und Iodsammler zur selektiven Bestimmung der verschiedenen Iodformen.

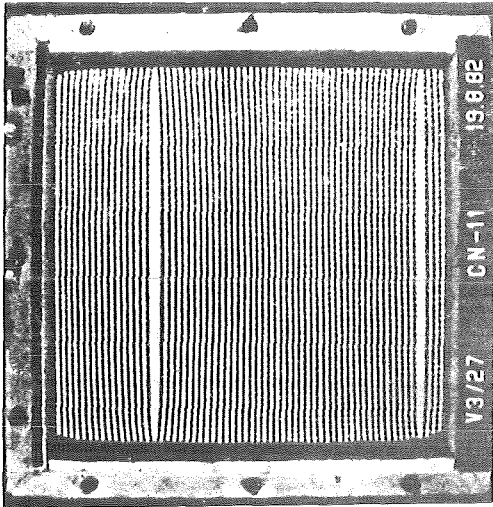


kfk

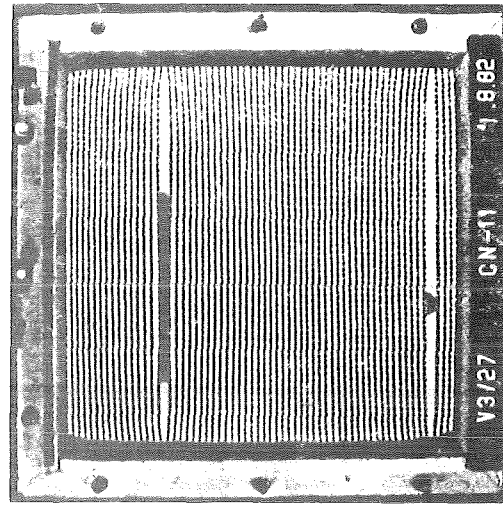
Abb. 8

Bestimmung signifikanter Radio-Iodquellen in KKW





1.12 s



1.48 s

Abb. 10 Schwebstofffilterversagen durch Aufblähen und Aufreißen einzelner Faltungsenden: Einzelaufnahmen aus einem Hochgeschwindigkeitsfilm mit der Abströmseite eines Filters beim Test.

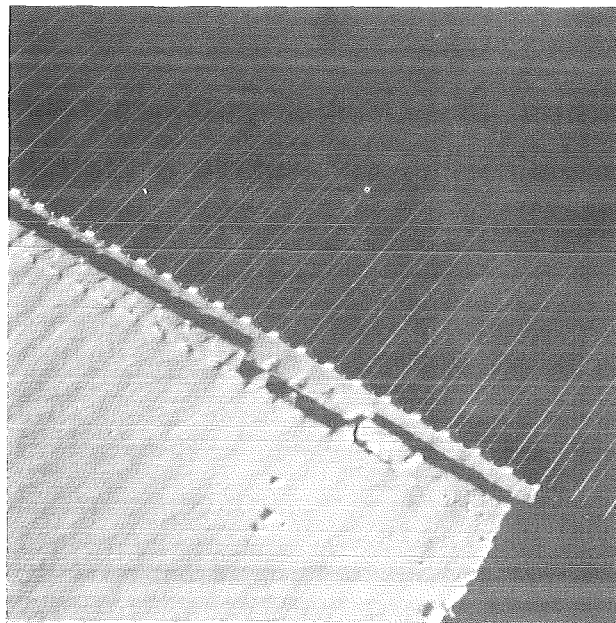


Abb. 11 Beschädigtes abströmseitiges Faltungsende eines Schwebstofffilters; Ansicht von der Anströmseite mit Schadensmarken des Abstandshalters.

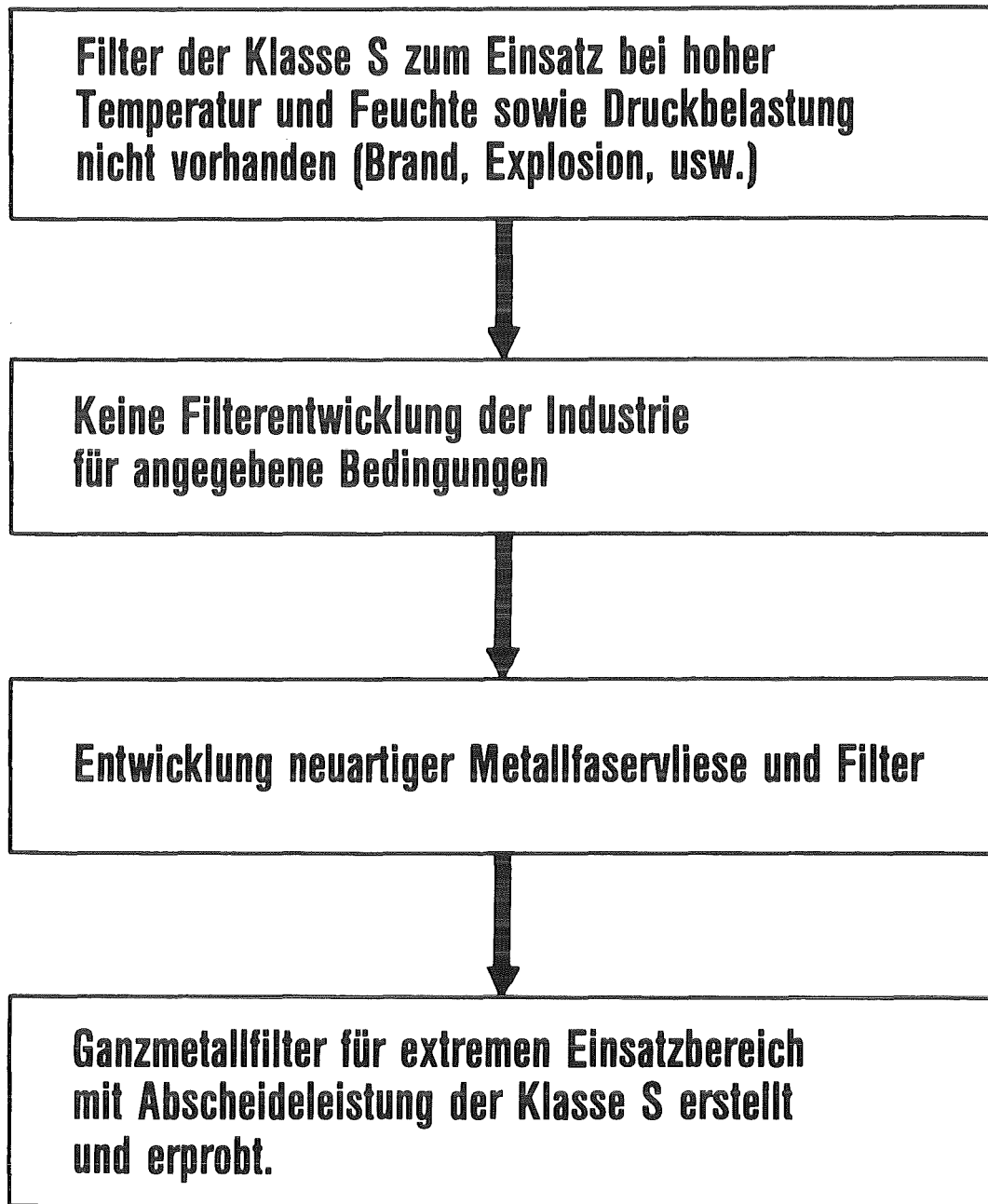


Abb. 12

Sonderentwicklung Metallfaserfilter

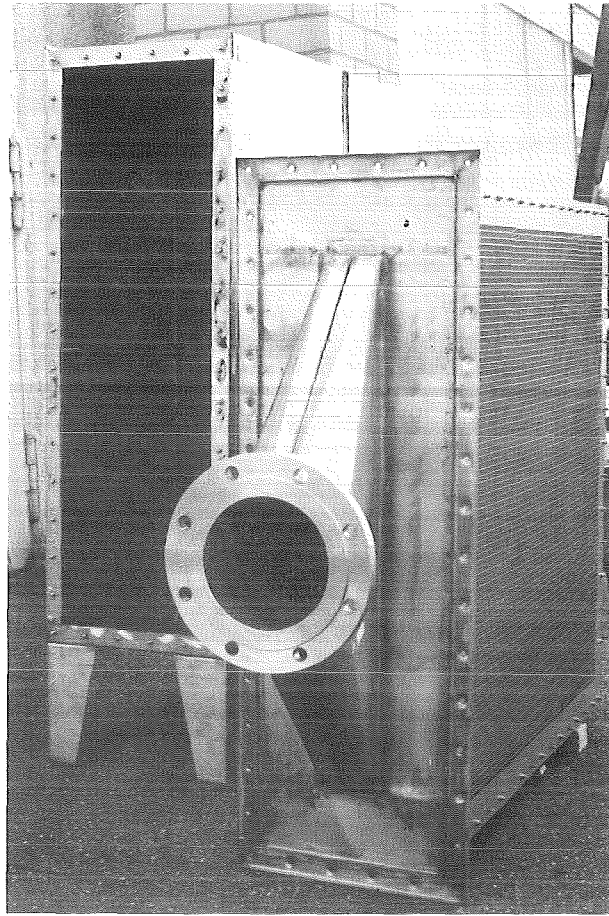


Abb. 13 Prototyp eines Metallfaserfilters für $3000 \text{ m}^3/\text{h}$ Durchsatz

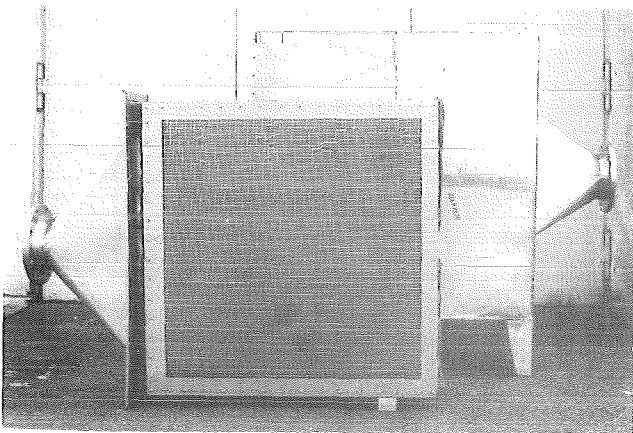


Abb. 14
Prototyp eines Metallfaser-
filters für $3000 \text{ m}^3/\text{h}$
Durchsatz

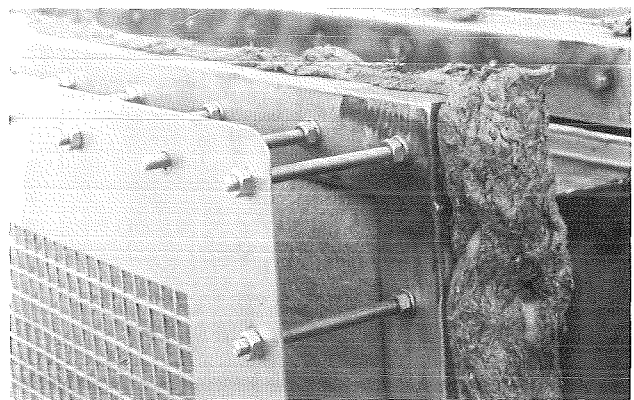
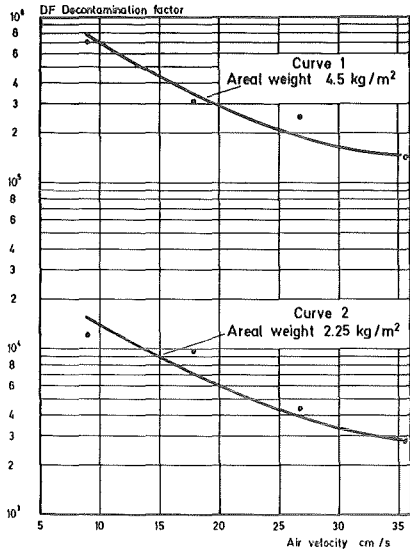
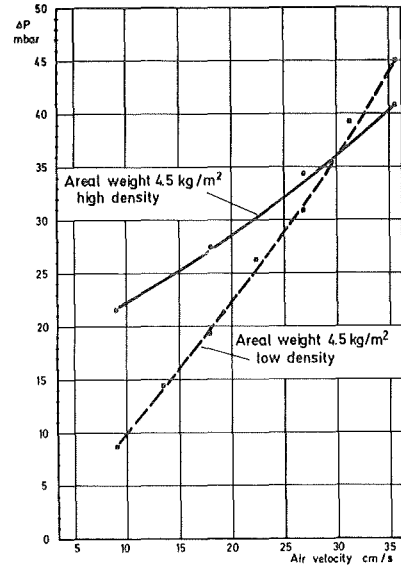


Abb. 15
Metallfaservlies des Prototypes



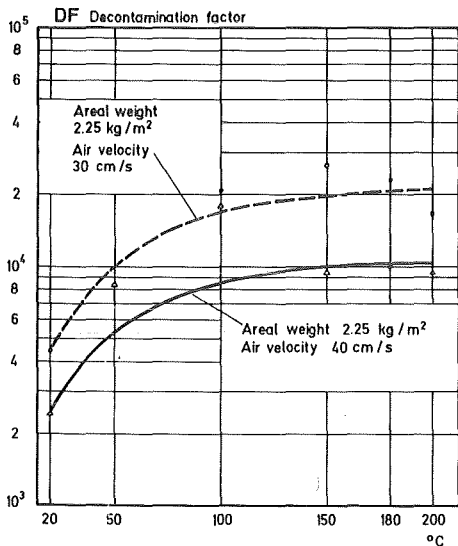
KIK LAF 82

Abb. 16 Dekontaminationsfaktor eines 2 μm -Filters



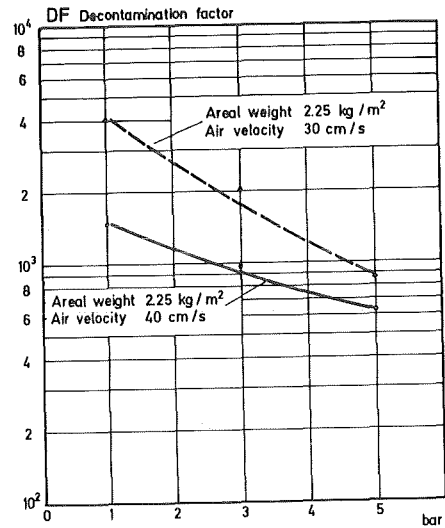
KIK LAF 82

Abb. 17 Druckverlust eines lose und eines fest gepackten 2 μm -Filters



KIK LAF 82

Abb. 18 Dekontaminationsfaktor eines 2 μm -Filters als Funktion der Betriebstemperatur



KIK LAF 82

Abb. 19 Dekontaminationsfaktor eines 2 μm -Filters als Funktion des Betriebsdruckes bei 30 °C

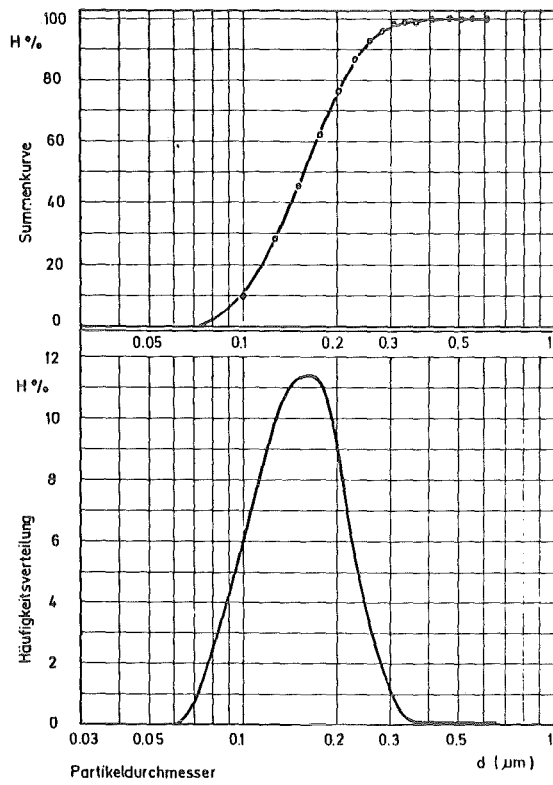


Abb. 20
Teilchengrößenver-
teilung des Uranin-
Prüfaerosols

Kfz
LAF 84

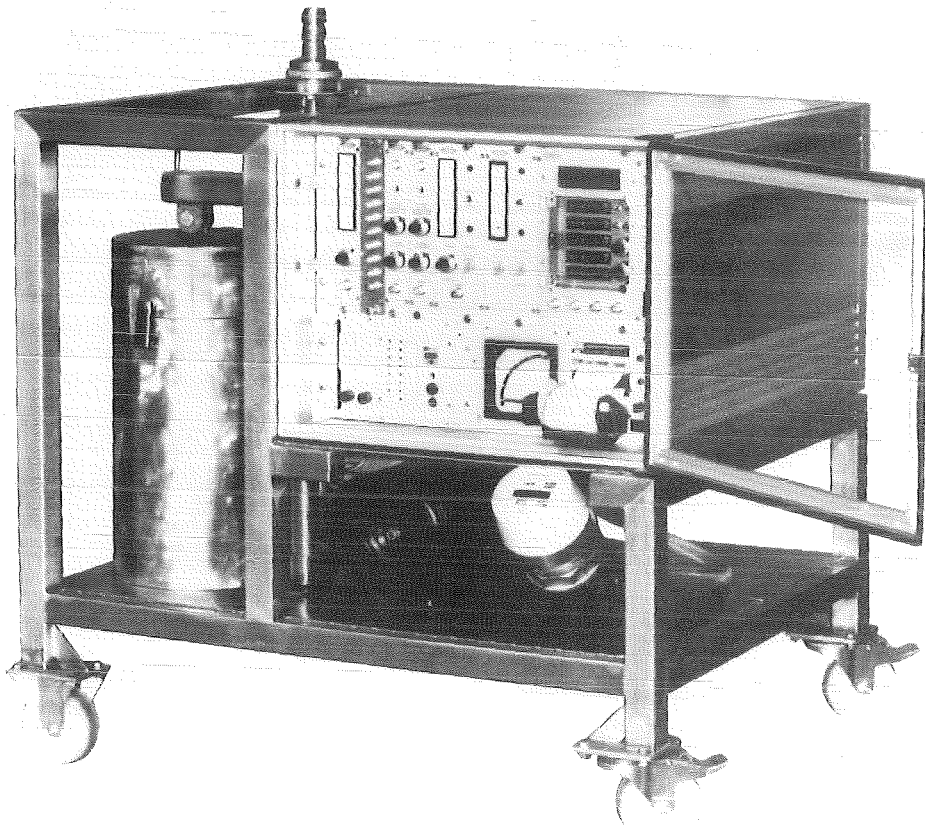
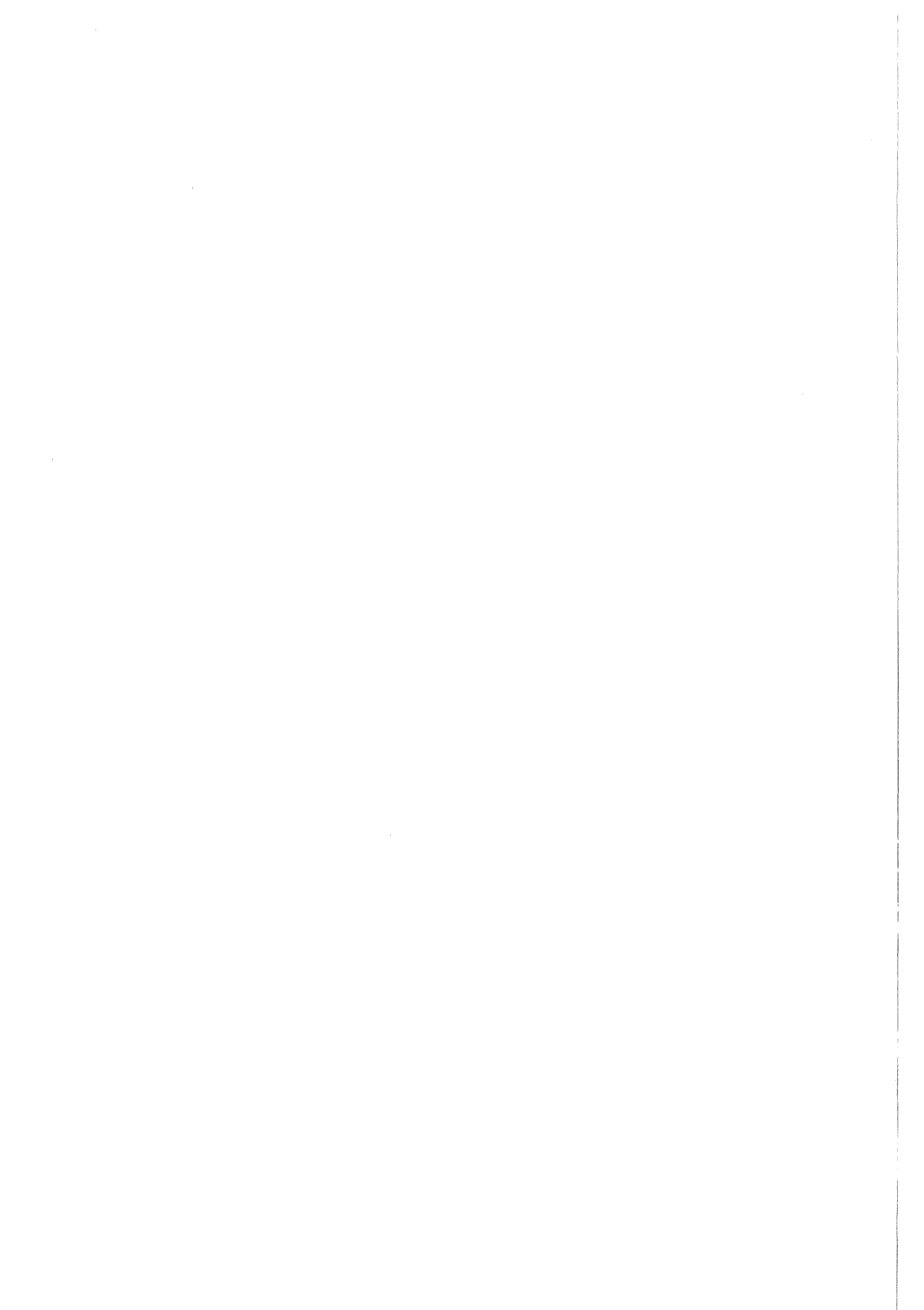


Abb. 21 Iodmonitor zur kontinuierlichen
Messung von Radioiodemissionen



PROJEKT NUKLEARE SICHERHEIT

ABSCHLUSSKOLLOQUIUM 1986

BODEN/PFLANZEN-TRANSFER DER AKTINIDEN

M. PIMPL

W. SCHMIDT

H. SCHÜTTELKOPF

KERNFORSCHUNGSZENTRUM KARLSRUHE

PROJEKT NUKLEARE SICHERHEIT

1. Einleitung und Problemstellung

Im Rahmen des Kernbrennstoffkreislaufes werden aus den natürlich vorkommenden Elementen Uran und Thorium langlebige Aktiniden gebildet. Der überwiegende Anteil des heute in der Biosphäre vorhandenen Inventars an Aktiniden nicht natürlichen Ursprungs stammt aus oberirdischen Kernwaffenversuchen, aber auch aus kerntechnischen Anlagen - Brennstoffabriken, Kernkraftwerken, Wiederaufarbeitungsanlagen und Einrichtungen zur Abfallbeseitigung - werden geringe Mengen Aktiniden mit der Abluft und dem Abwasser in die Umgebung abgegeben. Von praktischer Bedeutung sind die Elemente Neptunium, Plutonium, Americium und Curium, die zu den radioaktiven Stoffen mit höchster Radiotoxizität gehören. Ursache dieser hohen Radiotoxizität ist die hohe Energie der α -Strahlung, der hohe Qualitätsfaktor von α -Strahlen und die lange effektive Verweilzeit dieser Transurane im menschlichen Körper. Um eine realistische Abschätzung der Langzeitbelastung der Bevölkerung durch die Freisetzung dieser Nuklide - insbesondere für den Fall einer unfallbedingten Freisetzung - vornehmen zu können, ist es notwendig, die Verteilung dieser Transurane in der Biosphäre zu untersuchen, ihr Verhalten in der Umwelt zu verstehen und ihre Wege zum Menschen zu verfolgen.

Die Aufnahme der in der Biosphäre freigesetzten Radionuklide in den Menschen erfolgt durch die Atmung, das Trinkwasser und die Nahrungsmittel. Betrachtet man das Langzeitverhalten der Transurane, nachdem sie in der Umwelt abgelagert wurden und legt man die Erkenntnisse aus kurz- und mittelfristigen Untersuchungen zugrunde, so ergibt sich eine Langzeitbelastung der Bevölkerung durch Ingestion kontaminierter Nahrungsmittel, wobei die Radionuklide durch Wurzel Aufnahme in die pflanzlichen Nahrungsmittel gelangen.

In der Literatur sind in den letzten 25 Jahren viele Arbeiten zum Transfer von Pu veröffentlicht worden /1, 2/. Auch für Am liegen zahlreiche Untersuchungen vor, während für Cm und Np nur wenige Arbeiten erschienen sind. Die meisten Daten wurden in semiariden Gebieten der USA ermittelt, sodaß die Übertragbarkeit der Ergebnisse auf deutsche Umgebungsbedingungen in Frage zu stellen ist. Des weiteren gilt es zu überprüfen, wie realistisch die in der Bundesrepublik vorgegebenen Transferdaten zur Berechnung des Aktinidentransports aus dem Boden in pflanzliche Produkte /3/ das tatsächliche Aufnahmeverhalten wiedergeben.

2. Durchgeführte Arbeiten

In die Umwelt freigesetzte Aktiniden können auf zwei Wegen in die Pflanzen gelangen: durch die Aufnahme aus dem Boden über die Wurzeln zusammen mit mineralischen Nährstoffen oder durch Aufnahme über die Pflanzenoberfläche nach einer dort erfolgten Ablagerung von aktinidenhaltigen Aerosolen oder Stäuben. Nach Literaturangaben gelangen nur sehr geringe Mengen der in den Boden eingebrachten Aktiniden über die Wurzeln in die Pflanzen, während die Aufnahme von auf der Pflanzenoberfläche deponierten Aktiniden um das 10- bis 100-fache höher liegt. Experimentell kann die Wurzelaufnahme nur dann zuverlässig bestimmt werden, wenn einerseits empfindliche Analysenverfahren zur Messung der interessierenden Nuklide in den verschiedenen Probematerialien zur Verfügung stehen, und andererseits die Pflanzenaufzucht so erfolgt, daß die Aufnahme von Aktiniden durch Deposition vollständig vermieden wird.

2.1 Entwicklung und Optimierung von Analysenmethoden

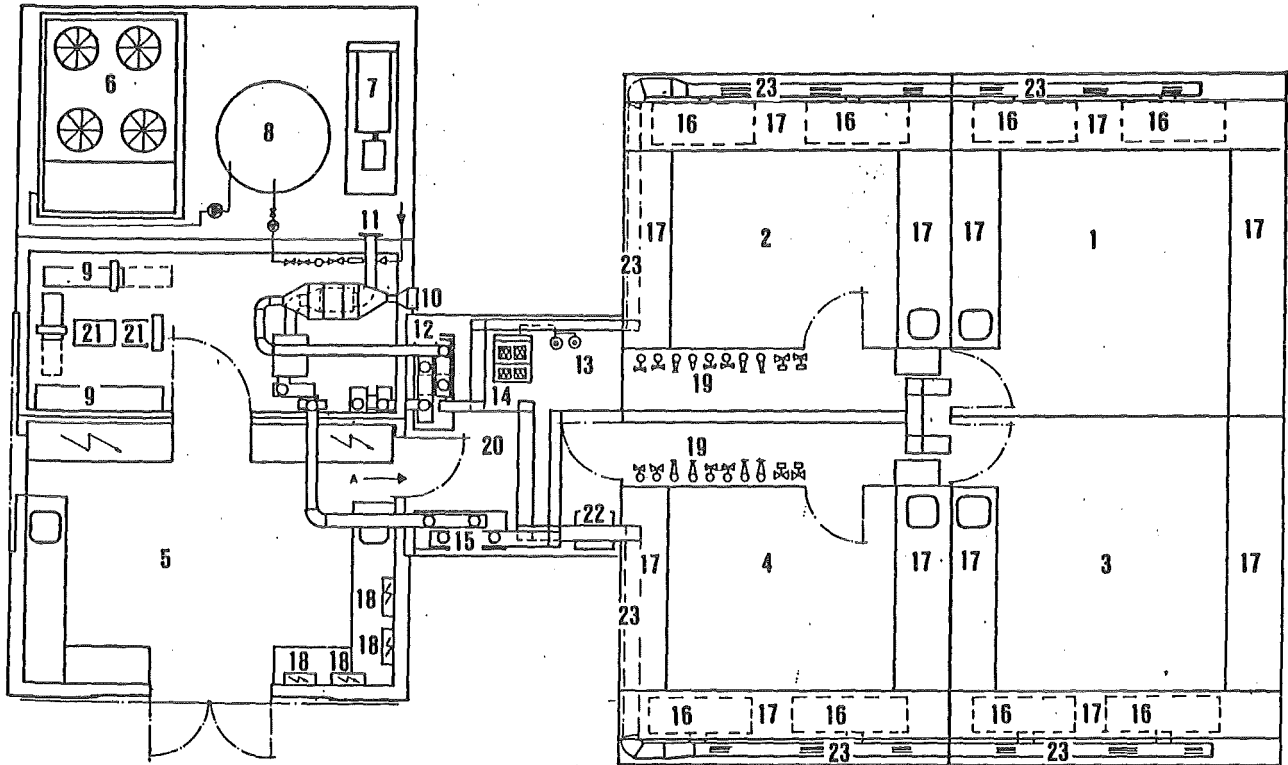
Ein Verfahren zur empfindlichen und schnellen Bestimmung von Plutonium in Umweltproben /4/, das seit mehreren Jahren mit großem Erfolg eingesetzt wurde, wurde zuerst zur simultanen Bestimmung von Americium und Curium erweitert /5/, und anschließend so optimiert, daß auch Neptunium quantitativ mitbestimmt werden kann /6/.

Die Transurane werden mit Säuren aus dem veraschten Material herausgelöst. Durch sequentielle Extraktion mit TOPO/Cyclohexan wird Np/Pu von Am/Cm getrennt. Die beiden Fraktionen werden radiochemisch gereinigt. Alpha-spektrometrisch werden Np-237, Pu-239+240, Pu-238 und Pu-236 sowie Am-243, Am-241, Cm-244 und Cm-242 gemessen. Zur Ausbeutebestimmung werden Pu-236, Am-243 und Np-239 verwendet. Die chemischen Ausbeuten liegen zwischen 60 und 90 %. Als Nachweisgrenze pro Nuklid werden 0,37 mBq/Probe erreicht. Beim Einsetzen von 100 g Boden bedeutet dies eine nachweisbare Konzentration von 0,0037 Bq/g, beim Einsetzen von 20 g Pflanzenasche 0,0185 mBq/g. Ein Techniker ist in der Lage, vier Proben parallel zu bearbeiten und benötigt für die komplette Analyse ca. 5 Arbeitstage.

2.2 Beschreibung des Gewächshauses für radioökologische Studien

Da die Ablagerung aktivitätshaltiger Aerosole aus der Umgebungsluft wesentlich stärker zur Pflanzenkontamination beiträgt als die Wurzelaufnahme, führen Untersuchungen des Boden/Pflanzen-Transfers für solche Radionuklide, die im Kernwaffen-Fallout oder in der Abluft kerntechnischer Anlagen zu finden sind, zu verfälschten Ergebnissen. Dieser Effekt ist nur zu vermeiden, wenn die Untersuchungen in einer geschlossenen, gasdichten Anlage durchgeführt werden, wobei die erforderliche Frischluftzufuhr über geeignete Filter zu führen ist, um auf diese Weise aktivitätshaltige Aerosole aus der Luft zu entfernen. Da sowohl Plutonium, als auch in geringeren Konzentrationen Americium und Curium in der Umgebungsluft des KfK vorhanden sind, wurde für die Untersuchungen des Boden/Pflanzen-Transfers von Np, Pu, Am und Cm ein gasdichtes, vollklimatisiertes Gewächshaus geplant und errichtet, in dem mit radioaktiven Stoffen bis zum 10^7 -fachen der Freigrenze nach Strahlenschutzverordnung (StrlSchV), Anlage IV, umgegangen werden kann /7, 8/. In Abb. 1 ist der Grundriß der Anlage schematisch dargestellt. Vorbereitungsraum und Technikraum sind über eine Schleuse mit dem Gewächshaus, das aus vier Kammern besteht, verbunden. Das Gewächshaus ist eine einschiffige Anlage mit einer Breite von 11,45 m und einer Länge von 12,43 m. Die für Pflanzungen nutzbare Fläche beträgt etwa 150 m^2 . Da aus versuchs- und sicherheitstechnischen Gründen keine Lüftungsöffnungen im Versuchsbereich möglich sind, ist der Schleusen- und Gewächshausbereich voll klimatisiert. Zu- und Fortluft werden über Schwebstofffilter Sonderklasse S geführt, wobei pro Stunde ein 5-6-facher Luftwechsel erfolgt. Die Temperatur kann für jede Kammer von 20-35°C geregelt werden, die zugehörige Luftfeuchte zwischen 50 - 90 %. Die Regelung wird für jede Kammer zentral durch einen Mikroprozessor gesteuert. Durch eine Zusatzbeleuchtung (Quecksilber-Hochdruckdampflampen) kann zu jeder Tages- und Nachtzeit eine Mindestbeleuchtung von 6000 lux/m^2 aufrechterhalten werden. Damit ist die ganzjährige Nutzung des Gewächshauses gewährleistet.

Um zu verhindern, daß radioaktive Stoffe unkontrolliert in die Umwelt gelangen, wurde das Gewächshaus wie ein Radionuklidlabor ausgelegt. Im Gewächshaus- und Schleusenbereich gewährleistet eine Stahlblechwanne die absolute Dichtigkeit zur Fundamentplatte aus Beton. Die Verglasung der



- | | | |
|----------------------|-------------------------------------|---------------------------------|
| 1 Kabine 1 | 11 Fortluft | 19 Verteiler Wärme/Kälte |
| 2 Kabine 2 | 12 Filter Zuluft | 20 Schleuse |
| 3 Kabine 3 | 13 Hebeanlage | 21 Lüftung |
| 4 Kabine 4 | 14 Hand-Fuß-Monitor | 22 Notdusche |
| 5 Vorbereitungsraum | 15 Filter Fortluft | 23 Zuluftkanal |
| 6 Kältemaschine | 16 Klimatruhen | |
| 7 Notstromaggregat | 17 Stellflächen
für Topfgefäße | |
| 8 Ausgleichsbehälter | 18 Klima-Steuergeräte
Kabine 1-4 | <input type="checkbox"/> Zuluft |
| 9 Heizung | | <input type="checkbox"/> Abluft |
| 10 Zuluft | | |

Abb. 1: Grundriß des Gewächshauses für radioökologische Untersuchungen

Stahlkonstruktion besteht aus Verbundsicherheitsglasscheiben in Kassettenausführung, die gasdicht in Silikon verlegt sind. Die Anlage ist mit einer eigenen Abwasserstation ausgerüstet und verfügt über alle notwendigen Einrichtungen der Strahlenschutzüberwachung. Aus sicherheits- und versuchstechnischen Gründen ist die Anlage mit einem Netzersatzaggregat ausgerüstet, sodaß bei Ausfall der Stromversorgung sowohl die Überwachungseinrichtungen als auch die für die Versuchsdurchführung relevanten Klimaaggregate weiter betrieben werden können.

2.3 Entwicklung von Arbeitstechniken für den Pflanzenanbau auf kontaminierten Böden

Auf Grund des niedrigen Boden/Pflanzen Transfers der Aktiniden und der kleinen Versuchsflächen im Gewächshaus wird wenig Pflanzenmaterial mit geringem Aktivitätsgehalt produziert. Um nun sicherzustellen, daß die Aktivitätskonzentration in der Pflanzenprobe meßbar ist, also deutlich über der Nachweisgrenze des benutzten analytischen Verfahrens liegt, sind relativ hohe Bodenkontaminationen erforderlich. Für die betrachteten Aktiniden müssen die Konzentrationen 1 - 20 Bq/g trockenen Boden betragen, um im geernteten Pflanzenmaterial noch meßbare Aktivitätskonzentrationen zu erhalten. Bei diesen in Relation zum Pflanzenmaterial sehr hohen Bodenkontaminationen muß gewährleistet sein, daß keine Resuspension auftreten kann und als Folge davon die Ablagerung von aktivitätshaltigen Staubpartikeln auf den Pflanzenoberflächen ermöglicht wird. Diese Forderung kann nur erfüllt werden, wenn einerseits der kontaminierte Boden an der Oberfläche so abgedeckt wird, daß durch Luftbewegungen keine Staubpartikel aufgewirbelt werden können, und andererseits die zur Pflanzenaufzucht und Pflege notwendigen Bearbeitungsmaßnahmen so ausgeführt werden, daß die Abdeckschicht während der Wachstumsperiode nicht verändert wird. Zur Abdeckung des kontaminierten Bodens bewährte sich die Auflage einer 1,5 bis 2 cm dicken Bodenschicht ohne Aktivitätszusatz oder aber eine gleich dicke Schicht aus gewaschenem Quarzsand /9, 10/.

2.4 Messung des Boden/Pflanzen Transfers von Aktiniden

Drei verschiedene Böden aus dem Raum Schwandorf wurden für die ersten Versuchsreihen verwendet: eine Granitverwitterung, eine Kreideverwitterung und

ein Gley-Boden aus dem Überflutungsbereich eines Bachlaufes. Die Kenn-
daten dieser Böden sind in Tab. 1 zusammengefaßt.

Tab. 1: Chemische und physikalische Kenndaten der verwendeten Böden

		Braunerde aus Granit	Braunerde aus Kreide	Gley
pH (CaCl ₂)		5,2	6,8	5,4
Organische Substanz	%	2,1	1,5	7,1
Ton	%	5,8	5,5	
Schluff	%	19,8	32,9	
Feinsand	%	10,0	17,0	
Gesamt N	%	0,14	0,08	0,40
Ca	meq/100 g	5,4	4,4	
T-Wert		10,0	6,3	
S-Wert		8,1	5,5	
Nährstoffgehalt (einstufige Extraktion)				
P ₂ O ₅	ppm	140	440	140
K ₂ O	ppm	580	370	200
MgO	ppm	120	50	
B	ppm	0,34	0,30	
Na	ppm	24	18	
Cu	ppm	2,5	3,2	
Mn	ppm	129	314	
Mo	ppm	0,24	0,47	

Zur Pflanzenaufzucht wurden verschiedene Gefäße verwendet: Lysimeter mit
aus ungestörter Lagerung gestochenen Boden (0,5 m² Oberfläche), Wannen
mit ca. 250 kg Oberboden (0,6 m² Oberfläche) und Kick-Brauckmann-Töpfe mit
8-10 kg Oberboden (0,035 m² Oberfläche).

Von dem Gley-Boden, der nur als Grünland genutzt wird, wurden nur Lysi-
meter aus natürlicher Lagerung gestochen. Der Grundwasserspiegel wird
entsprechend den Feldbedingungen durch Aufstellen des Lysimeters in einer
wassergefüllten Wanne bei einer Tiefe von 40 cm konstant gehalten.

Zur Kontamination der Böden wurden Lösungen von Np-237, Pu-238, Am-241
und Cm-244 in Salpetersäure mit pH = 1 verwendet. Der Konzentrationsbereich
lag zwischen 1 - 20 Bq/g trockenem Boden. In den Kick-Brauckmann-Gefäßen und
den Wannen mit 250 kg Bodenfüllung wurde die Aktivität mit Hilfe einer
einfachen Gießmethode /7/ gleichmäßig in den Boden eingebracht, parallel

dazu wurden Töpfe mit kontaminiertem Boden gefüllt, wobei die Aktivität homogen durch einen Mischer im feuchten Boden verteilt wurde. In den Lysimetern wurde, nach Abnehmen einer 3 cm dicken Abdeckschicht, der Oberboden bis 30 cm Tiefe durch manuelles Einmischen verdünnter aktivitätshaltiger Lösung gleichmäßig kontaminiert und anschließend die Abdeckschicht wieder aufgelegt. Der Gley-Boden wurde in gleicher Weise nach Abheben der Grasnarbe bis 10 cm Tiefe kontaminiert und anschließend wieder mit der Grasnarbe abgedeckt.

Kartoffeln der Sorte "Saphier", Mais der Sorte "Cargill" und Sommerweizen der Sorte "Kolibri" wurden unter Einhalten eines Fruchtwechsels angebaut. In der 3. und 4. Vegetationsperiode wurde in einem Teil der Kulturgefäße drei weitere Kartoffel-Sorten angebaut: "Crista", "Culpa" und "Granola".

Die Nährstoffversorgung erfolgte mit Volldünger "Blau" (12-12-17-2). Bei den Topfversuchen wurde 1 g Dünger/kg Boden eingemischt, bei Lysimetern und Wannern wurde die Startdüngung auf der Basis von 14 g N/m² flächendeckend gegeben. Zum Ährenschieben bei Getreide und Fahnschieben beim Mais wurde Stickstoff als Kalkammonsalpeter nachgedüngt: 0,25 g N/Topf und 6 g N/m² bei Wannern und Lysimetern. Das Dauergrünland auf dem Gley-Boden erhielt nach der Kontamination und nach dem ersten Schnitt je 15 g N/m².

Die Ernte erfolgte bei den Kartoffeln nach vollständigen Absterben des Krautes, bei Weizen und Mais zum Zeitpunkt der Vollreife. Das Erntegut wurde bei 105 °C getrocknet, mit Salpetersäurezusatz bei 550 °C vollständig verascht und zur radiochemischen Analyse gebracht.

3. Ergebnisse und Diskussion der Messungen

Die Konzentrationen an Np-237, Pu-238, Am-241 und Cm-244 in den veraschten Pflanzenproben der ersten drei Vegetationsperioden wurden gemessen. Der Transferfaktor für jedes Nuklid wurde durch Division der gemessenen Nuklidkonzentration in der Pflanzentrockensubstanz durch die in dem jeweiligen Pflanzungsgefäß vorhandene Nuklidkonzentration in trockenem Boden berechnet. Die erhaltene Schwankungsbreite der Transferdaten für Weizen, Kartoffel, Mais und Gras ist in Tabelle 2 zusammengefaßt. Tabelle 3 gibt die Mittelwerte der Transferdaten wieder, die durch Auftragen der Meßwerte in einer Lognormalverteilung erhalten wurden /11/.

Die Ergebnisse nach vier Vegetationsperioden bestätigen die Trends, die sich bereits nach der 1. und 2. Vegetationsperiode abzeichneten /12 - 15/.

Betrachtet man in Tab. 3 den mittleren Transferfaktor der einzelnen Transurane, gemittelt über alle Böden und alle Pflanzen, so ist abzulesen, daß die Wurzel Aufnahme in der Reihenfolge $Pu < Am = Cm < Np$ ansteigt. Gegenüber Pu ist die Aufnahme von Np etwa 1 bis 2 Größenordnungen höher, während Am und Cm nur geringfügig besser pflanzenverfügbar sind als Pu. Das chemisch sehr ähnliche Verhalten von Am und Cm zeigt sich auch im Transferverhalten: Für beide Nuklide wird etwa der gleiche Transferfaktor gemessen.

Die Bodenart hat einen deutlichen Einfluß auf den Boden/Pflanzen-Transfer. Für Np wurde auf dem Granitverwitterungsboden für jede angebaute Pflanzenart ein um eine Größenordnung höherer Transfer gemessen als auf Kreideverwitterungsboden.

Das gleiche Ergebnis wurde für die Aufnahme von Pu, Am und Cm in Mais erhalten, während für diese Nuklide bei Kartoffel und Weizen kein Einfluß der Bodenart auf den Transfer beobachtet wurde. Um festzustellen, welche Bodenparameter sich meßbar auf den Transfer auswirken, wurden Parameterstudien begonnen. In einer Versuchsreihe wird der Einfluß des pH-Wertes im Boden variiert, in einer weiteren Reihe wird der Gehalt an organischer Substanz im Boden verändert, und in einer dritten Reihe wird der Einfluß der Lagerungsdichte des Bodens auf den Transfer untersucht.

Tab. 2: Niedrigste und höchste Werte der gemessenen Transferfaktoren der vier ersten Vegetationsperioden berechnet für Trockengewichte

Boden	Pflanze	Schwankungsbreite der Transferfaktoren · 10 ⁵			
		Np-237	Pu-238	Am-241	Cm-244
Kreideverwitterung	Weizen (Korn)	30 - 600	0,1 - 7	0,1 - 10	0,2 - 30
	Kartoffel (Knolle)	70 - 1000	1 - 100	1 - 200	1 - 200
	Mais (ganze Pflanze)	100 - 7000	1 - 200	1 - 200	0,6 - 200
	Alle Pflanzen	30 - 7000	0,1 - 200	0,1 - 200	0,2 - 200
Granitverwitterung	Weizen (Korn)	300 - 3000	0,1 - 100	0,5 - 10	1 - 10
	Kartoffel (Knolle)	800 - 10000	1 - 200	10 - 300	8 - 200
	Mais (ganze Pflanze)	3000 - 30000	3 - 2000	30 - 1000	30 - 900
	Alle Pflanzen	300 - 30000	0,1 - 2000	0,5 - 1000	1 - 900
Gley	Gras	1000 - 6000	6 - 60	60 - 90	50 - 100
Alle Böden	Alle Pflanzen	30 - 30000	0,1 - 2000	0,1 - 1000	0,2 - 900

Tab. 3: Mittelwerte der gemessenen Transferfaktoren der ersten vier Vegetationsperioden berechnet aus Lognormalverteilungen für Trockengewichte

Boden	Pflanze	Mittelwerte der Transferfaktoren · 10 ⁵			
		Np-237	Pu-238	Am-241	Cm-244
Kreideverwitterung	Weizen (Korn)	110	2	2	2
	Kartoffel (Knolle)	360	38	56	40
	Mais (ganze Pflanze)	1200	16	20	19
	Alle Pflanzen	660	19	20	14
Granitverwitterung	Weizen (Korn)	1000	8	3	3
	Kartoffel (Knolle)	2200	43	59	49
	Mais (ganze Pflanze)	9700	120	160	140
	Alle Pflanzen	4400	59	80	68
Gley	Gras	4000	25	67	76
Alle Böden	Alle Pflanzen	2600	38	49	41

Die eingesetzten Nutzpflanzen zeigen ein unterschiedliches Aufnahmeverhalten. Mais und Gras zeigen die höchste Wurzel Aufnahme, während der Transfer in Kartoffelknollen niedriger ist und für Weizenkörner extrem kleine Transferfaktoren gemessen wurden. Die Größenordnung der gemessenen Daten stimmt mit Literaturangaben gut überein /16 - 20/. Für Kartoffeln wurde untersucht, ob verschiedene Sorten einen Unterschied in der Wurzel Aufnahme zeigen. Die Ergebnisse in Tab. 4 deuten daraufhin, daß die Wurzel Aufnahme in die ganz frühe Sorte "Crista" höher ist als in die drei mittelspäten Sorten, allerdings ist wegen der hohen Schwankungsbreite eine gesicherte Aussage zur Zeit nicht möglich.

Tab. 4: Transferfaktoren für verschiedene Kartoffelsorten

Boden	Sorte	Transferfaktor $\cdot 10^5$			
		Np-237	Pu-238	Am-241	Cm-244
Kreide	Saphier	300±210	38±49	52±69	33±43
	Crista	450±210	86±36	110±42	69± 4
	Culpa	310± 40	66±33	87±34	64±26
	Granola	580±370	13±24	8± 6	6± 4
	Alle Sorten	360±270	38±44	56±65	40±53
Granit	Saphier	1600±810	57±60	67±84	53±68
	Crista	2100±1400	46±22	79±32	62±32
	Culpa	1500±440	25±18	48±33	36±24
	Granola	4300±4700	18±12	42±26	45±36
	Alle Sorten	2200±2300	43±48	59±62	49±51

Weizen, Kartoffeln und Mais wurden unter Einhalten eines in der Landwirtschaft üblichen Fruchtwechsels angebaut, um zu prüfen, ob die Vorfrucht einen Einfluß auf den Transfer in die Folgefrucht hat. In Tab. 5 sind die gemessenen Transferfaktoren der 1. und der 4. Vegetationsperiode, wenn nach Durchlaufen des Fruchtwechsels wieder die gleiche Frucht angebaut

wird, zusammengestellt. Zusätzlich ist die prozentuelle Änderung des Transferfaktors der 4. Frucht gegenüber der 1. Frucht mit aufgeführt. Ein direkter Einfluß der Vorfrucht auf das Transferverhalten der Folgefrucht kann aus den bisher vorliegenden Daten nicht ermittelt werden. Zwar wurde für Mais, der im Anschluß an Kartoffeln angebaut wurde, ein höherer Transferfaktor gemessen als in Versuchen ohne Vorfrucht, jedoch dürfte dieser Effekt darauf zurückzuführen sein, daß zur Ernte der Kartoffeln der Boden vollständig umgegraben und dadurch gelockert werden mußte. Dieser lockere, gut durchgelüftete Boden begünstigt das Wurzelwachstum der Folgefrucht Mais. Die stärkere Bodendurchwurzelung führt zu einer höheren Mineralstoffaufnahme und im Zusammenhang damit zu einer höheren Aufnahme der dem Boden zugemischten Radionuklide. Inwieweit eine mechanische Bodenlockerung und die damit verbundene bessere Durchlüftung die chemische Form der im Boden vorhandenen Radionuklide so verändert, daß eine höhere Löslichkeit im Porenwasser und damit eine größere Pflanzenverfügbarkeit erfolgt, kann zur Zeit nicht beurteilt werden, wird aber Gegenstand weiterer Untersuchungen sein.

Tab. 5: Einfluß der Fruchtfolge auf den Boden/Pflanzen-Transfer

Bodenart	Gefäß	1. und 4. Frucht	TF (1.Frucht) · 10 ⁵				TF (4.Frucht) · 10 ⁵				TF (4.Frucht) / TF (1.Frucht) · 100			
			Np	Pu	Am	Cm	Np	Pu	Am	Cm	Np	Pu	Am	Cm
Kreide	Lysimeter	Kartoffel	200	50	90	60	730	≤3	7	≤4	370	≤6	8	≤7
	Topf	Kartoffel	610	110	130	80	560	10	10	7	92	9	8	9
	Lysimeter	Mais	390	5	2	2	750	3	7	6	190	60	350	300
	Topf	Mais	600	4	5	5	680	3	9	9	110	75	180	180
	Topf*	Mais	1500	5	40	30	1100	6	18	13	73	120	45	43
	Lysimeter	Weizen	50	≤2	≤7	≤1	150	≤7	5	≤29	300			
	Topf	Weizen	60	≤5	≤5	≤3	110	7	5	≤3	180			
Granit	Lysimeter	Kartoffel	1400	60	40	40	1400	16	13	19	100	27	33	48
	Topf*	Kartoffel	2100	110	170	130	2500	13	60	40	120	12	35	31
	Lysimeter	Mais	11800	6	50	80	14400	9	90	140	120	150	180	180
	Topf*	Mais	5600	11	120	90	6100	11	80	60	110	100	67	67
	Lysimeter	Weizen	450	≤2	-	-	500	≤2	≤2	≤8	110			
	Topf*	Weizen	1100	≤3	≤5	≤1	1600	≤7	≤12	≤12	150			

*Kontaminiert mit der Gießmethode

Aus Tab. 5 können zusätzlich einige Schlußfolgerungen hinsichtlich des Langzeitverhaltens von Aktiniden in landwirtschaftlich genutzten Böden gezogen werden. Während Np nach 4 Vegetationsperioden nahezu keinerlei

Änderung im Transferverhalten zeigt, ist für Pu eine Abnahme der Wurzel-
aufnahme in Kartoffeln um den Faktor 4 bei Granit und den Faktor 10 bei
Kreide festzustellen. Am und Cm zeigen auf Kreide eine gleich starke Ab-
nahme des Transfers, auf Granit nimmt die Wurzel-aufnahme um das 3-fache ab.
Ursache für den geringeren Transfer in die Pflanzen ist der sogenannte
"aging effect". Durch Umwandlungen im Boden werden die Aktiniden in weni-
ger löslichen Verbindungen fixiert und sind damit weniger pflanzenverfügbar.

Die Transferuntersuchungen wurden in Lysimetern und parallel dazu in Töpfen
mit 10 kg Boden durchgeführt, um zu prüfen, ob die Größe des verwen-
deten Aufzuchtgefäßes einen Einfluß auf die Wurzel-aufnahme ausübt.

Obwohl die Wachstumsbedingungen für die Pflanze in den unterschiedlichen
Versuchsgefäßen hinsichtlich Wasserhaushalt und Nährstoffversorgung sehr
stark voneinander abweichen, zeigen sich im Transferverhalten der betrach-
teten Aktiniden keine signifikanten Unterschiede (vergleiche Tab. 5), die
auf die unterschiedlichen Versuchsgefäße zurückzuführen sind. Für die Praxis
bedeutet dies, daß Parameterstudien zum Auffinden und zur Untersuchung sol-
cher Bodenparameter, die den Transfer deutlich beeinflussen - wie z.B.
pH-Wert, organische Bestandteile, Porenvolumen usw. -, Kück-Brauckmann-
Gefäße verwendet werden können, die - von der Bodenbeschaffung bis hin zur
Abfallentsorgung - weniger arbeitsintensiv und auch kostengünstiger als
Lysimeter sind. Für Langzeituntersuchungen sind allerdings Lysimeter erfor-
derlich, da in Topfversuchen, bedingt durch Bodenmüdigkeit, nach 2 bis 3
Vegetationsperioden die Ernteerträge drastisch abnehmen und dadurch die
gemessenen Transferfaktoren verfälscht werden können.

Die gemessenen Transferfaktoren wurden mit den in der Berechnungsgrundlage
vorgegebenen Werten /3/ verglichen. Da die Transferfaktoren der Berechnungs-
grundlage durch den Quotienten Aktivität/kg frisches Pflanzenmaterial zu
Aktivität/kg trockener Boden festgelegt sind, wurden die gemessenen Werte
in gleicher Weise berechnet und die Quotienten Meßwert zu Wert in der Be-
rechnungsgrundlage gebildet. Diese Quotienten wurden in Abb. 2 in ein Wahr-
scheinlichkeitsnetz eingetragen und die Summenhäufigkeiten bestimmt. Aus
Abb. 2 ist abzulesen, daß für Pu und Am 95% aller gemessenen Werte kleiner
sind als in der Berechnungsgrundlage vorgegeben. Dies bedeutet, daß der in
die Modelle zur Berechnung der Strahlenexposition der Bevölkerung durch

Ingestion einzusetzende Transferfaktor für Pu und Am den unter normalen Bedingungen größtmöglichen Boden/Pflanzen-Transfer realistisch wiedergibt. Für Cm liegen alle gemessenen Werte um mindestens den Faktor 10 unter dem Wert der Berechnungsgrundlage. Dies ist darauf zurückzuführen, daß der empfohlene Wert für Cm mit $2,5 \cdot 10^{-3}$ um eine Größenordnung höher angesetzt ist als der Am-Wert mit $2,5 \cdot 10^{-4}$. Für Np ist aus Abb. 2 abzulesen, daß nur 60% der gemessenen Transferfaktoren unter dem Wert der Berechnungsgrundlage liegen, d.h. der Boden/Pflanzen-Transfer von Np wird durch den vorgegebenen Wert von $2,5 \cdot 10^{-3}$ deutlich unterschätzt. Geht man davon aus, daß mindestens 95% aller gemessenen Werte unter dem der Berechnungsgrundlage liegen müssen, so muß der empfohlene Wert mindestens um den Faktor 7 angehoben werden. Beim Vergleich der gemessenen Transferfaktoren mit den empfohlenen Daten aus der neueren Literatur /21/ ist festzuhalten, daß die notwendigen Korrekturen der Transferfaktoren von Np und Cm dort bereits durchgeführt sind, wobei nach den hier durchgeführten Ergebnissen diese empfohlenen Transferfaktoren (siehe Tab. 6) insgesamt etwas zu "konservativ" ausgelegt sind.

Tab. 6: Zusammenstellung von empfohlenen und gemessenen Transferfaktoren zur Berechnung der Strahlenexposition durch Ingestion kontaminierter pflanzlicher Nahrungsmittel

Herkunft der Transferfaktoren	Np-237	Pu-238	Am-241	Cm-244
Berechnungsgrundlage /3/	$2,5 \cdot 10^{-3}$	$2,5 \cdot 10^{-4}$	$2,5 \cdot 10^{-4}$	$2,5 \cdot 10^{-3}$
Safety Series No. 57 /21/	$4 \cdot 10^{-2}$	$5 \cdot 10^{-4}$	$1 \cdot 10^{-3}$	$1 \cdot 10^{-3}$
Diese Arbeit: für konservative Abschätzung (99%-Wert)	$2,5 \cdot 10^{-2}$	$2,5 \cdot 10^{-4}$	$5 \cdot 10^{-4}$	$5 \cdot 10^{-4}$
für realistische Abschätzung (50%-Wert)	$1,3 \cdot 10^{-3}$	10^{-5}	$2 \cdot 10^{-5}$	$2 \cdot 10^{-5}$

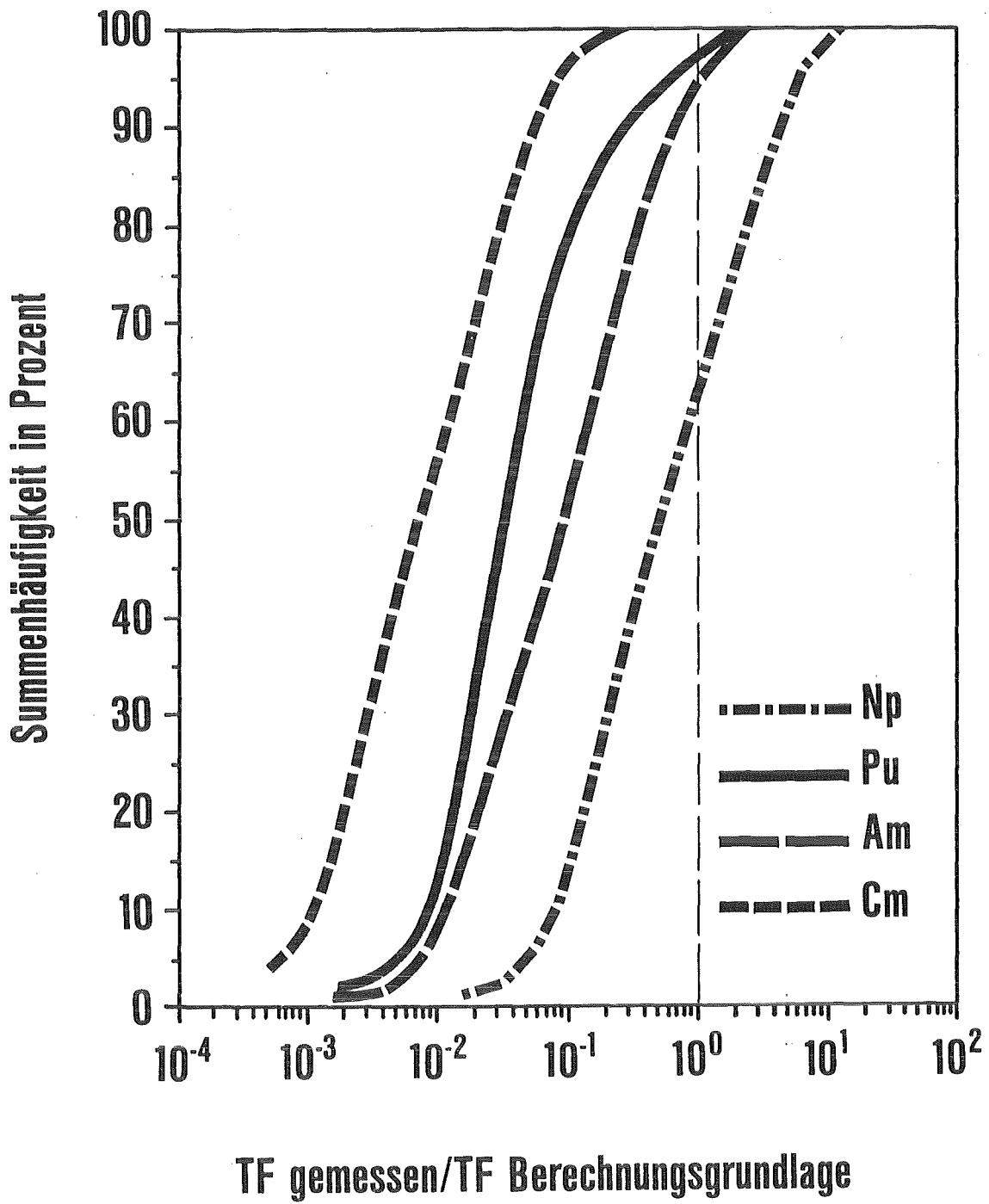


Abb. 2: Summenhäufigkeit der Transferfaktoren (TF)

4. Schlußfolgerungen

Betrachtet man alle gemessenen Transferfaktoren für Np, Pu, Am und Cm ohne Berücksichtigung der einzelnen Böden und Pflanzen, so liegen zwischen dem niedrigsten und höchsten Wert bei jedem Nuklid 3 Größenordnungen. Zieht man in Betracht, daß bei Parallelversuchen, d.h. Aufzucht gleicher Pflanzen auf gleichem Boden unter identischen Bedingungen, die Schwankungsbreite 2 Größenordnungen betragen kann, so wird deutlich, daß die Eingrenzung des Transferfaktors auf 3 Größenordnungen den Boden/Pflanzen-Transfer für die meisten Böden und Pflanzen unter üblichen Aufzuchtbedingungen realistisch wiedergibt.

Der Vergleich der gemessenen Transferfaktoren mit den in der allgemeinen Berechnungsgrundlage festgelegten Werten zeigt, daß für Pu und auch Am die empfohlenen Werte realistisch sind, während bei Cm das Transferverhalten um etwa den Faktor 10 über- und bei Np um etwa den Faktor 10 unterschätzt wird.

Mit den erhaltenen Ergebnissen kann der maximal mögliche Boden/Pflanzen Transfer abgeschätzt werden, ohne daß eine definitive Aussage über die Einflußgrößen und Mechanismen der Wurzel Aufnahme möglich ist. Zur Entwicklung eines allgemein gültigen Modells des Boden/Pflanzen-Transfers ist es erforderlich, das Multiparametersystem Boden - Pflanze - Nuklid stark zu vereinfachen. Dies kann beispielsweise dadurch erreicht werden, daß der Boden, der eine Vielzahl an Parametern aufweist, die den Transfer beeinflussen, durch Nährlösungen und definierte Trägermaterialien ersetzt wird, sodaß gezielte Parameterstudien durchgeführt werden können. Auf Grund der komplizierten Fragestellung und der Vielzahl an möglichen Einflußgrößen sind sehr viele Einzelmessungen notwendig. Für Parameterstudien empfiehlt sich daher der Einsatz solcher Elemente, die sehr schnell, sehr empfindlich und mit möglichst geringen chemischem Aufwand gemessen werden können. Dazu bieten sich viele Schwermetalle an, deren Verhalten in der Umwelt nicht geklärt ist, die aber wegen der hohen Emissionsraten und der zwischenzeitlich weiten Verbreitung in der Umwelt Anlaß zur Besorgnis geben.

5. Literatur

- / 1/ M. Pimpl, H. Schüttelkopf
"Transport von Plutonium, Americium und Curium aus Böden in
Pflanzen durch Wurzel Aufnahme"
KfK 2891 (1979)
- / 2/ P.A. Cawse, G.S. Turner
"The uptake of radionuclides by plants : a review of recent
literature"
AERE-R 9887 (1982)
- / 3/ "Allgemeine Berechnungsgrundlagen für die Strahlenexposition bei
radioaktiven Ableitungen mit der Abluft oder in Oberflächengewässer"
Gemeinsames Ministerialblatt, G 3191 AX, Ausgabe A, Seite 369, Der
Bundesminister des Inneren, Bonn 15.8.79
- / 4/ H. Schüttelkopf
KfK 3035 (1981)
- / 5/ H. Schüttelkopf, M. Afsar, K. Bender
in KfK 3113, 139 (1981)
- / 6/ M. Pimpl, H. Schüttelkopf
5th Intern. Conf. on Nuclear Methods in Environmental and Energy
Research, Mayaguez, Puerto Rico, April 2-6, 1984
- / 7/ W. Schmidt, M. Pimpl
The measurement of transfer factors in an air conditioned greenhouse
at the Karlsruhe Nuclear Research Center
Intern. Contact Seminar in Radioecology, Swedish University of
Agricultural Sciences, Uppsala, S, July 8-12, 1985
- / 8/ W. Schmidt, M. Pimpl, T. Sollich
in KfK 4067, 142 (1986)
- / 9/ W. Schmidt, M. Pimpl, J. Hiller
in KfK 3535, 1765 (1983)
- /10/ M. Pimpl, H. Schüttelkopf, W. Schmidt, G. Hefner, J. Hiller
in KfK 3350, S. 4800/1 - 4800/14 (1983)
- /11/ L. Sachs
"Angewandte Statistik"
Springer Verlag, 6. Auflage 1984
- /12/ M. Pimpl, W. Schmidt, H. Schüttelkopf
"Messung des Boden/Pflanzen-Transfers von Pu, Am, Cm und Np in
einem Gewächshaus für radioökologische Studien"
Strahlung und Radionuklide in der Umwelt: Tagung der Arbeitsgemein-
schaft der Großforschungseinrichtungen, Bonn, 8.-9. Nov. 1984

- /13/ M. Pimpl, W. Schmidt
Uptake of plutonium, americium, curium and neptunium in plants cultivated under greenhouse conditions
Meeting of the UIR Workshop on Soil-to-Plant Transfer Factors, Cadarache, F, April 16-17, 1984.
- /14/ M. Pimpl, W. Schmidt, H. Schüttelkopf
Investigation of the soil-to-plant transfer behaviour of Pu, Am, Cm and Np by aid of a very fast and sensitive radiochemical procedure.
5th Symp. on Nuclear Chemistry, Radiochemistry, and Radiation chemistry, Guanajuato, MEX, December 4-7, 1984
- /15/ M. Pimpl, W. Schmidt
Investigation of the root uptake of Np, Pu, Am, and Cm in grass, wheat, maize, and potatoes.
Internat. Contact Seminar in Radioecology, Swedish University of Agricultural Sciences, Uppsala, S, July 8-12, 1985
- /16/ A. Eriksson
in "Report on a Workshop on the Measurement of Soil-to-Plant Transfer Factors for Radionuclides"
EURATOM-ITAL, Wageningen 1982, p. 14
- /17/ K.R. Price
BNWL-1688 (1972)
- /18/ M.H. Schmith, et al.
NUREG/CR-1990 (1979)
- /19/ R.H. Schulz, et al.
in Transuranium Nuclides in the Environment, IAEA, Vienna 1976,
p. 303 (1976)
- /20/ A. Wallace, et al.
DOE/SF 00012-T 12 (1979)
- /21/ Safety series No. 57 "Generic Models and Parameters for Assessing the Environmental Transfer of Radionuclides from Routine Releases",
Seite 64, IAEA, Vienna 1982

PROJEKT NUKLEARE SICHERHEIT

ABSCHLUSSKOLLOQUIUM 1986

SICHERHEITSORIENTIERTE BEITRÄGE
ZU EINEM FDWR

B. KUCZERA

KERNFORSCHUNGSZENTRUM KARLSRUHE
PROJEKT NUKLEARE SICHERHEIT

1. Einleitung

In dem Übersichtsvortrag über Ziele und Ergebnisse des PNS wurde abschließend mitgeteilt, daß einzelne, noch nicht abgeschlossene Arbeiten, auch nach der formalen Beendigung des Projektes zum Ende des Jahres fortgeführt und zu einem ordentlichen Abschluß gebracht werden /1/. Die erste Abbildung vermittelt einen Überblick über den damit gemeinten Umfang. So ist vorgesehen, die laufenden Arbeiten zu Reaktorkomponenten, das sind im wesentlichen Untersuchungen zur Containmentbelastung und zur Werkstoffermüdung, sowie die Arbeiten zur transienten Thermohydraulik in das neue Arbeitsthema "Sicherheitsorientierte LWR-Forschung" einzubringen. Dieses Thema umfaßt auch die experimentellen Untersuchungen zu schweren Kernschäden, die vielen unter dem Akronym "CORA" bekannt sind, und die Auswertung und Dokumentation der Experimente "BETA" und "DEMONA" zum Kernschmelzenunfall. Ein wesentlicher Bestandteil dieser Aktivitäten wird die Fortsetzung bestehender Kooperationen im nationalen wie im internationalen Bereich sein.

Des weiteren ist vorgesehen, die Arbeiten zur Umgebungsbelastung kerntechnischer Anlagen und zur Abschätzung von Unfallfolgen mit den Beiträgen zur Deutschen Risikostudie Kernkraftwerke - Phase B - im Arbeitsschwerpunkt Technik-Mensch-Umwelt (TMU) fortzuführen.

Die Untersuchungen, die sich speziell mit Sicherheitsfragen zu einem fortgeschrittenen Druckwasserreaktor - oder kurz: FDWR - befassen, sind in dem Arbeitsthema "Sicherheitsorientierte Beiträge zu einem FDWR" gruppiert.

Dieses Arbeitsthema ist zugleich Thema meines Kurzvortrages, der sich im einzelnen wie folgt gliedert: Nach einer kurzen Beschreibung der allgemeinen F+E-Ziele zu einem FDWR werde ich kurz auf den kooperativen Charakter der Arbeiten hinweisen, um anschließend die KfK-Beiträge - gewissermaßen mit einem dicken Kohlestift - groß zu skizzieren. Abschließend wird versucht, anhand eines Zeitplans einen Ausblick über das begrenzte Engagement zu vermitteln.

Manuskript des Vortrags, der am 11.6.1986 im Rahmen des PNS-Abschlußkolloquiums gehalten wurde.

2. Homogene und heterogene FDWR-Varianten

Beginnen wir mit einer kurzen Charakterisierung des FDWR (Abb. 2). Die Überlegungen zu einem FDWR basieren auf der Idee, die kommerziell vorhandene und bewährte DWR-Anlagen- und Komponententechnologie - einschließlich des Reaktordruckbehälters - im weitestgehenden Umfang beizubehalten. Ziel der Überlegungen ist, durch Spektrumshärtung die Konversionsrate eines DWR von derzeit 0,55 auf etwa 0,90 - 0,95 anzuheben. Damit verbunden wäre eine verbesserte Ressourcenausnutzung, die relativ zum DWR eine etwa dreimal höhere Energieausbeute aus dem Natururan ermöglicht /2/.

Die zur Spektrumshärtung erforderlichen Modifikationen beschränken sich im wesentlichen auf den Reaktorkern. Dabei ist vorgesehen, im Reaktorkern den Volumenanteil des Moderators (=Kühlmittels) im Verhältnis zum Brennstoffvolumen um etwa den Faktor 4 zu reduzieren. Konstruktiv wird dies mit einer Verengung der Brennstabteilung bei gleichzeitigem Übergang von einem quadratischen Brennstabgitter (DWR) zu einem Dreiecksgitter (FDWR) erreicht. Geometrisch führt dies zu einer hexagonalen Brennelement(BE)- bzw. Kernquerschnittsstruktur. Vom BE-Aufbau her gesehen unterscheiden wir zwei Varianten, die - historisch gesehen - aus unterschiedlichen Entwicklungsansätzen abgeleitet wurden. Beide Konzepte, das homogene und das heterogene seien anhand ihrer BE-Struktur erläutert (s. Abb. 3).

Bei der homogenen Version (s. Abb. 3, Mitte) ist das BE aus einheitlichen Brennstäben mit einem Außendurchmesser von 9,5 mm zusammengesetzt. Der Mischoxidbrennstoff (MOX) ist mit ca. 8% spaltbarem Plutonium (Pu_{fiss}) angereichert. Charakteristisch für die enge Bündelgeometrie ist das Stababstands-zu-Stabdurchmesser Verhältnis von $p/d=1.12$. Dies entspricht einem lichten Abstand zwischen zwei Stäben von $s = 1.17$ mm. Ein solcher homogen aufgebauter FDWR-Kern repräsentiert gewissermaßen eine direkte Weiterentwicklung eines DWR-Kerns.

Eine zweite, sogenannte heterogene Variante baut auf dem "Shippingport-Konzept" auf, das in den USA für einen Th-U233-Zyklus entwickelt und getestet wurde, inzwischen aber nicht mehr weiterverfolgt wird. Das Konzept wurde im KfK für den U-Pu-Brennstoffkreislauf modifiziert und zu

der in Abb. 3 rechts dargestellten Variante weiterentwickelt. Dabei setzt sich das BE modularartig aus zwei konzentrisch angeordneten Zonen zusammen, die aus jeweils unterschiedlichen Brennstabtypen aufgebaut sind. Während die zentrale Seed-Zone vorwiegend nach Leistungsgesichtspunkten ausgelegt ist (MOX-Anreicherung ca. 14% Pu_{fiss}), stehen bei der Auslegung der umgebenden Blanket-Zone insbesondere Konversionsaspekte im Vordergrund des Interesses (ca 5% Pu_{fiss}). Die Kompaktheit eines FDWR-Kern sei anhand der volumetrischen Leistungsdichte veranschaulicht. Während bei einem modernen 1300 MWe-DWR die mittlere Leistungsdichte etwa 90 W/cm^3 beträgt, ist bei einem entsprechenden FDWR mit rund 150 W/cm^3 zu rechnen (weitere Zahlenangaben sind in Tab.1 zusammengestellt).

3. Trilaterale F+E-Kooperation (EIR, KfK, KWU)

An dieser Stelle möchte ich einen Einschub machen: Überlegungen zu hochkonvertierendem FDWR wurden und werden an verschiedenen Institutionen vor allem im europäischen Raum durchgeführt. Gemeinsames Kennzeichen dieser Aktivitäten ist, daß sie überall mit relativ begrenztem Aufwand betrieben werden. So war es nahezu natürlich, daß im Zuge der mehr oder weniger regelmäßigen Kommunikationen die Möglichkeiten einer Kooperation sondiert wurden. In dieser Hinsicht hat sich in den letzten Jahren zwischen dem Eidgenössischen Institut in Würenlingen (EIR), der Firma Kraftwerk Union AG in Erlangen (KWU) und KfK eine Zusammenarbeit entwickelt, deren Formalisierung nunmehr kurz vor dem Abschluß steht. Gemeinsames Ziel dieser Vereinbarung ist es, in den kommenden Jahren ein FDWR-Referenzkonzept auszuarbeiten, das prinzipiell den genehmigungstechnischen Anforderungen entspricht. Als Randbedingungen werden dabei angesehen (Abb. 4):

- die thermische Leistung des FDWR-Kern soll mindestens 95% der eines modernen DWR-Kerns (3765 MW_{th}) betragen,
- die Konversionsrate soll größer als 0.90 sein und
- der mittlere Abbrand der FDWR-BE soll zwischen 50.000 und 60.000 Mwd/tSM liegen.

Da die genannten Randbedingungen im einzelnen von den beiden Konzeptvarianten in unterschiedlichem Maß erfüllt werden, erscheint es vernünftig, beide Versionen bis zu dem Grad weiterzuentwickeln, der eine Entscheidung für ein Referenzkonzept nach optimalen Gesichtspunkten ermöglicht.

Die aus den Randbedingungen resultierenden Probleme lassen sich in den Bereichen Neutronenphysik, Thermohydraulik und Reaktorsicherheit einordnen. Dementsprechend bringen die Partner zur Lösung der Problemfelder folgende F+E-Arbeiten schwerpunktmäßig in die Kooperation ein (s.a. Abb. 5).

- EIR: experimentelle Untersuchungen zur Neutronenphysik (PROTEUS-Reaktor)
- KWU: experimentelle Untersuchungen zur kritischen Heizflächenbelastung (Versuchsstand in Karlstein)
- KfK: BE-Deformations- und Flutexperimente zur Kernnotkühlung (FLORESTAN-Bündelexperimente)

Die Vorbereitung, Durchführung und Auswertung der Experimente werden von gemeinsamen Arbeitsgruppen vorgenommen. Spezielle Separatvereinbarungen regeln das kommerzielle Nutzungsrecht über die Ergebnisse, die aus dieser Variante der Verbundforschung erwachsen. Soviel zum formalen Aspekt.

4. Sicherheitsorientierte Beiträge des KfK

Kehren wir zu den F+E-Arbeiten zurück und zwar speziell zu den sicherheitsorientierten Beiträgen, die im KfK erarbeitet werden. Dabei erkennt man drei Untergruppierungen (Abb. 6):

- Neutronenphysikalische Untersuchungen mit der Weiterentwicklung des Programmsystems KARBUS und den mittragenden Arbeiten zum PROTEUS-Experiment;

- die thermo- und fluiddynamischen Themen zu Fragestellungen zur kritischen Heizflächenbelastung enger Brennstabanordnungen und
- die theoretischen und experimentellen Untersuchungen zu dem Themenbereich "Brennelementverhalten bei Kühlmittelverlust-Störfällen".

Im folgenden werde ich versuchen, dieses Arbeitspaket anhand von Einzelthemen ein wenig zu illustrieren. Beginnen wir mit der Programmentwicklung auf dem Gebiet der Neutronenphysik.

Die durch die Untermoderierung im FDWR-Kern bewirkte Spektrumshärtung ist in Abb. 7 skizziert. Die dargestellten Neutronenflußverteilungen, aufgetragen über der Energie, sind repräsentativ für einen DWR, einen FDWR und einen Schnellen Brutreaktor (SBR). Der Kurvenvergleich zeigt, daß der thermische Flußanteil mit Neutronenenergien $E < 0,4$ eV beim FDWR um mehr als zwei Größenordnungen kleiner ist als beim DWR und das Flußmaximum (FDWR) in den epithermischen Bereich ($E = 0,4 \dots 10^4$ eV) verschoben worden ist. Eine entsprechende Analyse der Reaktorleistung verdeutlicht die spektralen Charakteristika der Reaktortypen. Bei einem DWR werden rund 80% der Leistung im thermischen Bereich erzeugt, bei einem FDWR etwa 60% im epithermischen Abschnitt, und bei einem SBR liegt der größte Anteil von ca. 80% im schnellen Energiesektor.

Bei den theoretischen Untersuchungen konnte man zunächst auf Modelle und Programme zurückgreifen, die entweder für thermische oder schnelle Systeme entwickelt worden sind. Da von einer Übertragbarkeit der Modelle auf epithermische Verhältnisse nicht a priori ausgegangen werden konnte, wurde schnell deutlich, daß mit dem Einstieg in die FDWR-Untersuchungen zugleich auch F+E-Neuland betreten wurde. Inzwischen ist jedoch mit dem Programmsystem KARBUS ein Instrumentarium in Entwicklung, das den Genauigkeitsansprüchen bei der Beschreibung der spezifischen neutronenphysikalischen FDWR-Kerneigenschaften bereits weitgehend gerecht wird. Abb. 8 zeigt beispielhaft die Leistungsverteilung in einem heterogenen Kern. Die Darstellung repräsentiert einen 60° -Ausschnitt der Kernmittenebene. Ich glaube, dieser Ausschnitt zeigt deutlich die unterschiedlichen Leistungsniveaus in den Seed - bzw. Blanketbereichen eines heterogenen Kerns und mag anschaulich damit verbundene Fragen zur Kernauslegung vermitteln.

Im Bereich der Thermohydraulik z.B. bezieht sich eine Frage auf die kritische Heizflächenbelastung in engen Brennstabanordnungen, die letztlich das Leistungsniveau des Gesamtkerns nach oben hin mitbegrenzt. Neu entwickelte Ansätze zur Beschreibung des Wärmeübergangs zeigen zwar erfolgreiche Fortschritte auf diesem Sektor /4/, deren experimentelle Bestätigung kann jedoch noch nicht als ausreichend angesehen werden. Speziell zu diesem Fragenkomplex wird zur Zeit ein Frigen-Versuchsstand aufgebaut, der in Abb. 9 gezeigt wird. Hier allerdings erkennen Sie den Teststand in der Version, die bis vor einem Jahr in der GKSS betrieben worden ist. Inzwischen wurden die Hauptkomponenten aufgrund eines "Gentlemen-Agreements" nach Karlsruhe transferiert und werden zur Zeit im IRB erneut aufgebaut. So alles klappt, wird das KRISTA-Experimentierprogramm zur kritischen Heizflächenbelastung (37-Stabbündel) noch in diesem Jahr anlaufen.

Zur Kernnotkühlung liegen bereits erste Versuchsergebnisse vor. Diese stammen aus Einzelrohrtests zur Hüllrohr-Berstverformung /5/. Hierzu ist zu erläutern, daß neben Zirkaloy auch austenitischer Stahl als Hüllrohrwerkstoff untersucht wird. Stahl zeigt im Vergleich zu Zirkaloy geringere Berstverformungen, was die Notkühlbarkeit der engen Stabanordnung verbessert. In Abb. 10 sind die Versuchsergebnisse eingezeichnet. Aufgetragen sind hier die Berstumfangsdehnung über der Bersttemperatur. Die ausgezogenen Kurven geben das bekannte Verhalten des Zr wieder. Die eingetragenen Kreise sind repräsentativ für glatte Stahlrohre, die Dreiecke für Rippenrohre. Deutlich ist zu erkennen, daß bei Stahlhüllrohren mit einem Versagen bei Temperaturen um 1000° C zu rechnen ist, mit Umfangsverformungen, die insbesondere im Fall der Rippenrohre mit etwa 20% relativ niedrig sind. Diese Tests werden als Vorversuche zu den Notkühlexperimenten FLORESTAN angesehen. Abb. 11 zeigt die Querschnittsgeometrie zweier Versuchsbündel. Bisher wurden 11 Flutversuche mit dem 61-Rippenrohrbündel (in der Abb. rechts; $p/d = 1.06$) durchgeführt. Parallel dazu werden erste Berechnungen mit dem entsprechend modifizierten FLUT-Programm ausgeführt. Die Ergebnisunterschiede werden Hinweise für die Weiterentwicklung bestehender Rechenmodelle liefern.

5. Ausblick

Am Beispiel der zuletzt gezeigten Abbildungen sollten die laufenden KfK-Arbeiten zu einem FDWR illustriert werden. Mit der letzten Abb. 12 kehren wir noch einmal zur trilateralen Kooperation zurück. Hier ist der Zeitplan für das gemeinsame F+E-Programm der Partner skizziert; daraus erkennt man, daß sich die gegenwärtige Phase der Konzeptfindung und -Optimierung bis zum Ende des Jahres 1990 ausdehnt. Bis dahin, denken wir, werden die Schlüsselexperimente zur Neutronenphysik, zur DNB-Problematisierung und zur Kernnotkühlung soweit ausgewertet sein, daß die Ergebnisse eine hinreichend sichere Grundlage für die Nachweise zur prinzipiellen Genehmigungsfähigkeit eines FDWR-Referenzkonzeptes liefern.

Literaturhinweise

- / 1 / H. Rininsland, B. Kuczera
"Das Projekt Nukleare Sicherheit 1972 - 1986
-Ziele und Ergebnisse-"; ibid

- / 2 / B. Kuczera, C.A. Goetzmann, R. Brogli
"Der Fortgeschrittene Druckwasserreaktor (FDWR)"
Atomwirtschaft 31, S. 290-296, (Juni 1986)

- / 3 / C.H.M. Broeders
"Neutronenphysikalische Untersuchungen zum Fortgeschrittenen
Druckwasserreaktor mit engem Brennstabgitter (FDWR)"
KfK-Nachrichten 17, Nr. 3/85, S. 130 - 139

- / 4 / M. Dalle Donne, W. Hame
"A Critical heat flux correlation for triangular array rod bundles
with tight lattice, including the effect of spiral spacers"
Nuclear Technology, Vol. 71, S. 111 - 124, Oct. 1985

- / 5 / F.J. Erbacher, H. Schmidt
"Hochtemperatur-Verformungsverhalten von Stahl - im Vergleich zu
Zircaloyhüllrohren"
Atomwirtschaft 30, S. 85 - 87, Feb. 1985

		DWR	FDWR	
		(KKP-2)	homogen	heterogen (Seed/Blanket)
Thermische Leistung des Kerns	(MW)	3765	3723	3479
Konversionsrate		0,55	0,95	0,99
Brennstoffinventar	(tSM)	103,5	120	122
Spaltstoffinventar (U-235 bzw. Pu-239/241)	(tSM)	2,57	8,8	8,4
Spaltstoffanreicherung	(%)	3,18	7,5	14,2/4,8
Aktives Kernvolumen	(m ³)	39,8	23,8	23,8
Aktive Kernhöhle	(m)	3,9	2,06	1,96
Anzahl der Brennelemente (BE)		193	349	151
Anzahl der Stabpositionen pro BE		256	331	414
Anzahl der Stützstäbe pro BE		--	6	--/6
Schlüsselweite (SW) der BE	(mm)	230	198	102/297
Abstandshaltertyp		Gitter	Wendel	Gitter/Wendel
Stabgitter		quadratisch	triagonal	triagonal
Verhältnis Stabmittenabst.: Stabdurchm.	(p/d)	1,33	1,12	1,24/1,06
Brennstabaußendurchmesser	(mm)	10,75	9,50	7,40/11,17
Brennstablänge	(m)	4,40	2,38	2,47
Mittlere, lineare Stableistung	(W/cm)	207	165	176/147
Mittlere, vol. Leistungsdichte	(W/cm ³)	93	152	149
Vol.-Verhältnis Moderator: Brennstoff		2,06	0,52	0,97/0,33
Kühlmitteldurchsatz	(kg/s)	17.672	15.607	14.040
Kühlmittelgeschwindigkeit (Kernbereich)	(m/s)	4,47	7,6	7,2/7,9
Kühlmitteltemperatur-Kerneintritt	(°)	291,3	289,4	283,4
-Kernaustritt	(°)	326,1	326,6	324,6
Kühlmitteldruckverlust - Kernbereich	(bar)	1,25	3,9	5,9

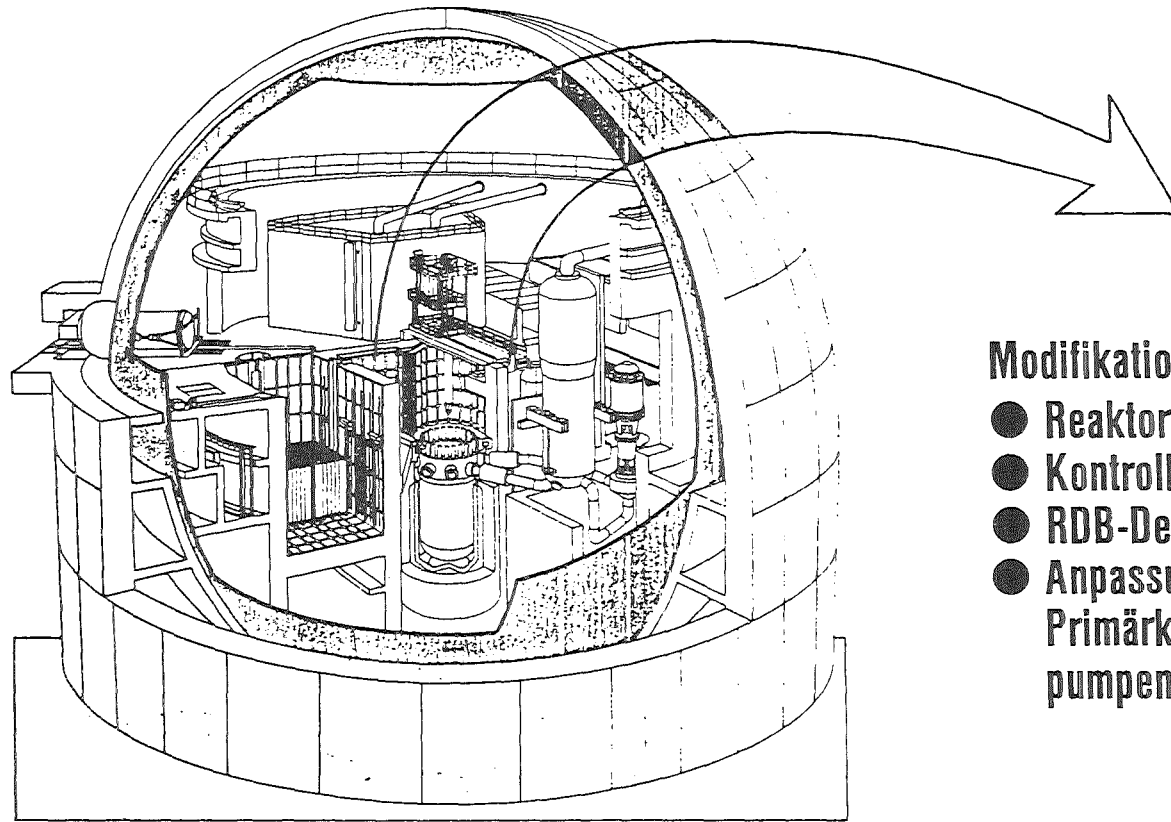
Tab. 1: Gegenüberstellung von Auslegungsdaten eines 1300 MWe-DWR und der entsprechenden homogenen bzw. heterogenen FDWR-Varianten

1986 PNS	Einzelthemen	1987 F+E-Programm
Reaktor- komponenten	Containmentbelastung Thermoermüdung von Werkstoffen	Sicherheits- orientierte LWR- Forschung (SF)
Transiente Thermohydraulik	Modell entw. COMMIX-1B RELAP-5 Zweiphasenströmung (NOVA)	
BE-Verhalten bei Störfällen	CORA-Experimente SCDAP-Analysen	
Kernschmelzen	Auswertung BETA-Exp. (WECHSL) DEMONA-Exp. (NAUA)	
Umgebungs- belastung	Filterentwicklung Radioökologie	
Unfallfolgen	Risikoabschätzung (UFOMOD)	
FDWR- Sicherheit	n-Physik (KARBUS, PROTEUS) DNB-Versuche (KRISTA) Notkühlung (FLORESTAN)	FDWR- Sicherheit (SF)

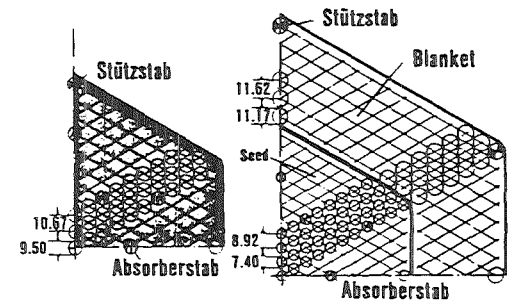


Abb. 1: Fortschreibung einzelner PNS-Arbeiten

DWR-Konvoi-Anlage (1300 MWe)



homogen ^{FDWR} heterogen



Modifikationen

- Reaktorkern
- Kontrollstabsystem
- RDB-Deckel
- Anpassung der Primärkreislauf-pumpen

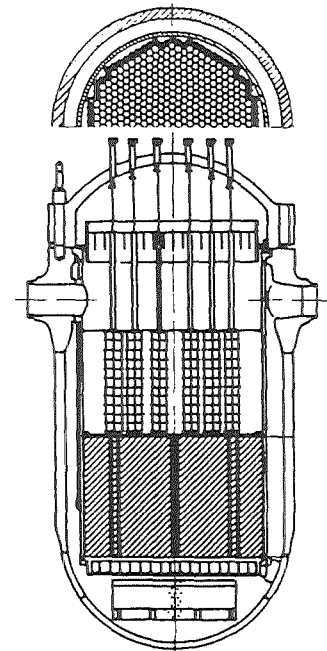


Abb. 2: Fortgeschrittener Druckwasserreaktor (FDWR)

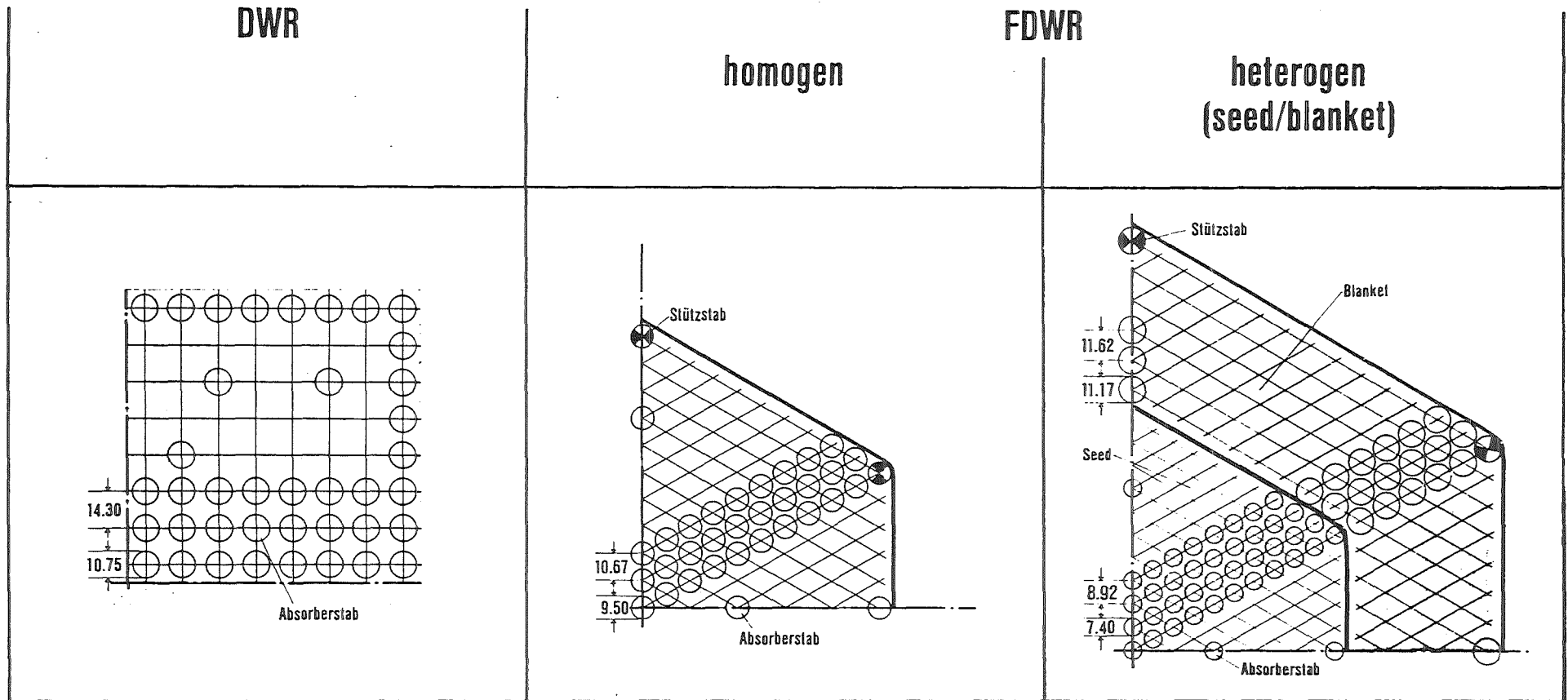


Abb. 3: Brennelement (BE) Vergleich DWR-FDWR

Homogene und heterogene Variante

Randbedingungen:

- Leistung $P_{FDWR} > 0.95 \cdot P_{DWR}$
- Konversionsrate > 0.9
- mittl. Abbrand = 50.000 - 60.000 MWd/tSM

Ziel: Prinzipiell genehmigungsfähiges Referenzkonzept

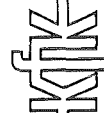


Abb. 4:

FDWR: F+E-Ziel

Kommerzielle Nutzung durch KWU

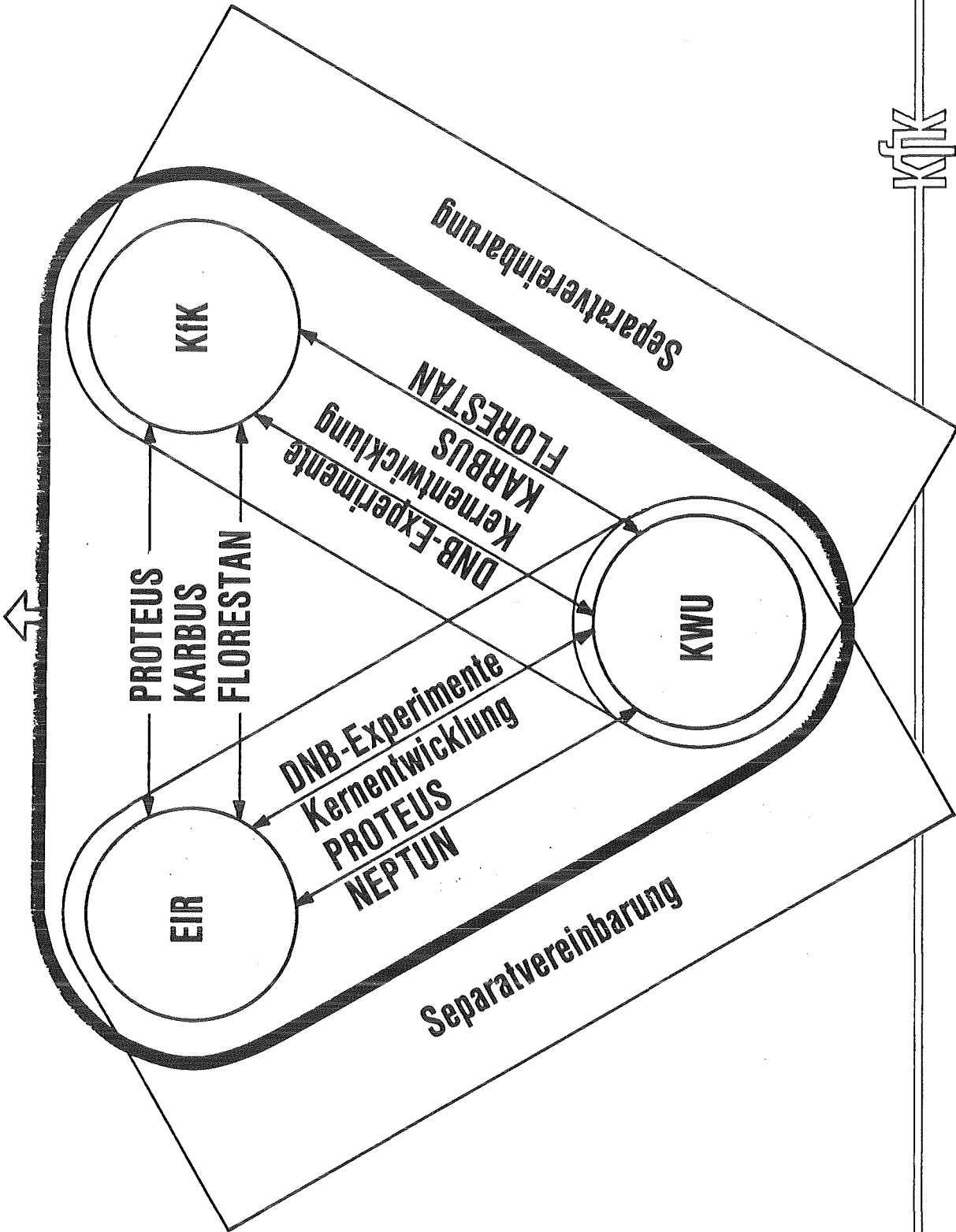
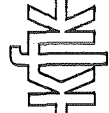


Abb. 5:

Trilaterale FDWR-Kooperation



- **Neutronenphysikalische Untersuchungen**
 - Methodenentwicklung (KARBUS)
 - Mitarbeit am PROTEUS-Experiment

- **Thermo- und fluiddynamische Untersuchungen**
 - Modellentwicklung (HADA, DNB)
 - Unterkanalanalyse (HERA)
 - Begleitende Frigen-Versuche zur krit. Heizflächenbelastung (KRISTA)

- **Brennelementverhalten bei Kernnotkühlung**
 - Flut- und Deformationsverhalten von engen Stabbündeln (FLORESTAN)
 - Modellentwicklung (FLUT, RELAP-5)
 - Werkstoffeigenschaften bei $T > 600 \text{ }^\circ\text{C}$



Abb. 6:

Sicherheitsorientierte Beiträge zu einem FDWR

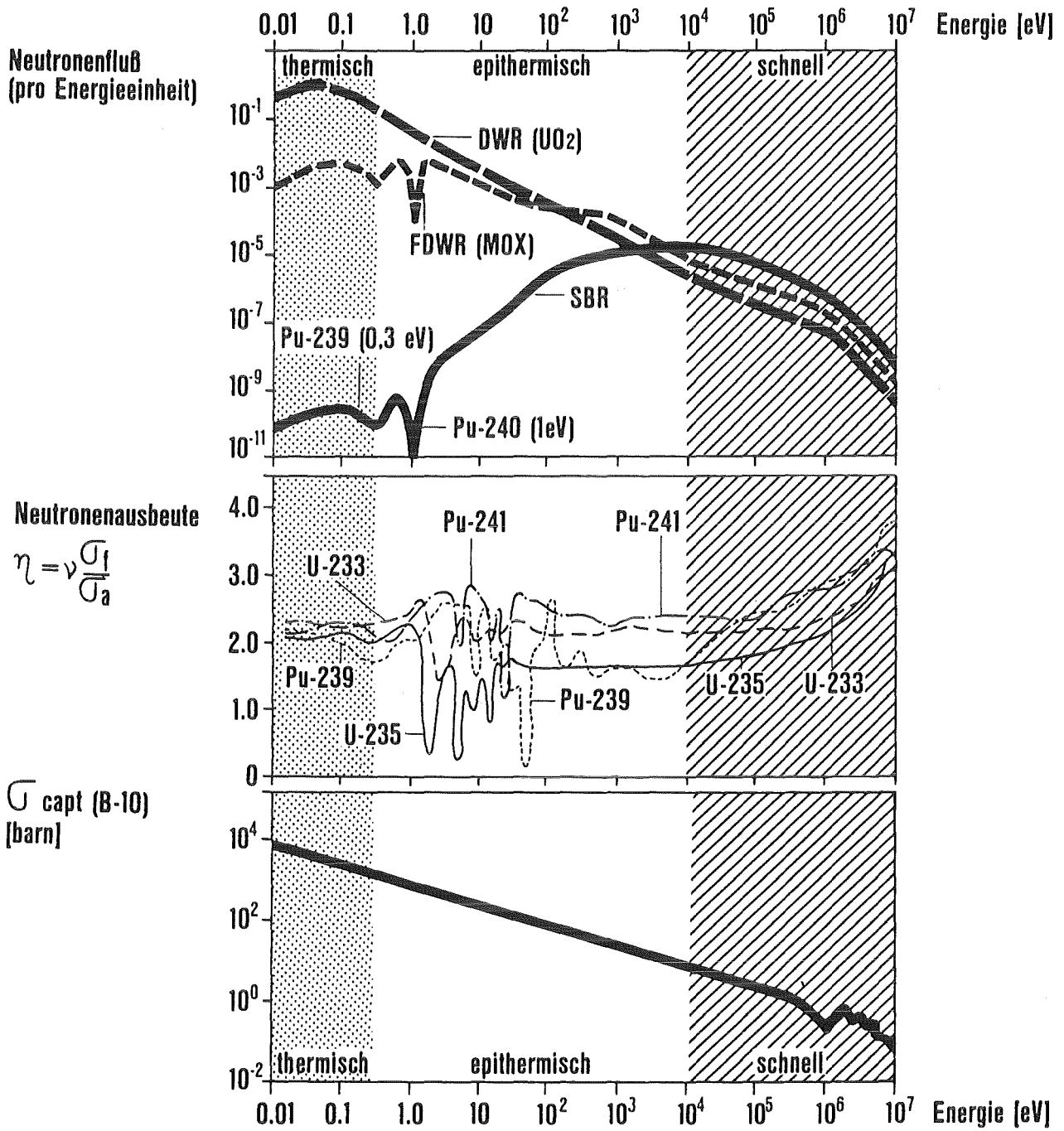
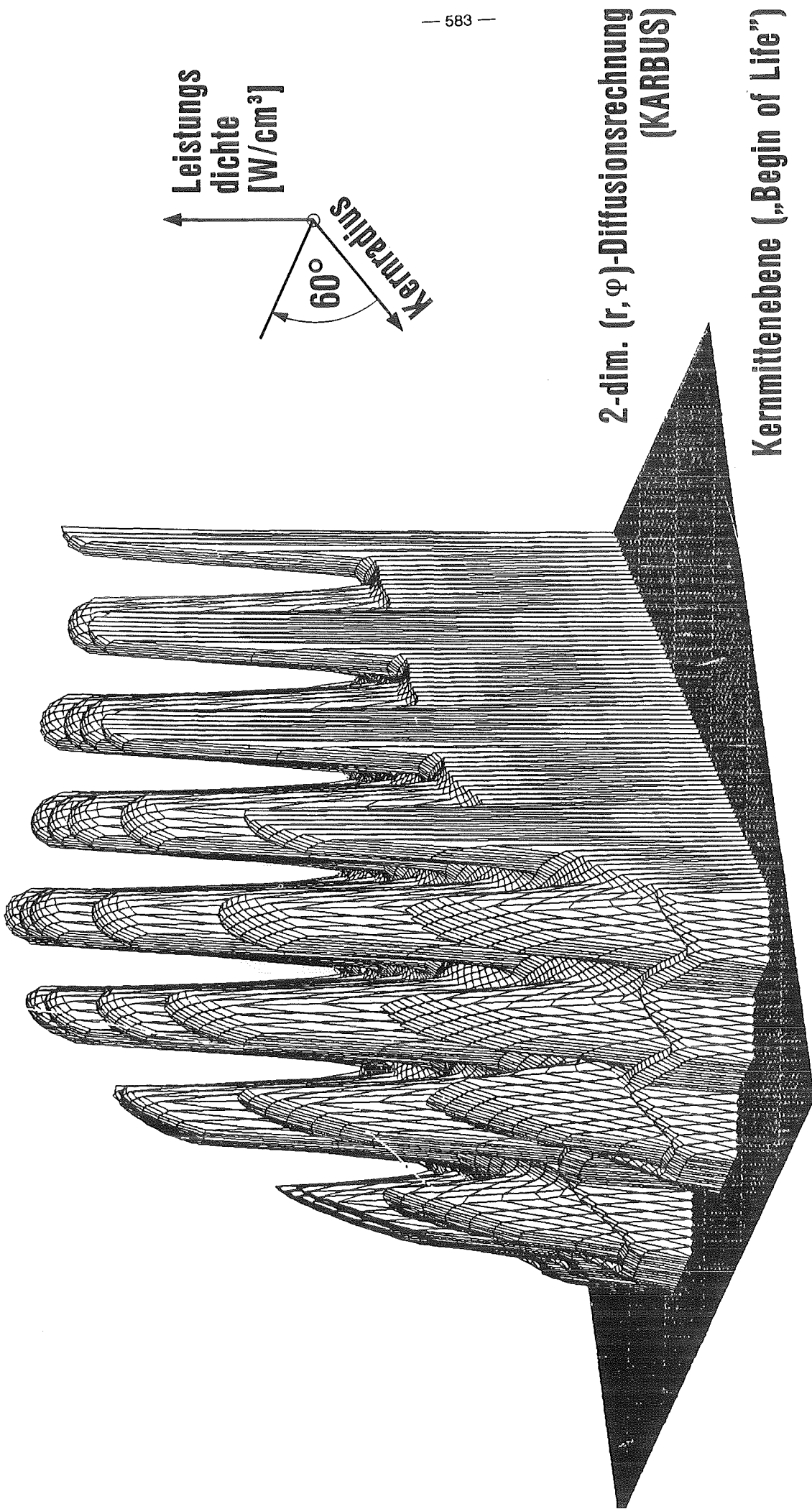
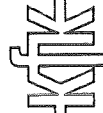


Abb. 7: **Energiespektrum der Neutronen in einem DWR-FDWR-SBR**



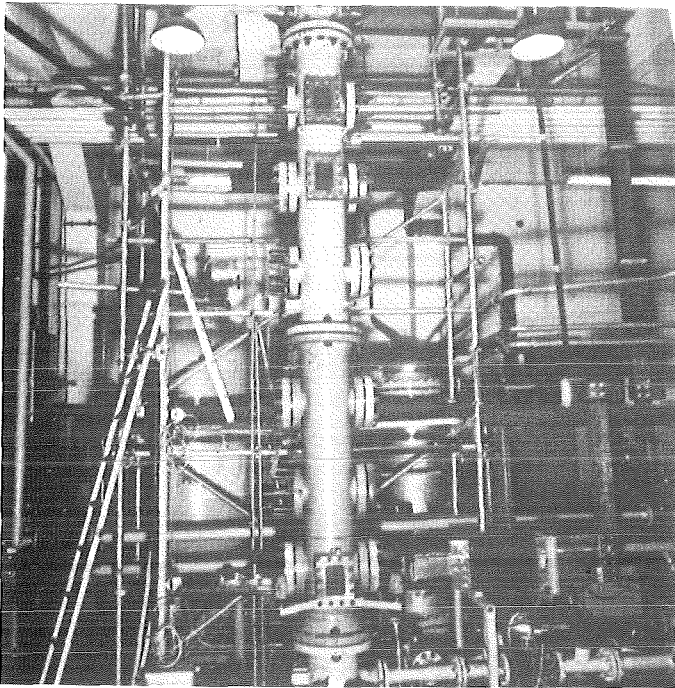
2-dim. (r, φ)-Diffusionsrechnung
(KARBUS)

Kernmittelebene („Begin of Life“)

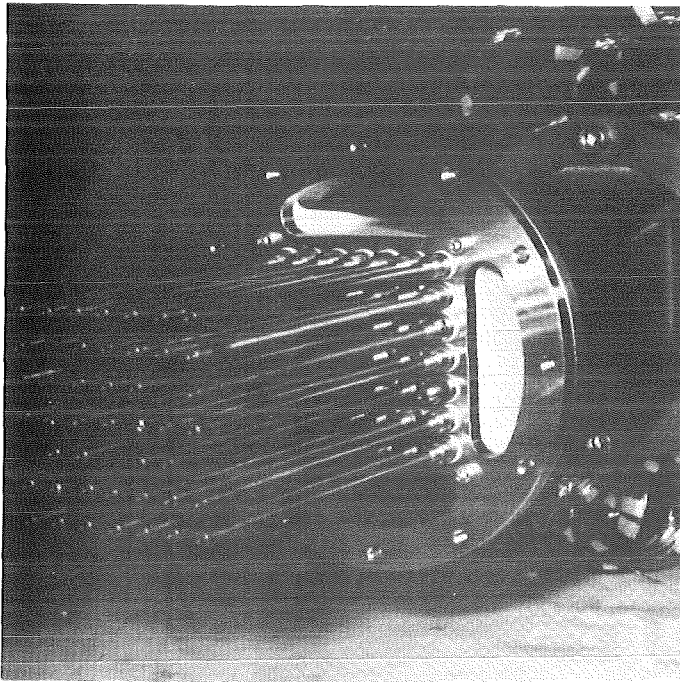


Leistungverteilung in einem heterogenen FDWR-Kern

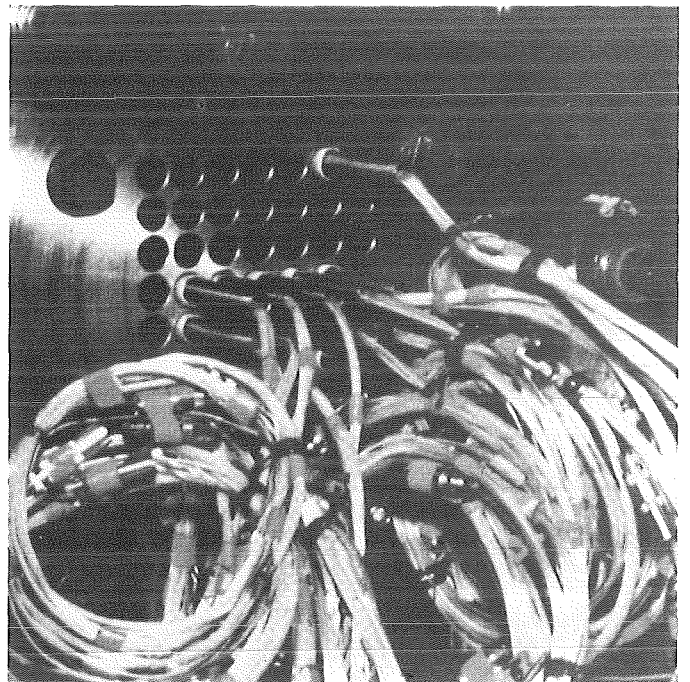
Abb. 8:



**Frigen-Versuchsstand (früher: GKSS)
(KHB-Simulationsversuche)**



oberer

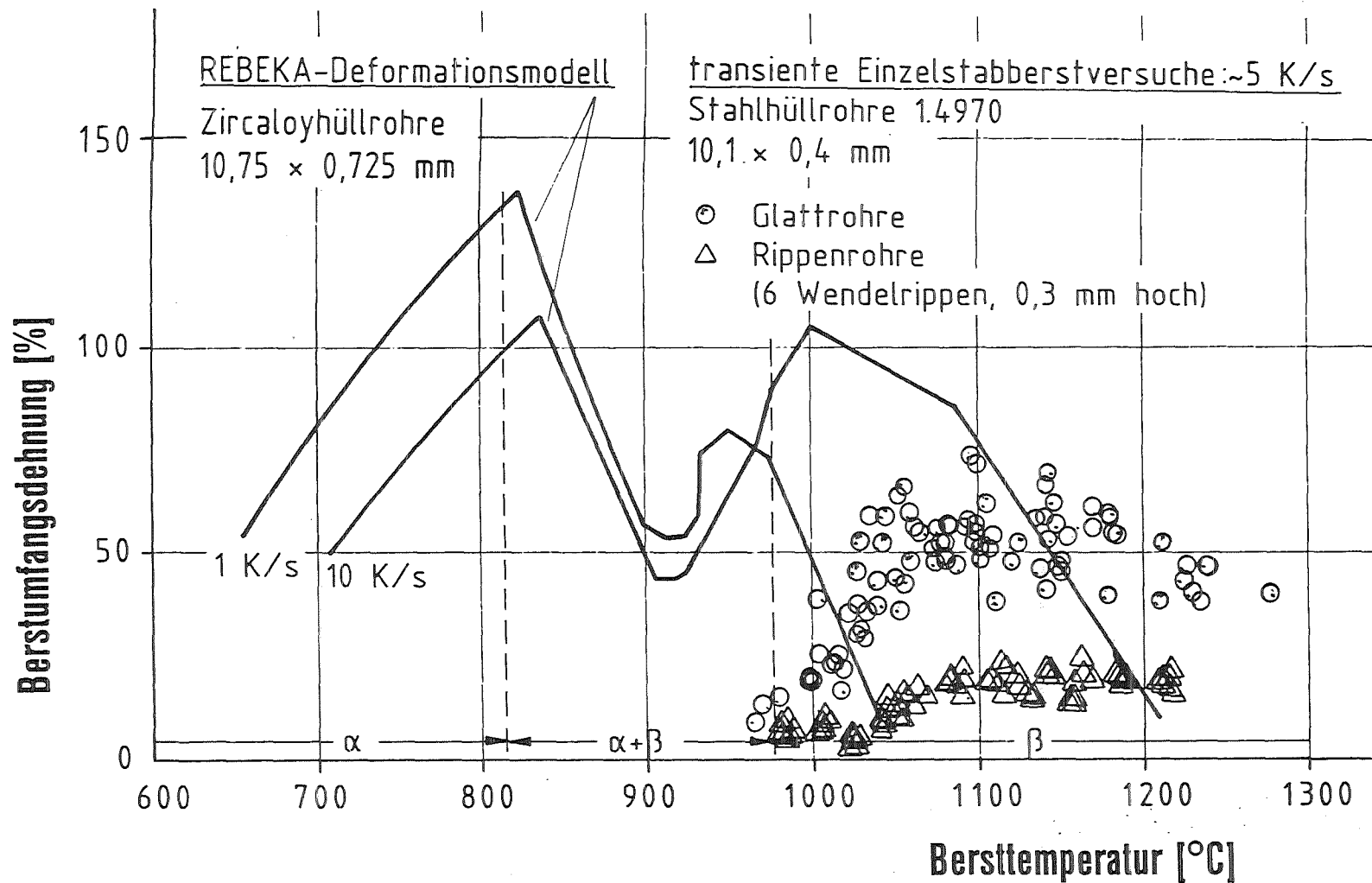


unterer

Teil eines 7 × 7 Stabbündels (DWR)



Abb. 9: **Frigen-Versuche zur
kritischen Heizflächenbelastung (KRISTA)**

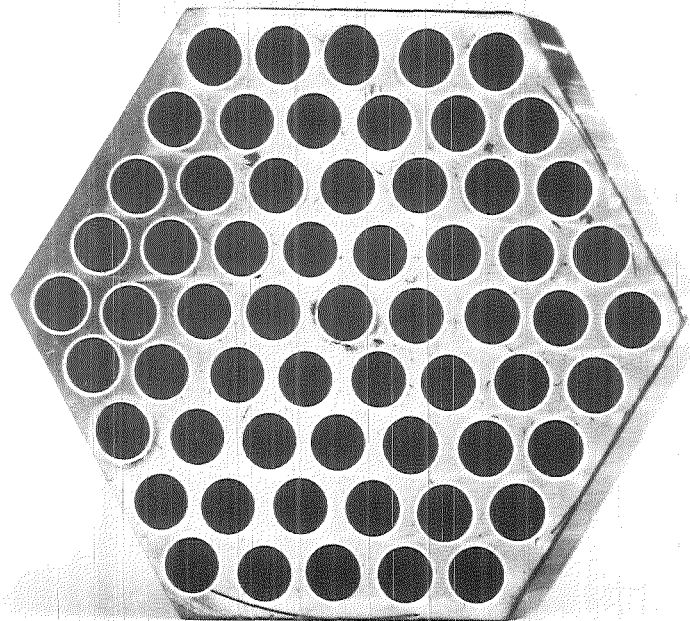


(gleichmäßige Temperatur auf Hüllrohrumfang)



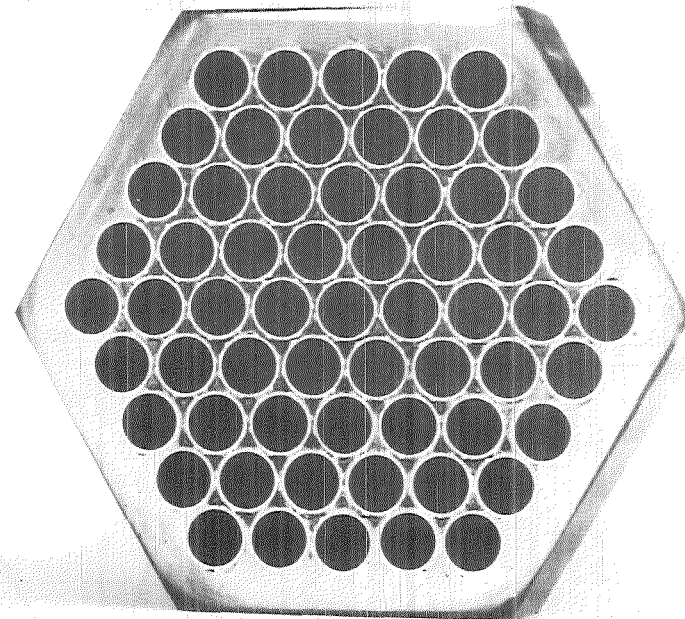
Abb. 10:

Berstumfangsdehnung über Bersttemperatur von Zirkaloy- und Stahlhüllrohren



Seed Gitter (61 Stäbe)

Stabaußendurchmesser $d = 10.75 \text{ mm}$
 Stabmittenabstand $p = 12.90 \text{ mm}$
 (Gitterabstandshalter)
 $p/d\text{-Verhältnis} = 1.20$



Blanket Gitter (61 Stäbe)

Stabaußendurchmesser $d = 10.10 \text{ mm}$
 Stabmittenabstand $p = 10.70 \text{ mm}$
 (Wendelrippen)
 $p/d\text{-Verhältnis} = 1.06$



Abb. 11: **FDWR-Kernnotkühlung (FLORESTAN-Experimente)**

1985	86	87	88	89	90	91	92	93	1994
Verifikation des Konzepts						Demonstration des Konzepts			

Wesentliche Experimente

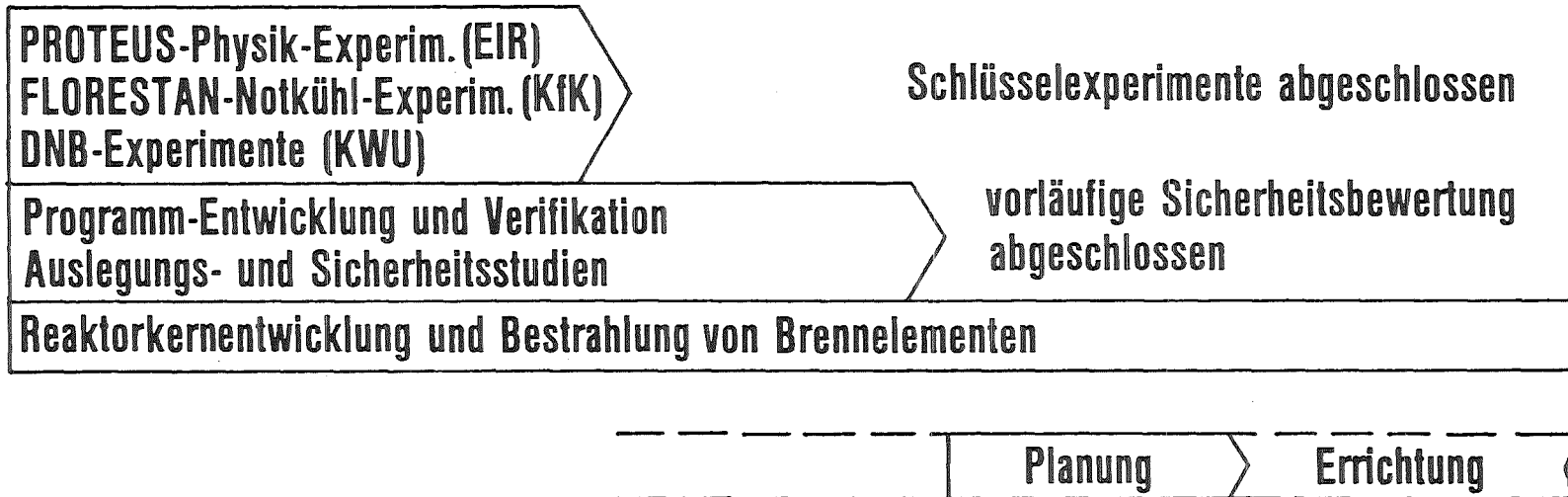


Abb. 12:

FDWR: Gemeinsames F+E-Programm EIR, KfK, KWU