

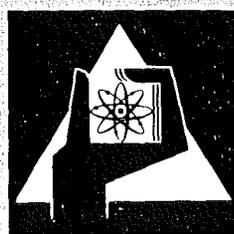
**KERNFORSCHUNGSZENTRUM
KARLSRUHE**

November 1974

KFK 2101

Projekt Nukleare Sicherheit

Jahreskolloquium 1974 des Projekts Nukleare Sicherheit



**GESELLSCHAFT
FÜR
KERNFORSCHUNG M.B.H.**

KARLSRUHE

Als Manuskript vervielfältigt

Für diesen Bericht behalten wir uns alle Rechte vor

GESELLSCHAFT FÜR KERNFORSCHUNG M. B. H.
KARLSRUHE

KFK 2101

Projekt Nukleare Sicherheit

Sammlung der Vorträge zum
Jahreskolloquium 1974 des
Projekts Nukleare Sicherheit

Gesellschaft für Kernforschung m.b.H.
Karlsruhe

<u>Inhaltsverzeichnis</u>	<u>Seite</u>	<u>Seite</u>
Probleme des Brennstabverhaltens in Leichtwasser- reaktoren bei Kühlmittelverlustunfällen M. Fischer, Projektleitung		1
Die analytische Beschreibung des Brennstabverhaltens beim Kühlmittelverlustunfall von LWR mit dem Programm- system SSYST W. Gulden, Institut für Kernenergetik, Stuttgart R. Meyder, Institut für Reaktorentwicklung		27
Zum Materialverhalten von Zircaloy-Hüllrohren beim Kühlmittelverlustunfall M. Boček, P. Hofmann, S. Leistikow, C. Petersen, Institut für Material- und Festkörperforschung		53
Probleme des Brennstabverhaltens bei Kühlmittelver- lustunfällen und deren Untersuchung in out-of-pile- Experimenten G. Class, Institut für Reaktorentwicklung G. Hofmann, K. Wiehr, Institut für Reaktorbauelemente		71
In-pile-Experimente zur Untersuchung des Brennstab- versagens E. Karb, L. Sepold, Abteilung Reaktorbetrieb und Technik		94
Zum Abschmelzverhalten von LWR-Brennstäben P. Hofmann, H. Holleck, C. Politis, A. Skokan, Institut für Material- und Festkörperforschung S. Hagen, A. Mack, H. Malauschek, Abteilung Reaktorbetrieb und Technik		113
Experimentelle Untersuchungen zur Freisetzung von Spalt- produkten bei hypothetischen Reaktorunfällen H. Albrecht, Institut für Radiochemie D. Perinic, Abteilung Reaktorbetrieb und Technik		146
Stand der quantitativen Risikoanalyse L. Caldarola, Institut für Angewandte Systemtechnik und Reaktor- physik		167

Jahreskolloquium 1974 des Projekts Nukleare Sicherheit
Gesellschaft für Kernforschung m.b.H.

19. November 1974

Probleme des Brennstabverhaltens in Leichtwasserreaktoren
bei Kühlmittelverlustunfällen

von

M. Fischer

Dies ist das zweite Jahreskolloquium des Projekts. Wir haben auch diesmal wieder den Rahmen eines Kolloquiums gewählt, um insbesondere mit zuständigen und interessierten Fachleuten der Industrie, den Genehmigungsbehörden und Gutachtergremien sowie anderer Forschungsinstitutionen jeweils ausgewählte Arbeiten des PNS diskutieren zu können.

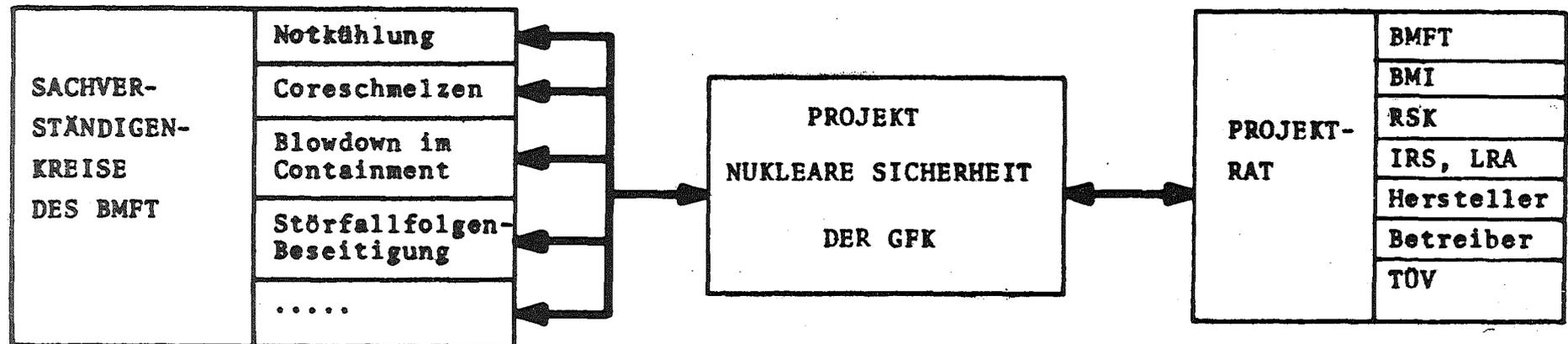
Unsere Arbeiten sind voll in das Reaktorsicherheitsforschungsprogramm des BMFT integriert und mit zahlreichen F+E-Arbeiten außerhalb des Kernforschungszentrums verzahnt.

Die gerade für das PNS besonders wichtigen Verbindungen zur Gutachter- und Genehmigungs-Seite einerseits und zur Reaktorbau- und Betreiber-Industrie andererseits sind neben vielen persönlichen Kontakten auch institutionell gesichert, wie Abb. 1 zeigt.

Das PNS ist in den entsprechenden Sachverständigenkreisen des BMFT für das RS-Forschungsprogramm sowohl personell wie programmatisch vertreten. Der Projektrat, als Beratungs- und Kontrollorgan des Projekts, ist neben Mitarbeitern des Kernforschungszentrums auch mit Vertretern des BMFT, BMI, RSK, IRS, LRA, TÜV und der Industrie besetzt.

Abb. 1:

DAS PNS IM RS - FORSCHUNGSPROGRAMM DES BMFT



Die wesentlichen Schwerpunkte des PNS zeigt Abb. 2.

Abb. 2: F+E-Schwerpunkte des PNS

- . Untersuchung der dynamischen Beanspruchung von RDB-Einbauten und Sicherheitssystemen bei Störfällen und die Weiterentwicklung dieser Sicherheitseinrichtungen
- . Untersuchung des Brennstabverhaltens bei Kühlmittelverlustunfällen; Quantifizierung der Sicherheitsreserven in den Notkühlkriterien, Weiterentwicklung der Notkühlsysteme
- . Untersuchung des Abschmelzverhaltens, des Verhaltens der Schmelze, der Spaltprodukt-Freisetzung und des -Transports
- . Entwicklung von GaU-Filter für LWR sowie der Abgasreinigung für eine große Wiederaufarbeitungsanlage mit 1500 to/a (insbesondere die Abscheidung von Spalt-Edelgasen)
- . Untersuchung des Verhaltens und der Auswirkungen von in die Umgebung freigesetzten Spaltprodukten
- . Entwicklung von Techniken zur Beseitigung von Störfallfolgen und zur sicheren Stilllegung kerntechnischer Anlagen.

Das heutige Jahreskolloquium 1974 des Projektes Nukleare Sicherheit haben wir unter das Hauptthema:

Probleme des Brennstabverhaltens von LWR
bei Kühlmittelverlustunfällen

gestellt. In den nächsten 30 Minuten wird daher über den Stand des Wissens auf diesem Gebiet, die sich daraus ergebenden F+E-Arbeiten, die damit verbundenen Prioritäten und die zu erwartenden Ergebnisse berichtet.

Das Untersuchungsprogramm zum Brennstabverhalten bei Kühlmittelverlustunfällen ist darauf ausgerichtet, ein detailliertes Verständnis der Reaktionen der Brennelemente auf solche Störfalltransienten zu gewinnen, darauf aufbauend die Sicherheitsreserven des Gesamtsystems quantitativ anzugeben und Vorschläge für u.U. mögliche Verbesserungen beim Brennstabkonzept und bei den Notkühlsystemen zu erarbeiten. Das detaillierte Verständnis des Brennstabverhaltens, das in umfangreichen Experimenten gewonnen wird, wird durch physikalische Modelle und analytische Korrelationen ausgedrückt, die in entsprechende Rechenprogramme inkorporiert werden.

Der Kühlmittelverlustunfall, der durch den Bruch einer großen Primärrohrleitung ausgelöst wird, steht dabei im Vordergrund. Daneben werden jedoch auch andere Störfalltransienten, die über eine Beeinträchtigung der Kühlung das Brennelementverhalten wesentlich beeinflussen können, wie z.B. Versagen der Schnellabschaltsysteme bei Störfalltransienten, betrachtet werden müssen, obwohl hierbei geringere Konsequenzen zu erwarten sind.

Die Notkühlsysteme in Leichtwasserreaktoren sind dazu da, bei einem Kühlmittelverlustunfall die Brennstäbe von einer unzulässigen Verformung bzw. vor dem Versagen zu schützen und das Core immer in einer kühlbaren Geometrie zu erhalten. Die dazu aufgestellten Notkühlungskriterien sollen die Effektivität der Notkühlsysteme zur Aufrechterhaltung der Strukturintegrität der Hüllrohre und der Kühlkanäle im Core sicherstellen.

Auf der Grundlage der Notkühlungskriterien stehen bei den Untersuchungen zum Brennstabverhalten folgende Problemfelder im Vordergrund:

Abb. 3: Zu untersuchende Problemfelder

- a) Bestimmung der im Brennstab zu Beginn des Störfalles gespeicherten Energien.
- b) Untersuchung des Oxidationsverhaltens von Zircaloy und seiner Versprödungseffekte.
- c) Die Bestimmung der Deformation einzelner Brennstäbe und deren Wechselwirkung in Brennstabbündeln bei hypothetischen Störfallbedingungen.
- d) Rückwirkung deformierter Brennstäbe auf den Wärmeübergang
- e) Untersuchung des Gefahrenpotentials durch Freisetzung und Transport von Spaltprodukten aus defekten und abschmelzenden Brennstäben.
- f) Verifizierung von Codes zur Beschreibung des Brennstabverhaltens während des stationären Betriebs und während der Störfalltransienten.

Beim Druckentlastungsvorgang eines postulierten Kühlmittelverlustunfalles unterscheidet man im allgemeinen die folgenden 3 Zeit-Bereiche, die sich auch überlappen können:

- die Druckentlastung des unterkühlten Kühlmittels
- die Druckentlastung im Sättigungszustand und schließlich
- die Wiederauffüll- und Flutphase.

Abb. 4 zeigt als Beispiel die wesentlichen Ergebnisse einer thermohydraulischen Störfallanalyse mit Hilfe eines Primärsystemcodes für den Fall eines Rohrbruches im kalten Strang eines Druckwasserreaktors der 1200 - 1300 MW_e-Klasse.

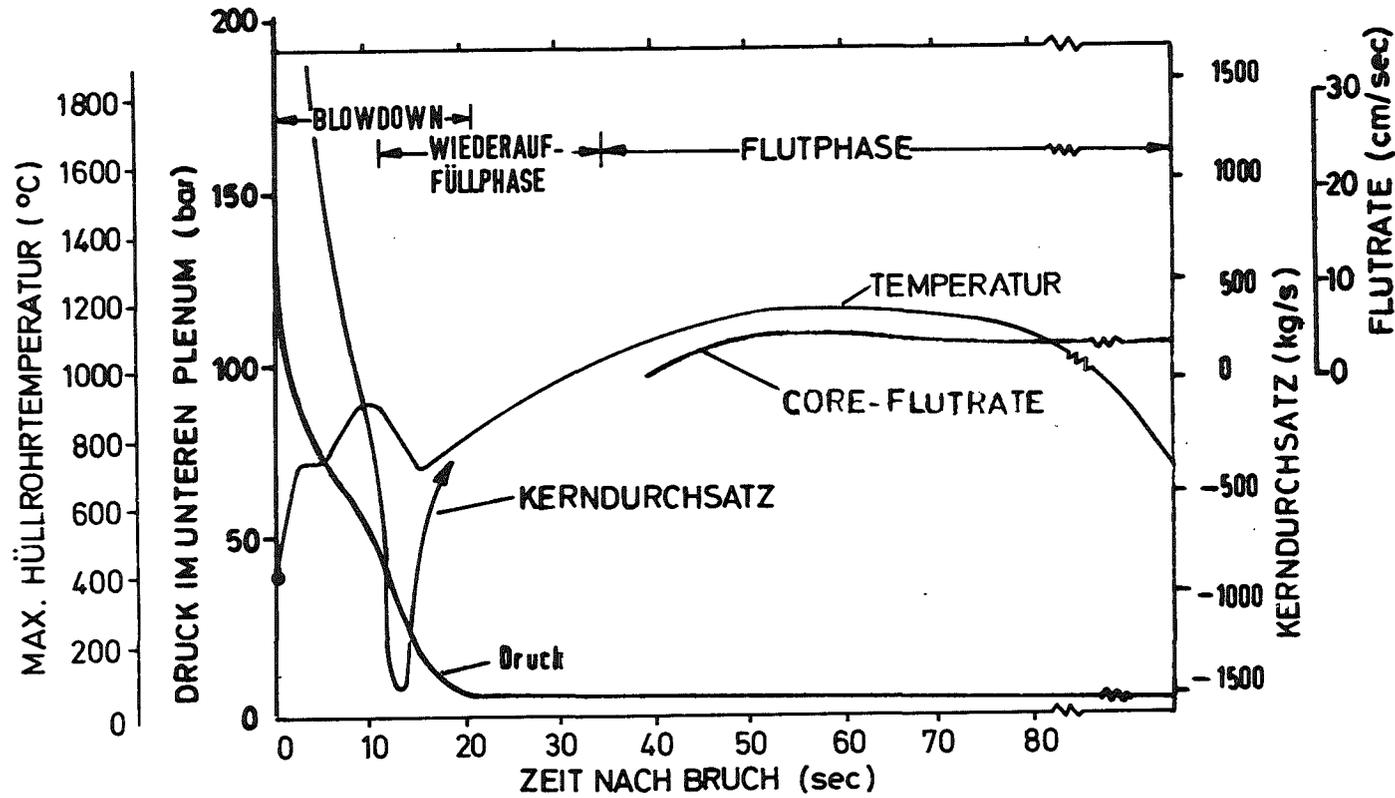


Abb. 4:
DRUCK, TEMPERATUR, KERNDURCHSATZ UND FLUTRAT
ALS FUNKTION DER ZEIT IN EINEM DWR BEI 2F-BRUCH
IM KALTEN STRANG (4-LOOP-ANLAGE, KALTEINSPEISUNG)

Die Druckentlastung des unterkühlten Primärwassers ist in weniger als 1 sec vorüber; dieser Bereich wird in Abb. 4 zugunsten der Einfachheit nicht aufgeführt. Die besondere sicherheitstechnische Bedeutung und die Notwendigkeit einer genauesten Kenntnis dieser Phase ist jedoch durch zweierlei begründet:

1. Die innerhalb weniger Zehntelsekunden eintretende Druckentlastung von Betriebsdruck auf Sättigungsdruck breitet sich im Primärsystem mit Schallgeschwindigkeit aus und führt zu einer sehr großen dynamischen Belastung der Einbauten im RDB, d.h. des Reaktorkernes.
2. Die genaue Kenntnis des Ausbreitungsverhaltens der hierbei auftretenden Druckentlastungswellen ist wichtig als Anfangsbedingungen für das Einsetzen des blowdowns im Sättigungszustand.

In beiden Problemfeldern müssen noch ganz erhebliche Fortschritte erzielt werden, bevor wir von einem jeder wissenschaftlichen Nachprüfung standhaltenden Verständnis sprechen können.

Während der Druckentlastung im Sättigungszustand, in diesem Bild als blowdown-Phase bezeichnet, tritt nach einigen Oszillationen eine Strömungsumkehr des Kerndurchsatzes in diesem Fall nach etwa 8 sec ein.

Die Hüllrohrtemperatur erreicht dabei ihr erstes Maximum unmittelbar nach dem Auftreten von Filmsieden durch die dabei ausgelöste Umverteilung der im Brennstab gespeicherten Energie. Nach etwa 14 sec ist in diesem Beispiel der Systemdruck soweit abgefallen, daß die Notkühlsysteme mit der Einspeisung beginnen können.

Nach etwa 17 sec ist in diesem Fall der Blowdown-Vorgang beendet, der negative Kerndurchsatz ist sehr klein geworden, dadurch steigen die Hüllrohrtemperaturen bis zur Flutung des Reaktorkernes wiederum an.

Das Brennstabverhalten und insbesondere das Verhalten eines Brennstabbündelns während eines solchen Kühlmittelverlustunfalles ist eine komplexe Funktion vieler voneinander abhängiger Variablen.

Die analytische Beschreibung des Brennstab-Verhaltens und eventueller Versagensmechanismen muß sich zunächst auf eine ausreichende Kenntnis der Materialeigenschaften bei solchen transienten Vorgängen abstützen können. Hierbei existieren noch Lücken in unserem Kenntnisstand.

Mit höchster Dringlichkeit werden folgende Materialeigenschaften benötigt, vgl. Abb. 5:

Abb. 5: Benötigte Materialeigenschaften zur analytischen Beschreibung des Brennstabverhaltens

- Brennstoff:
- Spaltgasfreisetzung - stationär und transient
in Abhängigkeit vom Abbrand
 - Absorption des Füllgases
 - Transientes Schwellen
 - Restrukturierung des Brennstoffes
- Hüllrohre:
- Oxidationskinetik von Zircaloy in Dampf bei Kühlmittelverlust-Transienten
 - Mechanische Eigenschaften mit und ohne Sauerstoffversprödung
 - Festigkeit und Zähigkeit von bestrahltem Zircaloy als Funktion von Temperatur und Bestrahlung
 - Deformationsverhalten von unbestrahltem und bestrahltem Zircaloy bei Kühlmittelverlust-Transienten
 - Chemischer Angriff durch Spaltprodukte
 - Kriech-Mechanismen und -Raten im stationären Betrieb; Bambus-Struktur; wichtig für das Spaltverhalten bei Störfalltransienten.

- Brennstab- - Spaltwärmedurchgang - stationär und transient
Eigenschaften: in Abhängigkeit vom Abbrand
- Axialer Gastransport im Spalt, transient
 - Deformationsverhalten unbestrahlter und bestrahlter Stäbe
 - Wechselwirkung deformierter Stäbe im Bündel.

Die wichtigsten dieser Parameter werden z.Z. mit höchster Priorität im Rahmen unseres Forschungsprogramms in out-of-pile und in-pile-Experimenten untersucht.

Bevor ich Ihnen unsere Arbeiten auf diesem Gebiet im Zusammenhang vorstelle, möchte ich auf die zwei prinzipiellen Versagensformen der Brennstabhüllrohre noch etwas näher eingehen.

Aufgrund der Reaktion zwischen Wasserdampf und Zircaloy-Hülle ab etwa 900 °C bildet sich zunächst eine Oxidschicht mit einem Sauerstoffkonzentrationsgefälle in der Hüllrohrwand. Zugleich wird Wasserstoff freigesetzt. Damit sind die Voraussetzungen für ein Verspröden des Hüllrohres gegeben. Man unterscheidet daher das duktilen Brennstabversagen vom spröden Brennstabversagen.

Duktilen Brennstabversagen

Die wichtigsten Parameter, die das duktile Brennstabversagen beeinflussen, sind:

1. der stationäre Zustand des Brennstabes zu Beginn der Störfalltransienten
2. der Innendruck im Brennstab, zusammengesetzt aus Vorinnendruck und aufgebautem Spaltgasdruck
3. der zeitliche und räumliche Temperaturverlauf während des Störfalles

Weitere Parameter, wie Einfluß der Nachbarstäbe, Abstandshalter usw. haben voraussichtlich ebenfalls einen erheblichen Einfluß.

Abb. 6 zeigt die bisher gemessene Abhängigkeit der Versagens-temperatur vom Brennstabinnendruck. Je höher der Innendruck, desto niedriger die Grenztemperatur, bei der der Bruch der Hülle erfolgt. Der maximale Innendruck in den Brennstäben ist über der Bersttemperatur aufgetragen, wobei zusätzlich die beim Versagen gemessenen Dehnungen sowie die Bereiche der α - und β -Phasen des Zircaloy sowie der Zweiphasenbereich der α - und β -Mischkristalle eingetragen sind.

Zu beachten ist der Zweiphasenbereich der α - und β -Mischkristalle zwischen 815 und 980 °C. Denn auch der noch frische Brennstab der, wie heute üblich, mit einem Vorinnendruck ausgestattet ist, wird bei einem postulierten Kühlmittelverlustunfall bereits in dem Hüllrohr-Temperatur-Bereich liegen, der den α - und β -Mischkristallphasen zuzuordnen ist.

Abb. 7 zeigt die gemessenen Umfangsdehnungen des aufgeblähten und geborstenen Brennstabes in Abhängigkeit vom Brennstabinnendruck. Die größte Umfangsdehnung an einem Stab hängt sehr stark vom Innendruck ab. Bei Innendruck von 28 bis 42 bar liegt ein Dehnungsminimum mit gemessenen Werten von maximal 50 % bezogen auf den Gesamtumfang vor, während bei kleineren und größeren Drucken Dehnungswerte bis über 100 % registriert wurden. Unter den gegebenen Versuchsbedingungen entsprechen Innendrucke von 28 bis 42 bar Hüllrohrversagenstemperaturen zwischen 980 und 815 °C. In diesem Bereich liegt, wie in Abb. 6 zu sehen ist, Zircaloy im Zweiphasenbereich der α - und β -Mischkristalle, der sich von der reinen α - bzw. β -Phase durch geringe Bruchdehnung unterscheidet.

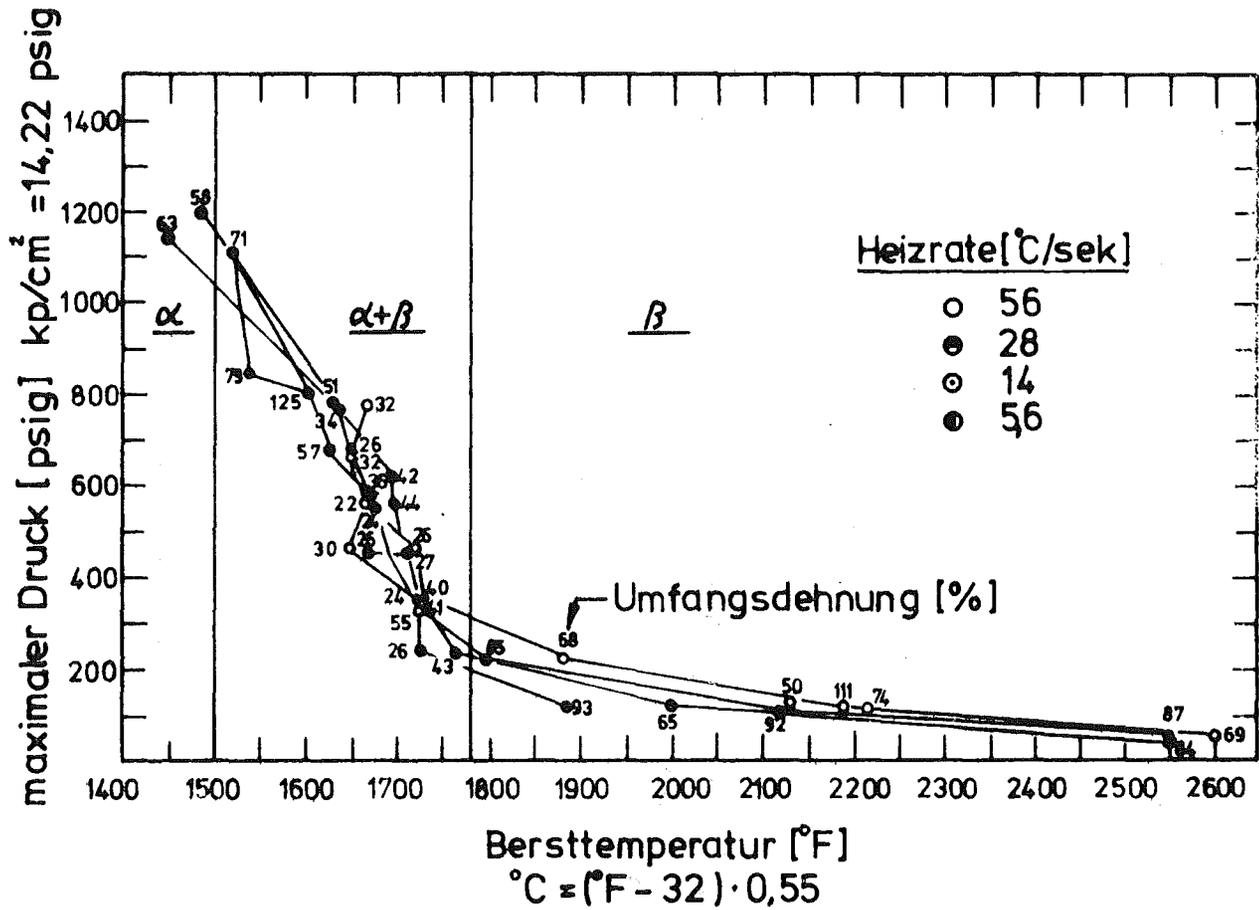


ABB. 6 : MAX. INNENDRUCK ALS FUNKTION VON DER BERSTTEMPERATUR

[Hobson, D.O. et al.: Comparison of Rupture Data from Irradiated Fuel Rods and Unirradiated Cladding, Nucl. Technology, Vol. 11, August 1971_7

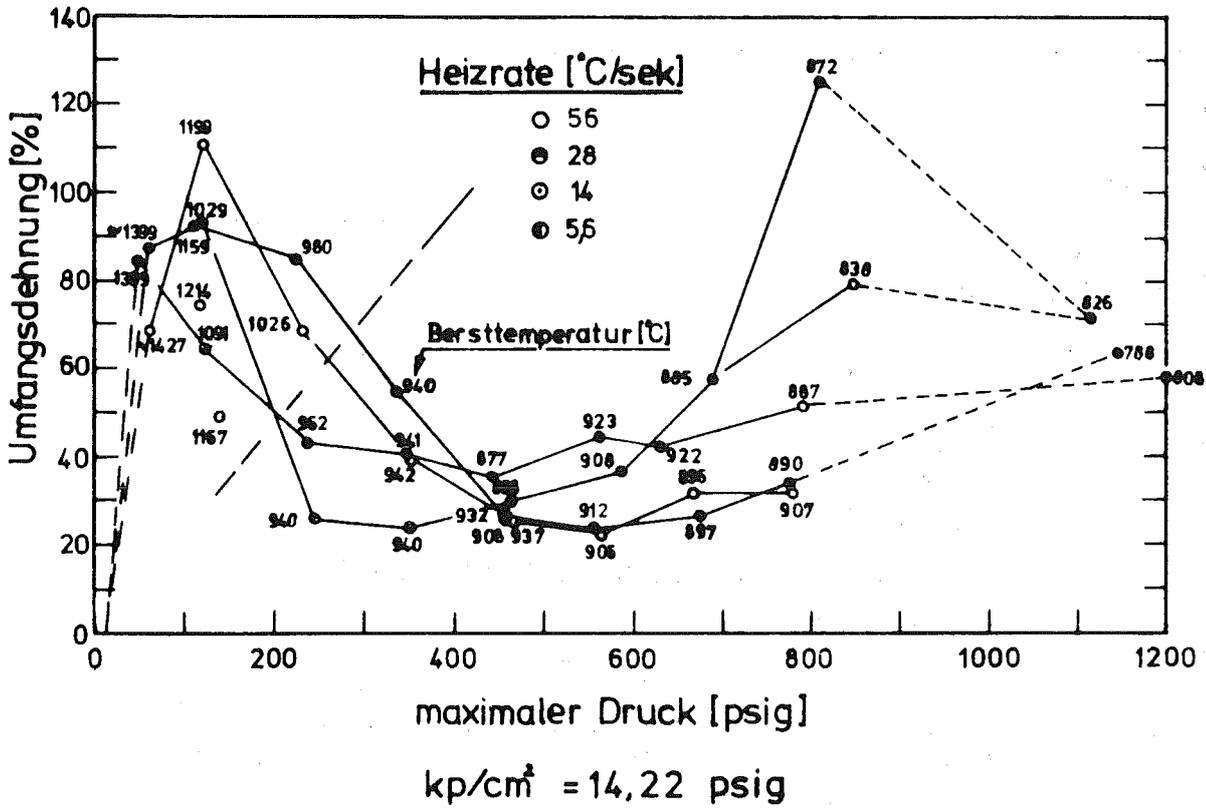


Abb. 7: UMFANGSDEHNUNG ALS FUNKTION VOM MAX. INNENDRUCK

[] Hobson D.P. et al.: Comparison of Rupture Data from Irradiated Fuel Rods and Unirradiated Cladding, Nucl. Technology, Vol. 11, August 71

Abb. 8 zeigt, daß bei den üblichen Abmessungen und Gitterabständen von Leichtwasserreaktor-Brennelementen sich aufgeblähte benachbarte Stäbe berühren können, wenn die Umfangsdehnung knapp über 30 % liegt. Dies entspricht dann einer Verringerung des Kühlkanalquerschnitts um 60 %. Bei 70 % Dehnung ist der Kühlkanalquerschnitt zu 100 % blockiert. Dabei ist vorausgesetzt, daß die Aufblähungen in benachbarten Stäben in gleicher axialer Höhe auftreten.

Bei der Mehrzahl der bisher durchgeführten Versuche lag in der Tat die Aufblähung bzw. der Bruch an oder nahe bei der axial heißesten Stelle der Versuchsstäbe. Die Streubreite betrug meistens nur wenige Zentimeter, auch bei out-of-pile-Experimenten mit 3,6 m langen Brennstabsimulatoren. Daher muß im Hinblick auf eine mögliche Kühlkanalblockage damit gerechnet werden, daß bei gleichem axialem Temperaturverlauf aller Brennstäbe in einem Brennelement eventuelle Aufblähungen axial auch sehr nahe beieinander liegen können.

Bisher wurden die meisten Versuche mit konstanter Aufheizrate, d.h. mit einem linearen Temperaturanstieg über die Zeit gefahren. Dabei ergab sich, daß die Größe der Aufheizrate einen deutlichen Einfluß auf die Bruchtemperatur und auf die Größe der erreichten Dehnung hat.

Der Einfluß des zeitlichen Temperaturverlaufs auf das duktile Versagen hinsichtlich Größe der Aufblähung und der Bruchtemperatur ist bis jetzt noch unbefriedigend untersucht.

Einerseits zeigen die Versuche deutlich, daß ein großer Einfluß des zeitlichen Temperaturverlaufs besteht, andererseits repräsentieren die Versuche mit konstanter Aufheizrate die bei einem Kühlmittelverlustunfall zu erwartenden Verhältnisse nur in grober Näherung.

Hinsichtlich des Einflusses der Betriebsgeschichte und des stationären Ausgangszustandes auf die Mechanismen des Brennstabverhaltens bei einem Kühlmittelverlustunfall liegen nur

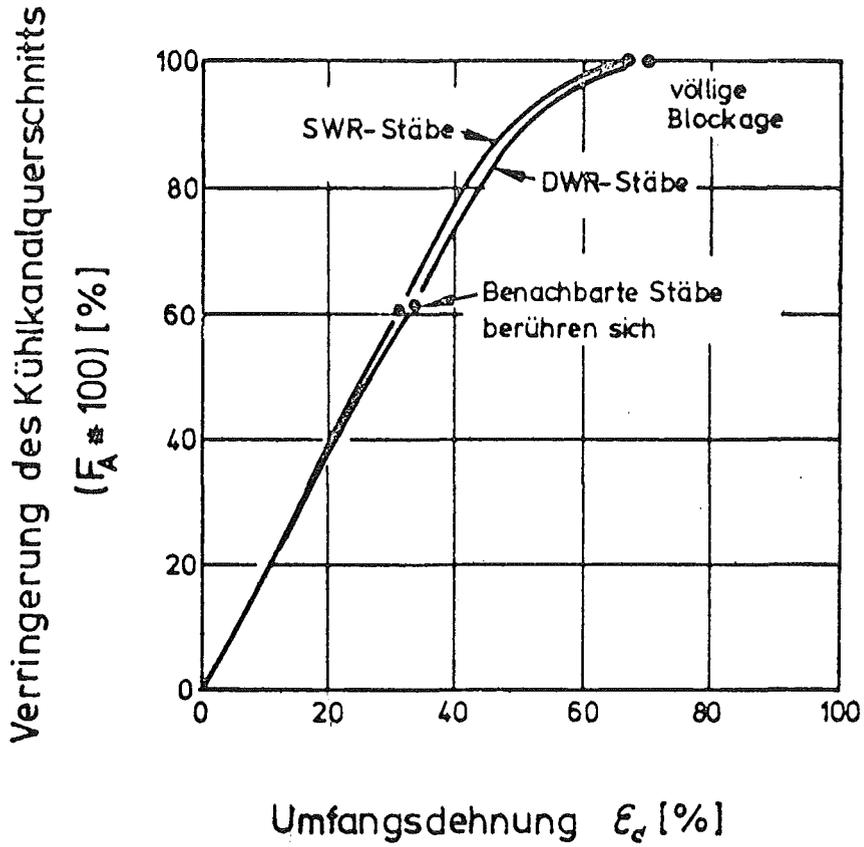


Abb. 8 : VERRINGERUNG DES KÜHLMITTELQUERSCHNITTES
ALS FUNKTION DER UMFANGSDEHNUNG

[Rittenhouse P.L.: Testimony at the Public Rule
Making Hearing on Interim
Acceptance Criteria for
ECCS, January 1972]

sehr wenige, nicht ausreichende Ergebnisse vor. Es interessiert hier vor allem, ob im Verlauf eines Kühlmittelverlustunfalles bei den damit verbundenen Temperaturtransienten Einflüsse des abgebrannten Brennstabes auf das duktile Verhalten der Hülle zu erwarten sind. Die einzigen Versuche in dieser Richtung waren bisher 2 Brennstäbe bei TREAT-Versuchen, die allerdings wegen des sehr geringen Abbrandes von 650 bzw. 2250 MWd/t kaum Aussagen ergeben.

Sprödes Brennstabversagen

Unter sprödem Versagen wird verstanden, daß das Hüllrohr nahezu verformungsfrei aufreißt, oder unter hohen thermischen Spannungen beim Abschrecken während der Flutphase zerspringt. Sprödes Versagen ist dann zu erwarten, wenn bei einem Temperaturanstieg bis 1000 °C und höher in den Zircaloy-Hüllrohren sauerstoffhaltige spröde Phasen aufgebaut werden, indem sich durch die Wasserstoff-Oxidation der äußeren Oberflächen des Hüllrohrmaterials eine ZrO_2 -Deckschicht bildet und darunter eine O_2 -stabilisierte α -Phase sowie Einwachsungen dieser Phase in die transformierte β -Phase.

Die wichtigsten Einflußgrößen auf die Änderung der Dehnungseigenschaften der Zircaloy-Hüllrohre und damit auf die Mechanismen des spröden Versagens sind:

1. Verweilzeit bei konstanter Temperatur
2. Temperatur-Zeit-Verlauf eines Kühlmittelverlustunfalles
3. Wandstärke des Hüllrohrmaterials

Die 1. Einflußgröße, nämlich Verweilzeit bei konstanter Temperatur, soll kurz diskutiert werden; über den sehr wichtigen Einfluß realistischer Temperatur-Zeit-Verläufe beim Kühlmittelverlustunfall und den Einfluß der Wandstärke stehen Ergebnisse noch aus.

Die Reaktion zwischen Zircaloy und Dampf wird im Fall unbegrenzt verfügbaren Dampfes durch ein parabolisches Zeitgesetz beschrieben, wie es Abb. 9 zeigt. Aufgetragen ist

die Dicke E der Zirkondioxidschicht über der Quadratwurzel der Versuchszeit. Die Linien stellen die Ergebnisse einer Versuchstemperatur dar.

Bei begrenzter Dampfmenge gelten ähnliche Bedingungen, die jedoch der langsameren Zudiffusion des Oxidationsmittels H_2O gegen das abdiffundierende Reaktionsprodukt H_2 Rechnung tragen.

Sowohl die Zirkondioxid- als auch die sauerstoffstabilisierte α -Zirkon-Phase sind spröde und strukturell schwach. Die Verschiebung der Phasengrenze ist also ein guter Indikator für wachsende Versprödung und schwindende Festigkeit. Hinsichtlich der Zuordnung von korrodierter Wandstärke und Duktilität wurden erste experimentelle Untersuchungen zwischen Raumtemperatur und $1000^\circ C$ durchgeführt. Dabei zeigte sich bis jetzt, daß Schichten bis etwa 13 % oxidativer Durchdringung über den gesamten geprüften Temperaturbereich am duktilen Charakter des Gesamtverbandes, nämlich transformiertes β -Zircaloy, Zirkondioxid, und U_2 -stabilisierte α -Phase nichts ändern.

Dagegen zeigten Hüllrohre mit mehr als 18 % oxidativer Schädigung der Wandstärke bereits sprödes Verhalten.

Dem Mangel an experimentell fundierten Ergebnissen bei der Bewertung der Hüllmaterial-Versprödung glaubte man bisher mit der Festsetzung einer modellgebundenen Maximaltemperatur begegnen zu können. Aufgrund der angeführten Zusammenhänge zwischen Oxidationskinetik und Versprödung wurde das Notkühlkriterium der Maximaltemperatur in der Zwischenzeit um ein weiteres Kriterium ergänzt, nämlich durch die Freisetzung einer maximal erlaubten oxidativen Durchdringung des Hüllrohres. Danach dürfen unter Anrechnung der auf die α - und β -Phase entfallenden Sauerstoffanteile nicht mehr als 17 % der Wandstärke zu Zirkondioxid oxidiert werden.

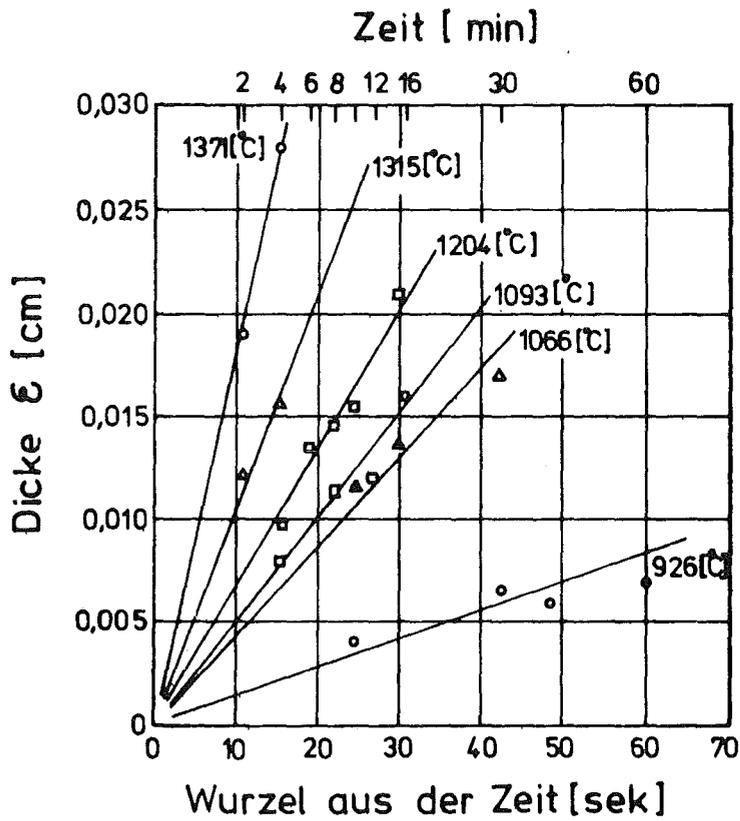


Abb. 9 : OXIDATIONSTIEFE IN ABHÄNGIGKEIT VON DER DAMPF-EINWIRKUNGSZEIT

[Rittenhouse P.L.: Testimony at the Public Rule Making Hearing on Interim Acceptance Criteria für ECCS, January 1972_7

Zusammengefaßt läßt sich zum Stand der Kenntnisse hinsichtlich des Brennstabverhaltens und -versagens bei Kühlmittelverlustunfällen folgendes sagen:

Die bisher wesentlichen Informationen über das Brennstabverhalten sind hinsichtlich einer Reihe von Einflußgrößen, die das Materialverhalten und das Brennstabverhalten in Wechselwirkung mit den Umgebungsbedingungen betreffen, noch nicht voll ausreichend. Dieser Umstand macht daher zusätzliche experimentelle und modelltheoretische Untersuchungen notwendig.

Daher sind im Rahmen des Projekts Nukleare Sicherheit zum Gesamtkomplex des Brennstab- und Brennelement-Verhaltens bei Kühlmittelverlustunfällen umfangreiche experimentelle und begleitende theoretische Arbeiten angelaufen, siehe Abb. 10.

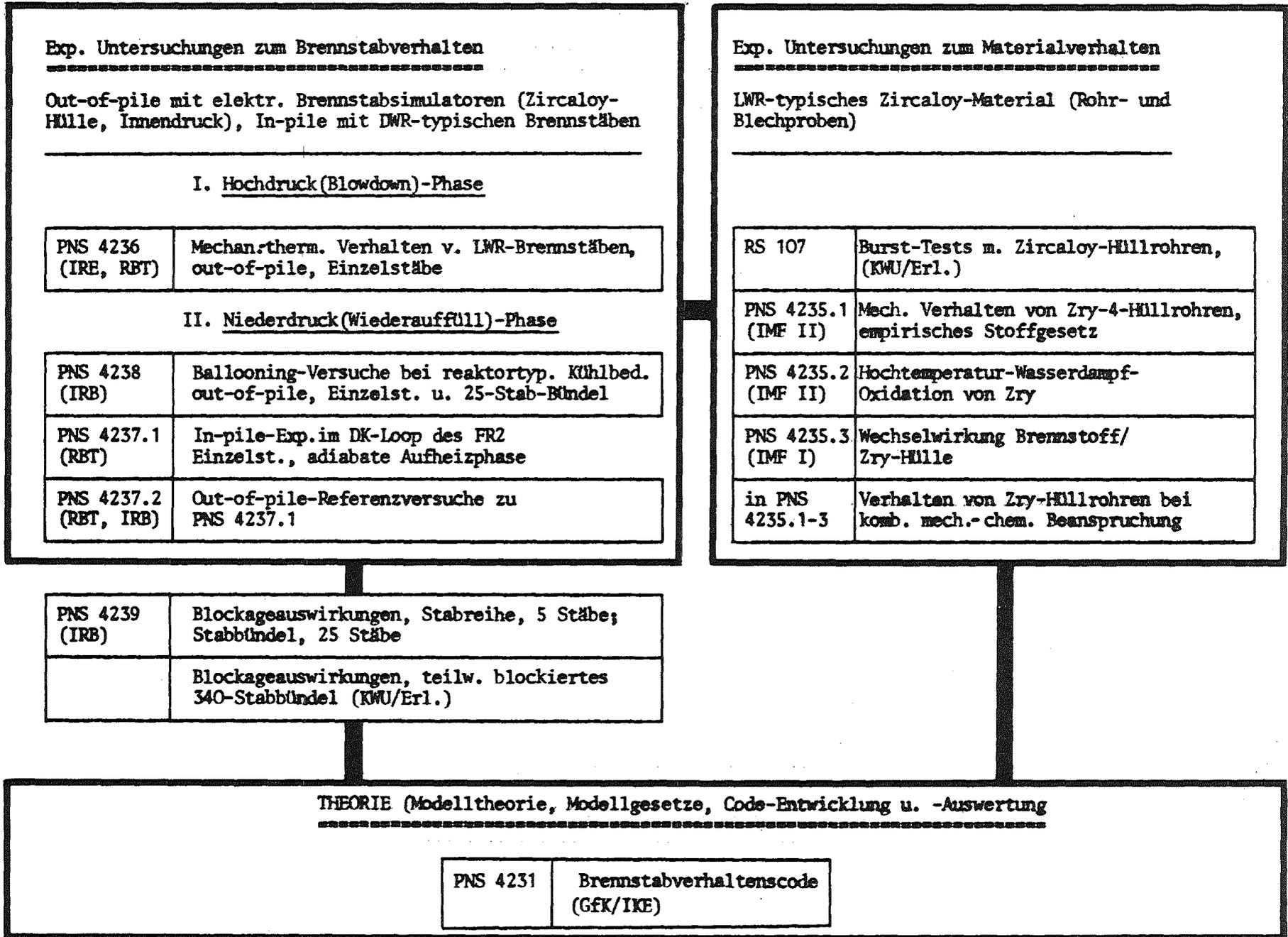
Eine besondere Rolle nimmt in diesem Zusammenhang die Entwicklung eines Brennstabverhaltenscodes ein. Im Rahmen des PNS entwickelt das Institut für Reaktorentwicklung der GfK gemeinsam mit dem Institut für Kernenergetik der TU Stuttgart einen solchen Code, siehe Abb. 11.

Dabei stehen wir natürlich auch in enger Wechselwirkung mit dem Laboratorium für Reaktorregelung und Anlagensicherung, mit der Kraftwerk Union AG und anderen Stellen.

Die Hauptaufgabe eines solchen Codes ist die Vorhersage, ob die erste Barriere für die Spaltprodukte, nämlich das Hüllrohr, versagt und wenn dem so ist, zu welcher Zeit während des Kühlmittelverlustunfalles das Hüllrohr versagt, in welchem Ausmaß und an welcher Stelle.

Die analytische Beschreibung des Brennstabverhaltens bei einem hypothetischen Kühlmittelverlustunfall erfordert zunächst einmal die Kenntnis der Anfangsbedingungen all der Mechanismen, die sich während der transienten Belastung stark verändern werden.

Abb. 10: UNTERSUCHUNGEN ZUM BRENNSTABVERHALTEN



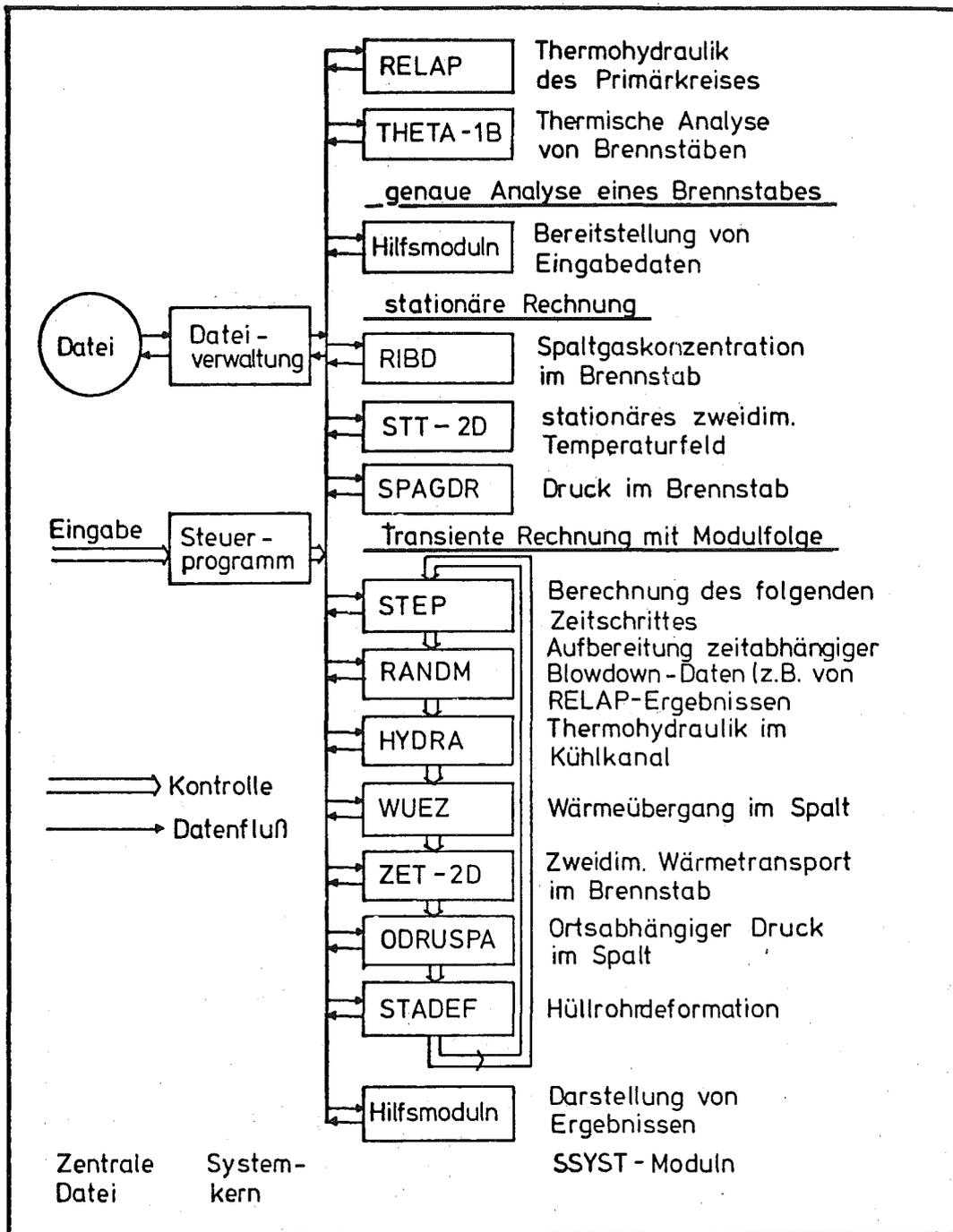


Abb. 11: SSYST-MODULN ZUR BRENNSTABANALYSE BEIM KÜHLMITTELVERLUSTUNFALL

Zu diesen Anfangsbedingungen, die von einem entsprechenden stationären Brennstabverhaltenscode zu beschreiben sind, gehören insbesondere folgende:

Anfangsbedingungen mit Hilfe eines stationären Codes

- Temperaturverteilung (radial und axial) im Brennstoff und Hüllrohr
- Geometrie des Hüllrohres und des Spaltes
- Zustand des Brennstoffes
- Gasdruck- und Zusammensetzung im Spalt und im Spaltgasplenum
- Spannungen und Dehnungen im Hüllrohr

Alle diese Einflußgrößen sind vom Abbrand und vom Herstellungszustand der frischen Brennstäbe abhängig.

Die Geometrie des Spaltes und seiner Gaszusammensetzung sind besonders wichtig für die Berechnung der gespeicherten Energie im Brennstoff zu Beginn der Störfalltransienten.

Auf diesem von einem stationären Code berechneten Ausgangszustand muß der transiente Brennstabverhaltenscode aufbauen können.

Die Code-Entwicklung des PNS konzentriert sich in enger Wechselwirkung mit den experimentellen Untersuchungen auf das transiente Brennstabverhalten. Was der transiente Teil eines solchen Codes können muß, zeigt Abb. 12.

Abb. 13: Transienter Brennstabverhaltenscode - wichtigste Eigenschaften

- Thermohydraulik im gestörten Kühlkanal (mit Randbedingungen aus BRUCH, RELAP etc. - Codes)
- 2-D Wärmetransport im Brennstab
- Wärmedurchgang im Spalt
- Ortsabhängige Druckverteilung im Spalt
- 2-D-Hüllrohrdeformation

Die Abb.13 und 14 zeigen die Meilensteine aller PNS-Arbeiten aus dem Bereich Brennstabverhalten, Coreschmelzenverhalten, Spaltprodukt-Freisetzung und -Transport.

Auf dem Gebiet der Reaktorsicherheitsforschung gewinnt die internationale Zusammenarbeit eine immer größere Bedeutung.

Besonders deutlich wird dies im Hinblick auf die notwendigen inpile-Untersuchungen. Es gibt nur wenige Reaktoren, die mit entsprechenden Testloops ausgestattet, solche Sicherheitsexperimente ermöglichen. Dazu gehören in erster Linie die Power Burst Facility, der LOFT-Reaktor, beide in der National Reactor Testing Station in Idaho, der Halden-Reaktor, unser Dampf-Kontaminations-Loop im FR2. In Zukunft kommt der PHEBUS-Sicherheitstestreaktor in Cadarache hinzu.

Im Rahmen des deutsch-amerikanischen Zusammenarbeitsvertrages bei der RS-Forschung hat das PNS die direkte Abstimmung und die Ausarbeitung gemeinsamer Projekte mit der USAEC auf den folgenden Gebieten übernommen:

- Theoretische und experimentelle Untersuchungen zum Brennstabverhalten bei Reaktorstörfällen
- Untersuchungen zur Freisetzung und zum Transport von Spaltprodukten bei Störfällen

Im Vollzug dieses Programms prüfen wir z.Z. insbesondere die Notwendigkeit und die Möglichkeit von Bündelexperimenten in der Power Burst Facility.

Wir stehen auch mit dem französischen CEA in Verbindung im Hinblick auf ein gemeinsames Programm beim zur Zeit im Bau befindlichen Sicherheitstestreaktor PHEBUS.

Abb. 13:

MEILENSTEINE

BRENNSTABVERHALTEN, CORESCHMELZENVERHALTEN, SPALTPRODUKT-FREISETZUNG und -TRANSPORT

BRENNSTABVERHALTEN

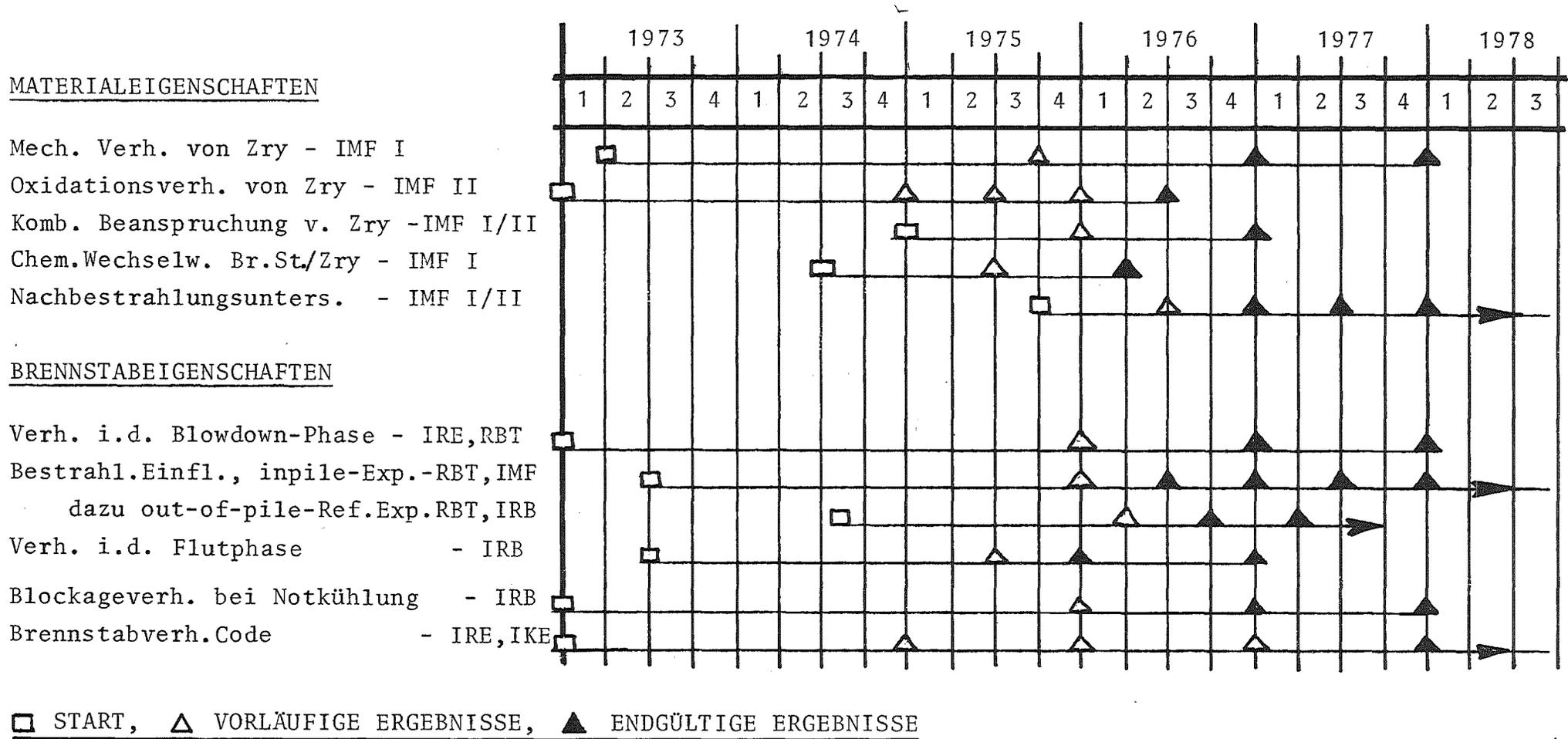
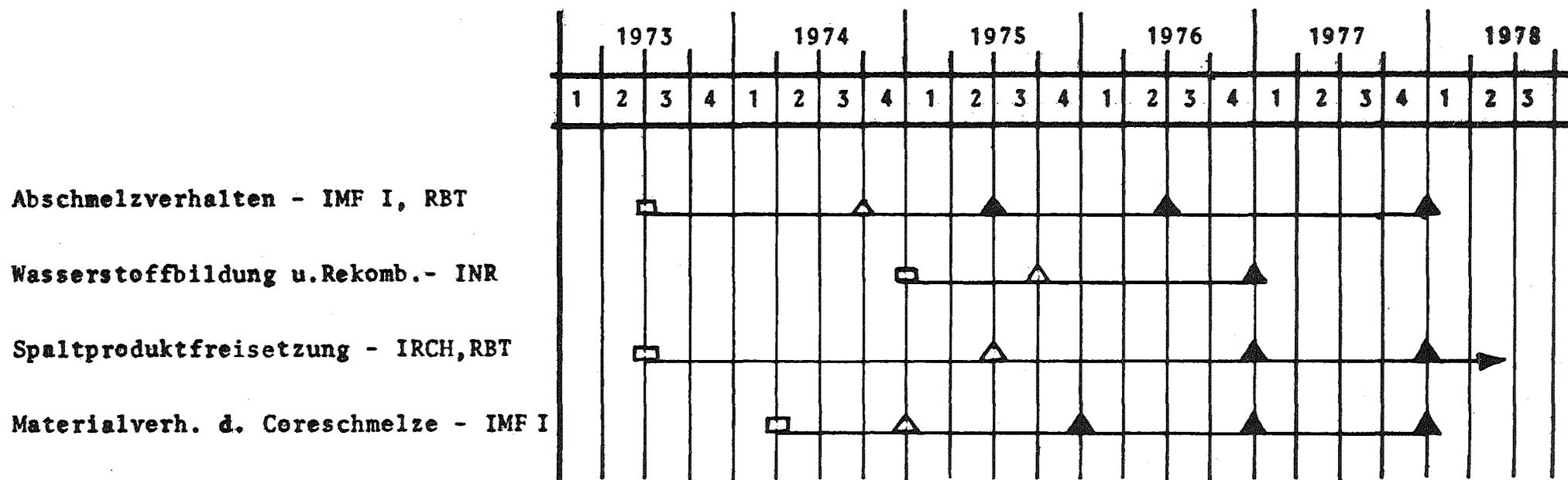


Abb. 14: MEILENSTEINE:

CORESCHMELZENVERHALTEN

SPALTPRODUKT-FREISETZUNG



□ START, △ VORLÄUFIGE ERGEBNISSE, ▲ ENDGÖLTIGE ERGEBNISSE

Zum Schluß erlauben Sie mir noch ein Wort zum Stellenwert der nuklearen Sicherheitsforschung und -entwicklung beim bevorstehenden verstärkten Ausbau der Kernkraftwerksleistung und im Zusammenhang damit eine Bemerkung zur sogenannten "nuklearen Kontroverse".

Mit dem verstärkten Ausbau der Kernkraftwerksleistung müssen intensive F+E-Arbeiten zur weiteren Erhöhung der Verfügbarkeit durch Fortentwicklung der Komponenten und Systeme, der Brennelemente und der Sicherheitseinrichtungen einhergehen.

Im Rahmen des Reaktorsicherheitsforschungsprogramms des BMFT hat das Kernforschungszentrum Karlsruhe umfangreiche, wichtige Aufgaben übernommen und setzt im Rahmen des PNS dafür erhebliche Entwicklungskapazitäten mit ansteigender Tendenz ein. Unsere Arbeiten sind mit allen am Sicherheitsforschungsprogramm beteiligter Forschungsinstitutionen und der Industrie koordiniert und werden arbeitsteilig durchgeführt.

Im Zusammenhang mit der nuklearen Kontroverse verstehen wir uns als Problemlöser nicht als Problemsucher.

Es muß und kann der kritischen Öffentlichkeit plausibel gemacht werden, daß die gezielten F+E-Anstrengungen des deutschen Reaktorsicherheitsforschungsprogramms wesentlich dazu beitragen,

1. in noch vorhandenen Graubereichen, die nach Auffassung aller Fachleute heute weitgehend mit sehr konservativen Annahmen abgedeckt sind, zu einem detaillierten Verständnis der Phänomene zu kommen, auch um die z.T. sehr kostenintensiven konservativen Annahmen abbauen zu können, und
2. durch die Entwicklung von in die Zukunft projizierten Sicherheitskonzepten, rechtzeitig dem verstärkten Ausbau der Kernenergie Rechnung zu tragen.

Dabei kann der kritischen Öffentlichkeit klar gemacht werden, daß rechtzeitige Forschung und Entwicklung zur Sicherheit kerntechnischer Anlagen von grundsätzlicher Bedeutung für die Überwindung der auf uns zukommenden Energieprobleme ist. Die jetzt laufenden F+E-Arbeiten zur Reaktorsicherheit und zum Umgebungsschutz nuklearer Anlagen haben damit in hohem Maße volkswirtschaftliche Bedeutung und besitzen daher die entsprechende Priorität.

Die analytische Beschreibung des Brennstabverhaltens beim Kühlmittelverlustrunfall von LWR mit dem Programmsystem SSYST

W. Gulden, Institut für Kernenergetik, Stuttgart

R. Meyder, Institut für Reaktorentwicklung

1. Einführung

Der generelle Ablauf eines Kühlmittelverlustrunfalls wurde im vorangegangenen Vortrag beschrieben. Die analytische Beschreibung des Brennstabverhaltens konzentriert sich auf die Erfassung der Größen, für die die Genehmigungsbehörden Grenzwerte aufgestellt haben. Nach diesen in den USA und in der BRD nahezu identischen Forderungen muß die Kernnotkühlung so ausgelegt sein, daß

1. die berechnete maximale Brennstabhüllentemperatur $1200\text{ }^{\circ}\text{C}$ 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 nicht mehr als 10 % des Jodinventars und 0,1 % der festen Spaltprodukte freigesetzt werden,
5. keine Änderungen in der Geometrie des Reaktorkerns auftreten, die eine ausreichende Kühlung des Kerns verhindern.

2. Aufbau einer Brennstabanalyse beim LOCA

Die Ermittlung der aufgeführten Größen, für die die Genehmigungsbehörden Grenzwerte aufgestellt haben, erfordert genau betrachtet eine detaillierte Beschreibung aller Brennstäbe im Core.

Da ein solches Vorgehen jedoch unrealistisch ist, wird zunächst die Wirkung des gesamten Primärsystems (beim LOCA) auf das Core mit der Primärsystemanalyse erfaßt. Für eine derartige Analyse genügt eine grobe Aufteilung des Cores, wie sie in Abb. 1 gezeigt ist. Die aus der Primärsystemanalyse folgenden Daten wie Druck, Massenstrom und Enthalpieverlauf am Coreeintritt werden dann als Randbedingungen für eine Einzelstabanalyse verwendet. Für die Darstellung des Einzelstabes kann nun im Gegensatz zur Primärsystemanalyse eine sehr feine Aufteilung gewählt werden, wie sie schematisch in Abb. 2 angegeben ist.

Verändert man bei der Lösung der Bilanzgleichungen für die Einzelstabanalyse die Randbedingungen am Coreeintritt in einer für den Einzelstab ungünstigen Weise, so kann man zu Grenzaussagen über das Verhalten aller Stäbe im Core kommen.

Dies ist in groben Zügen die zur Zeit gängige Praxis der LOCA-Analyse für Genehmigungsverfahren. Rechenprogramme, mit denen die Primärsystemanalyse während der Blowdown- und Refill-Phase durchgeführt wird, sind z.B. RELAP oder BRUCH-D und für die Wiederauffüllphase z.B. FLOOD oder WAK. Für die Einzelstabanalyse verwendet man z.B. THETA-1B oder LOCTA-R. Allen diesen Programmen ist gemeinsam, daß die Coregeometrie als konstant betrachtet wird, etwaige Dehnungen der Hüllrohre werden nicht betrachtet.

Zum Ausgleich solcher Annahmen werden an verschiedenen Stellen in den Rechenprogrammen konservative Annahmen eingeführt, so z.B. die Annahme, daß nach der ersten Strömungsumkehr beim Bruch im kalten Strang im Core Filmsieden auftritt. Nach Kouts /7/ ist jedoch noch nicht endgültig auszuschließen, daß auch in dieser Phase teilweise Blasensieden auftritt. Die Auswirkung der Annahme reinen Blasensiedens ist in Abb. 3 gezeigt. Es ist dort die maximale Hüllrohrtemperatur in Abhängigkeit von der Zeit nach dem Unfallbeginn aufgetragen. Man erkennt, daß nach dem Blasensiedemodell das erste Temperaturmaximum überhaupt nicht auftritt und die Temperaturen anschließend deutlich niedriger liegen.

Da man durch Anhäufung derartiger Annahmen zu extrem konservativen Auslegungen der Sicherheitssysteme kommt, wird nun von den Genehmigungsbehörden gefordert, in den Rechenprogrammen auch die Dehnung der Brennstabhüllrohre mit zu erfassen, um so im Laufe der Zeit durch genauere Analysen die konservativen Annahmen abzubauen.

Soweit uns die Informationen vorliegen, hat die USAEC für die Erfassung der Hüllrohrdehnungen folgendes Konzept:

Die Erstellung des Brennstabverhaltens basiert auf einer Erweiterung des vorhandenen Rechenprogramms GAPCON THERMAL 1, das ursprünglich zur Beschreibung des Langzeitverhaltens von LWR-Brennstäben konzipiert war. Daraus entwickelt man

1. den Langzeitverhaltenscode FRAP S(tatic), der die Anfangsbedingungen des Brennstabes für die Unfallanalyse bestimmt und
2. FRAP T(ransient), der die transiente Thermodynamik und Mechanik während des Unfalls beschreibt.

In den FRAP-Programmen wird der Brennstab für die mechanische Analyse aus einzelnen rotationssymmetrischen Scheibchen zusammengesetzt.

In Frankreich und Japan sind solche Programmentwicklungen noch im Planungsstadium.

3. Das Programmsystem SSYST

3.1 SSYST als Untermenge des technisch-wissenschaftlichen Programmsystems RSYST

Innerhalb des PNS wurden zur theoretischen Erfassung des Brennstabverhaltens eine Reihe von Programmen entwickelt, die sowohl zur Vorausberechnung als auch zur Unterstützung

bei der Auslegung parallel durchgeführter Experimente herangezogen werden können. Diese Programme, im folgenden Moduln genannt, sind Teile des Programmsystems SSYST, das die Berechnung von Problemen der Reaktorsicherheit ermöglicht und das eine Untermenge des technisch-wissenschaftlichen Programmsystems RSYST /1/ darstellt.

Einen Überblick über RSYST gibt Abb. 4. Modularer Aufbau und eine zentrale Datenbasis als standardisierte Datenschnittstelle sind die wichtigsten Merkmale des Programmsystems. Die Steuerung der Moduln erfolgt über ein Steuerprogramm, der Datentransfer zwischen den Moduln und der zentralen Datei ist nur über ein Programm zur Dateiverwaltung möglich. Eine direkte Datenübergabe zwischen zwei Moduln ist nicht erlaubt.

Die Verwaltung der Datei sowie Darstellung und Aufbereitung der standardisierten Daten wird ermöglicht durch die "allgemeinen Moduln" von RSYST (s. Abb. 4). Alle Moduln, die Probleme der Reaktorsicherheit betreffen, sind im Untersystem SSYST zusammengefaßt. Weitere Untersysteme wie z.B. Reaktorstatik oder Reaktordynamik werden im Rahmen des PNS nicht eingesetzt.

3.2 Vorteile des modularen Aufbaus von SSYST

Das Konzept des modularen Aufbaus und der zentralen Datenbasis, d.h. das Konzept von eindeutig definierten Schnittstellen und Interfaces, bringt für SSYST zwei wichtige Vorteile: Flexibilität und Effektivität.

Die Flexibilität äußert sich durch

Erweiterbarkeit

- feste Integration

Beliebig viele Moduln lassen sich in SSYST integrieren.

Dabei sind verschiedene Integrationsstufen möglich.

Fremdprogramme werden z.B. auf der einfachsten Stufe

integriert, d.h. nur deren Ergebnisdaten werden auf die zentrale Datei übernommen

- temporäre Integration ist möglich
bei vollem Zugriff zur Datenbasis und zu den übrigen Moduln des Programmsystems.
Dieser Punkt ist wichtig für Programme in der Testphase und für Hilfsprogramme, die nur kurzzeitig benötigt werden (z.B. Vor- und Nachrechnung von Experimenten).

Austauschbarkeit

- von Programmen
Moduln, deren Modelle sich als nicht ausreichend erweisen, können durch bessere ersetzt werden. Da der standardisierte Datentransfer nur über die zentrale Datei erfolgt, sind die übrigen Moduln nicht betroffen.
- von Daten
Die Daten der zentralen Datei können sowohl von den Programmen (Moduln) als auch über Hilfsmoduln verändert werden. Der zweite Punkt ist z.B. wichtig für das Einbringen neuer experimenteller Daten in das Programmsystem.

Kombinationsmöglichkeit

- Moduln
Je nach dem zu lösenden Problem können die vorhandenen Moduln nahezu beliebig kombiniert werden. Genaue Analysen werden möglich durch Kombination vieler Moduln, für Überblicksrechnungen genügt u.U. die Verwendung eines einzigen Moduls.
- Moduln und Daten
Die Ergebnisdaten der Moduln können auch über Hilfsmoduln bereitgestellt werden. Diese Möglichkeit ist wichtig bei der Nachrechnung von Experimenten.
Beispiel: Vorgeben des zeitlichen Temperaturverlaufs in einem Brennstab und Berechnen der entsprechenden Hüllrohrgeometrie

Die Effektivität wird erreicht durch

- Benutzerfreundlichkeit
Einheitliche Modulaufrufe
Standardisierte Datenstrukturen
Hilfsmoduln zur Dateiverwaltung
Hilfsmoduln zur Darstellung und Manipulation von Daten
- Kombinationsmöglichkeit - oben bereits erwähnt -
verringert Aufwand und Rechenzeit
- Optimale Ausnutzung des Kernspeichers durch die Verwendung der programmtechnischen Methode des variablen Dimensionierens
- Verringerung der Rechenzeiten durch automatische Wahl der Zeitschritte nach physikalischen Kriterien bei der transienten Rechnung (Moduln zur Berechnung des Hüllrohrverhaltens)

4. Berechnung des Brennstabverhaltens mit SSYST

Einen Überblick über die SSYST-Moduln, die zur Berechnung des Brennstabverhaltens eingesetzt werden können, gibt Abb. 5. Zur Analyse eines Kühlmittelverlustunfalls steht der Modul RELAP zur Verfügung, mit dem das Verhalten des gesamten Primärkreislaufs bei postulierten Störfällen berechnet werden kann. Die Ergebnis-Daten aus der RELAP-Rechnung werden sowohl vom Modul THETA-1B als auch von Modulfolgen zur genaueren Analyse von Brennstäben weiterverarbeitet.

4.1 Thermohydraulik des Primärkreises

Der Modul RELAP wurde aus dem Programm RELAP 3 /2/ entwickelt, die Übernahme von RELAP 4 in SSYST wird in Kürze erfolgen.

Aus der RELAP-Rechnung werden für die nachfolgende genaue Analyse eines Brennstabs folgende Ergebnisse benötigt und auf die zentrale Datei gespeichert: Massenstrom und Enthalpie am Eintritt in das Core, Druck und Temperatur im Kühlmittel für jede Corezone und die Wärmeübergangszahlen für den Wärmeübergang zwischen Brennstab und Kühlmittel, ebenfalls für jede Corezone.

4.2 Analyse des Brennstabverhaltens

Sie kann durchgeführt werden entweder mit dem Modul THETA-1B oder, falls eine genauere Berechnung erfolgen soll, mit einer Reihe von SSYST-Moduln, die problemabhängig kombinierbar sind.

Der Modul THETA-1B wurde aus dem gleichnamigen Programm /3/ entwickelt. Er geht aus von den Ergebnissen der RELAP-Rechnung und löst die zweidimensionale Wärmeleitgleichung im Brennstab und die Energiebilanzgleichung (eindimensional) für den angrenzenden Kühlkanal. Eine Berücksichtigung zeitabhängiger Geometrieänderung ist nicht möglich.

Soll das Verhalten eines Brennstabs unter Berücksichtigung der wechselseitigen Beeinflussung von Wärmeleitung, Geometrieänderung, Druck im Spalt und Thermohydraulik im Kühlkanal untersucht werden, dann steht dazu eine Reihe weiterer Moduln zur Verfügung, die ebenfalls auf die Ergebnisdaten der RELAP-Rechnung zurückgreifen können.

Für diese genaue Rechnung wird der Brennstab in eine beliebige Anzahl axialer und radialer Maschen unterteilt. Eine typische Rechnung für einen LWR-Brennstab kann z.B. bei genügender Genauigkeit mit 10 radialen und 100 axialen Maschen durchgeführt werden.

Die wichtigsten Moduln sind:

- Stationäre Rechnung

Sie definiert den Ausgangszustand des Brennstabs vor Eintritt des Kühlmittelverlustunfalls.

RIBD aus dem gleichnamigen Programm /4/ entwickelt, berechnet die Konzentrationen der Spaltprodukte

STT-2D löst die zweidimensionale stationäre Wärmeleitgleichung für Brennstab, Spalt und Hüllrohr. Die Randbedingungen an der Hüllrohroberfläche können aus RELAP-Rechnungen automatisch übernommen oder über Hilfsmoduln bereitgestellt werden.

SPAGDR ermittelt aus den Konzentrationen der gasförmigen Spaltprodukte den Gesamtdruck im Spalt unter Berücksichtigung der Geometrie und Temperaturverteilung im Spalt.

- Transiente Rechnung

Die transiente Rechnung wird realisiert durch eine Modulfolge, die in einer Schleife durchlaufen werden kann.

Der je Durchlauf abzuarbeitende Zeitbereich (Makrozeitschritt) ist entweder vorgebar oder kann nach physikalischen Kriterien automatisch berechnet werden. Die Moduln sind innerhalb der Speicherfolge nahezu beliebig kombinierbar - je nach dem zu lösenden Problem.

STEP berechnet nach physikalischen Kriterien wie Temperaturänderung, Geometrieänderung und Änderung der Wärmeübergangszahl den folgenden Makrozeitschritt, an dessen Ende die Modulfolge von neuem durchlaufen wird.

RANDM stellt Randbedingungen wie Druck und Temperatur im Kühlmittel, Wärmeübergang zwischen Hüllrohroberfläche und Kühlmittel und die ortsabhängige Wärmequellendichteverteilung im Brennstoff für den aktuellen Makrozeitschritt bereit. Dieser Modul

übernimmt vorgegebene zeitabhängige Daten und mittelt sie über den aktuellen Makrozeitschritt.

- HYDRA berücksichtigt die Wechselwirkung zwischen Wärmeleitung im Brennstab und dem Kühlmittelzustand. Dieser transiente Modul enthält die wichtigsten Wärmeübergangsmodelle des Programms THETA-1B und löst die Strömungsgleichungen für eine homogene Flüssigkeit. Er stellt für den Wärmeleitmodul die Randbedingungen an der Hüllrohroberfläche für jede axiale Masche bereit.
- WUEZ berechnet den Wärmeübergang im Spalt zwischen Brennstoff und Hülle für jede axiale Masche als Funktion von Spaltbreite, Druck und Temperatur.
- ZET-2D löst die zeitabhängige zweidimensionale Wärmeleitgleichung für Brennstab, Spalt und Hüllrohr, wobei die Wärmeübergangszahlen im Spalt von WUEZ und die Randbedingungen an der Hüllrohroberfläche entweder von RANDM oder von HYDRA bereitgestellt werden oder aber beliebig vorgebar sind.
- ZET-1D wie ZET-2D, jedoch ohne axiale Kopplung, d.h. eindimensionale Wärmeleitrechnung
- SPAGDR siehe Moduln für die stationäre Rechnung
- ODRUSPA berechnet den axial ortsabhängigen Druck im Spalt unter Berücksichtigung von gasförmigen Spaltprodukten, Spaltgeometrie und Temperaturverteilung sowie der Gasströmung zwischen oberem und unterem Brennstabplenum während des Ausbeulvorgangs.
- HRODE2 berechnet die Geometrieänderungen des Brennstabs als Folge von Temperatur und Druckänderungen. Zur Berücksichtigung des Materialverhaltens im Hüllrohr kann sowohl ein quasistationäres elastisch-

plastisches Modell als auch das Fließgesetz nach Norton herangezogen werden. Eine axiale Kopplung aneinandergrenzender Maschen ist lediglich über Scherspannungen möglich, die Dehnungen der Hüllrohrsegmente in radialer Richtung werden über die Spannungsermittlung aus der Kesselformel berechnet.

STADEF Das relativ einfache Modell des Dehnungsmoduls HRODE2 hält einer kritischen Prüfung nicht stand. Aus diesem Grund wurde im Auftrag von PNS am Institut für Reaktortechnik der TH Darmstadt mit den dort vorhandenen Methoden (Analytische Methoden, Schalentheorie, Finite Elemente) eine Studie durchgeführt [6]. Dabei erwies sich die Methode nach der Schalentheorie als die günstigste - unter Berücksichtigung der Kriterien: Gute Genauigkeit bei vertretbaren Rechenzeiten.

Das auf der Schalentheorie basierende Rechenprogramm SHELL [7] dient als Grundlage für den Deformationsmodul STADEF. Das physikalische Modell dieses Moduls sieht wie folgt aus (Abb. 6): Hüllrohr und Brennstab werden wie bei den übrigen Modulen in eine beliebige Anzahl axialer Segmente unterteilt. Die radiale Verschiebung setzt sich aus einem thermoelastischen und einem plastischen Anteil zusammen. Überlagert man dem reinen Membranspannungszustand Biegespannungen, dann erhält man für die Verschiebungen die in Abb. 6 enthaltenen Differentialgleichungen. Diese Gleichungen lassen sich für je ein Segment analytisch lösen unter Berücksichtigung der Anschlußbedingungen

Stetigkeit von Verschiebung
Verschiebungsgradient (axial)
Biegemoment
Querkraft

ZWERG Während der transienten Rechnung lassen sich über Hilfsmoduln zeitabhängige Datenblöcke aufbauen und auf die zentrale Datei schreiben. Das genaue Auswerten dieser Daten ist anschließend unabhängig von der eigentlichen Rechnung durch Hilfsmoduln möglich.

Die transiente Rechnung wird dann automatisch beendet, wenn der Deformationsmodul ein Versagen des Hüllrohrs festgestellt hat oder wenn entweder der vorgegebene Mikrozeitvektor abgearbeitet ist oder ein vorgegebener Zeitschritt erreicht wurde.

Eine genauere Beschreibung der einzelnen Moduln ist in /5/ enthalten.

5. Rechenbeispiel

Die Entwicklung der oben beschriebenen Moduln ist größtenteils abgeschlossen. Zur Zeit werden sie im Zusammenspiel miteinander getestet. Genaue Ergebnisse liegen noch nicht vor - erste Testläufe wurden durchgeführt. Als Testlauf ist auch das anschließend beschriebene Beispiel zu verstehen, bei dem die Anwendung einiger SSYST-Moduln demonstriert werden soll. Die in den Abb. 7 - 12 dargestellten Ergebnisse des Testlaufes demonstrieren lediglich das Zusammenspiel der einzelnen SSYST-Moduln. Sie sind auf konkrete Anwendungsfälle nicht übertragbar und stellen nicht das Verhalten echter DWR-Brennstäbe beim Kühlmittelverlustunfall dar.

Bei der Blowdown-Rechnung mit RELAP wird ein Bruch im kalten Strang des Primärkreises angenommen, die Corezone ist dabei in 4 axiale Bereiche unterteilt. Für die genaue Analyse besteht der Brennstab aus 9 radialen und 66 axialen Maschen. Die Wärmequellendichteverteilung in axialer Richtung hat einen parabelähnlichen Verlauf mit dem Maximum in der Mitte des Brennstabes.

Für die stationäre Rechnung wurden der Wärmeleitmodul (STT-2D) und die Moduln zur Berechnung des Spaltgasdrucks (RIBD, SPAGDR) herangezogen. Abb. 7 enthält die axiale Temperaturverteilung

in der Mitte des Brennstabs (Z), an der Oberfläche des Brennstoffs (B) und an Innen- (C) und Außenseite (A) des Hüllrohrs.

Die transiente Rechnung wurde durchgeführt mit dem Wärmeleitmodul (ZET-1D), dem Deformationsmodul (HRODE2), dem Spaltgasdruckmodul (SPAGDR), dem Modul zur Berechnung des Wärmeübergangs im Spalt (WUEZ) sowie den Moduln STEP, der Makrozeitschritte nach physikalischen Kriterien ermittelt, und dem Modul RANDM, der aus den zeitabhängigen RELAP-Ergebnissen (Wärmeübergang, Druck und Temperatur des Kühlmittels, normierte Leistungsdichte) für jeden Makrozeitschritt die Wärmequellendichte und die Randbedingungen für die Wärmeleit- und Dehnungsrechnung bereitstellt.

Abb. 8 enthält Hüllrohrtemperaturen, Abb. 9 die Hüllrohrradien, Abb. 10 den Druck im Spalt und im Kühlmittel und Abb. 11 die Wärmeübergangszahl im Spalt während des Blowdowns für den Zeitbereich von 0 bis 12,5 s nach Auftreten des postulierten Bruchs im kalten Strang des Primärkreises.

Es ist zu erkennen, daß bei dieser Rechnung während des ersten, stark ausgeprägten Temperaturmaximums Außendruck und Innendruck annähernd gleich groß sind. Nach etwa 0,7 s schrumpft das Hüllrohr in seinem heißesten Bereich auf einer Länge von ca. 50 cm auf den Brennstab auf, um sich dann zum Zeitpunkt 1,8 s infolge des gestiegenen Innendrucks wieder abzuheben und örtlich aufzublähen.

Abb. 12 schließlich enthält den axialen Temperaturverlauf in Brennstabmitte (Z), Brennstoffoberfläche (B), Hüllrohrinnen- (C) und Hüllrohräußenseite (A) nach ca. 1,8 s, d.h. im Temperaturmaximum.

6. Ausblick

Mit dem augenblicklichen Stand von SSYST kann das Verhalten eines einzelnen LWR-Brennstabs bei einem Kühlmittelverlustunfall beschrieben werden, d.h. Zeitpunkt, Ort und Ausmaß der Werkstoffdehnung oder ggf. das Versagen des Hüllrohrs.

Es ist geplant, durch Entwicklung weiterer Moduln auch das Verhalten eines Stabbündels beim Kühlmittelverlustunfall unter Einbeziehung von Hüllrohrverformungen und unter gegenseitiger Beeinflussung der Brennstäbe zu erfassen.

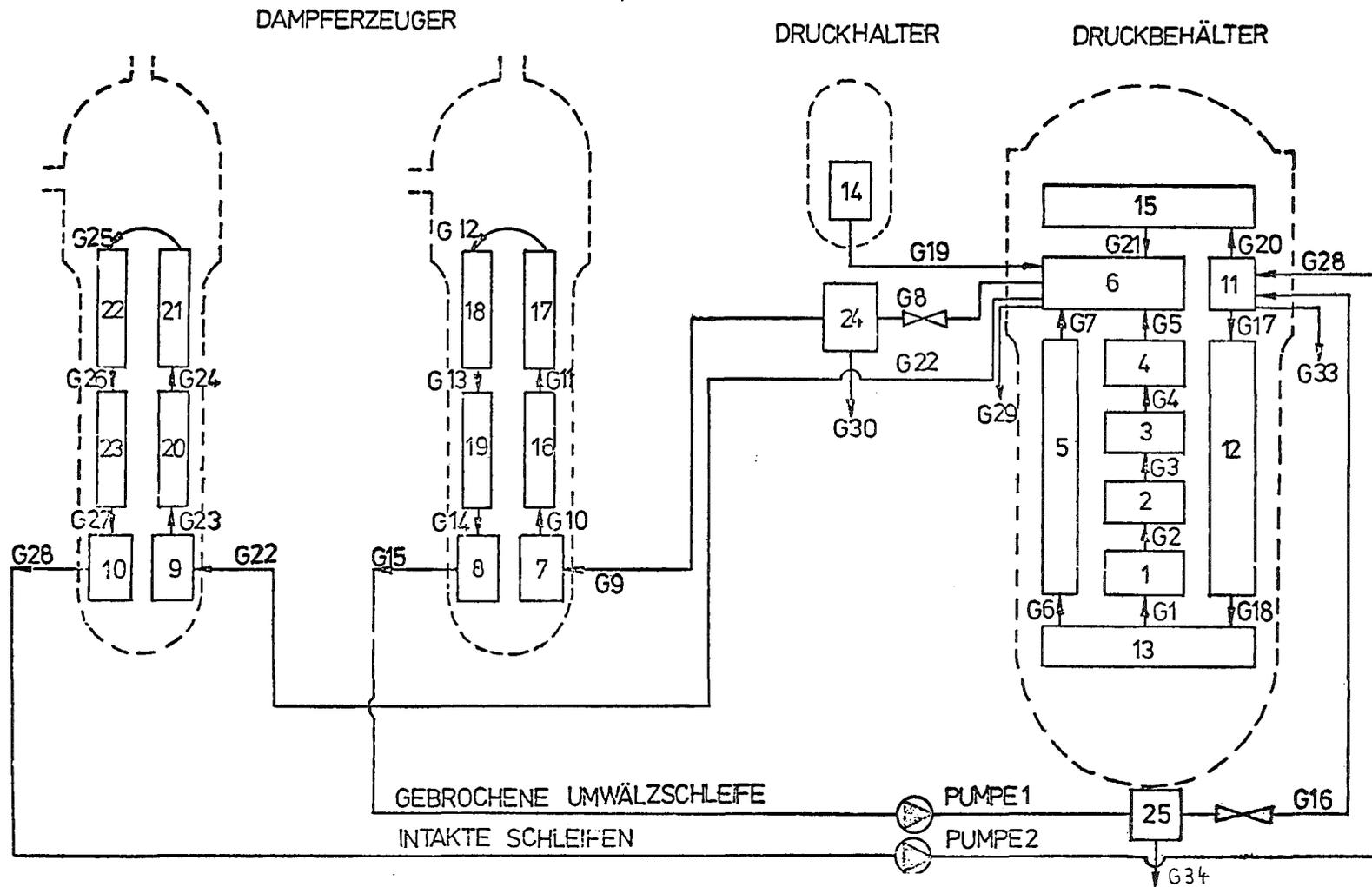


Abb. 1: Schematische Darstellung des Reaktorkreislaufs für RELAP 3

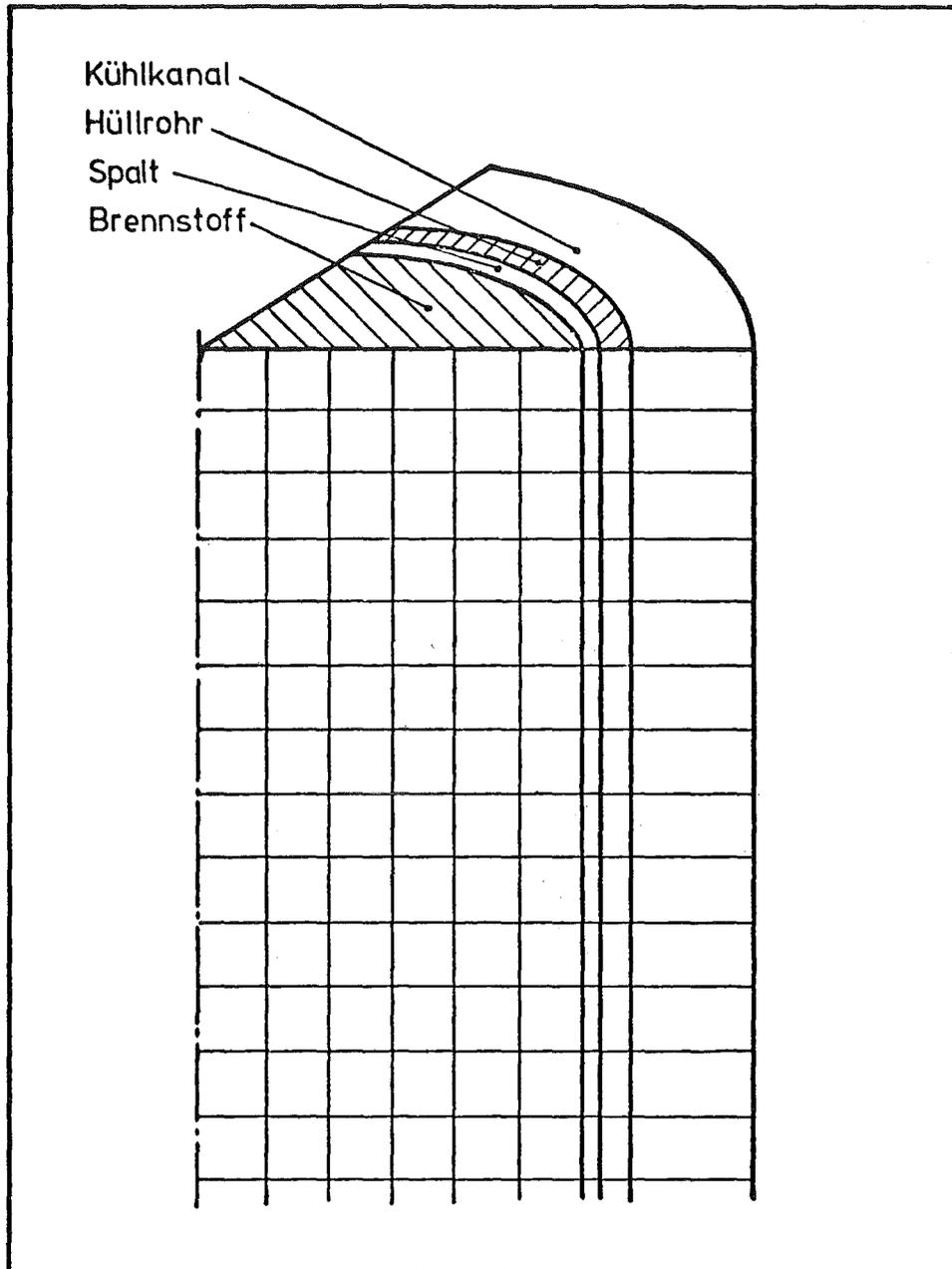


Abb. 2: Geometrisches Modell für die Einzelstabanalyse

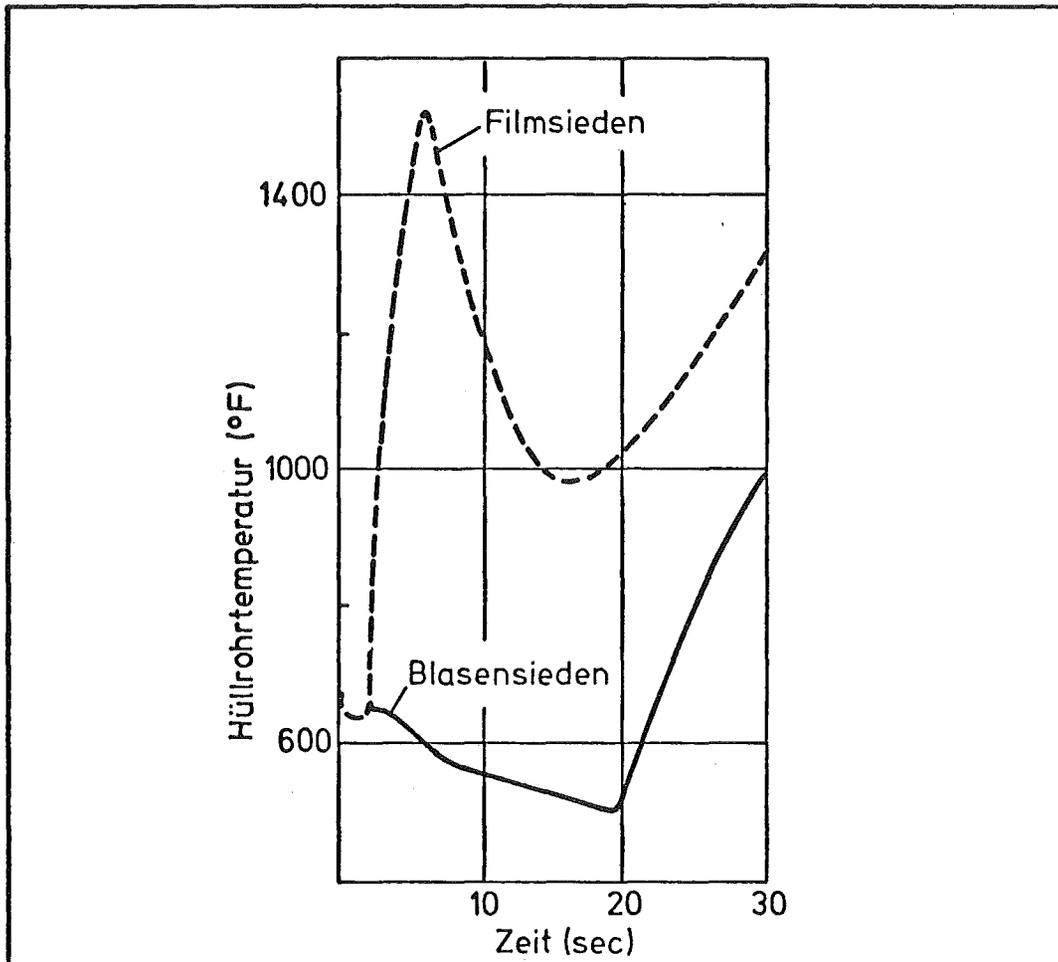


Abb. 3: Verlauf der Hüllrohrtemperatur bei unterschiedlichen Annahmen über die Siedeart

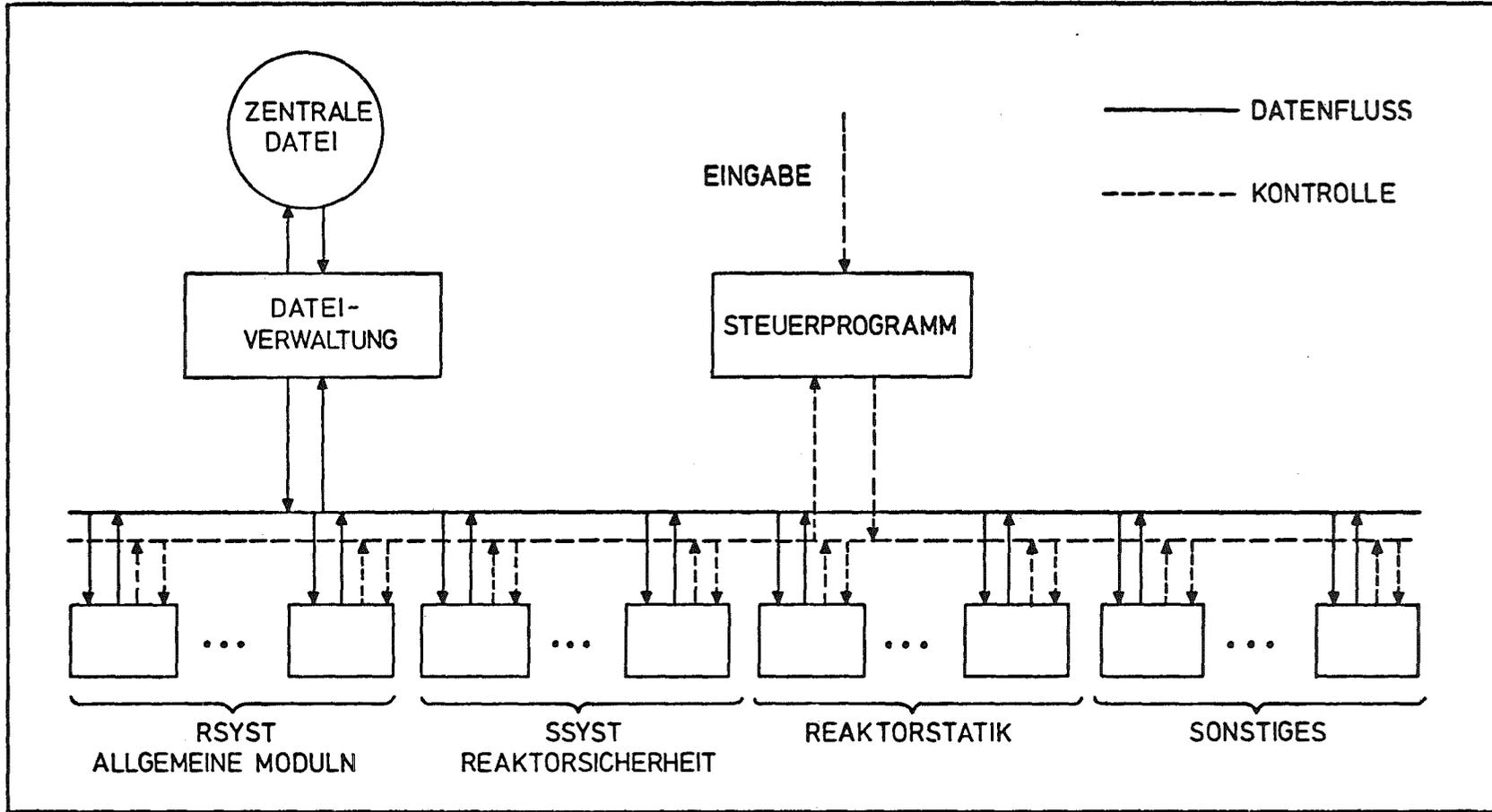


Abb. 4: Das technisch-wissenschaftliche Programmsystem RSYST

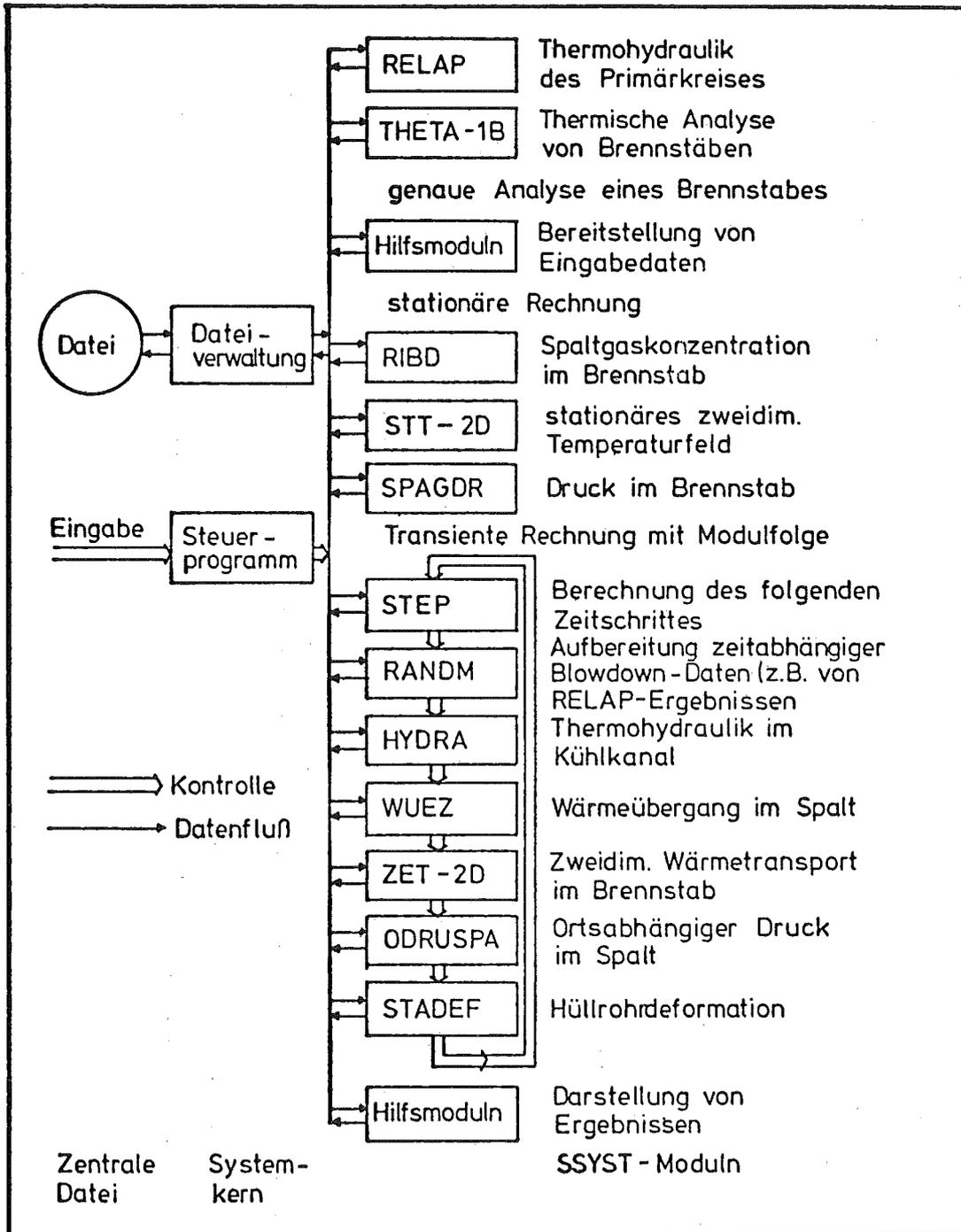


Abb. 5: SSYST-Moduln zur Analyse von Brennstäben

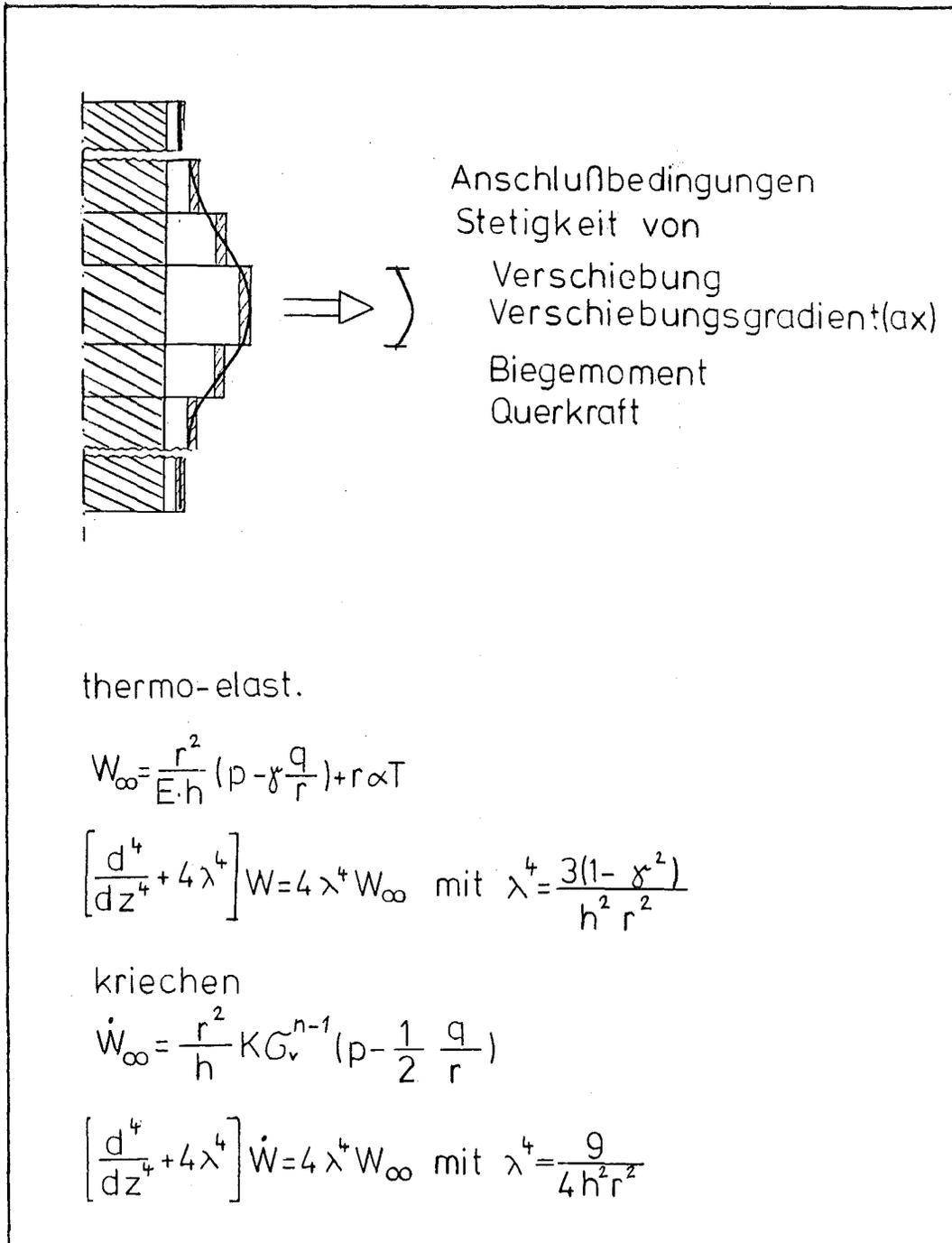


Abb. 6: Physikalisches Modell des Rechenprogramms SHELL nach /7/.

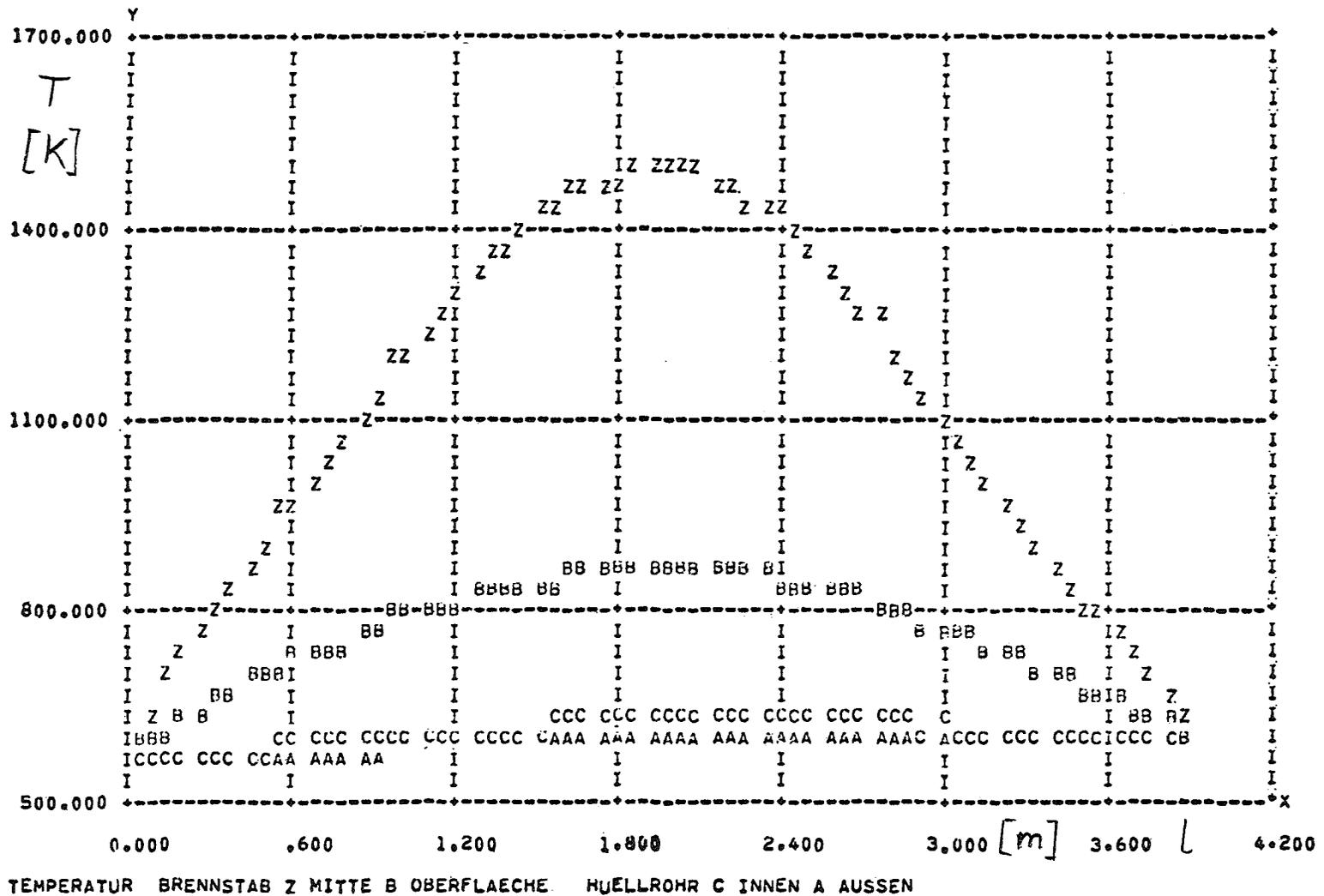


Abb. 7: Stationärer Temperaturverlauf (axial) in Brennstoff und Hüllrohr

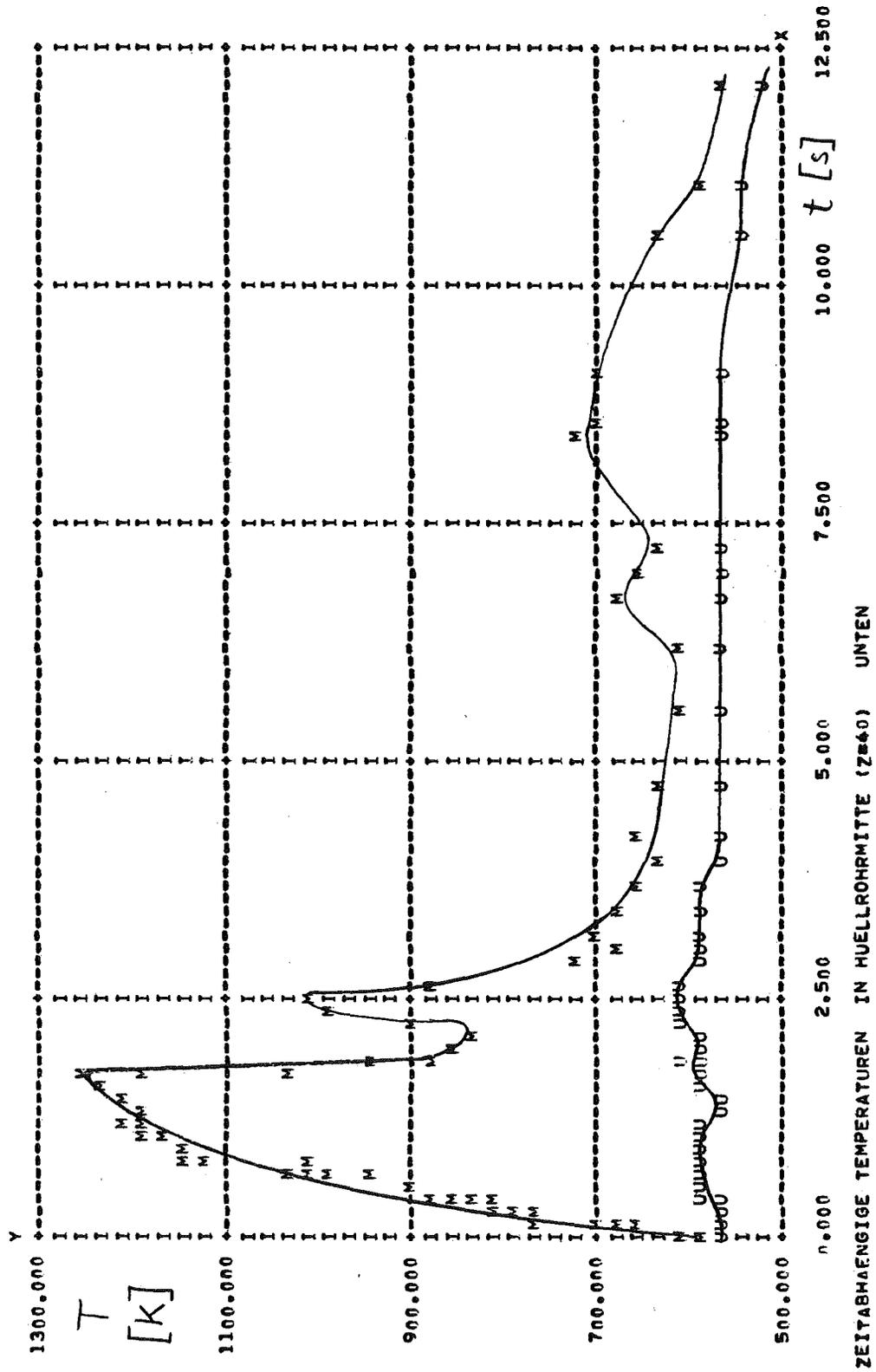


Abb. 8: Zeitabhängige Hüllrohrtemperaturen - U unten M Mitte

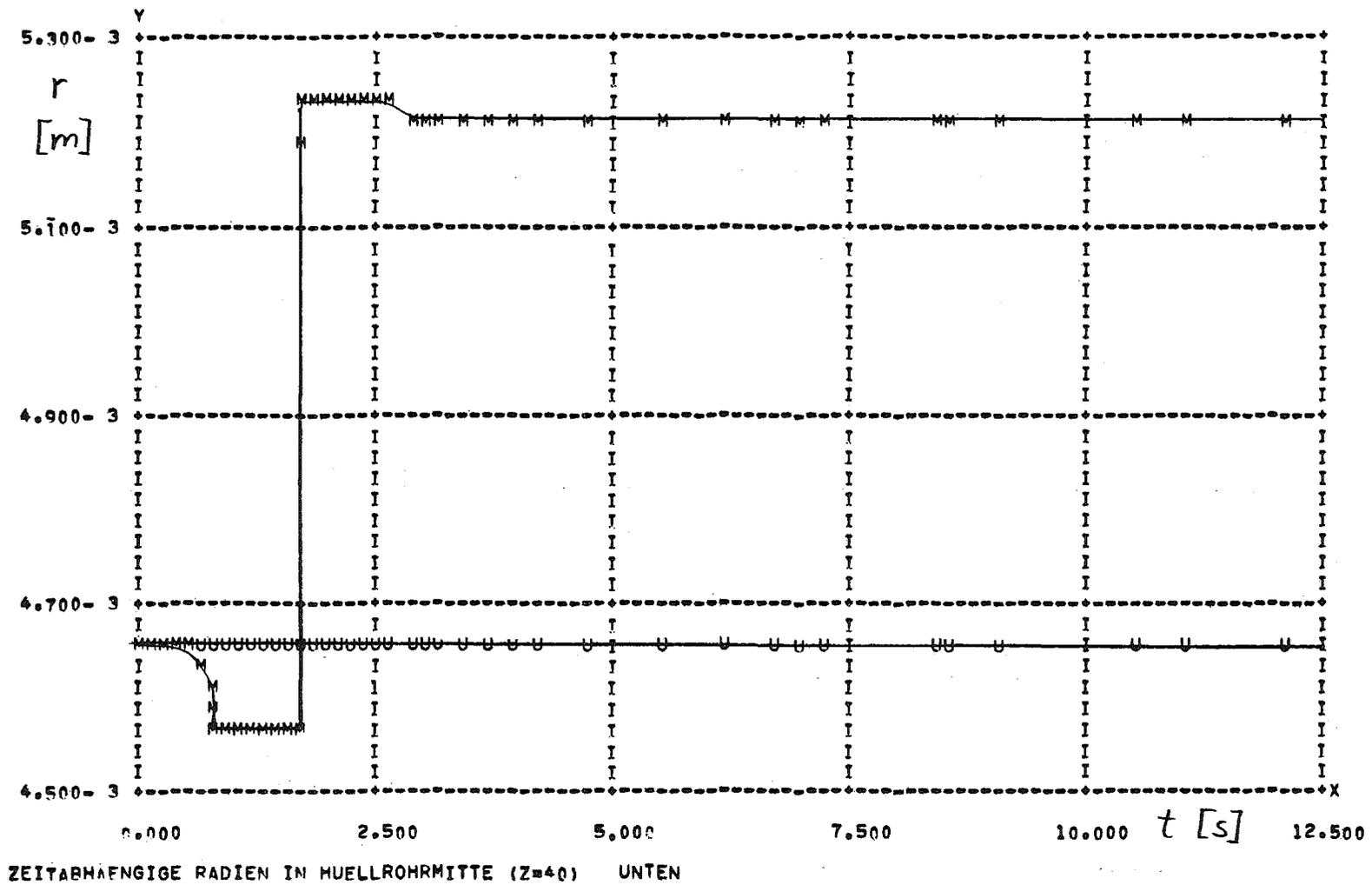


Abb. 9: Zeitabhängige Radien des Hüllrohrs - U unten M Mitte

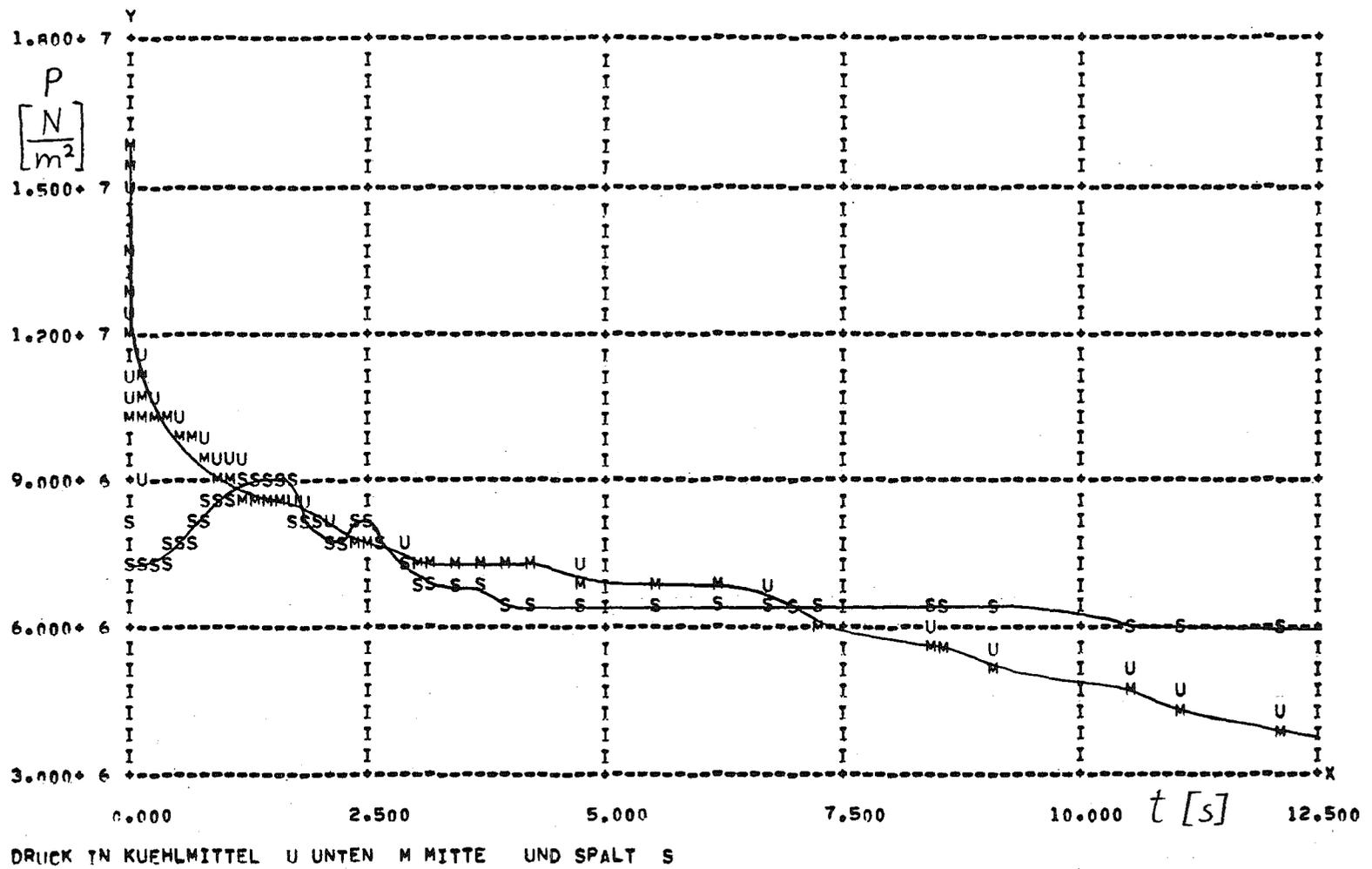


Abb. 10: Zeitabhängiger Druck im Kühlmittel (U, M) und Spalt (S)

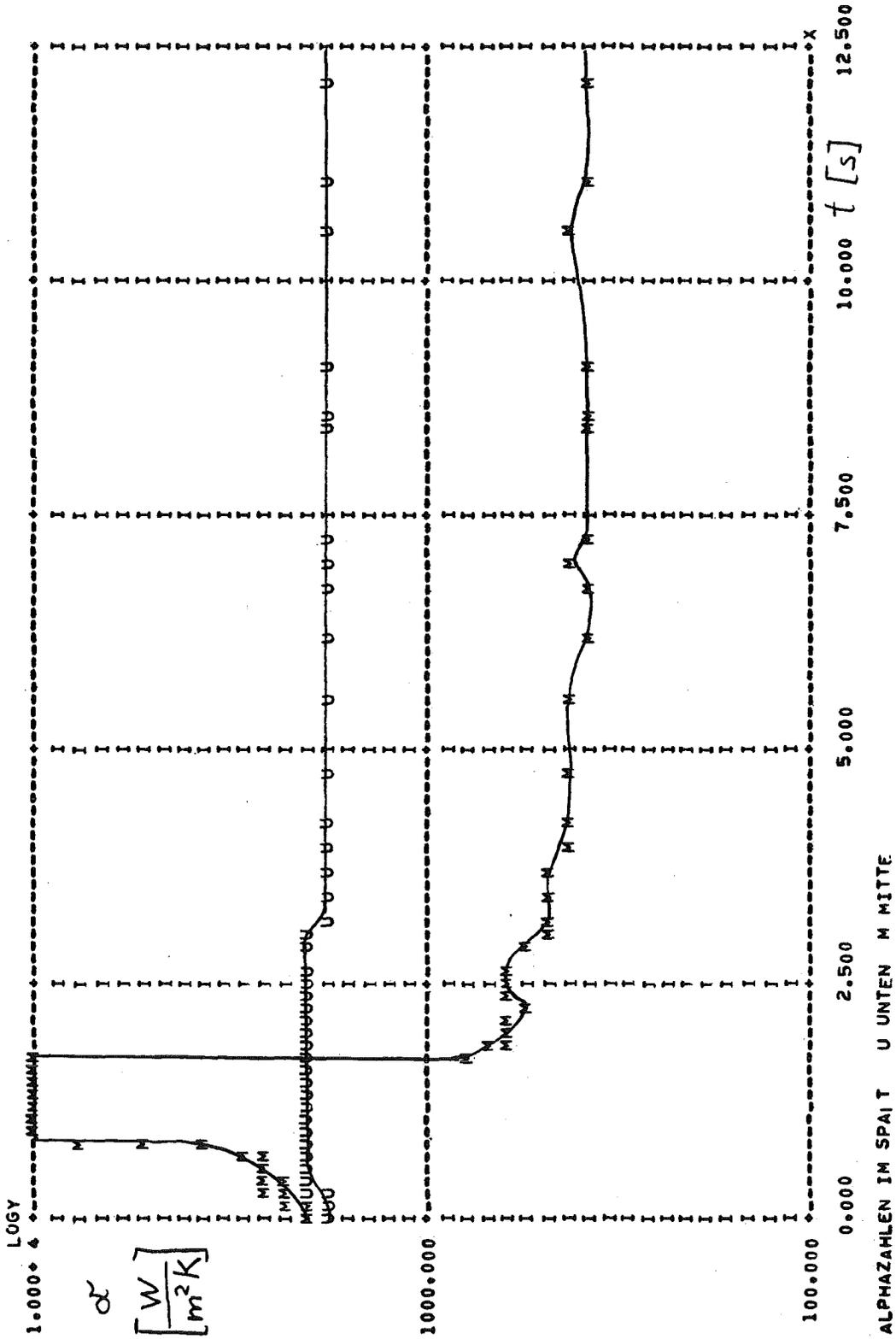


Abb. 11: Zeitabhängige Wärmeübergangszahl im Spalt - U unten M Mitte

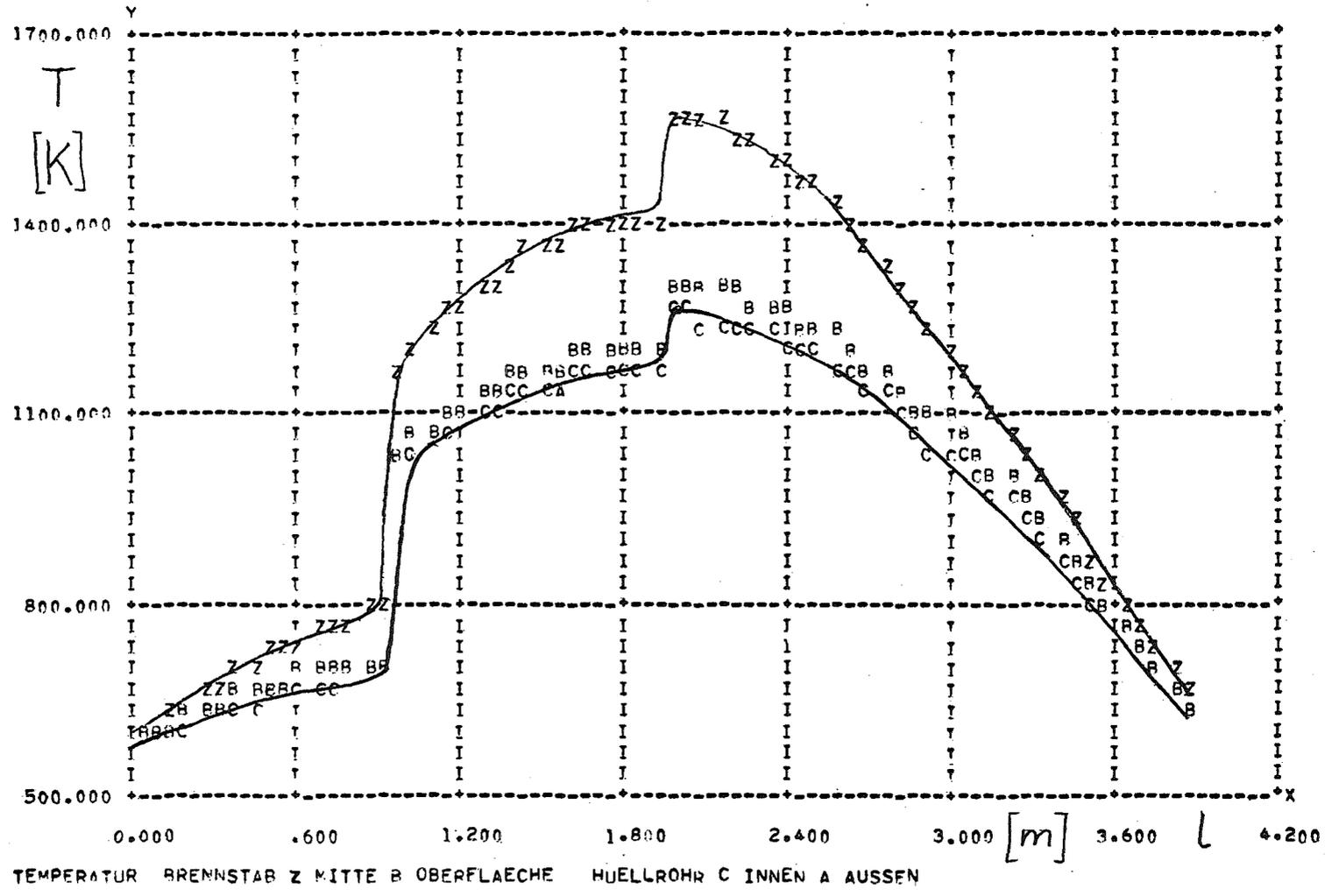


Abb. 12: Temperaturverlauf (axial) nach 1,8 sec in Brennstoff und Hüllrohr

Literatur

- /1/ R. Rühle: RSYST, ein integriertes Modulsystem mit Datenbasis zur automatischen Berechnung von Kernreaktoren
Dissertation, Stuttgart 1973
- /2/ W.H. Rettig et.al.: RELAP 3 - A Computer Program for Reactor Blowdown Analysis. IN-1321 (June 1970)
- /3/ C.J. Hocevar, T.W. Wineinger: THETA1-B, A Computer Code for Nuclear Reactor Core Thermal Analysis
IN-1445 (February 1971)
- /4/ R.O. Gumprecht: RIBD Radio Isotope Buildup and Decay Code and Library. ORNL-BNWL-962, DUN-4136, RL-NRD-610 (1969)
- /5/ W. Gulden: Berechnung des Brennstabverhaltens bei einem Kühlmittelverlustunfall mit SSYST
IKE-Bericht 4-32 (Oktober 1974)
- /6/ H. Fabian, U. Krugmann, K. Laßmann, R. Schwarz;
Institut für Reaktortechnik, Darmstadt,
Studie zum Deformationsverhalten von Zircaloy-Hüllrohren im Falle eines Kühlmittelverlustunfalls,
wird veröffentlicht
- /7/ U. Krugmann, Institut für Reaktortechnik, Darmstadt,
Rechenprogramm SHELL, persönliche Mitteilung
- /8/ H. Kouts: AEC's Nuclear Safety Research Objectives, Plans, and Schedules.
Nuclear Safety 15 (1974) Nr. 2, S. 127

Zum Materialverhalten von Zircaloy-Hüllrohren beim Kühlmittel-
verlustunfall

M. Boček, P. Hofmann, C. Petersen, S. Leistikow

Institut für Material- und Festkörperforschung

Gesellschaft für Kernforschung Karlsruhe

Im Falle eines Kühlmittelverlustunfalls kann, je nach Größe und Lage einer Bruchstelle im Primär-Kühlkreislauf, die Temperatur der Brennstab-Hüllrohre unter Umständen so hohe Werte erreichen, daß eine erhebliche plastische Verformung der Hüllrohre nicht auszuschließen ist.

Die Spannungen, die im gegebenen Fall eine plastische Verformung bewirken, haben zwei Ursachen.

Einmal den mit der Temperatur ansteigenden Innendruck im Hüllrohr und zum anderen den Abfall des Außendruckes im Kessel als Folge des Lecks. Beide Effekte addieren sich auf die Weise, daß der für die Verformung entscheidende Differenzdruck ansteigt. Eine plastische Aufweitung des Hüllrohres ist zu erwarten. Sie kann eventuell zum Platzen des Rohres führen.

Für die Auslegung von Notkühlsystemen ist es erforderlich, die Verformungsweise der Brennstabhüllrohre genau zu kennen. Vor allem muß die Durchmesseränderung des Rohres als Funktion der Zeit während des Kühlmittelverlustunfalles (KVU) bekannt sein. Darüber hinaus benötigen wir Angaben über Dehnungs- und Spannungsgrenzwerte, bei deren Überschreiten ein Aufplatzen der Rohre erfolgt. Um diese Aufgabe lösen zu können, sollten alle jene Faktoren bekannt sein, die das plastische Verhalten von Zircaloy im Temperaturintervall des KVU beeinflussen könnten.

Bevor wir im Nachfolgenden die wichtigsten Faktoren kurz diskutieren, soll anhand eines Schemas (Abbildung 1) das Konzept des Vorhabens erläutert werden. Das interessierende Temperaturintervall (Abbildung 2)

erstreckt sich oberhalb der Betriebstemperatur des Reaktors ($T > 400^{\circ} \text{C}$) und wird nach oben begrenzt durch die Maximaltemperatur des KVU.

Unseren Untersuchungen wurde eine Höchsttemperatur von 1300°C zugrundegelegt. In diesem Temperaturintervall existiert der Hüllwerkstoff in verschiedenen Gitterstrukturen (Abbildung 3). Bei Temperaturen etwa unterhalb 820°C ist die hexagonale, dichtest gepackte sogenannte α -Phase beständig. Bei einer Temperaturerhöhung oberhalb dieses Wertes beginnt sich ein Teil des Hüllwerkstoffes in die kubisch-raumzentrierte β -Phase umzuwandeln. Für Temperaturen oberhalb etwa 960°C besteht nur noch die β -Phase. Sie ist stabil bis zum Schmelzpunkt (1871°C). Die plastischen Eigenschaften beider Phasen sind sehr ähnlich; sie sind leicht verformbar. Die kubische β -Phase dürfte auf Grund ihrer höheren Symmetrie unter vergleichbaren Bedingungen im allgemeinen leichter plastisch zu verformen sein.

Ein anderer, mit der Gitterstruktur zusammenhängender Einfluß-Faktor ist die Textur des Hüllrohres. Darunter versteht man die Abweichung der Orientierung einer größeren Anzahl von Kristallkörnern von der regellosen Verteilung.

Die Textur des Zircaloy-Hüllrohres ist durch die Rohrherstellung bedingt. Ein möglicher Textureinfluß auf das plastische Verhalten von Hüllrohren ist in Abbildung 4 schematisch dargestellt. Zwei Rohrstücke mit unterschiedlicher Textur werden im α -Bereich durch Spannungen beansprucht, wie dies im Fall eines KVU zu erwarten ist. Es hängt von der Orientierung des Kristallgitters ab, ob eine zu erwartende Rohraufweitung mit oder ohne Wandstärkeabnahme erfolgt.

Die dem linken Bildteil entsprechende Kristallorientierung - hexagonale Achse parallel zur Verformungskomponente - ermöglicht im allgemeinen keine ausgiebige plastische Verformung in der Radial-Richtung (RR). Der Werkstoff fließt aus der Rohrlänge. Liegt aber die Mehrzahl der Kristallkörner so, daß die hexagonale Achse senkrecht zur Radial-Richtung orientiert ist (rechte Bildhälfte), wird hier eine starke plastische Verformung

in dieser Richtung mit Wanddickenverjüngung ermöglicht. Die Bedeutung dieses Verhaltens für den Rohrbruch ist offensichtlich. Der Textur- einfluß auf die plastischen **Eigenschaften** nimmt mit steigender Temperatur ab. Dies bedeutet für das angeführte Beispiel, daß eine Verjüngung der Hüllrohrwand oberhalb einer gewissen Temperatur unabhängig von der Art der Textur erfolgen könnte. Oder allgemein: daß oberhalb einer bestimmten Temperatur die Textur keinen Einfluß mehr auf das plastische Verhalten nimmt. Dieser Sachverhalt kann aus Abbildung 5 entnommen werden. Dargestellt ist die Temperaturabhängigkeit der Streckgrenze von Zry-4-Flachzugproben. Die Proben wurden einem Zry-Blech entnommen, dessen Textur nahezu identisch ist mit der von Hüllrohren. Dabei schlossen die Probenachsen unterschiedliche Winkel mit der Walzrichtung ein. Unterhalb von 650° C tritt der Textureinfluß auf die Streckgrenze in der Existenz eines Werte-Bandes deutlich in Erscheinung. Oberhalb dieser Temperatur sind die Streckgrenzen unabhängig von der Walzrichtung.

Wie Untersuchungen im eigenen Haus gezeigt haben, wird die Art der Textur durch eine Temperaturexkursion zwar verändert, doch besteht die Textur als solche in einer anderen Art weiter. Auch in Zry-4-Hüllrohren, die zunächst eine $\alpha \rightarrow \beta$ -Umwandlung und darauffolgend eine Rückumwandlung ($\beta \rightarrow \alpha$) erlebten, blieb eine Textur erhalten (Abbildung 6). Demnach existiert auch in der kubisch-raumzentrierten β -Phase eine Textur.

Wir wissen zwar im Augenblick nicht, wie diese Textur beschaffen ist, doch dürfte ihr Einfluß auf das plastische Verhalten - allein auf Grund der relativ hohen Temperatur ($T > 940^{\circ}$ C) - verschwindend sein. Darüber hinaus ist bei hoher Gittersymmetrie (β -Phase) der Textureinfluß vergleichsweise sehr schwach. Dieser Sachverhalt ist noch Gegenstand experimenteller Untersuchungen.

Ein wesentlicher Faktor beim KVU ist die beschleunigte Oxidationsreaktion zwischen Zircaloy und Wasserdampf. Sie führt unter Freisetzung von Wasserstoff zur Bildung einer äußeren oxidischen Deckschicht (ZrO_2)

und - aufgrund der hohen Sauerstoff-Löslichkeit - einer benachbarten sauerstoffreichen Phase von ins Gefügesinnere abnehmender O_2 -Konzentration (O_2 -stab. α -Phase). Die Verhältnisse können im einzelnen aus dem Zr- O_2 -Zustandsdiagramm ersehen werden (Abbildung 7). Kommt - unter der Annahme eines umfangreichen Rohrdefektes - sogar ein doppel-seitiger Hüllrohrangriff zustande, so ergibt sich die in Abbildung 8 wiedergegebene Bildung sauerstoffreicher Oberflächenschichten. Sie zeigt metallographische Schliffbilder von Zircaloy-Proben, die bei $1200^\circ C$ verschieden lange einer Wasserdampf-atmosphäre ausgesetzt waren. Die "Sandwich-Struktur" ist klar zu erkennen. Da die Aufnahmen bei Raumtemperatur angefertigt wurden, ist die im Inneren vorliegende Phase die aus der β -Phase rückgebildete und mit Sauerstoff angereicherte α -Phase. Das zunächst augenfälligste Ergebnis einer solchen oxidativen Einwirkung ist die Verminderung des tragenden metallischen Rohrwandquerschnittes und die damit verbundene Abnahme der Festigkeit. Darüber hinaus wird durch die Sauerstoffaufnahme auch das plastische Verhalten der metallischen Schicht beeinflusst. Durch die Mischkristallbildung verfestigt sich die α -Phase und insbesondere die bei höheren Temperaturen eigentlich tragende β -Phase. Dies äußert sich vor allem in einer abnehmenden plastischen Verformbarkeit des Hüllrohres. Das Material versprödet. Dies bedeutet, daß der im Laufe des KVU sich aufbauende Differenzdruck zum Aufplatzen des Rohres führen kann, ohne daß das Rohr zuvor eine nennenswerte Aufweitung erfährt. In Abbildung 9 ist das duktile und spröde Verhalten anhand von Beispielen erläutert. Der Mechanismus der plastischen Verformung von stark oxidierten Hüllrohren ist - bedingt durch die Existenz mehrerer Phasen nebeneinander - im einzelnen sehr komplex.

Für praktische Belange ist zunächst wichtig, die Gesetzmäßigkeiten der Bildung und des Wachstums der Oxidschicht zu erforschen.

In Abbildung 10 sind einige wesentlichen Ergebnisse dargestellt.

Zircaloy-Hüllmaterial wurde bei höheren Temperaturen im Wasserdampf oxidiert. Wiedergegeben ist der Einfluß der Zeit auf die Dicke X der

- bei rechnerischem Bezug von O_2 (aufgenommen) auf Zr (reagiert zu ZrO_2) - im transienten Versuch konsumierten Zr-Schicht. Eine Reihe von solchen Experimenten führen zu dem Schluß, daß die Geschwindigkeit der Sauerstoff-Aufnahme umgekehrt proportional ist zur jeweiligen konsumierten Sauerstoffmenge oder der ihr äquivalenten Zirkonium-Menge und exponentiell von der Temperatur abhängt. Für eine Temperatur ($1200^\circ C$) ist der zeitliche Ablauf der Phasenschichtenbildung während eines solchen Versuches aus den metallographischen Aufnahmen ersichtlich (Abbildung 10).

Wie T.S. LUNDY und R.E. PAWEL und eigene Messungen zeigen, sollte eine bereits bestehende Oxidschicht zunächst langsamer wachsen als eine neugebildete (Abbildung 11). Im Laufe der Zeit erreichen sowohl die Wachstumsgeschwindigkeiten als auch die Oxidschichten in beiden Fällen die gleichen Werte.

Dennoch ist der wachstumshemmende Einfluß einer voroxidierten Schicht für den KVV von Bedeutung, zumal anzunehmen ist, daß im Laufe der Betriebszeit sich die Brennstabhüllrohre mit einer Oxidschicht überziehen werden, die im Falle eines KVV passivierend wirken sollte. Ergebnisse von Oxidationsversuchen an voroxidierten Proben, wie sie in Abbildung 11 dargestellt sind, bestätigen diese Annahme. Für das Oxidationsverhalten ist eine Reihe von Gesichtspunkten zu beachten.

In Abbildung 12 sind diese Gesichtspunkte zu einem Schema angeordnet worden. Es beschreibt die vorgesehene Versuchsführung zum Problem der Hüllrohroxidation während eines KVV.

Die eben geschilderten Korrosionseffekte betreffen nicht nur die äußere Rohroberfläche. Im Inneren des Brennstabes werden während der Betriebszeit Spaltprodukte bzw. auch Sauerstoff aus dem oxidhaltigen Brennstoff freigesetzt. Darum ist ein korrosiver Angriff auch auf die innere Hüllrohrwand zu erwarten. Die Stärke der Auswirkung hängt ab von der Konzentration der korrosiven Komponenten und der Reaktionstemperatur

und ist somit abhängig vom Abbrand des Brennstoffes und der Brennstofftemperatur. Die Sauerstoffkonzentration an der Rohrrinnenwand ist um ein Vielfaches geringer als die im Falle eines KVU an der Rohraußenwand. Somit sollte der äußere oxidative Angriff den überwiegenden Einfluß bewirken. Über den Einfluß der Spaltprodukte auf das plastische Verhalten von Zry-Hüllrohren bei KVU-Temperaturen ist sehr wenig bekannt. Chemische Reaktionen zwischen Spaltprodukten und Zry können offensichtlich zu lokalen Änderungen der Beschaffenheit der Hüllrohr-Innenwand führen. Auf diese Weise können in der Wand plastisch schwache Stellen entstehen, die eine lokale starke Hüllrohrverformung (ballooning) begünstigen.

Den unterschiedlichen Einfluß der Spaltprodukte und des UO_2 auf das chemische und damit auch auf das mechanische Verhalten des Zry-4-Hüllrohres zeigt Abbildung 13. Gasdicht verschweißte Zry-Rohre waren mit spaltprodukt-dotiertem UO_2 gefüllt. Der simulierte Abbrand betrug 10 At %, das O/U-Verhältnis des UO_2 ca. 2,08. Beim Hochheizen der Versuchsproben (Aufheizgeschwindigkeit ca. $6^\circ/\text{s}$) kommt es zwischen 850 und 900°C zum Bersten der Zry-Rohre infolge des Druckaufbaues des Füllgases und der flüchtigen Spaltprodukte. Die Probe, die - neben dem UO_2 - Cs, J und Te enthielt, war erheblich stärker ausgebeult als die ohne Cs. An der inneren Oberfläche der Hüllrohre ist eine durch chemische Wechselwirkungen verursachte veränderte Gefügestruktur des Zry-4 festzustellen, deren Härte etwa doppelt so groß ist wie das übrige Zry.

Das Zusammenspiel der eben geschilderten und möglicherweise auch noch anderer Faktoren, z. B. Bestrahlungsdefekte, bestimmt das plastische Verhalten des Hüllrohres. Die wesentlichen Merkmale der plastischen Verformung von Zry im Temperaturbereich des KVU können Abbildung 14 entnommen werden. Die für das Einsetzen der plastischen Verformung maßgebende Streckgrenze σ_{SG} nimmt mit steigender Temperatur ab. Bestrahlung mit schnellen Neutronen führt bei niedrigeren Temperaturen zur Festigkeitszunahme des Zircaloy. Die Duktilität des nichtkorrodierten Zry ist im ganzen Temperaturbereich groß.

Jedoch erfolgt die Verformung bei höheren Temperaturen bzw. am bestrahlten Material mangels an Verfestigung instabil, d. h. unter abnehmender Last. Prinzipiell begünstigt dieser Umstand das duktile Versagen (Aufblähen) des Hüllrohres, während des KVU.

Die Existenz eines Gemisches zweier strukturell unterschiedlicher Phasen im $\alpha + \beta$ -Bereich beeinflusst das plastische Verhalten des Zircalloys oberhalb von 800°C sehr drastisch. Abbildung 15 zeigt einen Vergleich zwischen dem sogenannten normalplastischen Verhalten (Verformung mit Einschnürung) und dem sogenannten superplastischen Verhalten. Die superplastische Verformung ist gekennzeichnet durch viskoses Fließen des Werkstoffs. Der Werkstoff zeigt erhebliche Duktilität und bricht, ohne sich vorher einzuschnüren.

In Abbildung 16 sind die Umfangsdehnungen, die beim Bruch von Hüllrohren erreicht wurden, als Funktion des maximalen Rohrrinnendruckes dargestellt. Die Zahlen geben die Versuchstemperatur in $^{\circ}\text{C}$ an. Der überwiegende Teil der Hüllrohre versagte im Bereich des Phasengemisches $\alpha + \beta$, im Temperaturbereich von 830 bis 970°C bei Drücken zwischen 20 und 60 Atmosphären. Offensichtlich wird der gestrichelte Bereich durch das superplastische Verhalten weitgehend bestimmt.

In Abbildung 17 sind sogenannte Zeitstandskurven wiedergegeben. Ihnen kann die Zeit t_B entnommen werden, bei der - für eine bestimmte Spannung - der Bruch erfolgt. Diese Bruchspannungen, wie aus Abbildung 16 ersichtlich, nehmen, ähnlich wie die Streckgrenze, mit steigender Temperatur stark ab. Wie ferner zu sehen ist, liegen die Zeiten, innerhalb derer ein Bruch erfolgt, im Zeitintervall eines KVU. Für Temperaturen oberhalb 900°C führen Drücke P_1 bis 100 atü innerhalb von ca. 200 sec. zum Bruch. Spannungen dieser Größenordnung sind im Falle eines KVU im Druckwasser-Reaktor zu erwarten.

In dem gegenwärtigen KVU- und Notkühl-Code fehlt ein Brennstabversagensmodul, der eine angemessene Beschreibung der Hüllrohrverformung

während des KVU ermöglicht. Im Prinzip beinhaltet ein solcher Modul den Zusammenhang zwischen dem zeitlichen Ablauf der Hüllrohrverformung $\epsilon(t)$, der Spannung σ und der Temperatur T .

Aus Abbildung 18 ist die Strategie der Versuchsführung ersichtlich, die die Unterlagen zur Erstellung eines Versagens-Codes liefern sollte. An einer Reihe von Problemen wird bereits gearbeitet. Auch liegen Ergebnisse vor, die hier nur am Rande Erwähnung fanden.

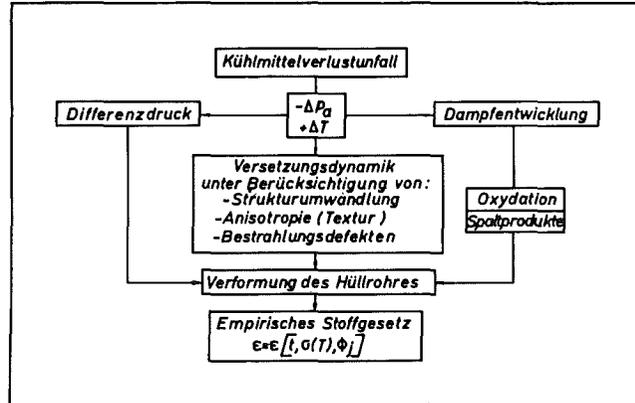


Abb. 1: Versuchskonzept

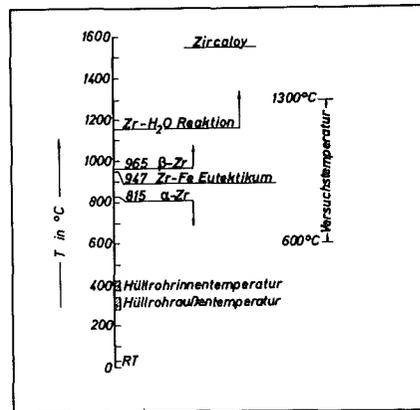


Abb. 2: Temperaturskala

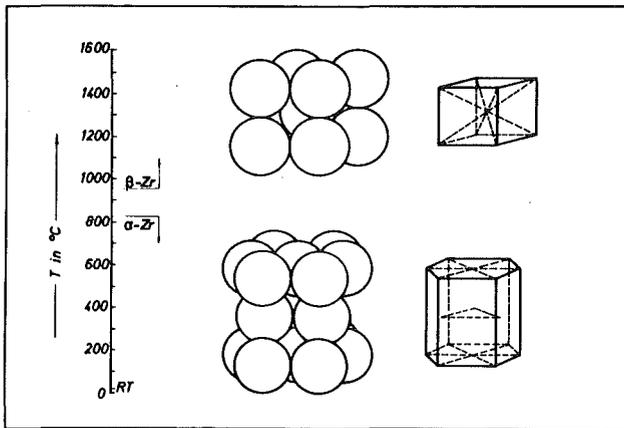


Abb. 3: Strukturumwandlung

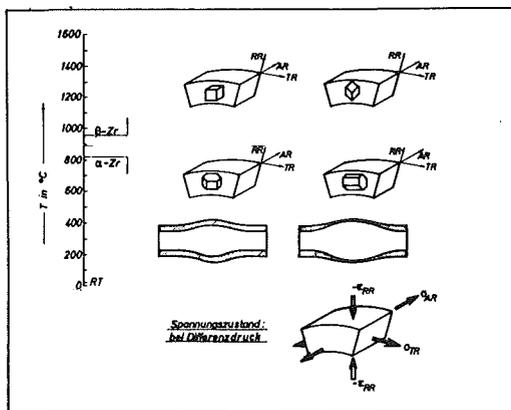


Abb. 4: Zum Textureinfluß auf das plastische Verhalten (nach J.C. LAVAKE, AED-Conf. 1973, 349-017)

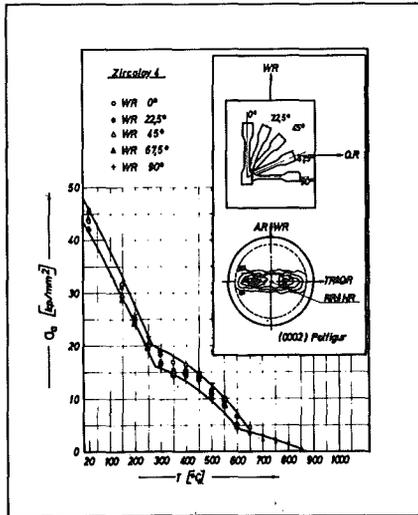


Abb. 5: Die Temperaturabhängigkeit der Streckgrenze von Zry-4-Flachzugproben mit unterschiedlicher Orientierung zur Walzrichtung (eigene Messungen)

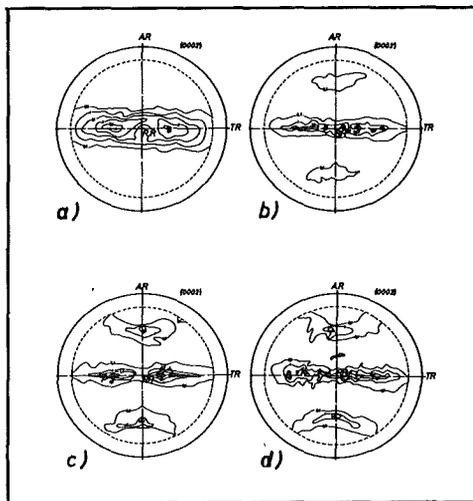


Abb. 6: {0002} -Polfiguren von Zry-4 Hüllrohrsegmenten

- Ausgangszustand
- T_A = 1100° C, t_A = 10 sec.
- T_A = 1100° C, t_A = 3 min.
- T_A = 1100° C, t_A = 1 h.

(eigene Messungen)

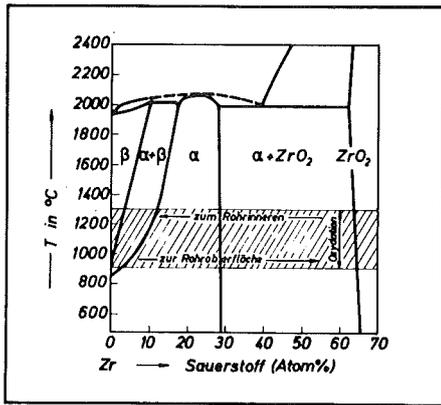


Abb. 7: Zustandsdiagramm Zr-O₂

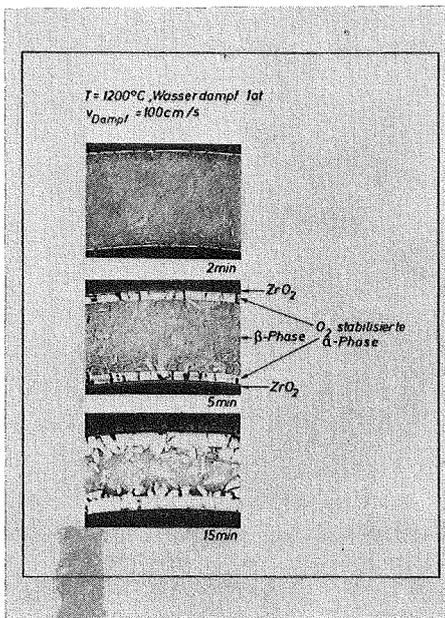


Abb. 8: Metallographische Schliffbilder von Zr-4 Rohrmaterial (eigene Messungen)

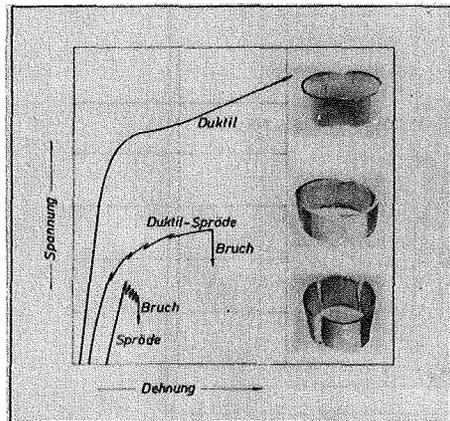


Abb. 9: Zum duktilen bzw. spröden Verhalten (nach R.H. MESERVEY und R. HERZEL, IN-1389, Sept. 1970, Idaho Nuclear Corporation)

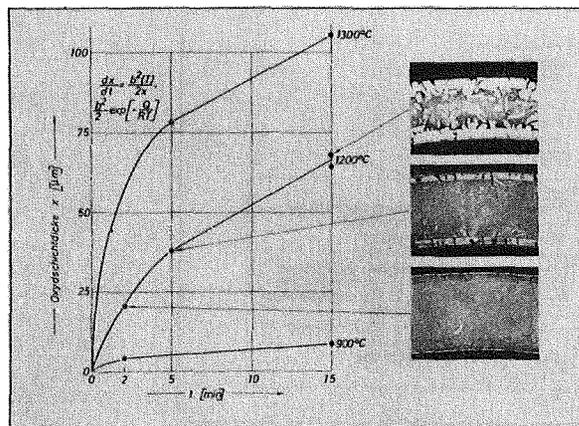


Abb. 10: Transiente Oxidationsversuche in Wasserdampf (1 at, $v_{\text{DAMPF}} = 100 \text{ cm/sec.}$, x ... lies: verbrauchte Metallschicht) (eigene Messungen)

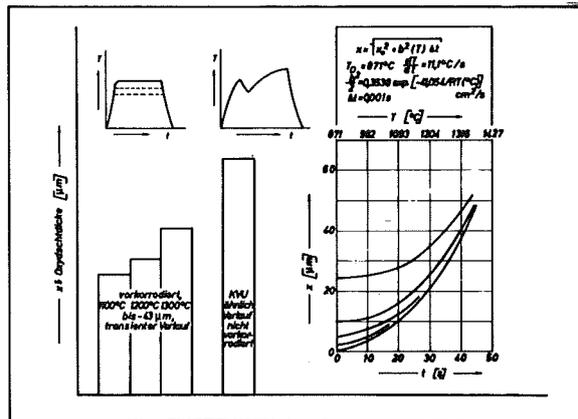


Abb. 11: Zum Einfluß der Vorkorrosion (rechtes Diagramm: nach T.S. LUNDY und R.E. PAWEL, Balken-Diagramm: eigene Messungen)

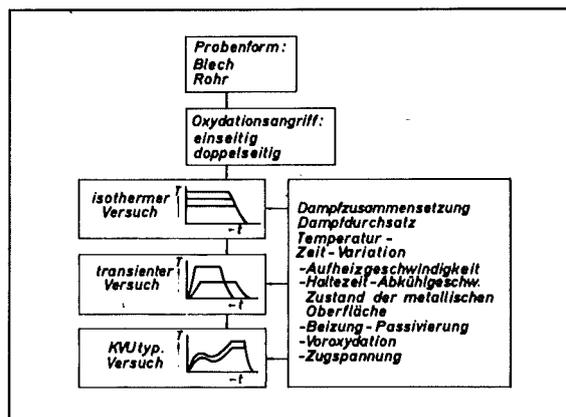
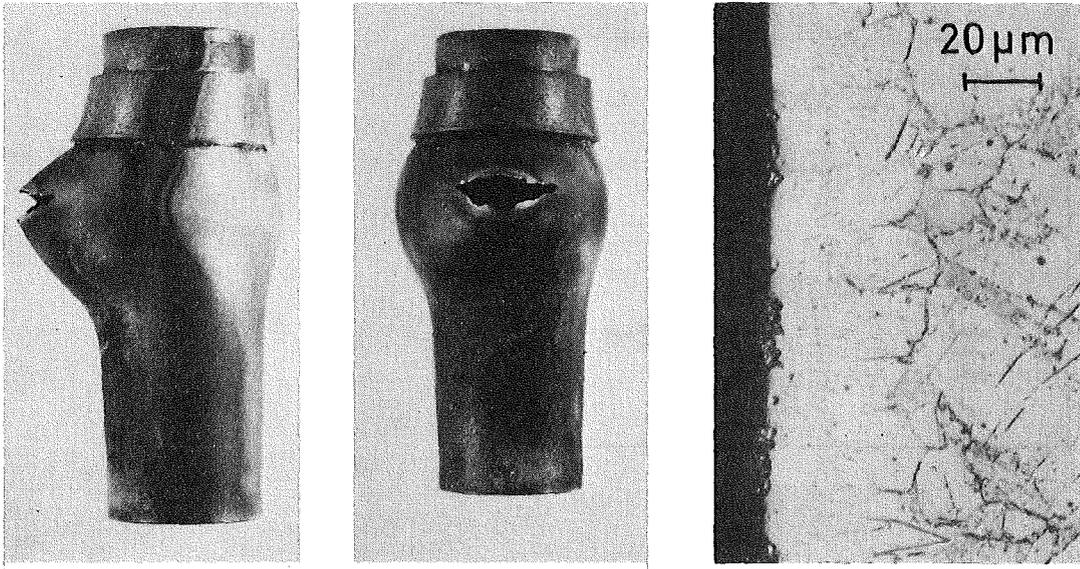
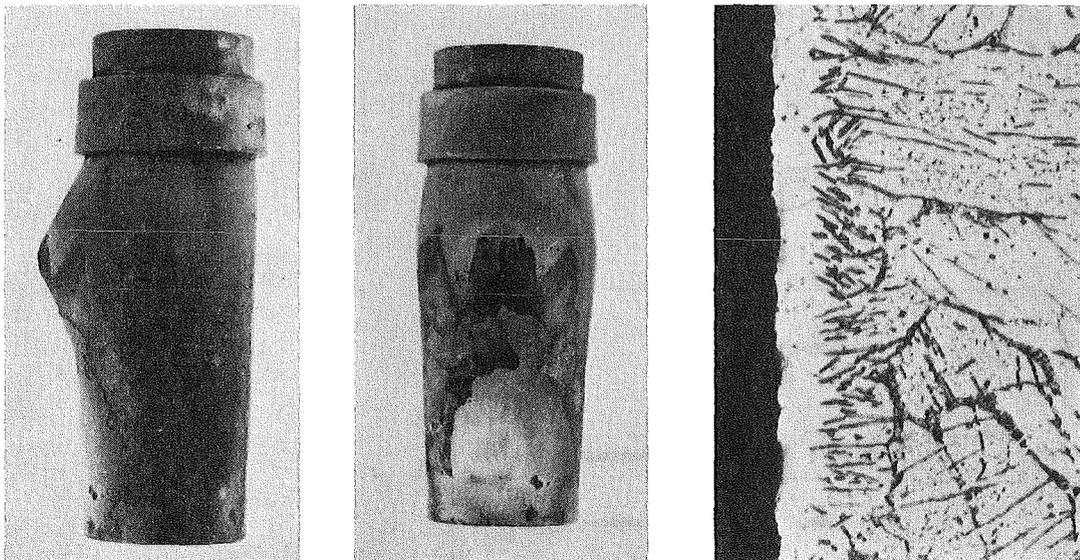


Abb. 12: Versuchsschema zu Korrosionsuntersuchungen



Zry-4/UO_{2.08}+Cs+J+Te (simulierter Abbrand: 10 At.%)



Zry-4/UO_{2.08}+J+Te (simulierter Abbrand: 10 At.%)

Abb. 13: Geborstene Zry-4-Hüllrohrproben
Bersttemperatur: 850 - 900°C

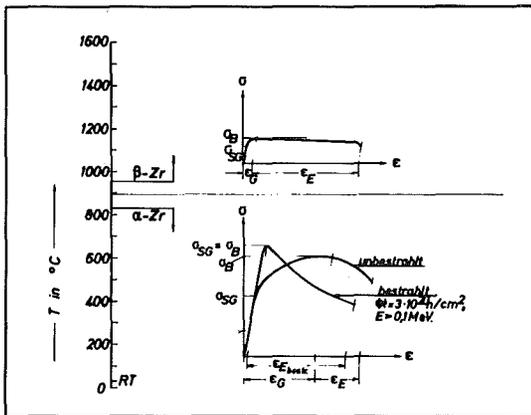


Abb. 14: Schematische Spannungs-Dehnungs-Kurven in unterschiedlichen Temperaturbereichen

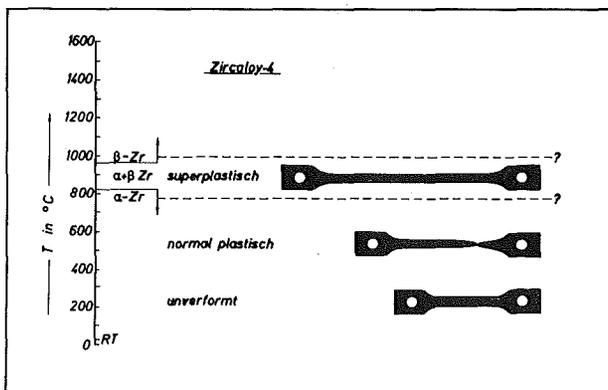


Abb. 15: Zum Übergang Normalplastisch-Superplastisch (eigene Messungen)

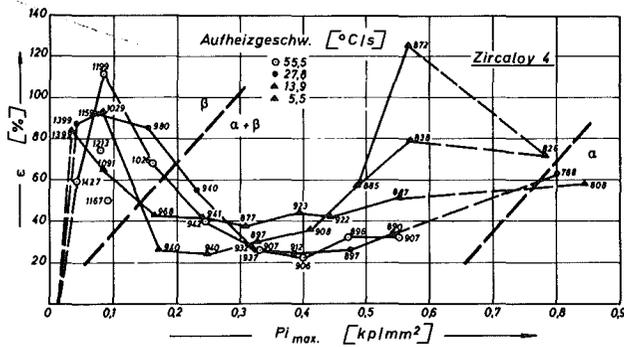


Abb. 16: Die Umfangdehnung beim Bruch von Zry-4-Hüllrohren als Funktion des Maximaldruckes (die Zahlen bezeichnen die Verformungstemperatur in ° C) (nach D.O. HOBSON und P.L. RITTENHOUSE, ORNL-4727, Oct. 1971)

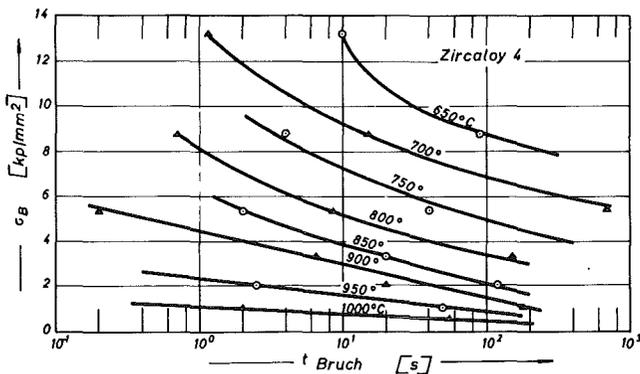


Abb. 17: Zeitstandskurven von Zry-Hüllrohren (nach D.G. HARDY, March 1973 Nuclear Laboratory Chalk River, Ontario, Canada)

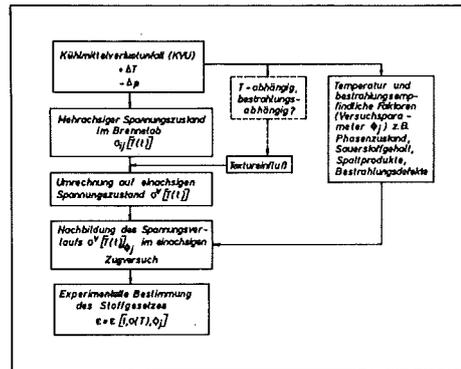


Abb. 18: Zur Versuchsführung

Probleme des Brennstabverhaltens bei Kühlmittelverlustunfällen und deren Untersuchung in out-of-pile-Experimenten

G. Class, Institut für Reaktorentwicklung

G. Hofmann, K. Wiehr, Institut für Reaktorbauelemente

Erwartungen hinsichtlich des Brennstabverhaltens bei Kühlmittelverlustunfällen

Bei den Leichtwasserreaktoren befindet sich das Kühlmittel unter hohem Druck im Primärkühlkreis; beim postulierten größten anzunehmenden Unfall (GAU-Konzept) bricht eine der größten Kühlmittelleitungen des Primärsystems, so daß das Kühlmittel rasch in das Containment auszuströmen beginnt. Für den Reaktorkern bedeutet das je nach Bruchlage zunächst eine starke Störung der Kühlmittelströmung (die sich auch umkehren kann) mit Druckabsenkung und zunächst fast unverändertem Wärmestrom von den Brennstäben zum Kühlmittel. Es besteht prinzipiell die Möglichkeit, daß an den höchstbelasteten Brennstäben die kritische Heizflächenbelastung überschritten wird, so daß die Wärmeübergangszahl vom Blasensieden mit α -Werten von etwa $4 \text{ [W/cm}^2 \text{ K]}$ auf das Filmsieden mit α -Zahlen um $0,1 \text{ [W/cm}^2 \text{ K]}$ abfällt. Ist dies frühzeitig nach Unfallbeginn der Fall, dann heizen sich die Brennstabhüllen vor allem aus der im Brennstoff noch gespeicherten Wärme rasch auf: Es können solche Temperaturen erreicht werden, daß unter der Wirkung des in den Stäben herrschenden Innendruckes (durch die bei der Herstellung eingebrachte Gasfüllung und durch Spaltgase) die Hülle vom Brennstoff abhebt oder gar ein Aufblähen oder Bersten der Hülle bewirkt wird.

Hebt die Hülle auch nur wenig ab, dann gibt der Brennstoff in dieser Phase des Unfallverlaufes weniger Wärme an das Kühlmittel ab, so daß die Stäbe zu einem späteren Zeitpunkt heißer sein können als ohne Abheben der Hülle. Im weiteren Verlauf des Unfalls kann das Primärsystem weitgehend vom Kühlmittel entleert werden, so daß der Reaktorkern vorübergehend fast ungekühlt ist. Durch die restliche im Brennstoff gespeicherte Wärme und vor allem durch die Nachwärmeerzeugung heizen sich die Brennstäbe allmählich auf, während schon seit Unterschreiten eines bestimmten Systemdruckes die Noteinspeisung kaltes

Kühlwasser in das System fördert. Bis zum Fluten des Reaktorkerns wird jedoch einige Zeit vergehen, so daß wiederum Temperaturen der Brennstäbe erreicht werden können, die zu einem Aufblähen oder Bersten der Hüllen führen können. Erreicht der steigende Wasserspiegel die Kernunterkante erst dann, dann wird es stets Brennstäbe in verschiedenen Versagensstadien geben.

Die verschiedenen Unfallphasen sind in Abb. 1 dargestellt.

Aus diesem komplexen Bild möglicher Brennstabschädigungen lassen sich hauptsächlich drei Fragestellungen herauslösen, die einer experimentellen Untersuchung zugänglich sind.

- 1) Sind die Modellvorstellungen hinsichtlich der Brennstabverformungen und -gefährdung in der Blowdownphase richtig?
- 2) Sind die Modellvorstellungen hinsichtlich des Brennstabversagens beim Aufheizen des drucklosen Reaktorkerns bei gleichzeitiger Anwesenheit vom Dampf und Wasser in der Flutphase hinreichend?
- 3) Wie ändern sich die Kühlungsbedingungen im Reaktorkern bei bereits aufgetretenen Kühlkanalblockaden durch Hüllenblähen und -bersten im Vergleich zum ungestörten Reaktorkern?

Wir haben uns entschlossen, diese drei wesentlichen Fragestellungen experimentell anzugehen.

Probleme und Zielsetzungen der Experimente zum Brennstabversagen

Allerdings ist auch klar, daß die genannten drei Fragen das Verhalten von komplexen Systemen betreffen und damit über die Grundphänomene weit hinausgehen.

Aus den vorangegangenen Vorträgen von H. Dr. Fischer und Dr. Boček kann entnommen werden, welches Maß an Wissen über die hier relevanten Grundphänomene bereits erreicht wurde, bzw. welche Untersuchungen zur Ergänzung laufen. Aus dem Gasdruck im Brennstab und der Thermohydraulik ergeben sich die Hüllrohrbelastungen und aus dem Materialverhalten schließlich die Hüllenverformungen als Systemantwort. Ausgehend von diesen Grundphänomenen kann jedoch nicht ohne weiteres auf das komplexe Systemverhalten geschlossen werden, da sich auf dem Wege des modellmäßigen Übereinanderschichtens von Grundphänomenen viele mehr oder weniger große Unsicherheiten unkontrollierbar anhäufen können. Um "Wissen" über das Verhalten der komplexen Systeme zu erwerben, müssen diese selbst integral untersucht werden - nur so entsteht das, was oft als "Stand der Technik" bezeichnet wird.

Angewandt auf den Komplex des Brennstabversagens dürfte diese Vorgehensweise am ehesten mit dem übereinstimmen, was unter "code verification" verstanden werden muß: Das komplexe modellmäßige Zusammenspiel der bekannten Grundphänomene wird mit dem realen Systemverhalten verglichen, um Kriterien für evtl. notwendige Modellkorrekturen zu erhalten.

Bei der Entscheidung, ob Experimente zum Brennstabversagen und zu den Blockadeauswirkungen out-of-pile oder in-pile durchzuführen sind, sind zwei Gesichtspunkte zu berücksichtigen:

Generell lassen sich out-of-pile-Experimente besser instrumentieren als in-pile-Versuche. Es gibt keine starke Radioaktivität, die die Messungen und die Nachuntersuchungen erschwert. Und es gibt bei Brennstabversagensversuchen kein wesentliches Sicherheitsrisiko. Man kann schließlich von gut definierbaren Anfangsbedingungen ausgehen, was besonders bei Blockade-Experimenten von Bedeutung ist.

Dagegen benötigt man für out-of-pile-Versuche nicht-nuklear beheizte Brennstabsimulatoren, die das Verhalten von Reaktorbrennstäben unter Unfallbedingungen in vieler Hinsicht, gewissermaßen "intim", nachzubilden gestatten. Hier liegt eine der größten Schwierigkeiten der out-of-pile-Experimente. Darauf wird später ausführlich einzugehen sein.

Entsprechend den bei Bild 1 geschilderten Unfallphasen und den genannten drei wesentlichen Fragen zur modellmäßigen Beschreibbarkeit des Systemverhaltens führen wir bei der GfK drei Experimente mit unterschiedlichen Zielsetzungen durch:

- Ziel der Untersuchungen zum Brennstabverhalten in der Blowdownphase ist es, mit Hilfe von elektrisch beheizten Simulationsbrennstäben in einer Blowdown-Apparatur das komplexe Wechselspiel hydrodynamischer, thermodynamischer und mechanischer Zustände ablaufen zu lassen und in seinen Auswirkungen auf das Verhalten der Brennelementhüllen zu untersuchen. Die Versuchsergebnisse sollen dazu dienen, die Erstellung eines theoretischen Modells zu unterstützen. Die Experimente sollen zunächst für DWR-Bedingungen durchgeführt werden. SWR-Bedingungen sollen, soweit notwendig und möglich, zu einem späteren Zeitpunkt berücksichtigt werden.
- Eine teilweise bis völlige Versperrung der Kühlkanäle durch das Aufblähen der Zircaloyhüllen von LWR-Brennstäben kann die Notkühlwirkung des Flut-

wassers stark reduzieren.

Mit dem Thema Untersuchungen zur Wechselwirkung zwischen aufblähenden Brennstäben mit Zircaloyhülle und einsetzender Kernnotkühlung haben wir uns die Aufgabe gestellt, den Aufblähvorgang von Zircaloyhüllen detailliert zu untersuchen, und zwar im Zusammenspiel mit reaktortypischen Kühlbedingungen. Bei einem Teil der Versuche soll auch die gegenseitige Beeinflussung benachbarter Stäbe erfaßt werden. Mit diesem Versuch soll die Verbindung zwischen den metallkundlichen und thermodynamischen Untersuchungen zum Brennstabversagen während der Notkühlphase hergestellt werden.

- Aus den PWR-Flecht-Versuchen bei Westinghouse ist bekannt, daß bei den dort realisierten Versuchsbedingungen als Folge von Blockaden der Kühlkanäle keine starke Änderung der Wärmeübergangszahlen, insbesondere nicht in negativer Richtung, gefunden wurde. Soweit dort statt der erwarteten Verringerung des Wärmeübergangs durch die Strömungsverteilung eine Verbesserung hinter der Blockade gemessen wurde, kann dies auf eine zusätzliche Zerstäubung des Wasseranteils der Strömung an der Blockade zurückgeführt werden. Es ist anzunehmen, daß diese Zerstäubung und ihr Kühleinfluß von der Form und Größe der Blockade abhängen; deswegen soll diese Abhängigkeit hier untersucht werden. Das Ziel unseres dritten Experimentes ist daher, den Einfluß einer durch aufgeblähte Brennstabhüllen entstandenen Kühlkanalblockade auf die Kühlwirkung hinter der Blockade in der Niederdruckphase zu messen. Dabei sollen neben anderen Parametern insbesondere die Größe und die Form der Blockade variiert werden, um zu ermitteln, welchen Einfluß die Blockadengeometrie auf die Kühlung ausübt, und um damit eine Vorauswahl für große Bündelversuche, die von der KWU durchgeführt werden sollen, zu ermöglichen.

Beschreibung der Brennstabsimulatoren

Im Gegensatz zu den bekannten Brennstabsimulatoren für rein thermohydraulische Messungen sind die Anforderungen an out-of-pile-Brennstäbe mit Simulation des Hüllenverhaltens größtenteils neuartig, so daß eine entsprechende Entwicklung bei GfK in Angriff genommen werden mußte.

Um das Verhalten der Brennelementhülle unter transienten Unfallbedingungen nachbilden zu können, muß sie denselben mechanischen und thermischen Belastungen

unterworfen werden, wie sie beim Reaktorbrennstab auftreten. Soweit man davon ausgeht, daß der Brennstoff seine Geometrie beibehält, ist diese Forderung nach gleicher Belastung erfüllbar, wenn die Oberflächentemperaturen, das Wärmeleit- und das Wärmespeichervermögen des Brennstoffs, sowie das im Spalt vorhandene Gas nach Zusammensetzung und Druck den entsprechenden Werten eines Reaktorbrennstabes nahekommen. Außerdem muß die Hülle aus demselben Werkstoff bestehen wie die Originalbrennstäbe (also gleiche Spezifikationen).

Für die Simulatoren zur Untersuchung des Blockadeinflusses auf die Kühlwirkung in der Flutphase gelten andere Gesichtspunkte, auf die in der folgenden Beschreibung der einzelnen Simulatoren für die drei Experimente näher eingegangen wird.

PNS 4236 (Blowdown)

Zur Untersuchung des Brennstabverhaltens in der Blowdown-Phase muß der stationäre Ausgangszustand eines Brennstab-hot-spot angenähert werden. Das bedeutet maximale Stabileistungen von etwa 700 W/cm, die über eine Zeitspanne von etwa einer Minute gehalten werden müssen. Dabei wird im Stabinnern die Schmelztemperatur von UO_2 erreicht, um die Speicherwärme des Originalbrennstabes nachzubilden.

Die Verwirklichung dieser Forderungen geht aus der schematischen Darstellung in Abb. 3 hervor. In einem Original-Zircaloy-Hüllrohr ist ein stabförmiger, elektrisch beheizter Graphitstab untergebracht, der auf einer Länge von 500 mm die hot-spot-Stabileistung nachzubilden gestattet. Der gesamte Simulator ist über 2 Meter lang; die Wärmefreisetzung in den Zuführungselektroden ist mit etwas unter 10 % der hot-spot-Stabileistung immer noch beachtlich.

Der Graphitstab und eine der Zuführungselektroden stecken zentrisch in Ringpellets aus UO_2 bzw. Al_2O_3 , die die Funktionen der Wärmespeicherung und der elektrischen Isolation zwischen Hülle und Heizleiter übernehmen. Die Nachbildung des Spaltgasdruckes und des He-Vordruckes der Originalstäbe geschieht durch Edelgasgemische einstellbaren Druckes. Durch die dem Originalbrennstab ähnliche Ausbildung des Gasspalttes zum Hüllrohr hin soll erreicht werden, daß auch die Gasdynamik im Simulator (beim örtlichen Aufblähen der Hülle) wenigstens ungefähr derjenigen im Originalstab entspricht.

Ein Problem bildete die Verträglichkeit von Graphit mit UO_2 bei den hohen Temperaturen im Simulator. In Vorversuchen ergab sich, daß eine dünne Be-

schichtung des Graphits mit Tantalcarbide auch bei Temperaturen bis 2900 °C die Verträglichkeit von UO_2 und Graphit über ausreichend lange Zeiten sichert.

Ein weiteres Problem ergibt sich durch die mit der Temperatur exponentiell ansteigende und insgesamt relativ hohe elektrische Leitfähigkeit des UO_2 . Hierdurch besteht bei höheren Temperaturen die Gefahr elektrischer Durchschläge durch das UO_2 zur Hülle, wodurch letztere örtlich zerstört würde. Dieses Problem soll durch Aufbringen einer elektrisch nicht leitenden Sperrschicht auf die äußere Oberfläche der UO_2 -Pellets gelöst werden.

In theoretischen Untersuchungen konnte gezeigt werden, daß das thermische Verhalten dieses Simulators ausreichend gut mit demjenigen der Reaktorbrandstäbe übereinstimmt, um eine Überprüfung der physikalischen Modellvorstellungen vornehmen zu können.

PNS 4238 (Flutphase)

Der Brennstabsimulator für die Aufblähversuche in der Niederdruckphase muß hauptsächlich die Nachzerfallswärme der nominellen Reaktorbrandstäbe der höchstbelasteten Corezonen nachbilden, die nur auf etwa 24 W/cm zu liegen kommt. Für einige Versuche ist es allerdings erforderlich, daß die Stäbe auch in bereits geborstenem Zustand noch elektrisch beheizbar sein sollen. Aus diesen Gründen wird anstelle des Graphitstabes des vorigen Simulators ein wasserdichter, druckloser Heizstab mit indirekter Beheizung vorgesehen. Auch dieser Simulator ist in Abb. 3 schematisch gezeigt.

Um die äußeren thermohydraulischen Bedingungen reaktorähnlich zu gestalten, werden die Versuche an Brennstäben mit einer axial cosinusförmig beheizten Länge von 3,9 Metern durchgeführt. Über das Zusammenwirken von Flutrate, Strömungswiderstand und Enthalpiezufuhr zum Flutwasser entsteht so ein zeitlich sich änderndes repräsentatives Kühlmittelgemisch.

Außerdem erlaubt auch dieser Simulator die Nachbildung der thermischen Eigenschaften, des Brennstabinnendruckes und der inneren Gasdynamik beim Aufblähvorgang. Hinsichtlich der thermischen Eigenschaften unverformter Stäbe wurde dies durch Vergleichsrechnungen bestätigt.

In Vorversuchen wurde die Fertigung des gesamten Brennstabsimulators bei GFK erprobt. Das cosinusförmige Leistungsprofil wird durch sieben Leistungsstufen simuliert; es könnte jedoch auch ohne Mehraufwand beliebig feiner gestuft werden. Es ergab sich, daß die Heizerfertigung gut reproduzierbar durchzuführen ist.

PNS 4239 (Blockaden in der Flutphase)

Als Brennstabsimulatoren für die Untersuchung der Blockadeauswirkungen in der Flutphase kommen Brennstäbe ohne Simulation des Hüllenversagens zum Einsatz. Es werden Heizstäbe verwendet, die auch in den DWR-Niederdruckversuchen der KWU-Erlangen eingesetzt wurden; diese Heizstäbe haben den Vorteil einer abgeschlossenen Fertigungsentwicklung und geben die Möglichkeit, die Ergebnisse dieser Versuche und der KWU-Experimente ohne störende Einflüsse aus Heizstabunterschieden vergleichen zu können.

Es ist hier ebenfalls erforderlich, sowohl die volle Brennstablänge als auch die axiale Leistungsverteilung im Brennstab zu simulieren, damit das Wasserdampfgemisch in der Blockadeebene reaktortypische Zusammensetzung hat.

Die Form der Blockade (axiale Stabkontur) soll in drei Ausführungen untersucht werden, die in Abb. 4 dargestellt sind. Die in der Mitte dargestellte Form orientiert sich an der Kontur der im in-pile-Experiment FRF-2 an Stab 16 (ORNL 4647, S.32) entstandenen Beule. Außerdem wurden die links dargestellte schlankere Form und die rechts dargestellte Lochplatte vorgesehen. Die Blockaden sollen auswechselbar sein, weshalb daran gedacht ist, die Verdickungen auf schlanke Kegel, die auf die Hüllen aufgelötet werden, aufzustecken. Die Vorversuche hierzu sind angelaufen.

Beschreibung der Versuchseinrichtungen

Wesentlich für die Experimente zum Brennstabversagen ist, ausreichend reaktorähnliche Randbedingungen hinsichtlich der Druck-, Temperatur- und Kühlungstransienten zu erzeugen, da es sich ja um die Untersuchung des dynamisch-mechanisch-thermischen Problems handelt. Es gibt keine vergleichbare Möglichkeit, die richtigen Randbedingungen anders zu erzeugen, als mit Wasser als Kühlmittel. Für die Blowdownphase müssen also reaktorähnliche Blowdownbedingungen in der Teststrecke einstellbar sein. In der Flutphase müssen Druck und Flutrate reaktorähnlich sein.

Wie diese Forderungen erfüllt werden, soll anhand der Kreislaufschemata für die drei Vorhaben kurz erläutert werden:

PNS 4236 (Blowdown)

Im Reaktor sind die in der Blowdown-Phase im Kernbereich herrschenden thermohydraulischen Bedingungen sehr stark durch die Primärkreisläufe beeinflusst.

Da es bisher keine Vorbilder für die experimentelle Verwirklichung reaktortypischer Blowdown-Kühlungsbedingungen in Versuchseinrichtungen kleinen Maßstabes gibt, mußte bei GfK ein neuartiges Konzept (Abb. 5) erarbeitet werden.

Dieses Konzept besteht darin, daß an die eigentliche Teststrecke, die den Corebereich des Reaktors simuliert, oben und unten Kühlmittelpena angeschlossen sind, aus denen das Kühlmittel durch Ausblaseleitungen abbläst. In die Ausblaseleitungen sind Regelventile eingebaut, die die Ausströmratens zu beeinflussen gestatten. Diese Steuerung der Ventile geschieht vorprogrammiert so, daß dem natürlichen Blowdown-Vorgang der Teststrecke gewollte "Störungen" überlagert werden, so daß die thermohydraulischen Bedingungen in der Teststrecke mit den von den Primärkreisläufen beeinflussten Reaktorbedingungen möglichst weitgehend übereinstimmen.

Die Teststrecke ist Teil eines Heißwasser-Drucksystems. Der eigentliche Heißwasserkreislauf wird durch den Heißwasserkessel, die Umwälzpumpe und die Teststrecke gebildet. Diesem Kreislauf, der zur Erzielung der geplanten DWR-Bedingungen in der Teststrecke dient, prägt ein Druckhalter durch entsprechende Siedebedingungen einen Druck von 160 bar auf. Durch Schnellschlußventile vor und nach der Teststrecke in diesem Kreislauf und durch Schnellöffnungsventile, deren freier Abströmquerschnitt zeitlich gesteuert werden kann, in den beiden Ausströmleitungen aus dem Ober- und Unterplenum wird der Ausblasevorgang in den Kondensationsbehälter eingeleitet und gesteuert.

In der Teststrecke umgeben 8 Wandheizstäbe den Simulationsbrennstab. In den daran angeschlossenen Plena sind auch die Stromzuführung- und Meßleistungsanschlüsse untergebracht. Durchstrahlungsfenster für das γ -Dichtemeßverfahren in den Kühlmittelpena sind vorgesehen.

Durch rasches Abtrennen der Teststrecke einschließlich der beiden Kühlmittelpena vom Heißwasserkreislauf und durch vorprogrammiertes zeitabhängiges Steuern der Abblaseventile werden die im Reaktor von den Primärkreisschleifen beeinflussten Bedingungen im Kernbereich simuliert. Die Steuerprogramme für die Abblaseventile sollen mit Hilfe von RELAP-3-Rechnungen (später RELAP-4) erstellt werden.

Von diesen theoretischen Arbeiten (PNS 4231) liegen inzwischen erste Ergebnisse vor, die die Durchführbarkeit dieser Simulation des Primärkreiseinflusses mit Hilfe des beschriebenen Anlagenkonzeptes bestätigen. In Abb. 6 sind die relativen Massendurchsätze durch den Reaktorkern und durch die

Teststrecke der Versuchsapparatur miteinander verglichen. Im oberen Bildteil ist das Stellprogramm der Abblaseventile dargestellt, wobei die technisch realisierbaren Stellgeschwindigkeiten berücksichtigt sind. Dieses Stellprogramm ist noch relativ einfach und bietet sicherlich das Potential für weitere Verbesserungen. Aus dem Verlauf der Massendurchsätze kann eine bereits in diesem frühen Stadium der Testrechnungen gute Übereinstimmung zwischen Ist- und Sollkurve entnommen werden. Ähnlich gute Übereinstimmung zeigen die Druck- und Dampfgehaltsverläufe.

Bei der theoretischen Vorhersage der kritischen Ausströmraten aus den mit Regelventilen bestückten Ausblaseleitungen bestehen erhebliche Unsicherheiten, so daß eine möglichst genaue versuchstechnische Erfassung des instationären Zweiphasenstromes in diesen Leitungen während des Blowdown-Vorganges unumgänglich ist. Als Neuentwicklung der GfK zeichnet sich hierfür das sog. "true mass flow meter" ab, mit dem prinzipiell der Zweiphasenmassenstrom ohne Rücksicht auf die Phasenanteile und die Strömungs-, Druck- und Temperaturzustände gemessen werden kann. Das "true mass flow meter" stellt eine Strömungsmaschine dar, bei der der Strömung beispielsweise in einem Laufrad ein definierter Drall aufgeprägt wird, der in einem Leitrad wieder vernichtet wird. Hierbei greift am Leitrad ein Drehmoment an, das (bei konstanter Laufraddrehzahl) dem gesuchten Zweiphasenmassenstrom direkt proportional ist. Ein erstes Versuchsmodell eines "true mass flow meter" für isotherme Zweiphasenströmung wurde gebaut. In Vorversuchen konnte die Funktionsfähigkeit des Meßprinzips an Wasser/Luft-Strömungen bereits demonstriert werden.

PNS 4238 (Flutphase)

Für die Untersuchung der Brennstab-Kühlmittel-Wechselwirkung in der Kernaufheiz- und Flutphase wird eine Teststrecke verwendet, die in Abb. 7 zu sehen ist.

Die Teststrecke (2) ist so ausgebildet, daß sie ein 25-Stabbündel in Original DWR-Abmessungen aufnehmen kann.

Über ein Heißdampfdruckreduzierventil (1) wird die gesamte Anlage mit Heißdampf von einem Dampfkessel mit elektrischem Endüberhitzer vorgewärmt. Das vordruckgeregelte Dampfdruckreduzierventil (3.1) stellt den gewünschten Anlagendruck ein. Über die Leitung (6) und das motorgesteuerte Wasserregelventil (6.1) sowie den Wärmeaustauscher (6.2) wird Wasser in der für den Flutvorgang gewünschten Menge und Temperatur in den Testbehälter (2) eingespeist. Über

einen Überlauf und die Leitung (7) wird ein konstanter Wasserspiegel im Testbehälter eingestellt. Wird zusätzlich oder nur Heißeinspeisung gewünscht, so läßt sich Menge, Vordruck und Temperatur des Sprühwassers über Leitung (8) und (9) mit den Aggregaten (8.1), (8.2) und (9.1) einstellen. Ist der gewünschte isotherme Zustand in der Teststrecke erreicht, dann wird die Dampfströmung durch die Meßstrecke abgestellt, indem Ventil (1.1) geschlossen und Ventil (1.2) geöffnet wird. Die Druckhaltung in der Anlage wird nun über eine Umgehungsleitung zum Containmentbehälter (4) übernommen. Gleichzeitig wird die Stromversorgung für die Brennstabsimulatoren eingeschaltet. Die Aufheizphase beginnt. Mit Erreichen einer vorgegebenen Temperatur an der Brennstabhülle wird Ventil (7.1) geschlossen und die Flutphase eingeleitet.

Leitung (11) simuliert den Ringraum, Behälter (4) das Containment, worin gleichzeitig das Wasser, soweit es evtl. über Leitung (11) überschwappt, aufgefangen und gemessen wird. Das Ventil (3.2) simuliert die Abströmwiderstände des gebrochenen und der intakten Loops.

Um die Ergebnisse der Parameteruntersuchung leichter interpretieren zu können, wird der Ringraumsimulator zunächst blindgeflanscht und es wird mit definierter vorgegebener Einspeiserate gearbeitet. Mit geflutetem Bündel ist der Versuch beendet.

Neben Temperaturen, Drücken, Stoffströmen und Heizleistungen müssen insbesondere die Temperatur der aufblähenden Hülle und der zeitliche Verlauf des Aufblähvorganges meßtechnisch erfaßt werden. Damit der Aufblähvorgang ungestört laufen kann, wird die Temperaturmessung berührungslos durchgeführt. Hierzu soll ein Quotientenpyrometer benutzt werden, das den Vorteil aufweist, Absorptionskoeffizienten von Sichtscheiben, möglichen Wasserfilmen und der Wasserdampfatmosfera und auch weitgehend die Emissionskoeffizienten des strahlenden Körpers aus der Messung zu eliminieren.

Da die im Handel befindlichen Quotientenpyrometer erst von 800-900 °C aufwärts messen können, ist für diesen Einsatzzweck eine Weiterentwicklung für den hier interessierenden Temperaturbereich von ca. 600-1000 °C notwendig.

Als geeignetes Verfahren zur Beobachtung des Aufblähens eines Zircaloyrohres innerhalb einer quadratischen Brennstabanordnung kommt die Röntgenkinematographie infrage. Eine solche Apparatur besteht aus einer Gleichspannungs-Röntgenröhre, einem Röntgen-Bildverstärker und einer Filmkamera. Das Bündel wird

durch die Behälterwände und durch die freien Kanäle durchleuchtet. Bei Dehnung des Hüllrohres versperrt dieses den freien Kanal, der Aufblähvorgang wird als Schattenbild auf dem Bildschirm sichtbar und kann gefilmt werden.

PNS 4239 (Blockaden in der Flutphase)

Hier ist das Ziel, den Einfluß von durch aufgeblähte Brennstabhüllen entstandenen Kühlkanalblockaden auf die Kühlwirkung hinter der Blockade in der Flutphase zu messen. Außerdem sind diese Versuche als Vorversuche für größere Bündelexperimente bei KWU anzusehen.

Der Versuchskreislauf wurde für das Fluten von bis zu 25 Brennstäben mit DWR-Abmessungen (volle Länge) ausgelegt.

In Abb. 8 ist das Schema des Versuchskreislaufes zu sehen. Eine Pumpe entnimmt das Wasser aus einem Vorratsbehälter, der mit Dampf beheizt werden kann, bringt es auf 20 bar und speist es über ein Drosselventil und einen Wärmetauscher in den Behälter zurück. Die Menge, die für die Teststrecke gebraucht wird, wird abgezweigt, ebenfalls auf Teststreckendruck gedrosselt, gemessen und strömt in das untere Plenum ein. Durch die Drosselung soll eine weitgehende Unabhängigkeit der Flutrate von Druckschwankungen in der Teststrecke erreicht werden. Aus dem Wasser-Dampfgemisch am oberen Teststreckenende werden die größeren Wasserteilchen abgeschieden und gemessen. Der Dampf strömt über eine einstellbare Drosselstelle, einen Pufferbehälter und die Überströmventile ins Freie. Da bei Versuchsbeginn eine Dampfatmosfera in der Teststrecke vorhanden sein und der Systemdruck während des Versuchs möglichst konstant bleiben soll, ist ein Hilfsdampferzeuger vorgesehen. Dadurch wird erreicht, daß während des Versuchs nur kleine Druckschwankungen in der Teststrecke entstehen.

Die Teststrecke enthält Stäbe in quadratischer Anordnung, auf die in der axialen Mitte Blockadekörper aufgesetzt sind; die Größe und Form dieser Körper wird als einer der Versuchsparameter variiert und reicht von einer schlanken, strömungsschlüpfrigen Stabverdickung bis zur rechtwinklig in den Strömungskanal vorspringenden Blockadeplatte.

Aus den hinter und möglichst dicht an der Blockade gemessenen Heizstabwandtemperaturen werden die Wärmeübergangszahlen an das Kühlmittel bestimmt und in Beziehung gesetzt zu der durch Fenster fotografierten Strömungsform des Zweiphasengemisches.

Bei der Konstruktion der Teststrecke kommt der thermischen Auslegung der Kanalwand besondere Bedeutung zu; die Kanalwand muß möglichst weitgehend die Stäbe simulieren, die in einem großen Bündelverband an ihrer Stelle vorhanden sind, d.h. der zeitabhängige Temperaturverlauf von Wand und Stäben während des Flutvorganges muß möglichst ähnlich sein, damit insbesondere keine vorzeitige Benetzung der Wand und die daraus folgende Bindung von Wasseranteilen aus der Strömung an der Wand stattfindet.

Ein noch nicht voll gelöstes meßtechnisches Problem besteht bei der Bestimmung der Strömungsgeschwindigkeit in den Kühlkanälen. Die Realisierung dieser Messung in einer Weise, die auch in einem großen Bündel mit Teilblockade möglich ist, ist für die Übertragbarkeit der Ergebnisse dieses Versuchs auf die Verhältnisse bei Teilblockade wichtig, weil dort wegen der Strömungsverteilung nicht aus dem Gesamtdurchsatz auf den Durchsatz durch die blockierten Kanäle geschlossen werden kann. Ein Vorversuch zeigte, daß sich zumindest während eines Teils des Flutvorganges aus der vorliegenden Zweiphasenströmung fluktuierende Temperatursignale gewinnen lassen, aus deren Kreuzkorrelation auf die Strömungsgeschwindigkeit geschlossen werden kann.

Diskussion der Interpretierbarkeit dieser Experimente

Unter interpretierbaren Experimenten sind solche zu verstehen, bei denen jene Parameter, die in den zugehörigen theoretischen Modellen unsicher sind, direkt oder auch indirekt der Messung oder Überprüfung zugänglich gemacht werden, so daß eine Nachrechnung durchführbar wird. Das Vertrauen in das Gesamtmodell wächst mit jedem durch das Rechenmodell interpretierbaren Versuch. Zwischen Rechenmodellen und Experimenten bestehen insbesondere bei komplexen Vorgängen Wechselbeziehungen, die beachtet und herangezogen werden müssen, wenn Fortschritte im Verständnis der Vorgänge und ihrer modellmäßigen Beschreibung erzielt werden sollen.

In diesem Zusammenhang sei bemerkt, daß eine Versuchsinterpretation keinesfalls so zu verstehen ist, daß irgendwelchen freien Parametern des Rechenmodells willkürlich solche Werte zugewiesen werden, die gerade das Ergebnis eines speziellen Versuches in der Rechnung wiedergeben. Es muß vielmehr gefordert werden, daß die einzelnen Teilphänomene eines komplexen Vorgangs möglichst durch physikalisch sinnvolle, also bereits verifizierte theoretische Modelle beschrieben werden. Das Problem der Aufstellung von Rechenmodellen komplexer Vorgänge liegt vor allem in der rechentechnisch beherrschbaren und

und physikalisch richtigen Kopplung von an sich verifizierten Teilmodellen zu einem Gesamtmodell. Bei der Kopplung der Teilmodelle sind meist Vereinfachungen (vereinfachende Modellannahmen) notwendig, deren quantitative und manchmal auch physikalische Zulässigkeit nicht ohne weiteres im voraus zu übersehen ist. Aus diesem Grunde kann es nicht wesentlich eine Aufgabe von Experimenten zum Verhalten von Systemen sein, irgendwelche Koeffizienten oder Parameter von physikalischen Teilprozessen zu ermitteln, sondern es muß die Zulässigkeit der Kopplung von Teilmodellen überprüft werden.

Am Beispiel der Bestimmung der Wärmedurchgangszahl im Spalt zwischen Brennstoff und Hülle lassen sich diese Aussagen verdeutlichen:

Falls die Geometrie zwischen Brennstoff und Hülle, sowie die Gaszusammensetzung, der Gasdruck und die Beschaffenheit der Oberflächen zu irgend einem Zeitpunkt bekannt sind, dann läßt sich auch für transiente Vorgänge, wie z.B. beim Aufblähen der Hülle, die Wärmedurchgangszahl sehr gut rechnerisch ermitteln. Dagegen ist die rechnerische Ermittlung der Spaltwärmedurchgangszahl für den im stationären Betrieb des Reaktors im Brennstab vorliegenden engen Spalt mit partiellem Festkörperkontakt sehr viel schwieriger, weil der Anpreßdruck, die Oberflächenrauigkeit, das Verformungsverhalten, Korrosionsschichten u.a.m. von zusätzlicher oder bestimmender Bedeutung sind (vgl. Abb.9).

Gerade in diesem Punkt, nämlich der stationären Wärmedurchgangszahl im Normalbetrieb, bestehen zwischen Originalbrennstab und out-of-pile-Simulator hinreichende Unterschiede, um eine direkte Übertragung der Versuchsergebnisse auf Reaktorverhältnisse, etwa im Sinne eines Demonstrationsexperimentes, zu verbieten. Jedoch wird der Einfluß dieser Wärmedurchgangszahl durch das Rechenmodell erfaßt und kann damit auch für Reaktorbedingungen abgesichert werden. Um die Aussagekraft des Experimentes in dieser Hinsicht zu verstärken, müssen möglichst viele mit dem Wärmedurch- und -übergang in enger Beziehung stehende Daten meßtechnisch erfaßt werden. Bei allen out-of-pile und in-pile-Experimenten zum Hüllrohrversagen durch Aufblähen mit Simulation der äußeren Kühlungsbedingungen besteht die Schwierigkeit, daß sich nicht die Hüllentemperaturen, noch viel weniger die Wärmeströme u.s.f., an den interessierenden Stellen direkt messen lassen. Ob also das Gesamt-Rechenmodell für die Hüllentemperaturen brauchbar ist, kann nur anhand des Vergleichs der Rechenergebnisse mit den Ergebnissen aus der optischen Beobachtung der Hüllentemperaturen, der Beurteilung der entstandenen Verformungsgrade und der temperaturabhängigen Materialveränderungen entschieden werden. Es hätte also wenig Sinn, von derartigen Systemexperimenten direkt Zahlenwerte und Koeffizienten,

etwa für das Teilphänomen Spaltwärmedurchgang im Simulator, zu erwarten. Vielmehr muß gefragt werden, ob die Kopplung z.B. der inneren Gasdynamik im Stab mit den Verformungsvorgängen der Hülle und des Brennstoffes gelungen ist.

Das Ziel ist schließlich, das Rechenmodell des Systemverhaltens mit Hilfe der Experimente zu verifizieren. Ist diese Verifikation hinsichtlich des Brennstabverhaltens im relativ reaktorähnlichen out-of-pile-Experiment gelungen, dann kann dem Rechenergebnis bei Anwendung auf den Reaktor selbst ein höheres Maß an Vertrauen entgegengebracht werden.

Auch wenn das Ziel unserer out-of-pile-Experimente in diesem Sinne erreicht sein wird, bleiben noch wesentliche Fragen ungeklärt, die nicht durch out-of-pile-Experimente geklärt werden können. Daher werden auch in-pile-Experimente benötigt, seien es solche, wie sie von der GfK in Angriff genommen wurden und über die Herr Karb anschließend berichten wird, oder seien es jene, die in Phebus-, Halden-, PBF- und LOFT-Experimenten geplant sind.

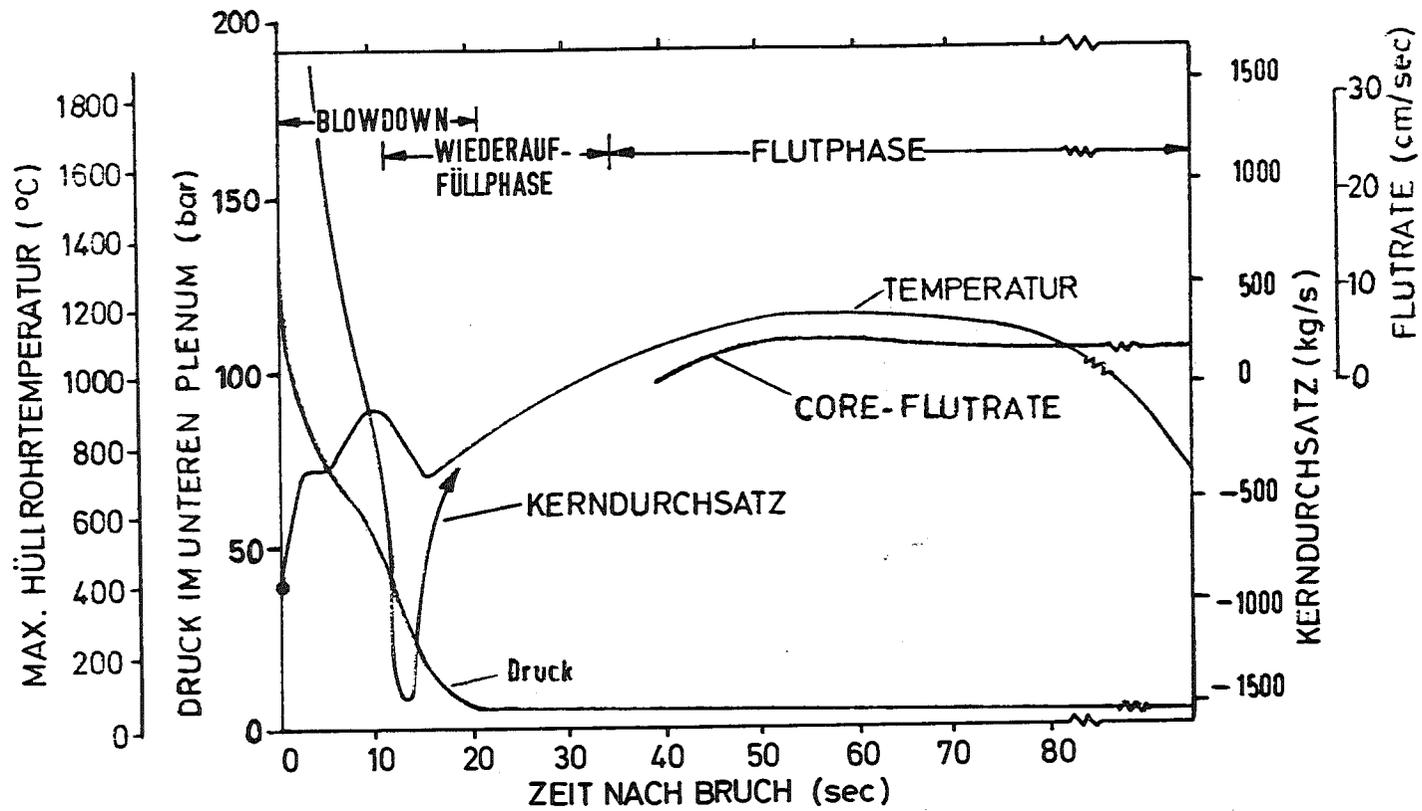
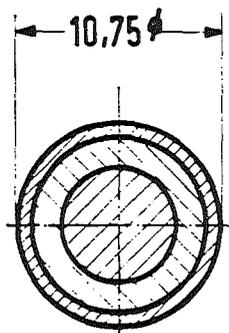


Abb. 1:

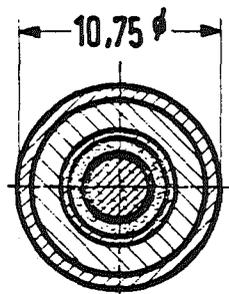
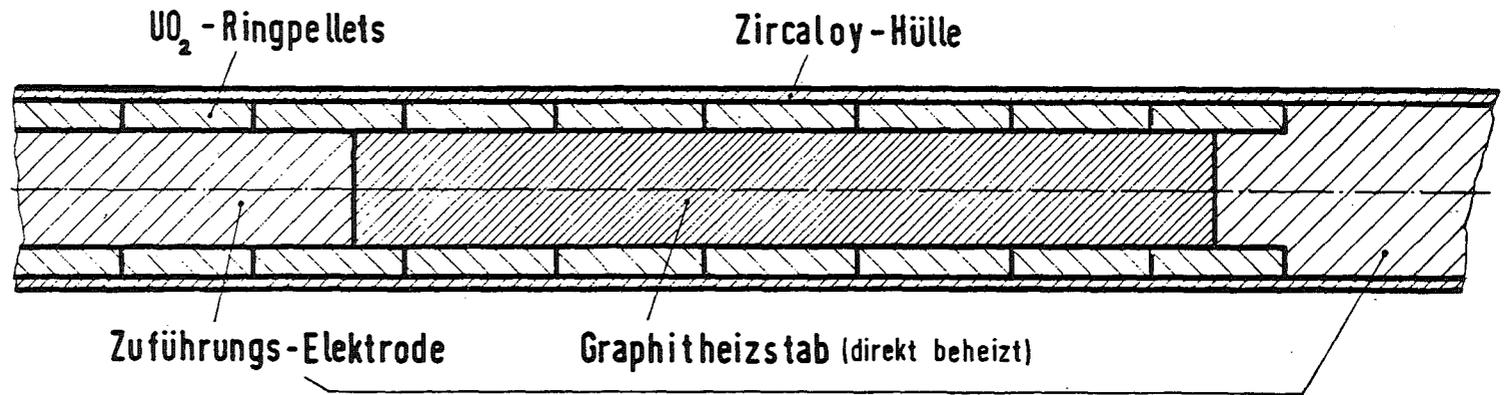
DRUCK, TEMPERATUR, KERNDURCHSATZ UND FLUTRATE
ALS FUNKTION DER ZEIT IN EINEM DWR BEI 2F-BRUCH
IM KALTEN STRANG (4-LOOP-ANLAGE, KALTEINSPEISUNG)

<u>Frage</u>	<u>Experiment</u>
Modellvorstellungen bzgl. Brennstabver- halten in der Blöw- downphase?	PNS 4236 Versuche mit Einzel- stäben unter Blowdown- Bedingungen
Modellvorstellungen bzgl. Brennstabver- halten in der Nieder- druckphase?	PNS 4238 Flutversuche mit Einzel- stäben und kleinen Bün- deln
Kühlungsbedingungen hinter entstandenen Kühlkanalblockaden in der Flutphase?	PNS 4239 Flutversuche mit kleinen Bündeln mit künstlichen Blockaden

Abb. 2 Gegenüberstellung der Fragestellungen
und der zugehörigen Experimente



PNS 4236



PNS 4238

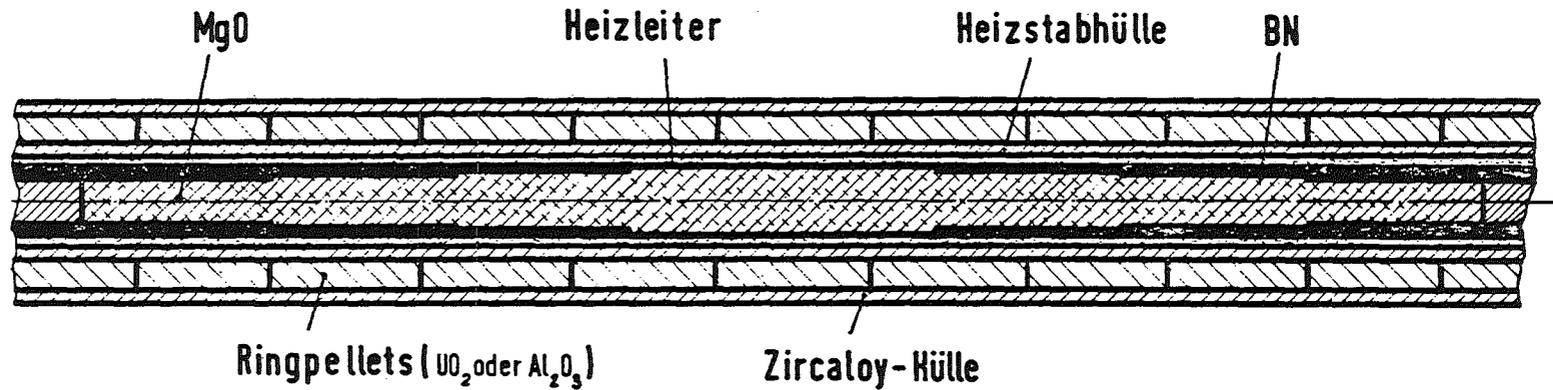


Abb. 3

Brennstabsimulatorenaufbau für Blowdownversuche (PNS4236) und Wiederaufheiz- und Flutversuche (PNS4238)

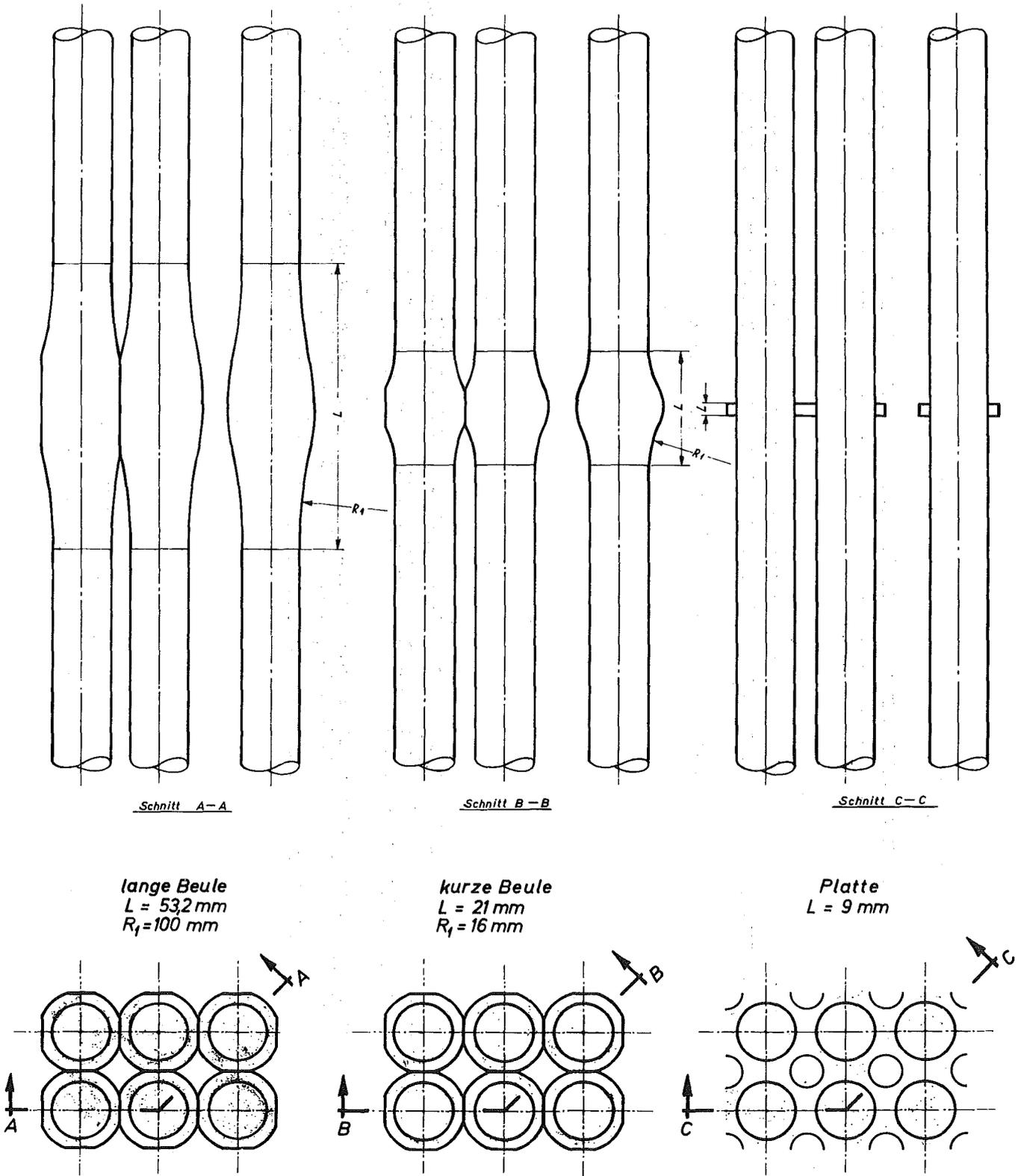
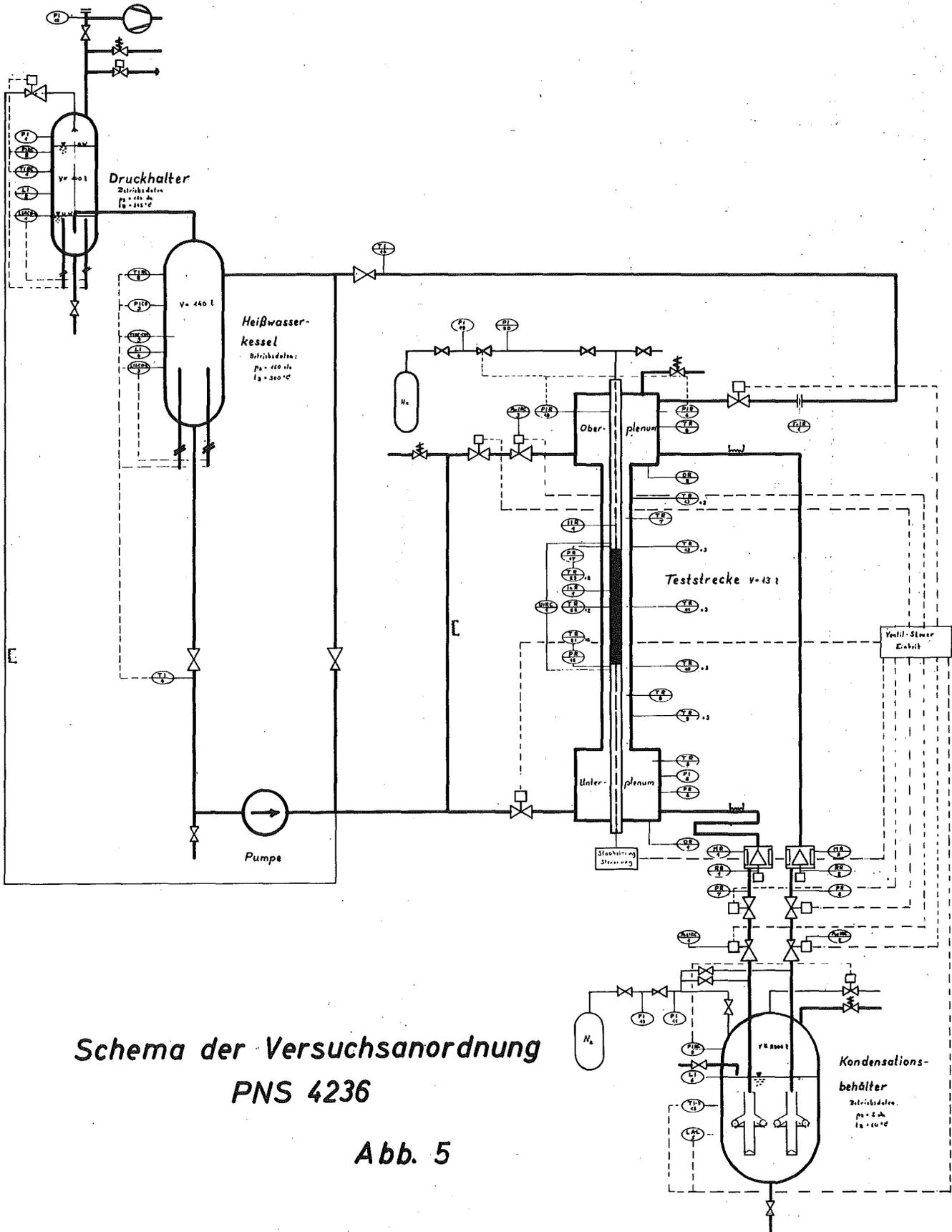


Abb. 4 Brennstabsimulator zur Untersuchung der Blockade-
wirkung in der Flutphase (PNS 4239)



Schema der Versuchsanordnung
PNS 4236

Abb. 5

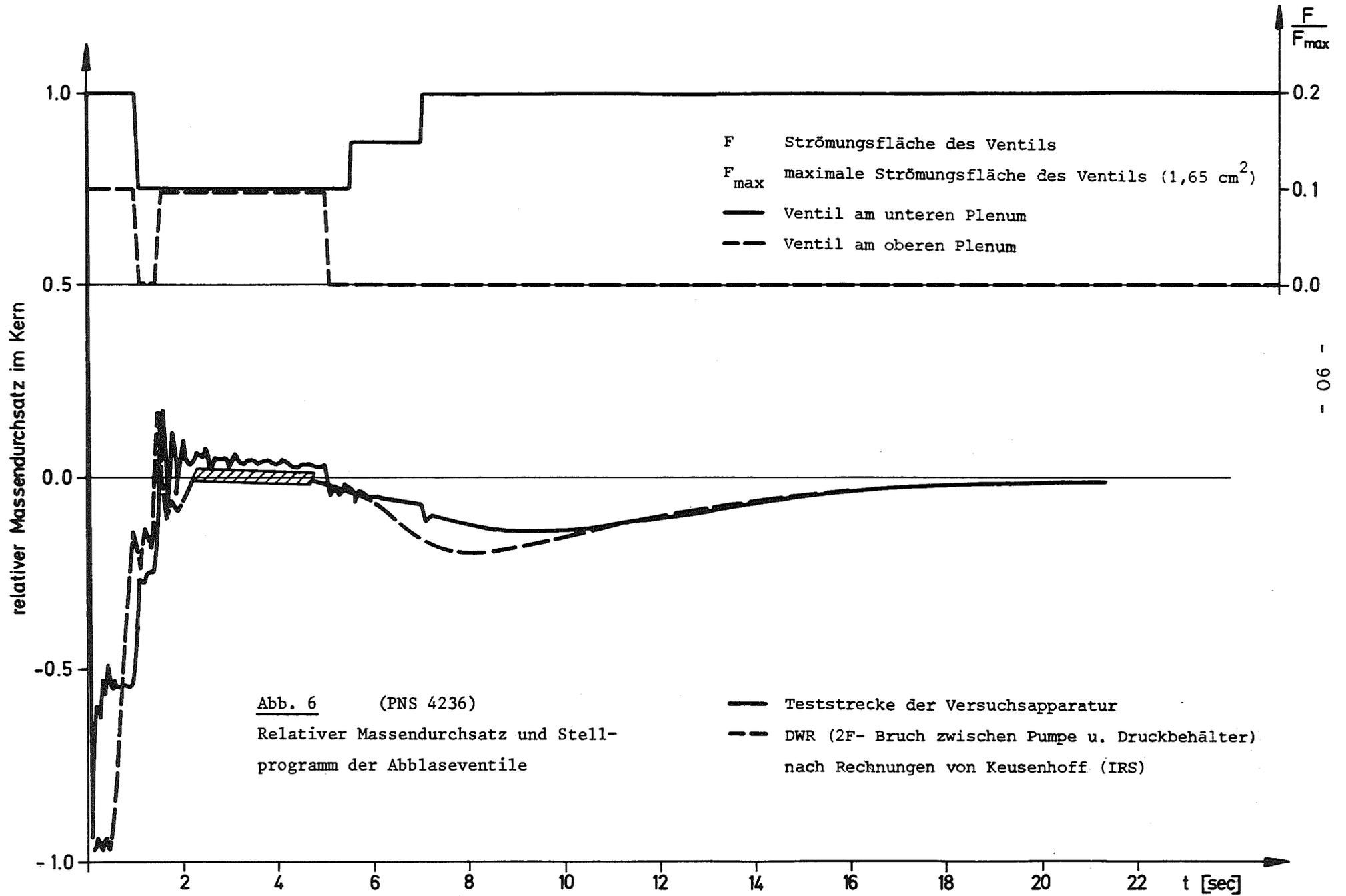


Abb. 6 (PNS 4236)
 Relativer Massendurchsatz und Stell-
 programm der Abblaseventile

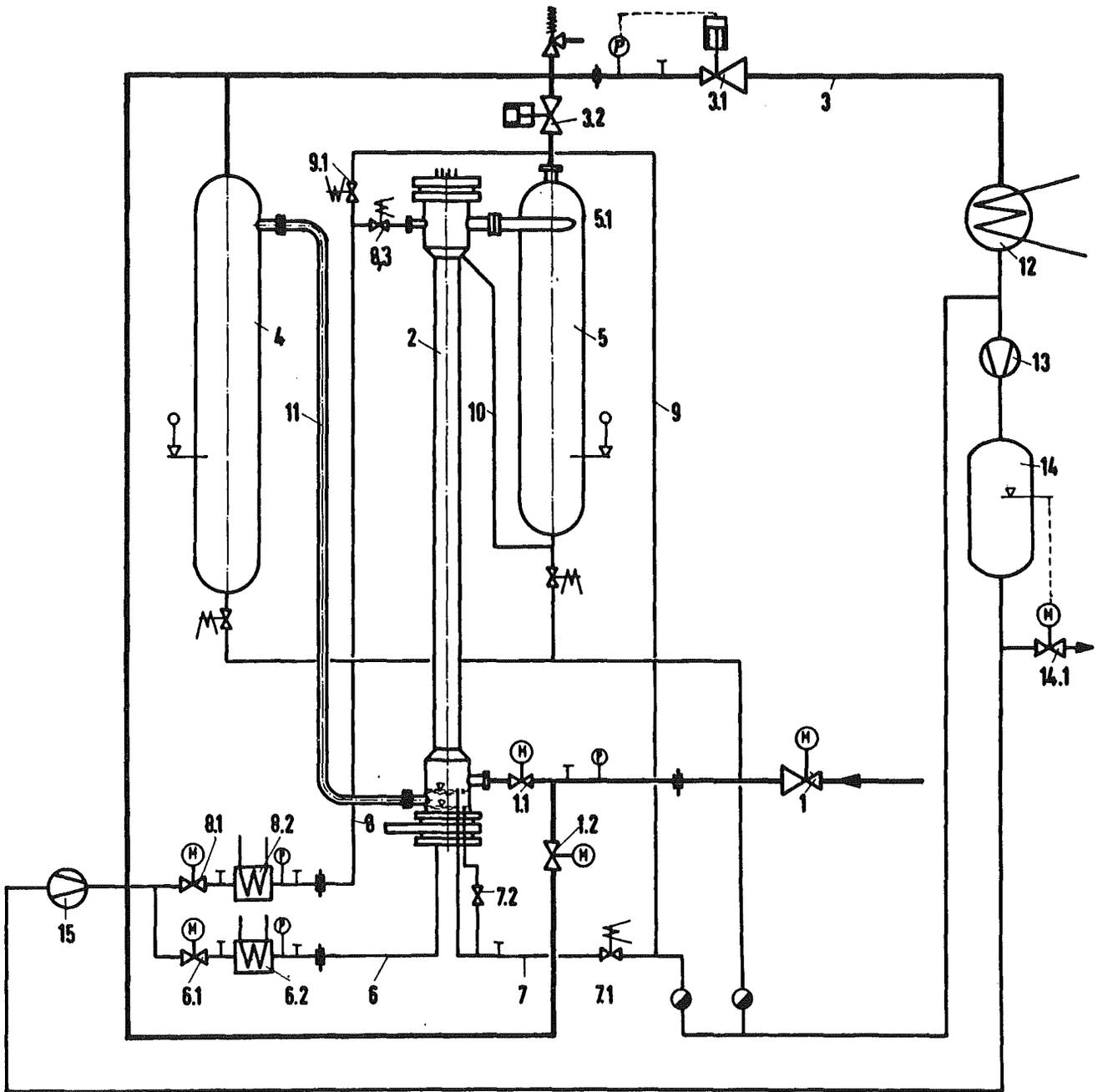


Abb. 7 Schaltbild der Teststrecke PNS 4238

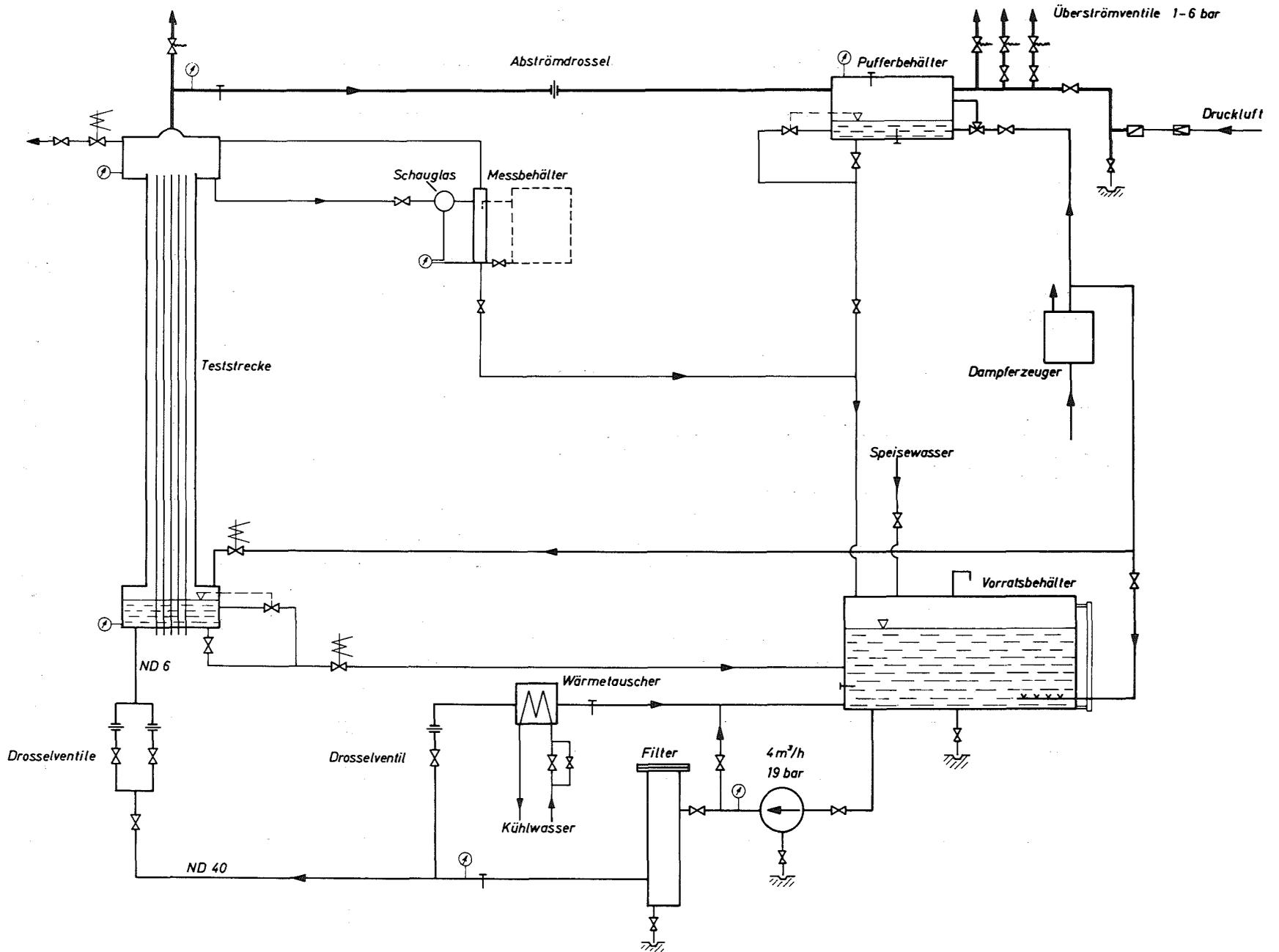


Abb.8 Schema des Versuchskreislaufes PNS 4239

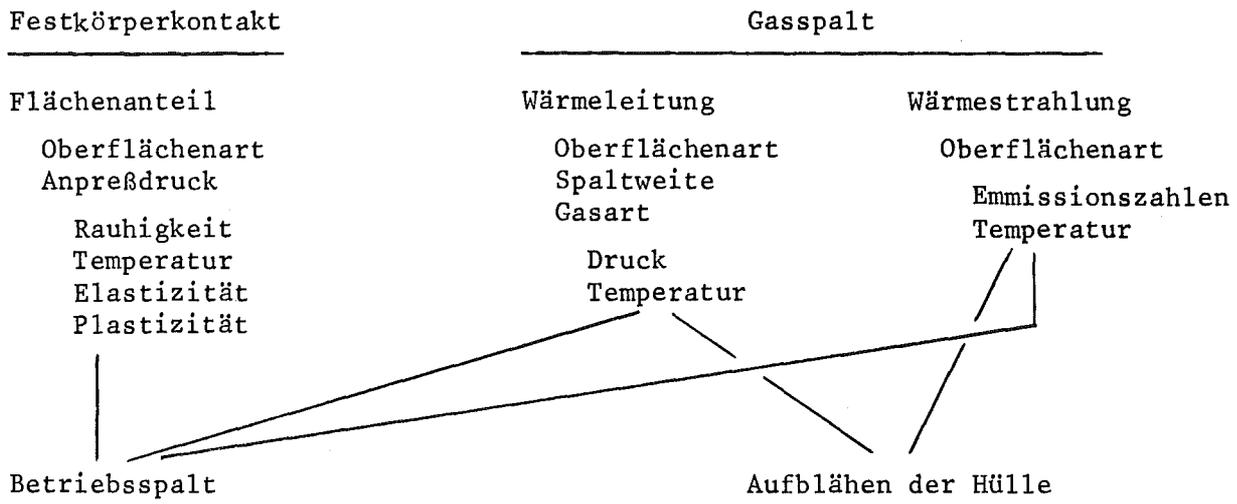


Abb. 9 Wesentliche Einflußgrößen auf den Wärmedurchgang im Spalt zwischen Brennstoff und Hülle

In-pile-Experimente zur Untersuchung des Brennstabversagens

E. Karb, L. Sepold, Abteilung Reaktorbetrieb und Technik

I. Zielsetzung

Im Rahmen der Forschungsarbeiten zur Kernnotkühlung von LWR stellt die Untersuchung des Brennstabverhaltens im Verlauf eines Kühlmittelverlustunfalls (LOCA) ein zentrales Problem dar. Zur Beurteilung der Wirksamkeit von Notkühlssystemen muß geprüft werden, ob und in welchem Ausmaß die Notkühlung durch Brennstabversagen beeinträchtigt wird. Zur Erstellung entsprechender Rechenmodelle und Genehmigungskriterien müssen die Grenzen ermittelt werden, bei deren Überschreiten mit Brennstabversagen zu rechnen ist, müssen die Mechanismen des Versagens qualitativ und quantitativ bestimmt werden.

Zur Untersuchung der komplexen Vorgänge beim Brennstabversagen wurde bereits eine große Anzahl von Versuchen durchgeführt [1,2,3], allein in USA mehr als 400. Mit einer Ausnahme (TREAT-Experimente, siehe Abschnitt II) erfolgten alle diese Experimente out-of-pile, mit elektrisch beheizten Brennstabsimulatoren.

Zwei wesentliche Versagensmechanismen wurden identifiziert:

- das duktile Versagen, bei dem sich die Brennstabhülle unter dem Einfluß des inneren Überdruckes und der mit steigender Temperatur nachlassenden Festigkeit lokal aufbläht (ballooning), mit der Gefahr, die Kühlkanäle zu verengen oder zu blockieren, und
- die Versprödung der Hülle durch die bei erhöhter Temperatur beschleunigte Aufnahme von Sauerstoff aus dem Kühlmittel mit der Gefahr, daß beim Abkühlen der Stäbe durch die einsetzende Notkühlung die Hülle spröde zerspringt (shattering), Hüll- und Brennstoffbruchstücke die Kühlkanäle verstopfen oder die Stäbe in eine nicht mehr kühlbare Geometrie zerfallen.

Weitere Experimente laufen derzeit oder sind für die Zukunft geplant. Auch davon wird die Mehrzahl out-of-pile, mit elektrisch beheizten Brennstabsimulatoren durchgeführt. Für viele Untersuchungsziele, wie z.B. die Bestimmung der thermohydraulischen Vorgänge, ist diese Methode vollkommen ausreichend. Eine Gruppe von Eigenschaften des wahren Brennstabs, die sogenannten Nuklearen Parameter, läßt sich jedoch nur unvollkommen, zum Teil gar nicht, in out-of-pile-Versuchen simulieren. Zu diesen Parametern gehören:

- das thermische, mechanische und chemische Verhalten des Brennstoffs, vor allem nach Bestrahlung, von dem u.a. der Wärmeübergang im Spalt Brennstoff - Hülle, der Gastransport vom Plenum zu einer evtl. Beule, chemische und mechanische Wechselwirkungen Brennstoff - Hülle abhängen.
- die Anwesenheit von Spaltprodukten und die zusätzliche Spaltproduktfreisetzung während der Temperaturtransiente (Einfluß auf: Wärmeübergang im Spalt, Druckverhältnisse an der Beule, chemische Reaktionen mit der Hülle).
- die nukleare Wärmeerzeugung (Einfluß auf: Temperaturverlauf und gespeicherte Wärme im Brennstoff, den mechanischen Zustand des Brennstoffs).
- das thermische, mechanische und chemische Verhalten des bestrahlten Hüllwerkstoffs (Einfluß auf: Wärmeübergang im Spalt, Beulvorgänge, Versprödung).

Zur Untersuchung des mechanischen Verhaltens bestrahlten Hüllwerkstoffs wurde in Berstversuchen out-of-pile mit elektrischer Beheizung im ORNL [4, 5] und bei GE [6, 7] ein gewisser Ansatz gemacht. Für die übrigen Parameter steht die Frage offen nach ihrem Einfluß auf die Vorgänge beim Brennstabversagen.

Hieraus folgt die Notwendigkeit und die Zielsetzung von in-pile-Experimenten zum Brennstabversagen:

Durch Transientenversuche mit nuklear beheizten Prüflingen ist festzustellen, ob und wie die out-of-pile nicht simulierbaren Nuklearen Parameter die Mechanismen des Brennstabversagens beeinflussen und ob mit weiteren, bisher noch unbekanntem Versagensmechanismen gerechnet werden muß.

Die genannte Zielsetzung beinhaltet eine Prüfung und Absicherung der out-of-pile mit Simulatoren gefundenen Ergebnisse zur Verifizierung und Vervollständigung der darauf aufgebauten Modelle und Rechenprogramme.

Die meisten der genannten, teilweise untereinander gekoppelten Parameter sind abhängig von der vorausgegangenen Bestrahlungszeit, d.h. von der empfangenen Strahlendosis bzw. vom Abbrand. Bereits der Anfangszustand der Brennstäbe zu Beginn eines Kühlmittelverlustunfalls wird wesentlich vom Abbrandgrad beeinflusst. Es ist daher erforderlich, bei in-pile-Versuchen zum Brennstabversagen vorbestrahlte Prüflinge mit unterschiedlichem Abbrand einzusetzen.

II. In-pile-Experimente zum Brennstabversagen

In der Vergangenheit wurden zwei in-pile-Versuche zum LOCA bekannt: Von ORNL wurden im TREAT-Reaktor zwei 7-Stab-Bündel durch Steuerung der Reaktorleistung je einer LOCA-ähnlichen Transiente unterworfen [8, 9, 10]. Dabei war jeweils der zentrale Stab vorbestrahlt, allerdings nur bis zum verhältnismäßig geringen Abbrand von 650 bzw. 2500 MWd/t, die übrigen Stäbe waren frisch. Die Stabinnendrucke lagen ebenfalls verhältnismäßig tief, bei 5 bis 15 bar (kalt). Abgesehen von einer vermuteten Versagensfortpflanzung durch ein aus einem geborstenen Stab ausgetretenes Brennstoffteilchen, wurden im Vergleich zu out-of-pile-Versuchen keine besonderen Vorgänge gefunden.

Zur Zeit in Vorbereitung sind folgende Vorhaben:

- DK-Loop des FR2 (GfK/PNS, Karlsruhe): Transientenversuche mit unterschiedlich lang vorbestrahlten Einzelstäben. Dieses Vorhaben wird in Abschnitt III näher beschrieben.
- PHEBUS (CEA, CEN Cadarache): In einem noch zu bauenden, speziellen Testreaktor sollen Einzelstäbe und Bündel LOCA-Bedingungen ausgesetzt werden. Die Verwendung von vorbestrahlten Prüflingen wird schwierig, von hochabgebranntem Brennstoff wahrscheinlich kaum möglich sein.
- PBF (USAEC, ANC Idaho): In der "Power Burst Facility", die 1974 ihren nuklearen Betrieb aufnahm, sollen Einzelstab- und Bündelexperimente verschiedenster Art zum Brennstabverhalten durchgeführt werden. Ein detailliertes Programm liegt vor für Versuche bei PCM-Bedingungen (Power-Cooling-Mismatch) mit frischen Stäben (Reihe PCM-20).

Später sollen in der sogenannten IES-Reihe (Irradiation Effects and Irradiation Simulation) bestrahlte Hüllrohre und Brennstäbe PCM-Bedingungen ausgesetzt und vor allem aus werkstofftechnischer Sicht mit unbestrahltem Material verglichen werden.

Danach sollen LOCA-Experimente mit unbestrahlten Stäben in Bündelgeometrie durchgeführt werden.

- LOFT (USAEC, ANC Idaho): Obwohl mehr auf die Untersuchung der thermohydraulischen Probleme abgestimmt, erhofft man sich auch von diesen Experimenten wertvolle Informationen zum Brennstabversagen. LOFT ist das einzige Experiment, bei dem ein ganzes Core, allerdings gegenüber einem Leistungsreaktor verkleinert, einem Kühlmittelverlustunfall ausgesetzt wird. Der nukleare Betrieb soll mit Kritikalitätstests 1976 beginnen.

III. In-pile-Experimente zum Brennstabversagen im Dampf-Kontaminations-Loop (DK-Loop) des FR2

1. Versuchsparameter

Die Versuche im DK-Loop beziehen sich auf die Niederdruckphase eines Kühlmittelverlustunfalls, wobei der Schwerpunkt auf der Untersuchung des Brennstabverhaltens während der sogenannten zweiten Aufheizphase liegt. In diesem LOCA-Abschnitt ist die Wahrscheinlichkeit für duktilen Versagen und für Versprödung relativ hoch wegen der im Vergleich zur Hochdruckphase großen Zeitspanne, in der sich die Hülle auf erhöhter Temperatur befindet.

Es werden Einzelstäbe eingesetzt mit einer aktiven Länge von rd. 50 cm. Die radialen Stababmessungen entsprechen denen deutscher Leistungsreaktoren, die derzeitige Auslegung der Prüflinge erfolgte nach den Abmessungen für Druckwasserreaktoren.

Als wichtigster Parameter wird der Abbrand variiert, und zwar in Stufen von 0 bis 35.000 MWd/t, entsprechend dem maximalen, über die Stablänge gemittelten Zielabbrand deutscher Leistungsreaktoren.

Der Innendruck wird dem Abbrand entsprechend eingestellt auf der Basis von Vorausberechnungen der Hersteller.

Die Stableistung wird im allgemeinen während des ganzen Versuchs konstant gehalten, auf einem Wert, der in der Größenordnung der Nachwärme zur Zeit der Niederdruckphase liegt, vermehrt um einen Betrag, der die bei Einzelstabversuchen ohne besondere Beheizung der Umgebung erhöhte radiale Wärmeabfuhr kompensiert. Bei einer vorwiegend auf die Untersuchung von Versprödungsvorgängen zielenden Versuchsreihe wird die Stableistung zeitlich verändert, um raschere Aufheizung und längere Haltezeit bei Maximaltemperatur zu erreichen.

2. Das Dampf-Kontaminations-Loop am FR2

Das DK-Loop (vereinfachtes Schema Abb. 1) wurde für den Einsatz nuklear beheizter und mit Heißdampf gekühlter Prüflinge mit absichtlich angebrachten Hüllschäden ausgelegt und ist daher für Versuche zum Brennstabversagen, die u.U. bis zum Bersten der Hülle gehen, besonders geeignet. Es besitzt ein Kondensations- und Filtersystem zur Rückhaltung von Spaltprodukten und ist über eine Edelgasverzögerungsstrecke an das Aktivabgassystem des FR2 angeschlossen.

Dieser Kreislauf wurde bereits seit mehreren Jahren am FR2 betrieben, er kann mit geringen Modifikationen für die in-pile-Versuche zum Brennstabversagen übernommen werden.

Eine wesentliche Komponente des Kreislaufs ist die in-pile-Strecke, der sogenannte Reaktoreinsatz (Prinzip siehe Abb. 2).

Innerhalb eines für den maximalen Kreislaufdruck von 190 bar ausgelegten Fingerhutrohrs strömt der Heißdampf in einem Ringraum nach unten und wird nach Umlenkung um 180° aufwärts über den zentral angeordneten Prüfling geleitet. Die beiden gegenläufigen Dampfströme sind durch einen mit stagnierendem Dampf gefüllten Spalt zwischen innerem und äußerem Dampfführungsrohr thermisch weitgehend gegeneinander isoliert.

3. Versuchsablauf

3.1 Vorbestrahlung

Es ist vorgesehen, die Vorbestrahlung der Prüflinge im FR2 durchzuführen, in Einsätzen, deren Aufbau dem der FR2-Brennelemente ähnlich ist. Jeweils sechs Prüflinge werden gleichzeitig in einem Einsatz bis zum gewünschten Abbrand bestrahlt. Davon wird ein Stab zu radiochemischen Abbrandbestimmungen und Werkstoffuntersuchungen abgezweigt, vier Stäbe werden für Transientenversuche eingesetzt, ein Stab bleibt als Reserve. Die Stableistungen bei der Vorbestrahlung und das Temperaturprofil im

Brennstoff stimmen mit denen eines DWR-Stabs bei Normalbetrieb gut überein. Die Hülltemperatur liegt um rd. 200 K tiefer und die Differenz Kühlmitteldruck - Stabinnendruck ist wegen des geringen Systemdruckes im FR2 negativ, obwohl die Stäbe mit nur 1 bar Vorinnendruck eingesetzt werden.

3.2 Transientenversuche

Der Prüfling wird zunächst an den Probenträger montiert, an die Einrichtung zur Aufgabe und Messung des Innendruckes angekoppelt und mit Thermoelementen bestückt. Bei vorbestrahlten Prüflingen erfolgen diese Arbeitsgänge in der Abschirmzelle des FR2. Nach Einbau in den Reaktoreinsatz des DK-Loops im Core wird der gewünschte Innendruck durch Auffüllen mit Inertgas eingestellt. Dann werden Kreislauf und Reaktor auf die gewünschten stationären Anfangsbedingungen gebracht, die zur thermischen und nuklearen Leistungsbestimmung und zur Erzeugung kurzlebiger Spaltprodukte etwa zwei Stunden gehalten werden.

Zur Auslösung der Transiente wird der Dampfstrom durch Schließen des Ventils hinter dem Überhitzer (Abb. 3) unterbrochen; gleichzeitig wird der Kreislauf über ein Ventil großen Querschnitts entspannt. Die Reaktorleistung und damit die Prüflingsleistung bleibt konstant. Die Hülltemperatur steigt an (2. Aufheizphase). Der Temperaturanstieg wird beendet durch Reduktion der Reaktorleistung; die Hülltemperatur sinkt ab entsprechend der Dampf- und Tröpfchenkühlung bei einsetzender Notkühlung. Das Abschrecken ("Quenching") der Hülle, das im Leistungsreaktor durch Fluten der betrachteten Stelle mit Notkühlwasser erfolgt, wird durch Wiedereinschalten der Dampfkühlung simuliert.

Abb. 4 zeigt - dicke Linien - den berechneten Verlauf der Brennstoff- und der Hülltemperatur bei einem LOCA für einen hochbelasteten Stab eines DWR. Gemäß der Aufgabenstellung soll im Versuch der Temperaturverlauf der Niederdruckphase nach dem Blowdown, besonders die zweite Aufheizphase, simuliert werden. Die dünner gezeichneten Linien zeigen den für diese Phase gerechneten Temperaturverlauf im Transientenversuch.

Abb. 5 zeigt den in einem Vorversuch gemessenen Temperaturverlauf.

4. Instrumentierung, Datenerfassung und -verarbeitung

4.1 Kreislauf

Die für den Betrieb des Kreislaufs erforderliche Instrumentierung ist vorhanden und kann mit einigen wenigen Verbesserungen übernommen werden.

4.2 Prüfling

Für die Auswertung der Transientenversuche sind folgende Größen wichtig:

- Innendruck als Funktion der Zeit
- Hülltemperatur als Funktion der Zeit
- Leistung des Prüflings; Gesamtwert absolut und axiales Profil relativ.

Die Messung des Innendruckes erfolgt über einen DMS-Druckgeber, der über eine 5 m lange Kapillare von 1,2 mm Innendurchmesser an das Plenum des Prüflings angeschlossen ist. In Vorversuchen wurde ermittelt, daß die Verzögerung des Meßsignals bei schneller Entspannung (Hüllrohrbersten) bei 5 m Kapillarlänge kleiner als 10 ms, also tolerabel ist.

Zur Messung der Hülltemperatur als wichtigster Kenngröße werden Thermoelemente an verschiedenen axialen Stellen außen an der Prüflingshülle befestigt. Da an der Stelle einer evtl. Aufblähung so keine rückwirkungsfreie Messung möglich ist, erfolgt hier eine indirekte Bestimmung. Es wird - ebenfalls mit Thermoelementen - die Temperatur des den Prüfling umschließenden inneren Dampfleitungsrohrs gemessen und über eine Berechnung des radialen Temperaturverlaufs auf die Hülltemperatur geschlossen.

Voraussetzung für die Richtigkeit der involvierten Berechnung ist u.a. die Bestimmung des axialen Leistungsprofils. Hierzu werden während des Stationärbetriebes vor Beginn der Transiente

Flußdichteprofile in Zwischengitterpositionen in der Umgebung des Reaktoreinsatzes gemessen. Der relative Leistungsverlauf, der durch Einsatz von Absorberteilen beeinflusst werden kann, läßt sich so gut ermitteln. Die Bestimmung der Absolutwerte erfolgt einerseits durch neutronenphysikalische Berechnung auf der Basis der Messung der Gesamtleistung benachbarter Brennelemente und der gemessenen Flußprofile, andererseits thermisch über die Messung des Kühlmittelstroms und dessen Aufheizung am Prüfling.

Zur Datenerfassung und -verarbeitung einschließlich der vorprogrammierten Steuerung des Versuchsablaufs ist ein Anschluß an das bei GfK vorhandene System CALAS vorgesehen.

5. Versuchsprogramm

Die derzeitige Planung (siehe Tabelle) sieht etwa 40 in-pile-Versuche vor, zunächst mit unbestrahlten Prüflingen (Reihen A und B), später mit Brennstoff, der zwischen 2.500 und 35.000 Mwd/t vorbe-strahlt wurde (Reihen C bis G). Bei den Versuchen in der 4. Spalte wird, abweichend von der obigen Beschreibung, die Hülltemperatur längere Zeit auf dem Höchstwert gehalten zur Untersuchung von Ver-sprödungsvorgängen.

Tabelle

Versuchsprogramm

Versuchs- gruppe	Abbrand [GWd/t]	Temperaturverlauf		Anzahl der Versuche
		normal	mit Haltezeit	
A1	0	x		2
A2	0	x		3
A3	0		x	1
B1	0	x		8
B2	0		x	3
C	2,5	x		4
D	5	x		4
E1	10	x		3
E2	10		x	1
F	20	x		4
G1	35	x		4
G2	35	x		2
G3	35		x	3

6. Auswertung der Versuche

6.1 Nachuntersuchungen

Ein wesentlicher Teil der Information über das Verhalten des Prüflings fällt erst bei der Nachuntersuchung in den Heißen Zellen an.

Nach Ausbau aus dem Reaktoreinsatz wird der Prüfling in der Neutronenradiografieanlage am FR2 durchleuchtet, ggfs. auch geröntgt. In den Heißen Zellen erfolgen nach visueller Inspektion und fotografischer Dokumentation des äußerlichen Zustands der Stäbe die Bestimmung der Abmessungen, vor allem an der Stelle einer evtl. Aufblähung, sowie umfangreiche metallografische Untersuchungen.

6.2 Berechnungen

Die thermohydraulischen Vorgänge während der Transiente und des vorangegangenen Stationärbetriebes werden mit einer für die Verhältnisse im Loop modifizierten Version von RELAP (IKE Stuttgart), die thermischen Vorgänge im Prüfling mit dem Programm RELAX (IRB/GfK) und einem Wärmeleitprogramm des IKE Stuttgart voraus- und nachgerechnet. Diese Programme wurden bereits bei den Auslegungsarbeiten eingesetzt.

Selbstverständlich werden die im PNS-Vorhaben 4231 entwickelten Innendruck- und Deformationsmoduln auf die während der Transiente und bei den Nachuntersuchungen gemessenen Werte angewandt und ggfs. entsprechend modifiziert.

6.3 Referenzversuche

Das Hauptversuchsziel, Untersuchung des Einflusses der nuklearen Parameter auf die Mechanismen des Brennstabversagens, fordert den Vergleich mit nichtnuklearen Versuchen. Um eine hinsichtlich der übrigen Randbedingungen einwandfreie Vergleichsbasis zu schaffen, sind Referenzversuche mit dem DK-Loop geplant, bei denen elektrisch beheizte Simulatoren den gleichen Transienten ausgesetzt werden.

7. Stand der Entwicklung

Wie bereits erwähnt, ist das DK-Loop vorhanden und einsatzbereit. Die Auslegung der Brennstabprüflinge ist im wesentlichen abgeschlossen, derzeit werden Angebote eingeholt.

Beginn der Versuche soll Mitte 1975 sein, zunächst mit unbestrahlten, dann mit bestrahlten Stäben. Das hier beschriebene Programm soll Ende 1977 / Anfang 1978 beendet sein. Werden keine Abweichungen von den bekannten und keine neuen Versagensmechanismen gefunden, so ist das Vorhaben damit abgeschlossen.

Literatur:

- /1/ D.J. Liffengren:
Effects of Fuel Rod Failure an ECCS Performance,
General Electric, APED, NEDO-10208 (Aug. 1970)
- /2/ IRS Köln, Statusbericht Notkühlung, Kapitel 5, Entwurf,
Bericht SB 5, Dez. 1973
- /3/ G. Cheliotis, H.J. Romeiser, KWU, RS 107
(private Information)
- /4/ D.O. Hobson et.al.:
Comparison of Rupture Data from Irradiated Fuel Rods and
Unirradiated Cladding, Nucl. Techn., Vol. 11, Aug. 1971
- /5/ M.F. Osborne, G.W. Parker:
The Effect of Irradiation on the Failure of Zircaloy-Clad
Fuel Rods, ORNL-TM-3626 (1972)
- /6/ A.D. Emery et.al.:
Effects of Heating Rate and Pressure on Expansion of Zircaloy
Tubing During Sudden Heating Conditions, Trans. ANS, 13, 1, 1970
- /7/ Performance of Zircaloy-Clad Fuel Rods During Simulated Loss-
of-Coolant Accidents Single Rod Tests, WCAP 7379, Vol. II
(Sept. 1969)
- /8/ R.A. Lorenz et.al.:
Fuel Rod Failure Under Loss-of-Coolant Conditions in TREAT,
Nucl. Techn., Vol. 11, Aug. 1971
- /9/ R.A. Lorenz et.al.:
Final Report on the First Fuel Rod Failure Transient Test of
a Zircaloy-Clad Fuel Rod Cluster in TREAT, ORNL-4635
(March 1971)

/10/ R.A. Lorenz, G.W. Parker:

Final Report on the Second Fuel Rod Failure Transient Test
of a Zircaloy-Clad Fuel Rod Cluster in TREAT, ORNL-4710 (1972)

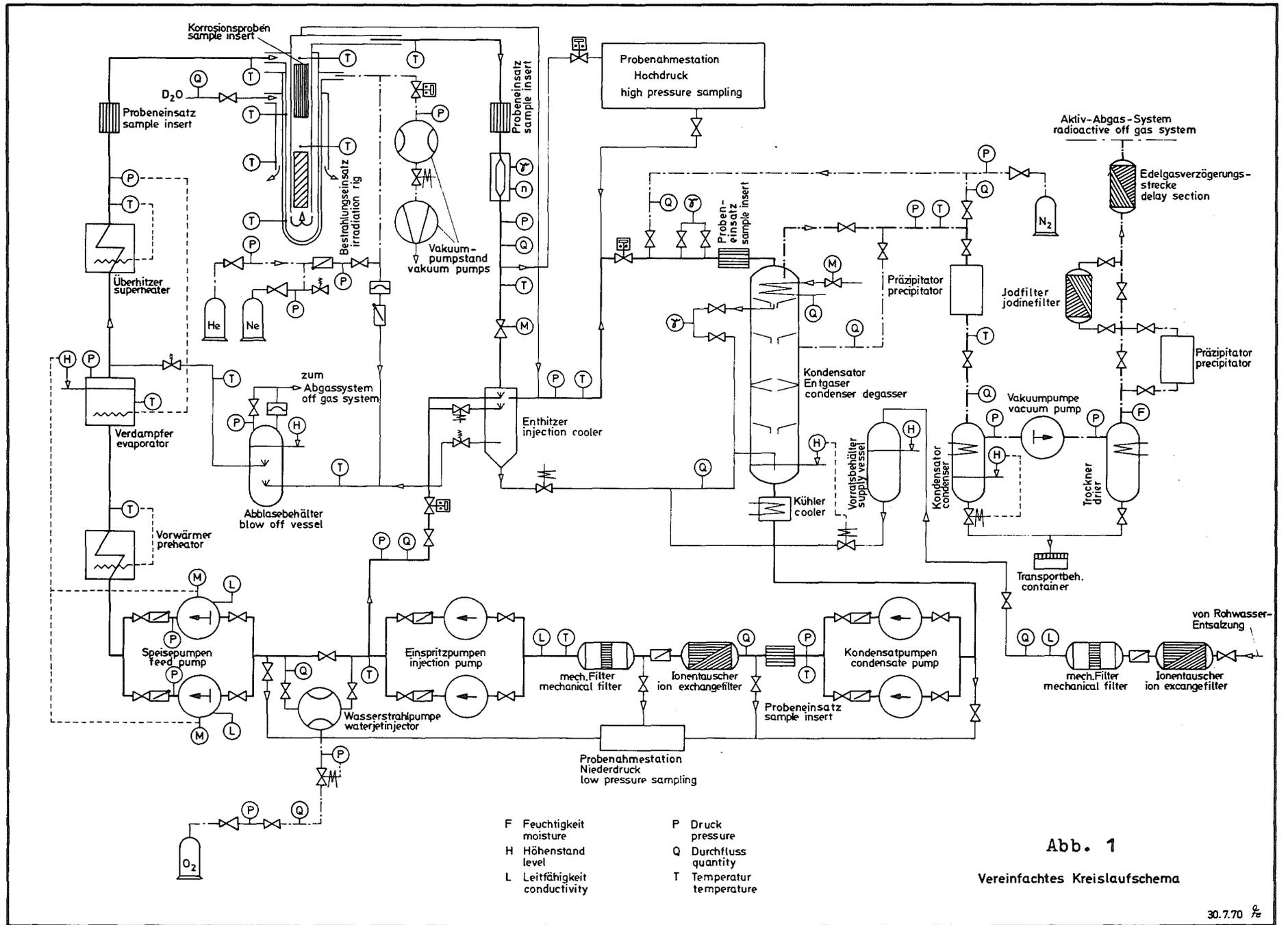


Abb. 1

Vereinfachtes Kreislaufschema

Reaktoreinsatz stark vereinfacht

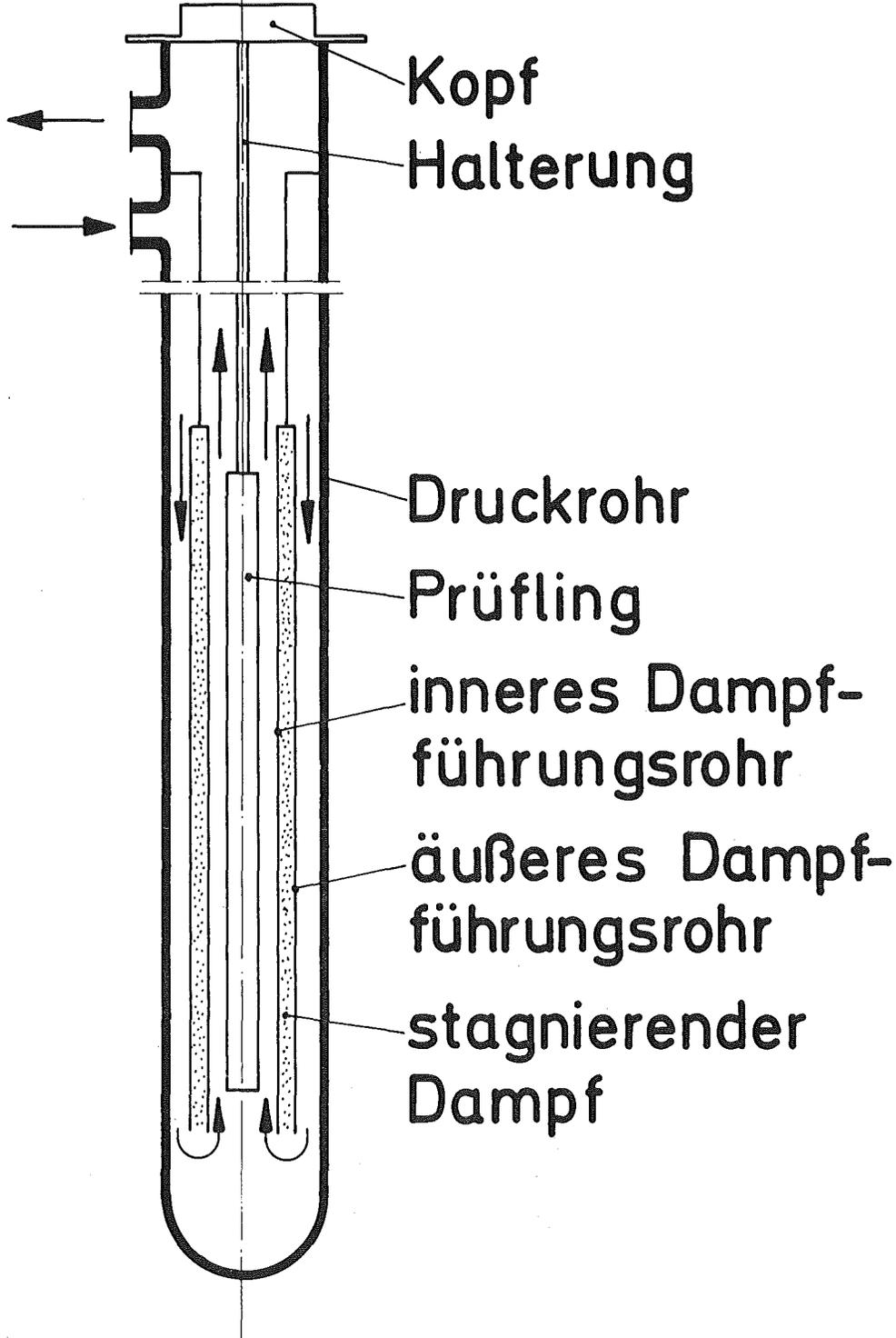
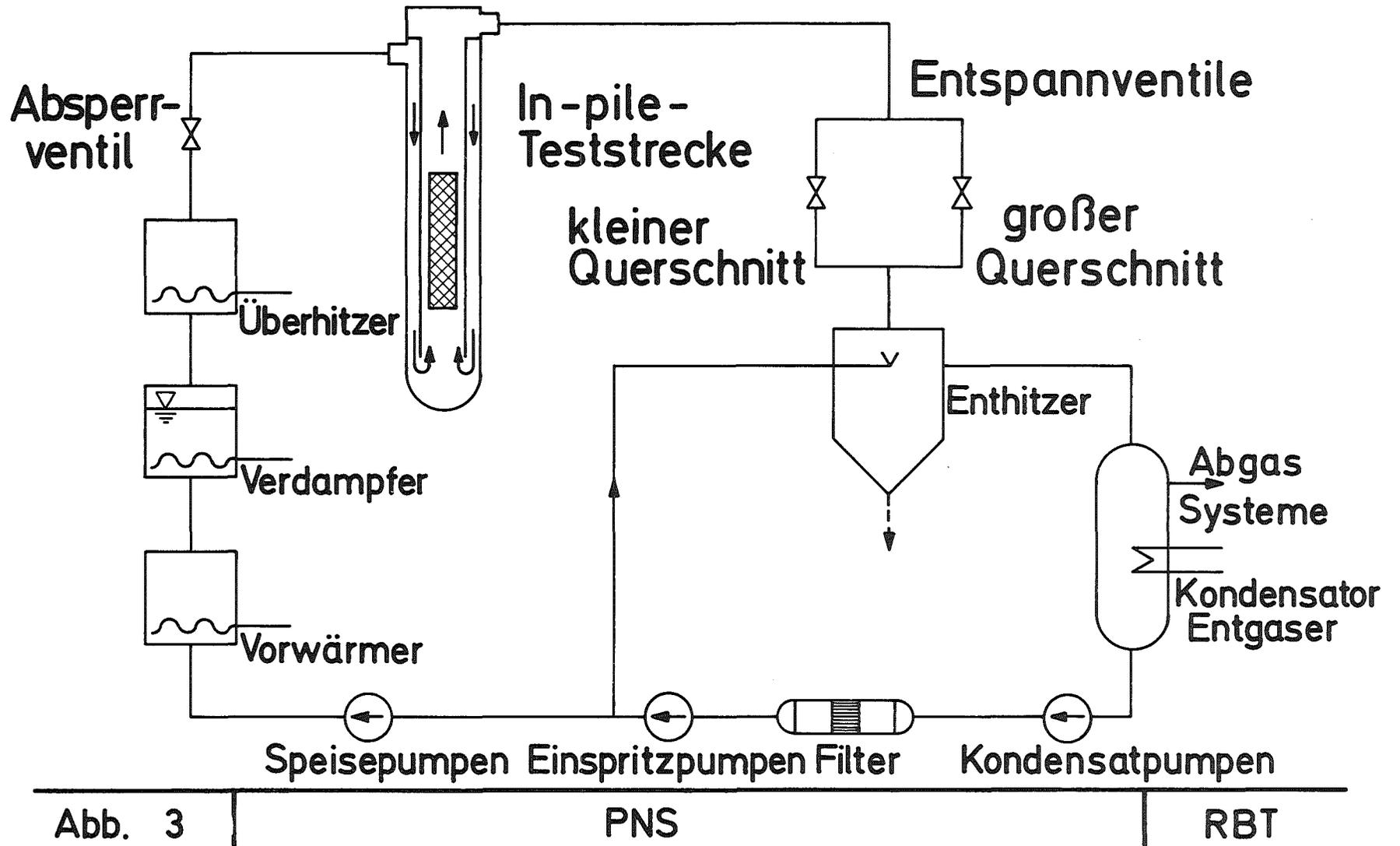


Abb. 2

PNS

RBT

Kreislaufschema stark vereinfacht



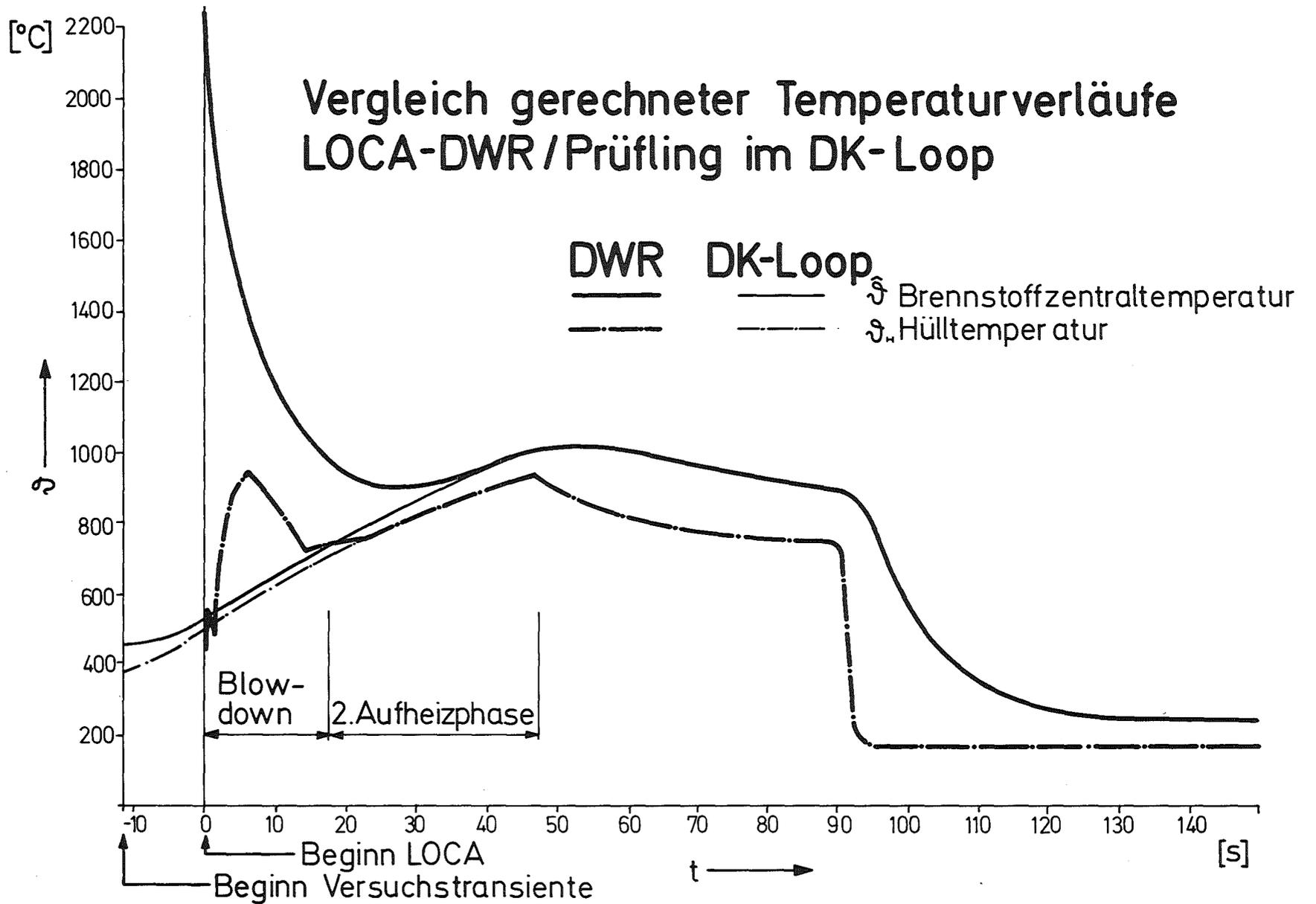


Abb. 4

PNS

RBT

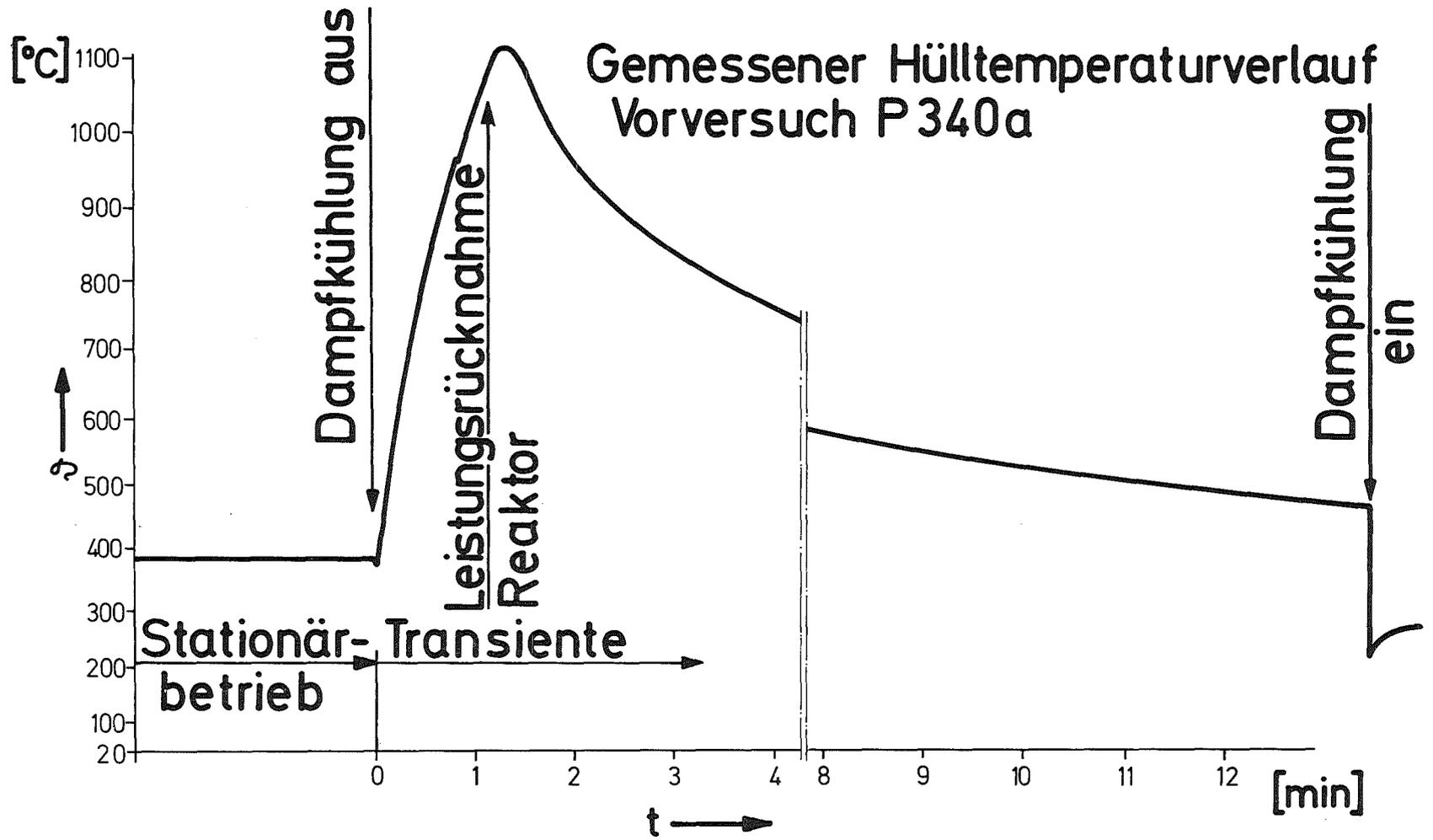


Abb. 5

PNS

RBT

Zum Abschmelzverhalten von LWR-Brennstäben

P. Hofmann, H. Holleck, C. Politis, A. Skokan
Institut für Material- und Festkörperforschung

S. Hagen, A. Mack, H. Malauscheck
Reaktorbetrieb und Technik

Gesellschaft für Kernforschung

1. Einleitung

Auch nach dem Abschalten eines Kernreaktors, d.h. nach dem Erlöschen der Kettenreaktion, erfolgt eine Wärmeproduktion im Brennstoff durch den radioaktiven Zerfall der Spaltprodukte und der Transurane. Bei einem Ausfall der Kühlung, z.B. durch einen Bruch der primären Kühlmittelleitung, muß daher sichergestellt sein, daß diese Nachwärme ausreichend aus dem Reaktorcore abgeführt wird, ohne daß es zum Versagen der Brennelemente kommt. Die heutigen Leichtwasserreaktoren besitzen daher mehrere voneinander unabhängige Notkühlsysteme, die die Wärmeabfuhr garantieren sollen.

Sollte trotzdem der äußerst unwahrscheinliche Fall eintreten, daß neben dem Hauptkühlsystem gleichzeitig auch alle Notkühlsysteme versagen, so kommt es, infolge der starken Wärmeproduktion im Brennstoff und bei höheren Temperaturen auch durch die exotherme Zircaloy/Wasserdampf-Reaktion, zum teilweisen bzw. vollständigen Niederschmelzen der Brennelemente und der Reaktorcoreeinbauten.

Aus Sicherheitsgründen ist es nun wichtig zu wissen, welches chemische und physikalische Verhalten die LWR-Corekomponenten während der Aufheiz- und Abschmelzperiode in Abhängigkeit der Temperatur, der Zeit, der Konzentration und des Sauerstoffangebots der Versuchsatmosphäre zeigen.

Im Rahmen des PNS (Projekt Nukleare Sicherheit) werden daher umfangreiche Abschmelzexperimente mit LWR-Brennstabsimulatoren sowie Konstitutions- und Reaktionsuntersuchungen an LWR-Corekomponenten durchgeführt.

Das Ziel dieser verschiedenen Untersuchungen ist, den Abschmelzvorgang phänomenologisch beschreiben, und die dabei entstehenden Phasen bezüglich ihrer Zusammensetzung und Schmelzpunkte charakterisieren zu können.

Die Gliederung der Versuche ist in Abb. 1 dargestellt.

2. Versuchsdurchführung

- Abschmelzexperimente mit einzelnen simulierten LWR-Brennstäben und Stabbündeln unter Schutzgas, Luft und Wasserdampf. Das Ziel dieser Untersuchungen ist, den Abschmelzvorgang phänomenologisch zu beschreiben.
- Parallel zu den Abschmelzexperimenten erfolgen integrale Experimente mit Corium, das aus den hauptsächlichen LWR-Corekomponenten UO_2 , Zry-4 und Stahl (1.4550) besteht. Diese Versuche geben einen Überblick über die gegenseitige Beeinflussung einzelner Komponenten im Gesamtsystem und haben zum Ziel, die entstehenden Phasen und deren Schmelzpunkte in Abhängigkeit von der Temperatur zu ermitteln. Außerdem sollen die integralen und partiellen Abdampfraten von Corium bestimmt werden. Die integralen Versuche mit Corium dienen gleichzeitig dazu, ein geeignetes Tiegelmateriale für die Experimente zur Spaltproduktfreisetzung aus flüssigem Corium zu ermitteln.
- Um die während der Abschmelzversuche von LWR-Brennstabsimulatoren und Coriumproben ablaufenden chemischen Wechselwirkungen metallurgisch beschreiben und die entstehenden Phasen identifizieren zu können, sind phasenanalytische Grundlagenuntersuchungen in dem Vielstoffsystem UO_2 -Zry-Stahl sowie in definierten Teilsystemen erforderlich.

Bevor man die Experimente durchführt, wird man zunächst versuchen, das chemische Verhalten der LWR-Corekomponenten anhand der verfügbaren thermodynamischen Daten und Phasendiagramme abzuschätzen. So ist es z.B. beim Versagen der Reaktorkühlsysteme zunächst wichtig zu wissen, in welchem Umfang die einzelnen Corekomponenten mit dem im Reaktordruckbehälter befindlichen Restwasser bzw. Wasserdampf reagieren. In Abb. 2 sind die Sauerstoffpotentiale einiger LWR-Corekomponenten sowie von Luft und Wasserdampf in Abhängigkeit der Temperatur dargestellt. Man kann diesem Diagramm entnehmen, daß Zr und U die größte Affinität zum Sauerstoff besitzen, d.h. die stabilsten Sauerstoffverbindungen bilden; danach folgen Cr und Fe. Wasserdampf ist bei höheren Temperaturen in der Lage das Zry und Cr zu oxidieren, nicht aber das Fe und Ni. Theoretische Abschätzungen zeigen nun, daß der Wasserdampf beim Durchströmen durch das Reaktorcore bereits im unteren Teil durch das Zry vollständig reduziert wird und dadurch im oberen Teil des Cores keine Oxidationsreaktionen mehr möglich sind.* Das

*) H. Körber, K.L. Barth, H. Unger; IKE-K-33 (1973)

Reaktionsverhalten der LWR-Corekomponenten ist daher sowohl in oxidierender als auch in inerter Versuchsatmosphäre zu untersuchen.

Die thermodynamische Stabilität einer Verbindung erlaubt aber noch keine Aussagen über die Kinetik der Reaktion und der dabei entstehenden Phasen sowie deren Zusammensetzungen, Schmelzpunkte und Existenzbereiche. Dazu sind Phasendiagramme erforderlich, die diese Informationen in Abhängigkeit der Temperatur und Konzentration für ein im Gleichgewicht befindliches System liefern.

Abb. 3 zeigt als Beispiel das Zr-O-Phasendiagramm. Man erkennt, daß Zr bis etwa 30 At.% Sauerstoff lösen kann bevor sich ZrO_2 bildet, und daß der Schmelzpunkt von Zr vom Sauerstoffgehalt abhängt.

Thermodynamische Abschätzungen der möglichen Reaktionsprodukte in dem hier interessierenden komplexen Vielstoffsystem UO_2 -Zry-Stahl lassen sich nur bedingt durchführen. Von den theoretisch denkbaren Verbindungen, die aus den Komponenten des Vielstoffsystems bestehen, sind die entsprechenden thermodynamischen Daten und Phasendiagramme nur unvollständig oder überhaupt nicht bekannt. Man ist daher auf die Durchführung von Experimenten angewiesen.

Nachfolgend werden die verschiedenen Experimente und die ersten Versuchsergebnisse detaillierter beschrieben.

3. Versuchsergebnisse

3.1 Abschmelzverhalten von LWR-Brennstabsimulatoren

Das Aufheizen der Brennstabsimulatoren erfolgt indirekt durch einen zentralen, widerstandsbeheizten Wolframstab.

Abb. 4 zeigt den Aufbau des simulierten LWR-Brennstabes. Das Zry-Hüllrohr hat DWR-Dimensionen (Außendurchmesser: 10,75 mm; Innendurchmesser: 9,29 mm). Im Zry-Rohr befinden sich die UO_2 -Ringpellets (Außendurchmesser: 9,2 mm; Innendurchmesser: 6,1 mm) sowie der W-Heizstab (6 mm Durchmesser).

An beiden Enden des Zry-Rohres sind Isolierpellets aus Bornitrid angebracht. Der Brennstab kann, mit Hilfe von Cu-Endstücken, in die Elektroden der Versuchsanordnung eingespannt werden.

Eine Skizze des Versuchskessels ist in Abb. 5 wiedergegeben. Alle wesentlichen Versorgungsleitungen befinden sich im unteren Teil des Kessels, so daß zur Montage der simulierten Brennstäbe das Oberteil leicht abgehoben werden kann. Die untere Elektrode ist flexibel, die obere starr angeordnet, kann aber in axialer Richtung verschoben werden, um Brennstäbe unterschiedlicher Länge aufzunehmen. In dieser schematischen Darstellung sind außerdem die Ringdüsen für den Wasserdampfeintritt und die trichterförmige Dampfabzugshaube für die Experimente mit Wasserdampf zu sehen. Der Kessel besitzt mehrere Beobachtungsfenster.

Abb. 6 zeigt den geschlossenen Versuchskessel. Durch die Beobachtungsfenster wird die Temperatur mit einem Quotientenpyrometer gemessen. Gleichzeitig wird der Abschmelzvorgang mit einer 16 mm Kamera festgehalten. Im Hintergrund ist der dazugehörige Transformator sichtbar (1500 A/80 V).

Bis jetzt wurden in diesem Versuchskessel erste Abschmelzexperimente unter Schutzgas und Luft durchgeführt. Bei den Experimenten unter Schutzgas wurden sowohl die Temperaturanstiegsgeschwindigkeit ($0,5$ bis $10^0/s$) als auch das radiale Temperaturprofil variiert.

In Abb. 7 sind drei unter Schutzgas niedergeschmolzene Brennstäbe zu sehen, die alle mit einer Geschwindigkeit von $1^0/s$ aufgeheizt wurden. Um zwei Brennstäbe waren außerdem Strahlenschirme in unterschiedlicher Anzahl angebracht, um das radiale Temperaturprofil zu ändern. Es waren keine wesentlichen Unterschiede im Abschmelzverhalten durch die Strahlenschirme festzustellen, auch nicht bei anderen Aufheizgeschwindigkeiten.

Abb. 8 zeigt einzelne Bilder eines Filmes, der während des Abschmelzens eines Brennstabsimulators unter Schutzgas aufgenommen wurde. Der Temperaturanstieg betrug $3^0/s$.

Das 1. Bild der oberen Reihe (Abb. 8) zeigt den intakten Stab. Beim 2. Bild erkennt man oben am Stab eine Veränderung des Hüllrohres, die ihre Ursache in chemischen Wechselwirkungen des UO_2 mit dem Zry hat. Die an der Phasengrenze UO_2/Zry entstehende Schmelze läuft innen nach

unten und dringt aus einem für Temperaturmeßzwecke im Hüllrohr angebrachten Loch (3 mm Durchmesser) nach außen und wird dadurch sichtbar. Die 2. Bildreihe zeigt das vollständige Versagen der Hülle im oberen Brennstabbereich. Es kommt zum Abschmelzen des UO_2 und des Zry, außerdem platzen gleichzeitig Teile des äußerlich leicht oxidierten Hüllrohres ab (Die dünne Oxidschicht hat sich während des Aufheizens durch Reaktion des Zry mit dem Restsauerstoff der Schutzgasatmosphäre gebildet). In der 3. Bildreihe erkennt man deutlich eine am Hüllrohr herablaufende Schmelze, die im unteren, kälteren Teil wieder erstarrt.

Das Abschmelzen des Brennstabsimulators erfolgt zwischen 1800 und 1900°C (Oberflächentemperatur). Wie die Konstitutionsuntersuchungen jedoch zeigen, liegt der Schmelzbeginn an der Phasengrenze UO_2/Zry jedoch deutlich tiefer.

Die simulierten LWR-Brennstäbe, die unter Luft aufgeheizt werden, verhalten sich anders als die unter Schutzgas untersuchten Stäbe. Während des Aufheizens wird das Zry-Rohr außen oxidiert. Der Oxidationsgrad des Zry-Rohres ist umso stärker je kleiner die Aufheizgeschwindigkeit ist, und bei einem Temperaturanstieg von nur etwa 0,5°/s kommt es zu einer nahezu vollständigen Oxidation des Zry. Die so entstehende Oberflächenschicht aus Zirkonoxid hat eine wesentlich höhere Schmelztemperatur als das in Wechselwirkung stehende System UO_2 -Zircaloy. Infolge dessen bleibt die Zirconschicht bei den maximal erreichten Hülltemperaturen von etwa 2000°C fest, während sich an der Phasengrenze UO_2/Zry flüssige Phasen bilden.

Abb. 9 zeigt einen unter Luft aufgeheizten Brennstabsimulator. Man erkennt, daß ganze Teile aus dem Zry-Hüllrohr herausgebrochen sind. Sehr wahrscheinlich ist dafür die an der Phasengrenze UO_2/Zry entstandene Schmelze verantwortlich.

Im Anschluß an diese ersten Abschmelzexperimente werden systematische Abschmelzexperimente mit Einzelstäben und Stabbündeln unter Schutzgas, Luft und Wasserdampf bis zu Längen von 1 m durchgeführt.

Abb. 10 zeigt die Schlifffilmbildaufnahme eines Querschliffes von einem unter Schutzgas abgeschmolzenen Brennstab. Im Zentrum befindet sich der W-Heizstab und darum herum Phasen unterschiedlicher Zusammensetzung.

Die Untersuchung der Phasen erfolgt metallographisch, röntgenographisch und mit der Mikrosonde. Die Phasenverteilung ergibt verschiedene Befunde, je nachdem, ob die Probe am oberen oder am unteren Stabteil entnommen wird. Im Prinzip bilden sich stets die gleichen Phasen, nur in unterschiedlichen Mengenverhältnissen.

Abb. 11 zeigt die radiale Verteilung der Phasen. Außen findet man UO_2 , $\alpha\text{-Zr(O)}$ und U, in der Mitte UO_2 neben U und innen UO_2 , $\alpha\text{-Zr(O)}$, U sowie eine intermetallische Phase ZrW_2 .

Die verschiedenen Phasen konnten in diesem Fall alle röntgenographisch identifiziert werden. Abb. 12 zeigt die Zuordnung der einzelnen Probenentnahmestellen zu den entsprechenden Röntgenaufnahmen.

Das Auftreten von metallischem Uran läßt sich gut durch Ätzeffekte metallographisch sichtbar machen. Durch seine gelbbraune Färbung läßt es sich dadurch gut von $\alpha\text{-Zr}$ und W unterscheiden (Abb. 13).

In vielen Fällen sind jedoch auch Mikrosondenuntersuchungen erforderlich, um Aussagen über die Phasenzusammensetzung zu machen. Abb. 14 zeigt neben der Schliffbildaufnahme und den Probestrombildern die Röntgenbilder von U, W und Zr.

3.2 Integrale Experimente mit Corium

Bei den Abschmelzexperimenten von Brennstabsimulatoren ist es nicht möglich, neben dem UO_2 und Zry, auch die übrigen Corematerialien ausreichend zu berücksichtigen. Es erweist sich deshalb als sinnvoll, parallel zu den Abschmelzversuchen von LWR-Brennstabsimulatoren Schmelzexperimente mit Corium (35 Gew.% UO_2 , 10 Gew.% Zry-4, 55 Gew.% Stahl) durchzuführen.*) Das Ziel dieser Experimente ist es, das Reaktionsverhalten der Corekomponenten in Abhängigkeit der Temperatur und Versuchsatmosphäre zu beschreiben. Außerdem interessieren die chemischen und physikalischen Eigenschaften der entstehenden Coriumschmelzen.

Die Bestandteile des Coriums sind bei diesen Versuchen ringförmig angeordnet (Abb. 15). Um den UO_2 -Kern herum befindet sich ein Zry-Rohr, das von einem äußeren Stahlring umgeben ist. Die Versuche wurden in einem Induktionsofen unter Schutzgas, Luft und Wasserdampf bis zu Temperaturen von ca. 2700°C durchgeführt. Beim Aufheizen dieser Versuchsanordnung

*) M. Peehs; IAEA-SM-190/10, Wien (1974)

ist festzustellen, daß das Reaktionsverhalten des Coriums stark von der Versuchsatmosphäre bzw. dem Oxidationsgrad der Corekomponenten abhängt (Abb. 16).

3.2.1 Inerte Versuchsatmosphäre: Unter diesen Bedingungen liegen das UO_2 oxidisch, das Zry und Stahl metallisch vor.

- Bei ca. 1000°C finden erste Reaktionen des Zry mit dem Stahl statt. Bei etwa 1350°C kommt es, infolge einer eutektischen Reaktion des Zry mit dem Stahl, zur Bildung flüssiger Phasen. Gleichzeitig reagiert auch ein Teil des Zry bzw. der entstandenen Zry/Stahl-Schmelze mit dem UO_2 (Abb. 17). Bei 2350°C ist das UO_2 bereits nach zwei Minuten vollständig aufgelöst.
- Die entstehende Coriumschmelze ist homogen. Die erstarrte Schmelze sieht metallisch aus, und die verschiedenen Phasen sind statistisch über den Probenquerschnitt verteilt. Bei den Schmelzversuchen mit Corium-E war in keinem einzigen Fall eine Schichtenbildung in der erstarrten Schmelze festzustellen, auch dann nicht, wenn versucht wurde, durch eine entsprechende Versuchsanordnung eine solche Schichtung zu erzwingen (Abb. 18).
- Chemische Analysen der Schmelzproben zeigen, daß mehr als 60% des Sauerstoffs sowie in erheblichen Mengen Uran und Zr abgedampft sind. Generell waren bei den Schmelzexperimenten Gewichtsverluste bis zu 30% zu beobachten.

3.2.2 Schwach oxidierende Versuchsatmosphäre: Das UO_2 und das Zry liegen oxidisch, der Stahl metallisch vor.

- Beim Hochheizen der teiloxidierten Corium-Proben wird die erste flüssige Phase durch den Schmelzpunkt des Stahles bestimmt (ca. 1450°C). Erst oberhalb 2000°C finden chemische Wechselwirkungen des ZrO_2 mit dem Stahl und dem UO_2 statt. Bei etwa 2400°C sind alle Phasen flüssig. Die erstarrte Probe besitzt metallischen Charakter, die verschiedenen Phasen sind statistisch über den Probenquerschnitt verteilt (Abb. 19).

3.2.3 Stark oxidierende Versuchsatmosphäre: Alle Komponenten des Coriums werden oxidisch eingesetzt.

- Bei 1600°C sind alle Phasen vollständig flüssig, unabhängig davon, ob die Experimente unter Schutzgas oder Luft durchgeführt werden (Abb. 20). Die erstarrte Schmelze besitzt keramischen Charakter und läßt keine Entmischung erkennen.

3.3 Konstitutionsuntersuchungen an LWR-Corekomponenten

Um die Zusammensetzung der Phasen, deren Schmelzpunkte und die Phasenverteilung in den erstarrten Schmelzen in Abhängigkeit vom Abschmelzvorgang bestimmen zu können, ist die Kenntnis der Phasengleich- und Ungleichgewichte in den untersuchten Vielstoffsystemen erforderlich. Da diese bis heute nur unvollständig bekannt sind, ist der Ablauf des "Core-schmelzens" derzeit nicht genau voraussagen. Es werden daher in den wichtigsten ternären Systemen U-Zr-O, Zr-Fe-O und U-Fe-O Konstitutionsuntersuchungen und Abschätzungen durchgeführt.

Abb. 21 zeigt isotherme Schnitte im Dreistoffsystem U-Zr-O bei 1000 und 1500°C . Den Phasendiagrammen kann man entnehmen, daß UO_2 und Zr sich nicht miteinander im Gleichgewicht befinden, und daß bereits bei 1500°C flüssige (U, Zr)-Phasen vorliegen.

Abb. 22 zeigt, daß sich erste flüssige Phasen schon unterhalb 1300°C bilden. Die Phasenbeziehungen in diesem System sind maßgebend für das Reaktionsverhalten und den Schmelzbeginn von Zry und UO_2 sowohl bei den simulierten Abschmelzexperimenten als auch den integralen Corium-Schmelzversuchen.

Für den Schnitt UO_2 - α -Zr(O) ergibt sich ein Diagramm wie in Abb. 23 dargestellt. Es handelt sich nicht um einen Schnitt UO_2 -Zr, wie fälschlicherweise in der Literatur oft für einen ähnlichen Schnitt angegeben wird, sondern um den Schnitt UO_2 -Zr(O) (Lösung von etwa 30 At.% Sauerstoff im Zr).

Als charakteristische Merkmale sind in den Systemen U-Fe-O die Gleichgewichte zwischen UO_2 und Fe bzw. UO_2 und (U,Fe)-Phasen zu erwähnen. Ab 1500°C sind ausgedehnte flüssige Phasenbereiche festzustellen (Abb. 24).

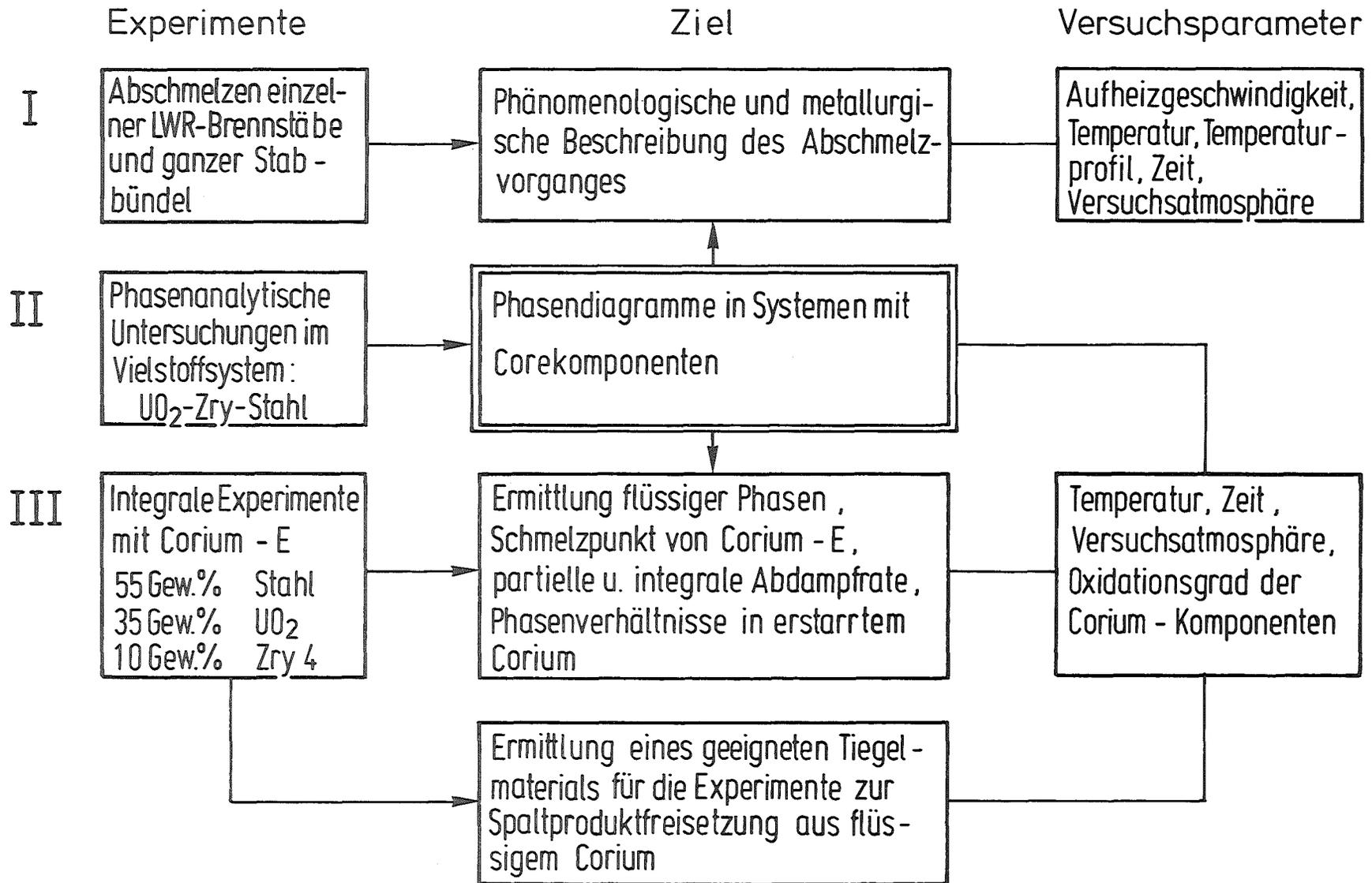
Im System Zr-Fe-O sind die Phasenverhältnisse komplizierter. Bei tiefen Temperaturen beobachtet man ein ternäres Oxid mit metallischem Erscheinungsbild. Bei 1500°C treten zwischen reinem bzw. leicht oxidiertem Zr und Fe ausgedehnte Bereiche mit flüssigen Phasen auf (Abb. 25).

4. Schlußbemerkungen

- Die ersten Ergebnisse der simulierten Abschmelzexperimente zeigen, daß das Abschmelzverhalten von LWR-Brennstäben stark vom Sauerstoffangebot der Atmosphäre bzw. vom Oxidationsgrad der Corekomponenten abhängt. Unter Bedingungen, bei denen es nicht zur Oxidation des Zry kommt, schmelzen die Brennstäbe bei Temperaturen zwischen 1800 und 1900°C vollständig ab.
- Bei teilweiser oder vollständiger Oxidation des Zircaloys kommt es zum spröden Versagen des Hüllrohres. Ein Niederschmelzen des oxidierten Brennstabes wird erst oberhalb 2000°C stattfinden.
- Wie die integralen Versuche mit Corium zeigen, bilden sich bereits bei etwa 1300°C flüssige Phasen durch eine eutektische Reaktion des Zry mit dem Stahl und dem UO₂. Es erweist sich deshalb als notwendig, Abstandshalter mit in die simulierten Abschmelzexperimente einzubeziehen.
- Bei den integralen Corium-Schmelzversuchen ist außerdem festzustellen, daß 2400°C die Grenztemperatur darstellt, oberhalb der alle Phasen vollständig flüssig sind; unabhängig vom Oxidationsgrad der Corekomponenten.
- Beim Schmelzen von Corium-E kommt es zu Gewichtsverlusten bis zu 30%. Oberhalb 1800°C kommt es zur bevorzugten Abdampfung von U, Zr und besonders Sauerstoff.
- Sollte es sich beim hypothetischen Coreschmelzunfall (Niederschmelzen der LWR-Brennstäbe und Coreeinbauten) eine Schmelze bilden, die chemisch ähnlich zusammengesetzt ist wie das Corium-E, so kommt es wahrscheinlich nicht zur Ausbildung verschiedener Schichten in der Schmelze. Ein entscheidender Faktor für dieses Verhalten ist der Sauerstoffgehalt der Schmelze.

Experimente zum Abschmelzverhalten von LWR-Brennstäben

Abb. 1: Gliederung der Experimente zum Abschmelzverhalten von LWR-Brennstäben



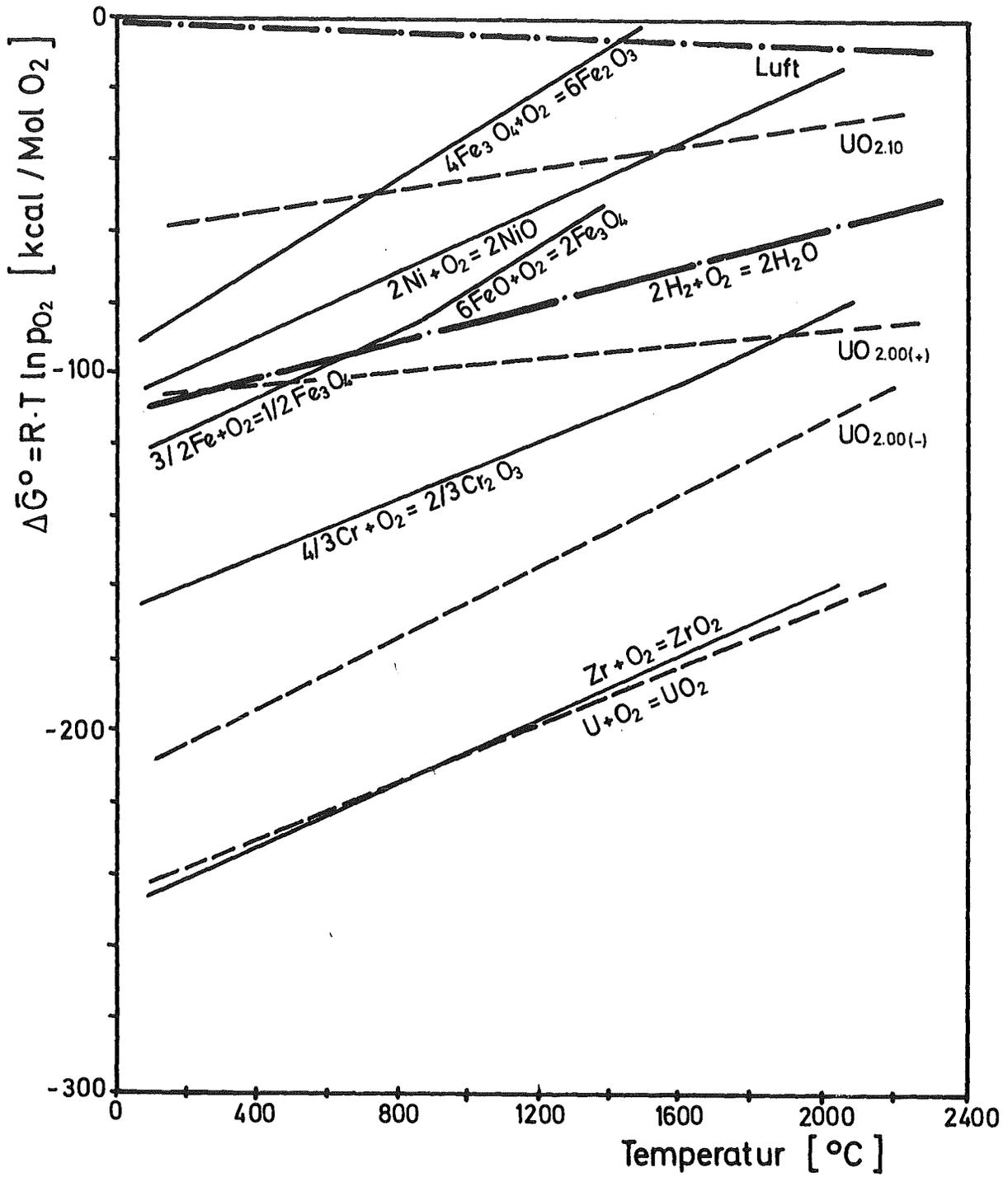


Abb.2: Sauerstoffpotential von Oxiden

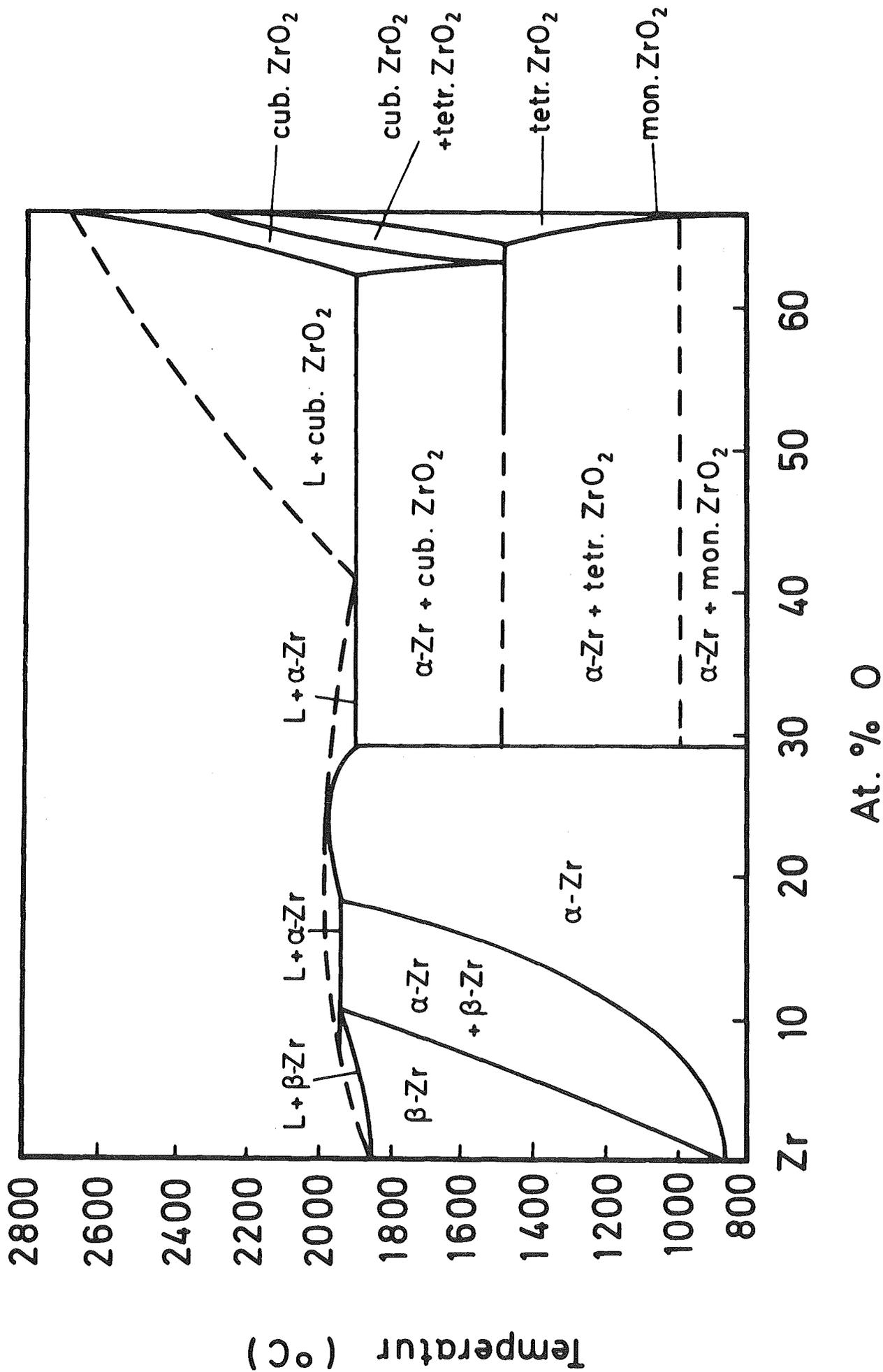


Abb. 3: Zirkonium/Sauerstoff-Phasendiagramm

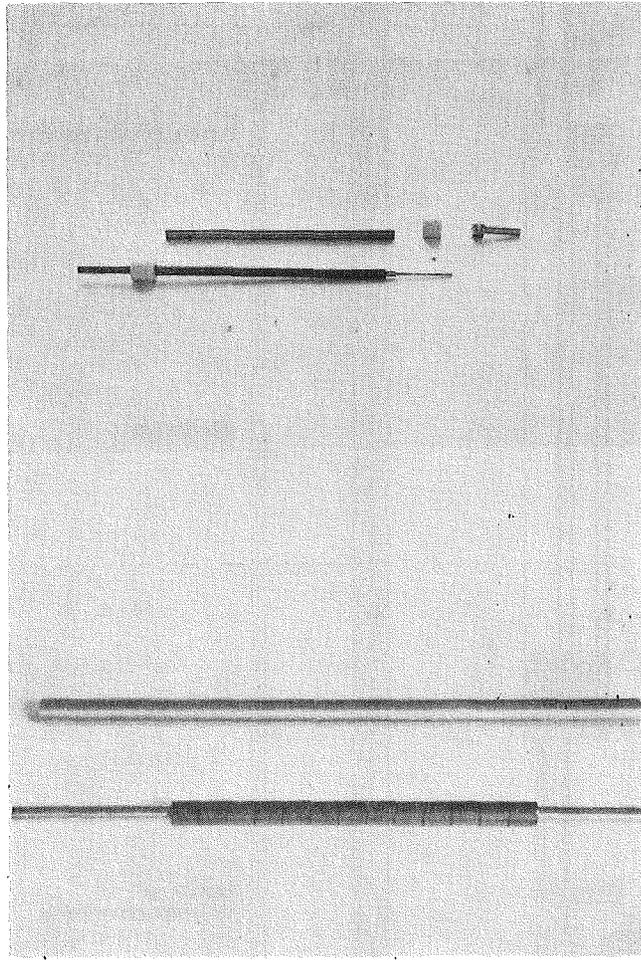
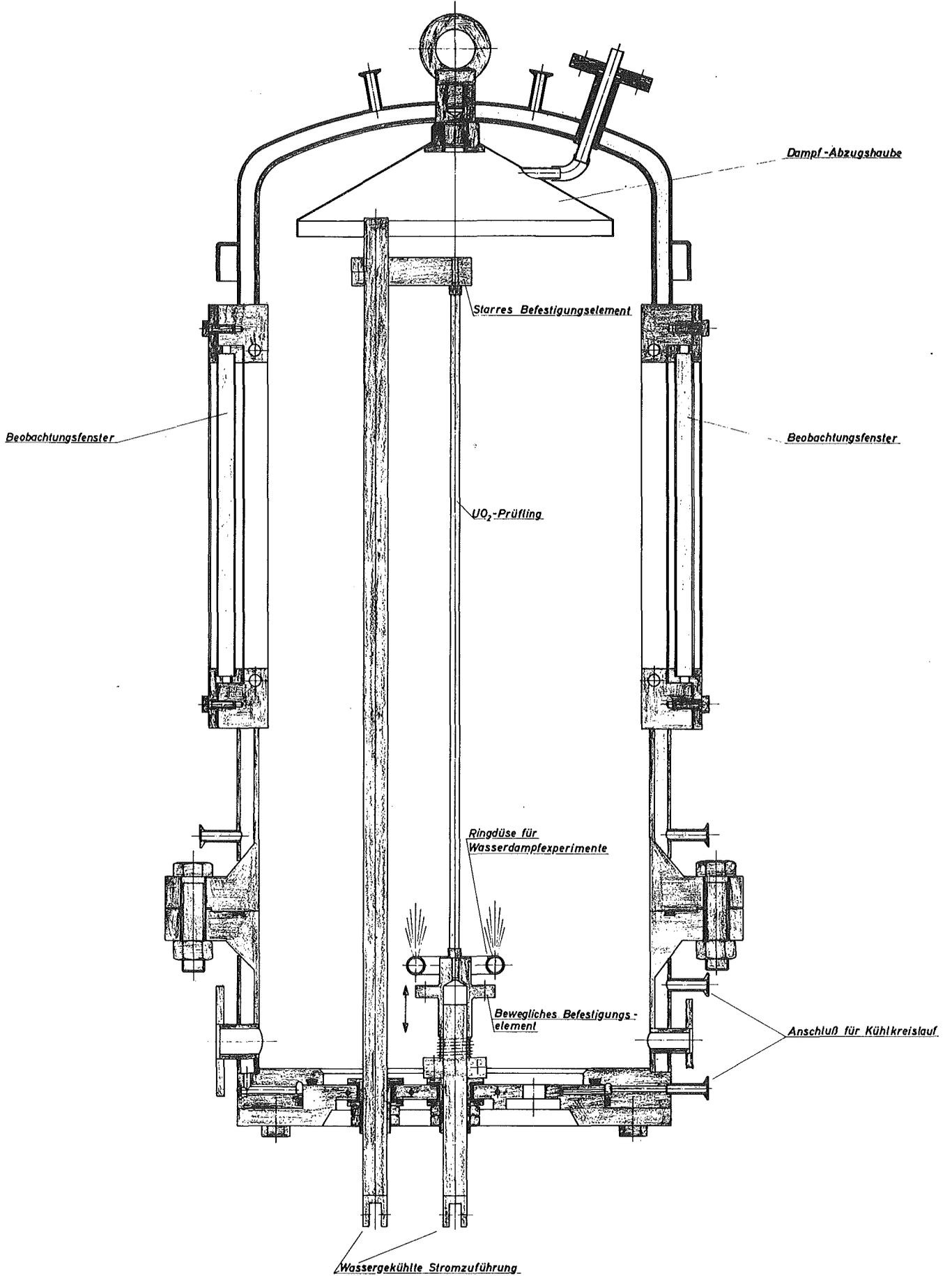


Abb. 4: Aufbau des LWR-Brennstabsimulators



M 1:2,5

Brennstab-Niederschmelz-Versuchsordnung für PNS 4241

Abb. 5: Skizze des Versuchskessels für die Abschmelzexperimente von LWR-Brennstabsimulatoren

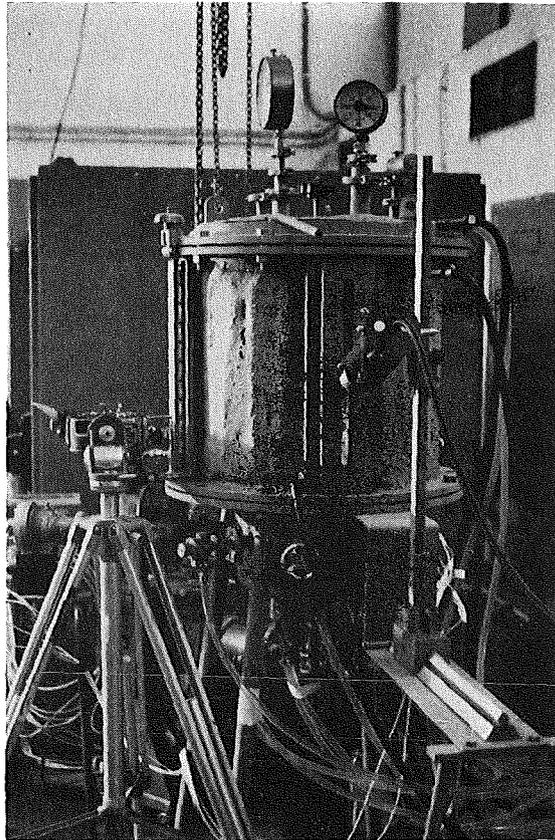
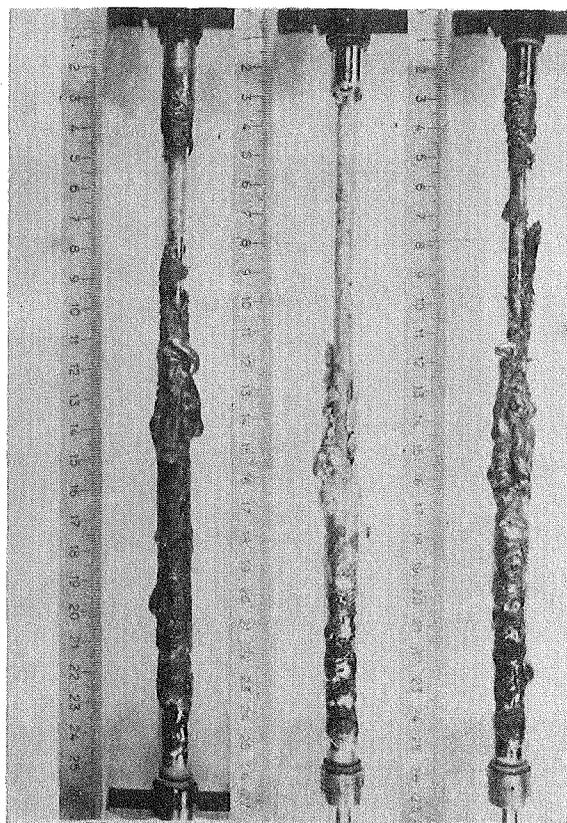


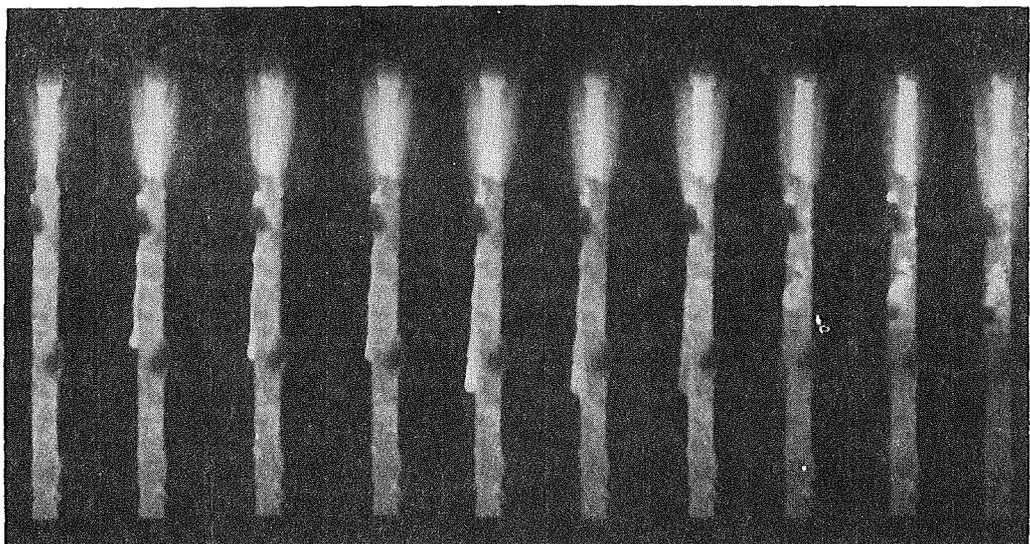
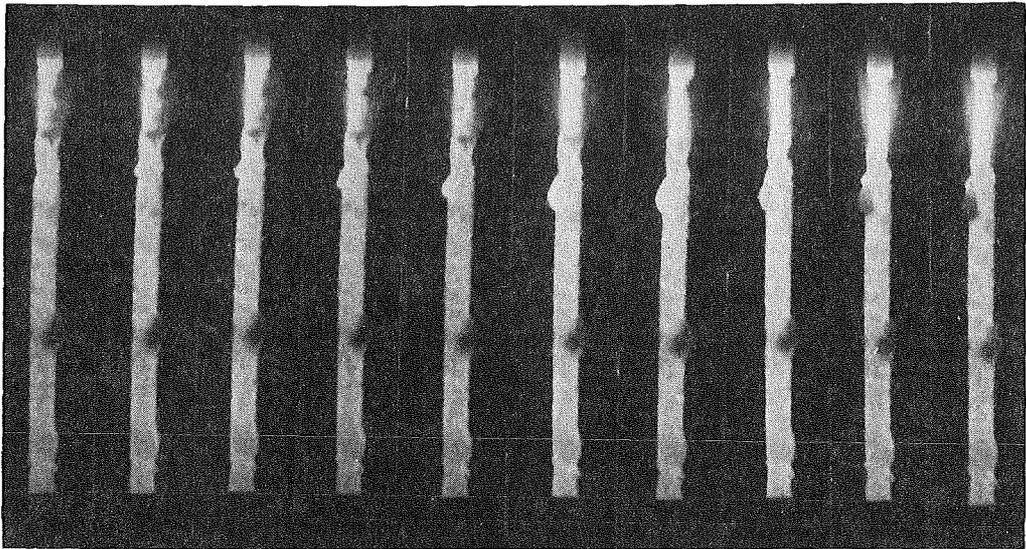
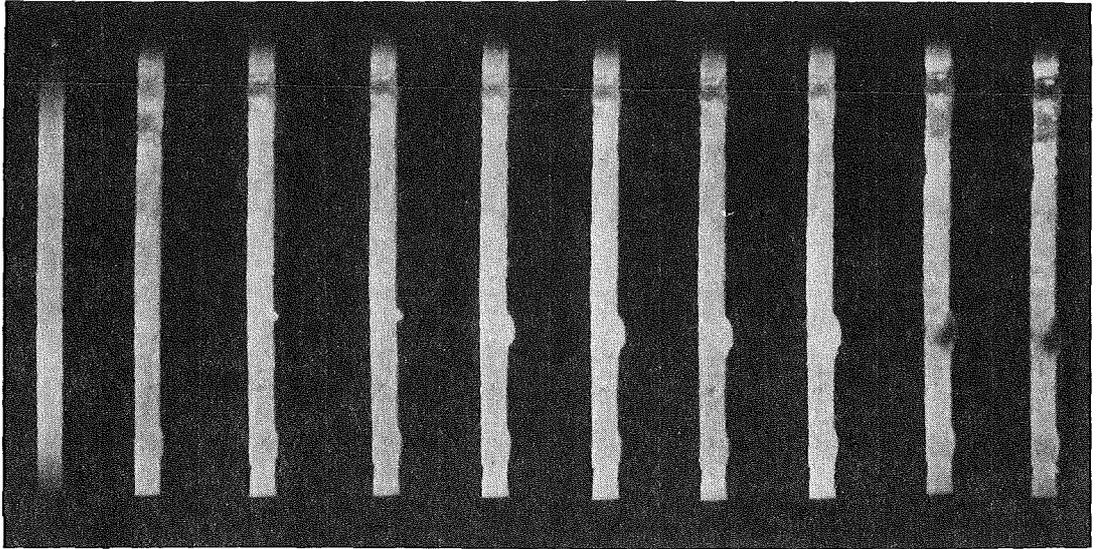
Abb. 6: Versuchskessel für die Abschmelzexperimente von LWR-Brennstabsimulatoren

Heizgeschwindigkeit: 1°/sec



kein 1 5
Strahlenschirme

Abb. 7: Unter Schutzgas abgeschmolzene Brennstabsimulatoren
(Aufheizgeschwindigkeit 1°/s)



Schutzgas

3°/sec

Abb. 8: Bilderfolge eines unter Schutzgas abgeschmolzenen Brennstabes

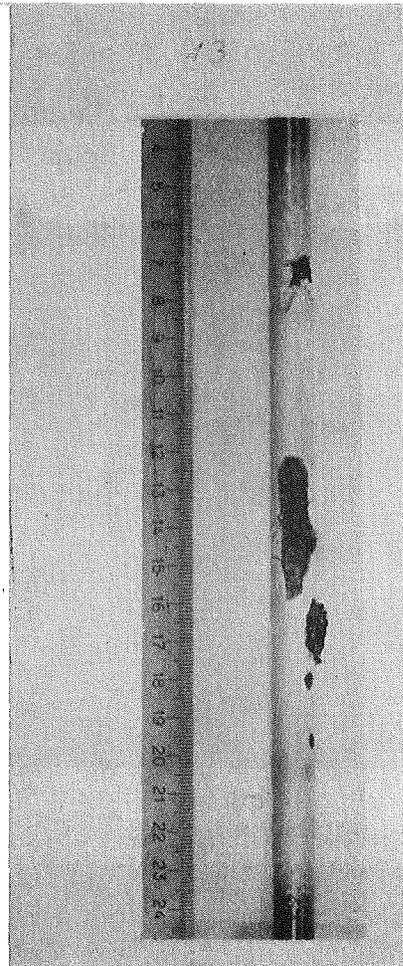


Abb. 9: Ein unter Luft hochgeheizter Brennstabsimulator (Aufheizgeschwindigkeit : $0,5^{\circ}/s$)

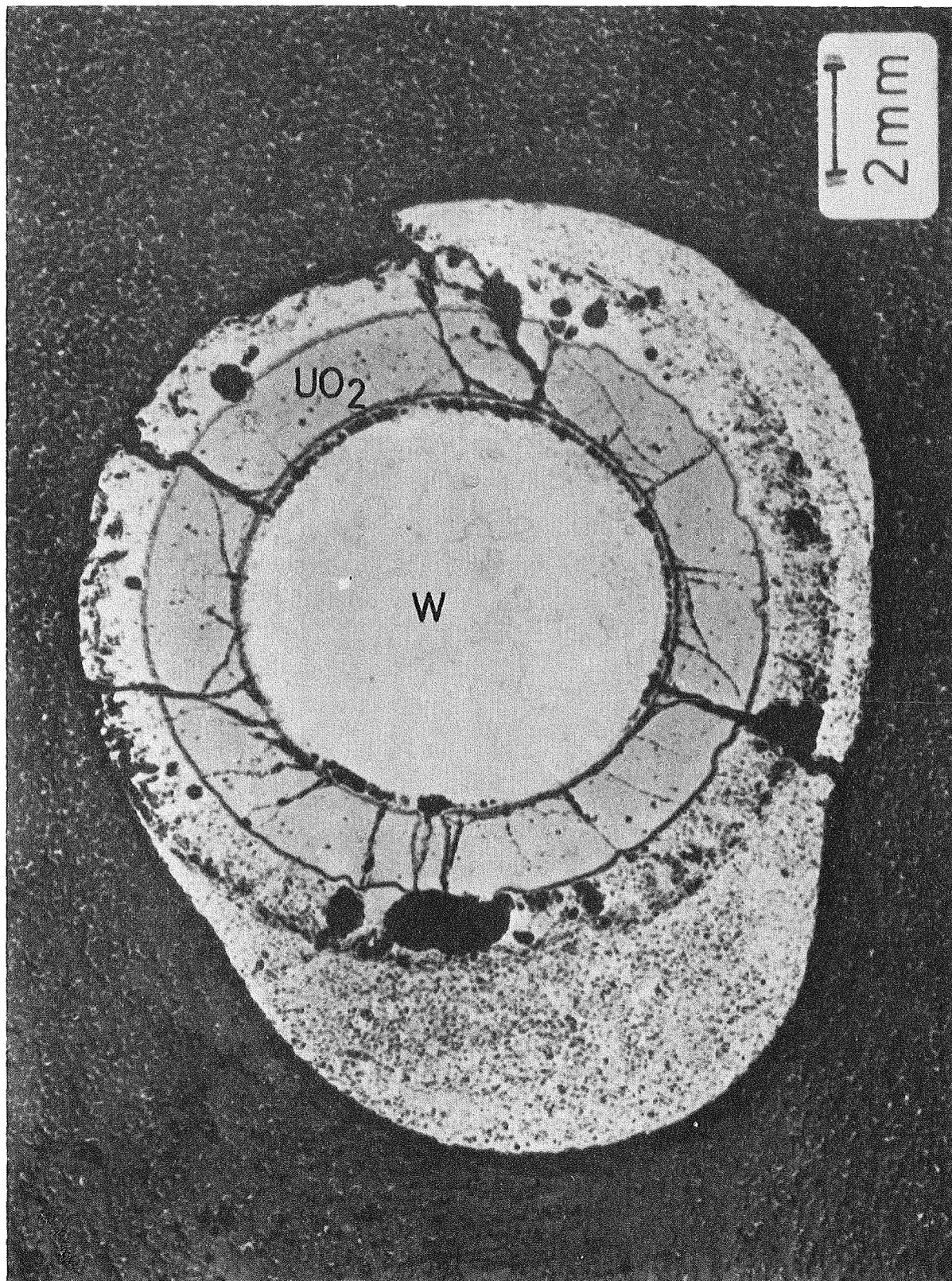


Abb. 10: Übersichtsaufnahme eines unter Schutzgas abgeschmolzenen simulierten Brennstabes (Nr.11, mit Strahlenschirmen, Probeentnahme unten)

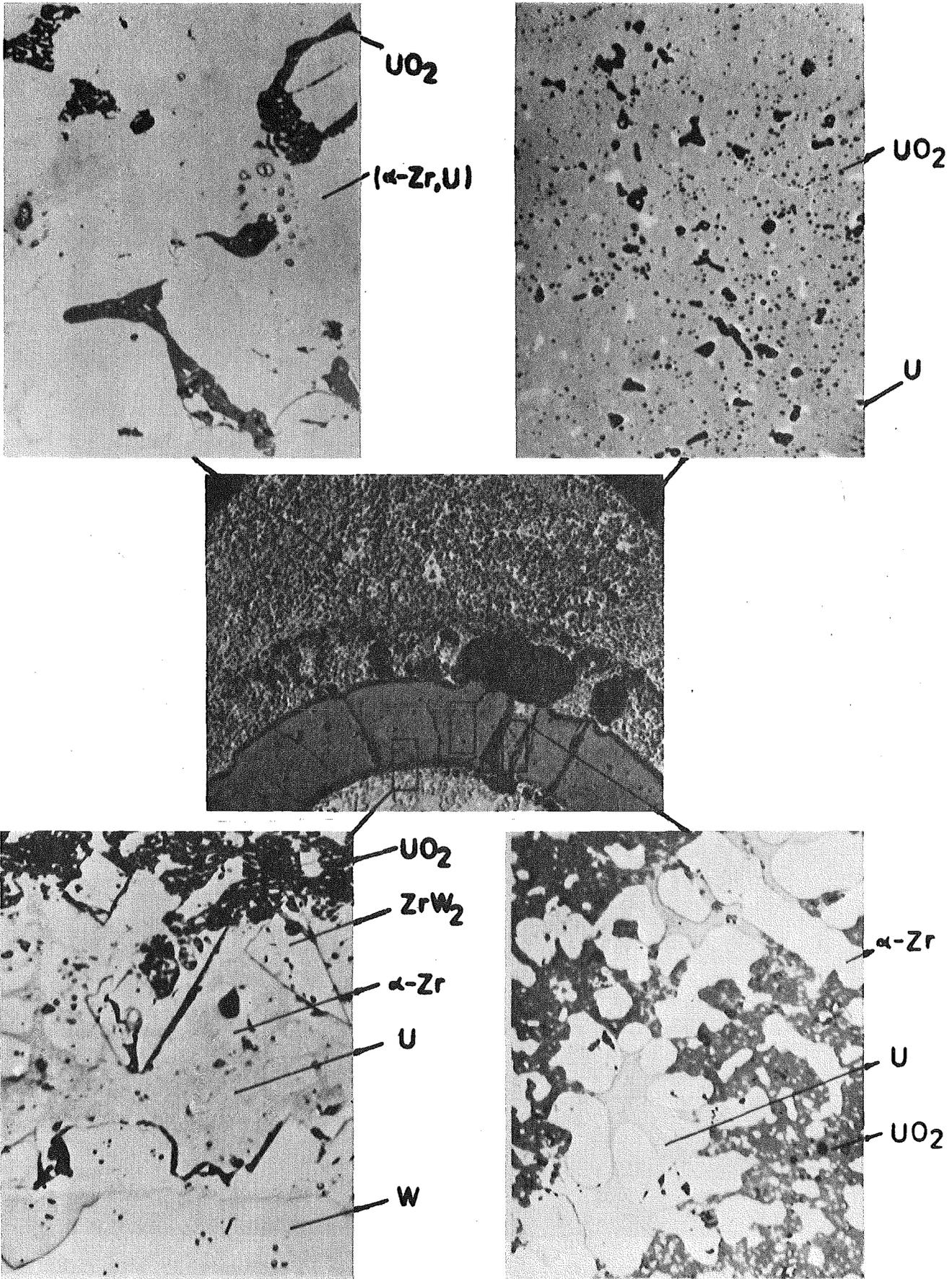


Abb. 11: Metallographische Untersuchung eines abgeschmolzenen simulierten Brennstabes (Nr.11, Probeentnahme unten)

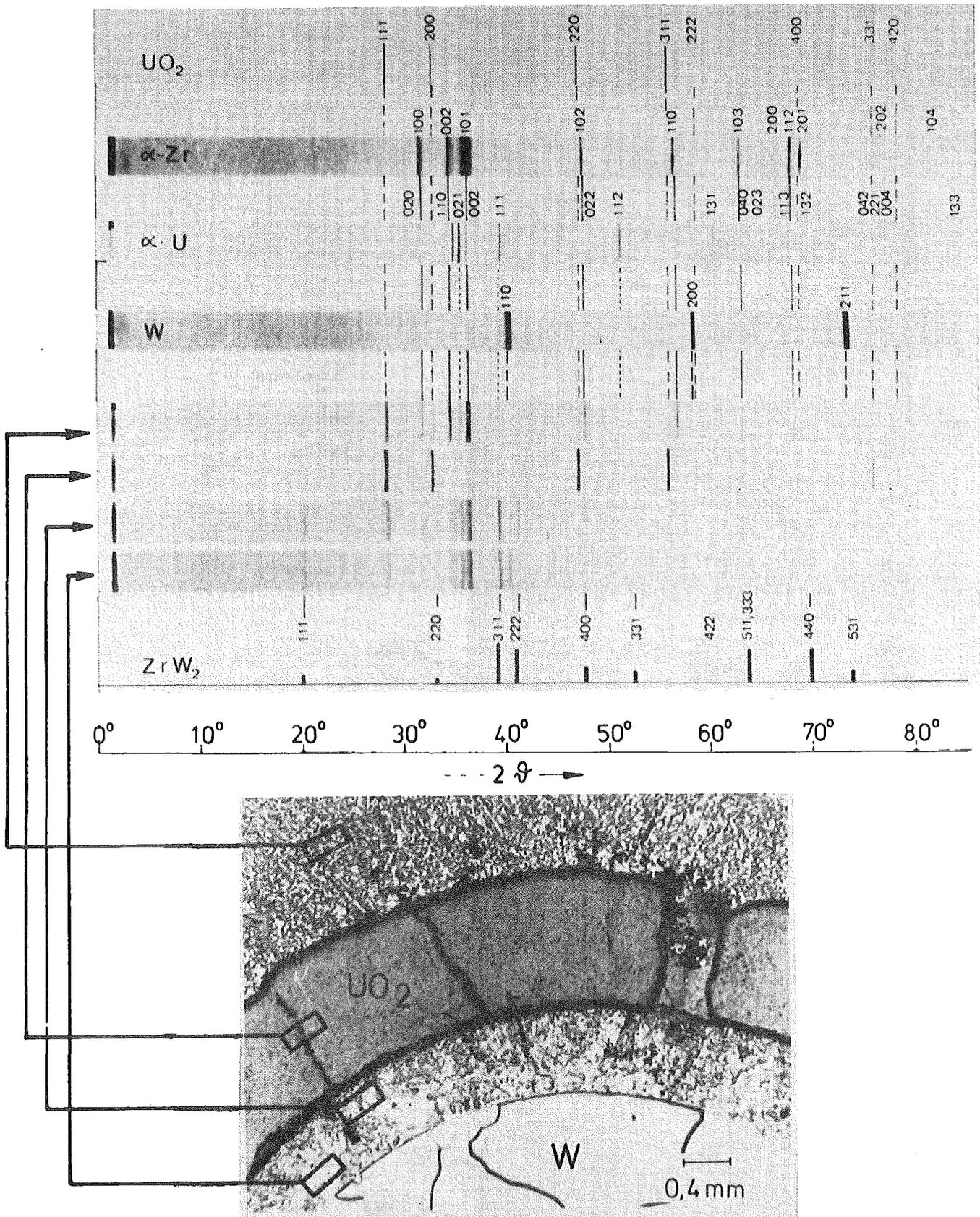
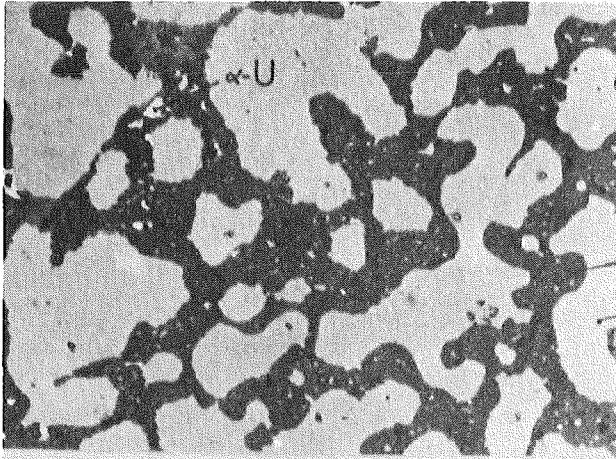


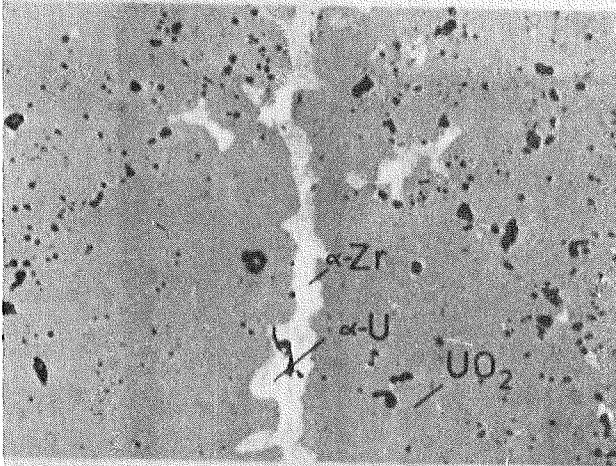
Abb. 12: Röntgenographische Charakterisierung von Phasen in abgeschmolzenen Stäben



Äußere Schmelzzone.

500 x, elektrolytisch
geätzt

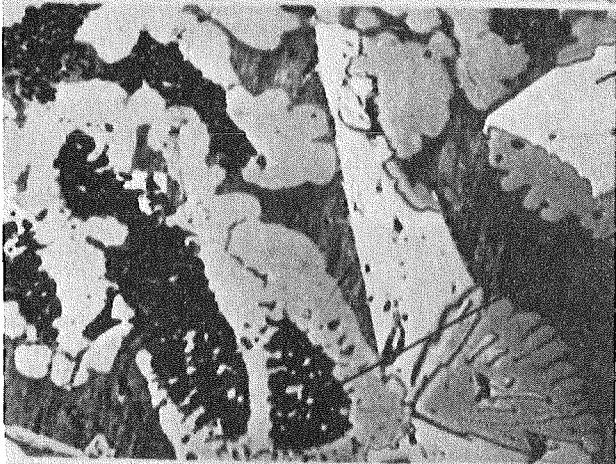
UO₂
α-Zr



UO₂-Zone

500 x, elektrolytisch
geätzt

α-Zr
α-U
UO₂

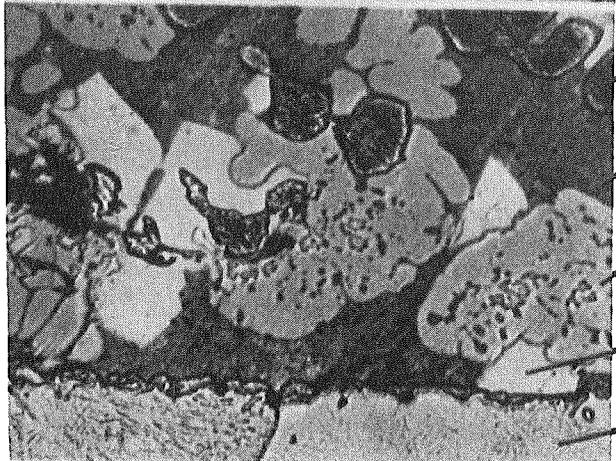


ZrW₂

Stelle zwischen UO₂-
Zone und innere Rand-
schicht

500 x, elektrolytisch
geätzt

UO₂
α-U
α-Zr



W

Innere Randschicht auf
W-Kern

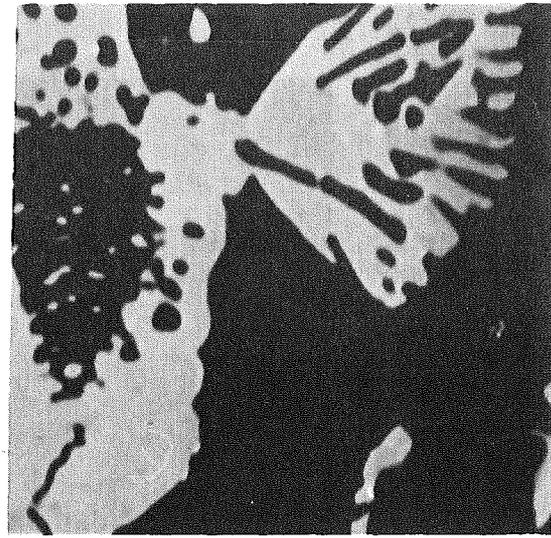
500 x, elektrolytisch
geätzt

α-U
α-Zr
ZrW₂
W

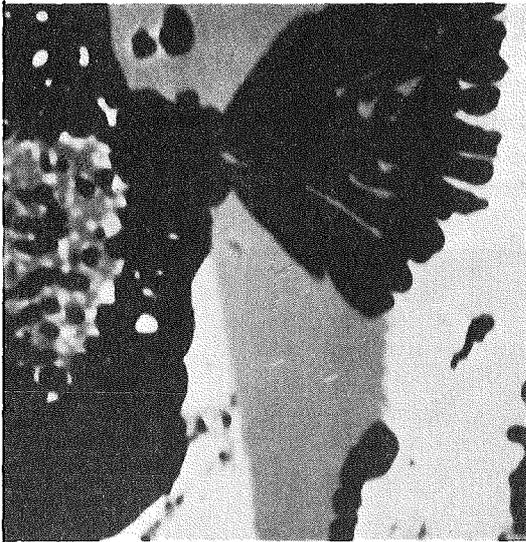
Abb. 13: Metallographische Untersuchung eines abgeschmolzenen Brennstabsimulators



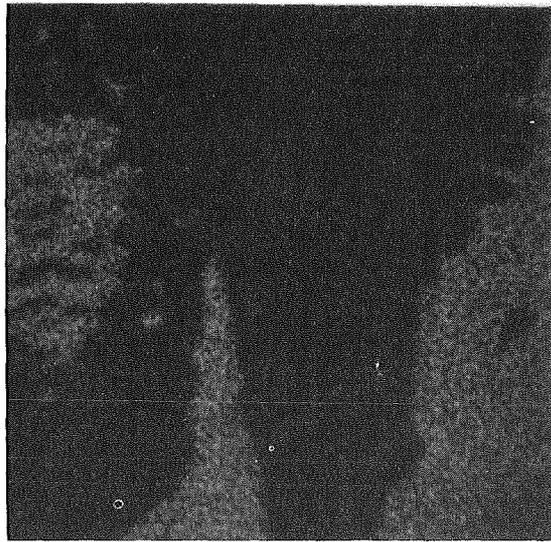
Lichtmikroskopisches Bild
Kontrast durch Öl-Kontam.



abs⁻



abs⁺



U

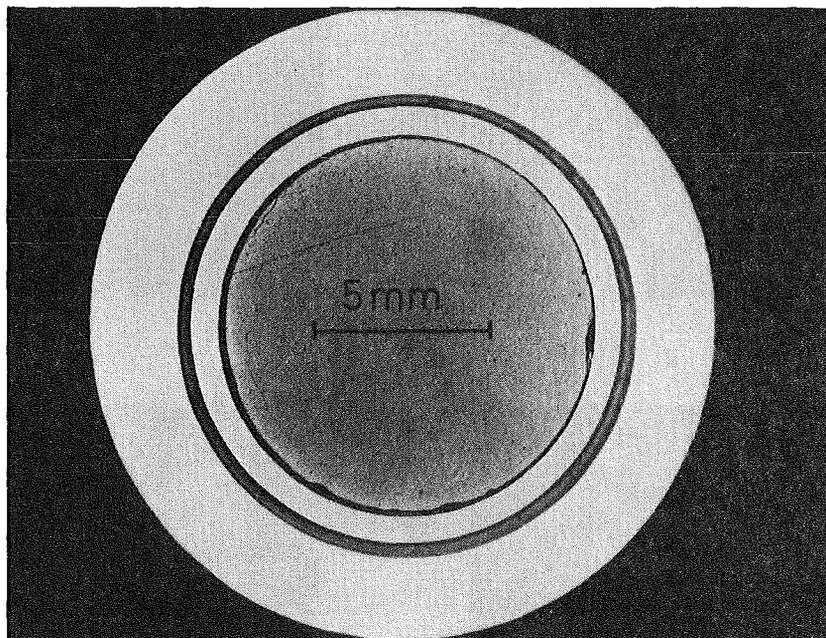
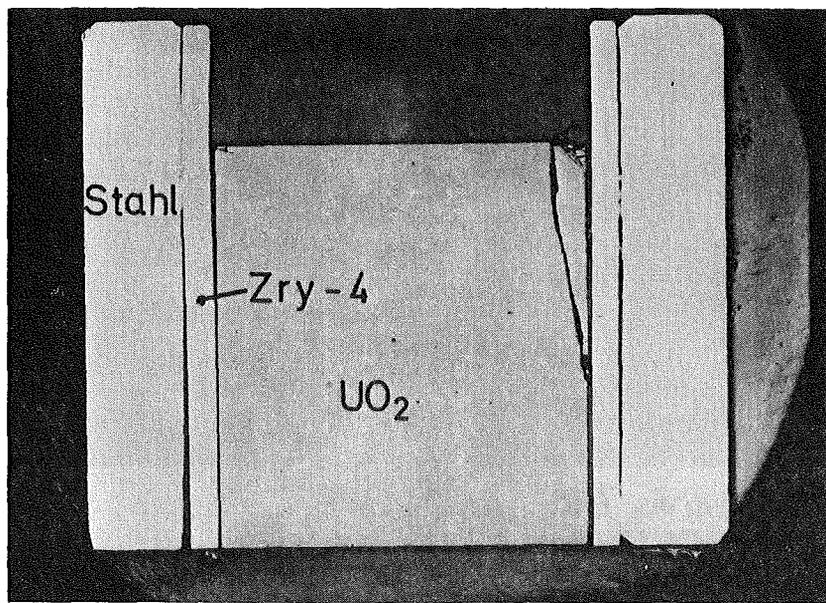


W



Zr

Abb. 14: Mikroanalytische Charakterisierung von Phasen in abgeschmolzenen simulierten Brennstäben



CORIUM-E

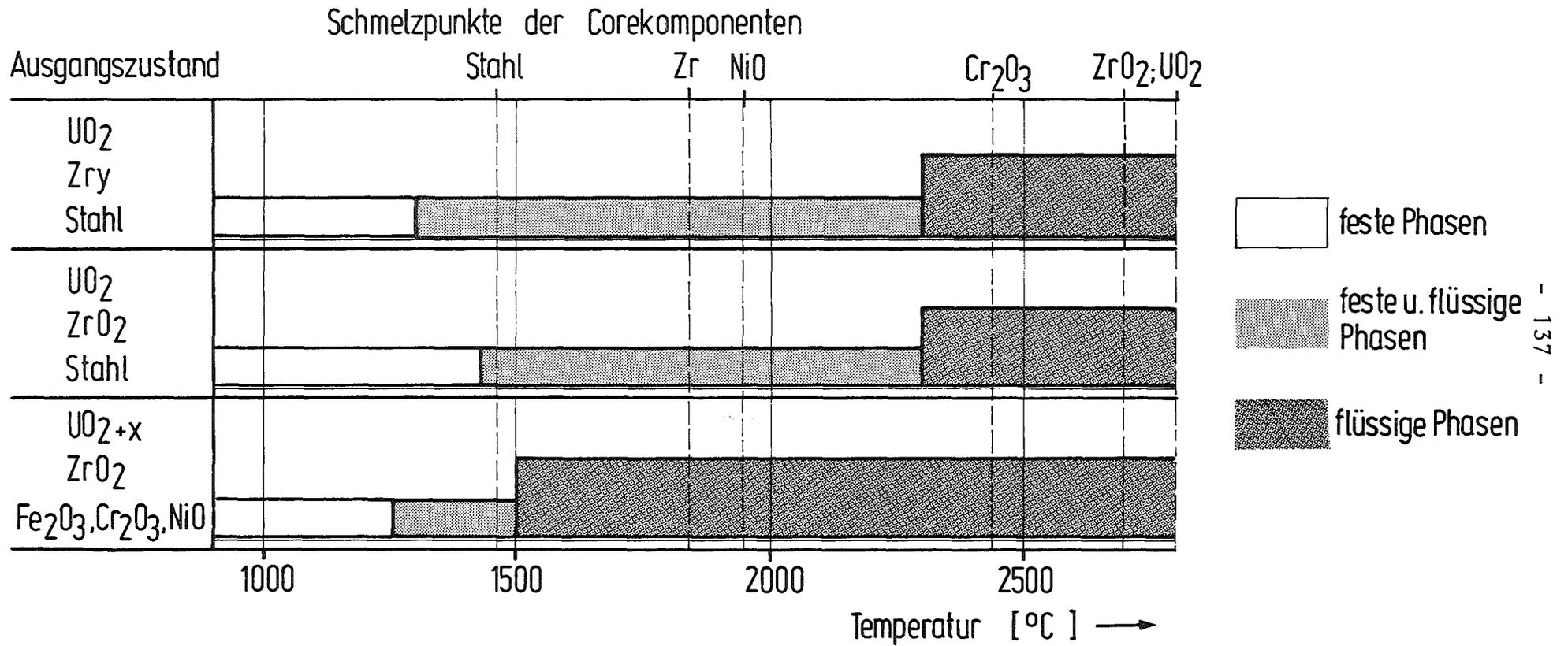
55 Gew. % Stahl (1.4550)

35 " UO₂

10 " Zry-4

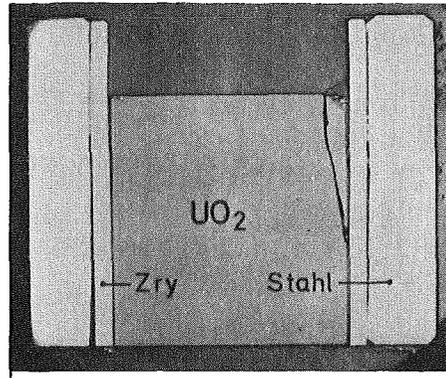
Abb. 15: Corium-Versuchsprobe

Abb. 16: Reaktionsverhalten von LWR-Corekomponenten



Reaktionsverhalten von LWR-Corekomponenten in
Abhängigkeit der Temperatur und des Oxidationsgrades

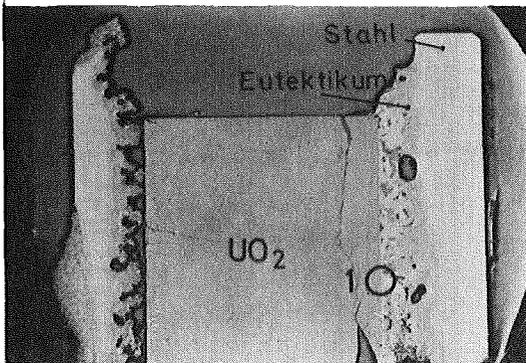
10mm



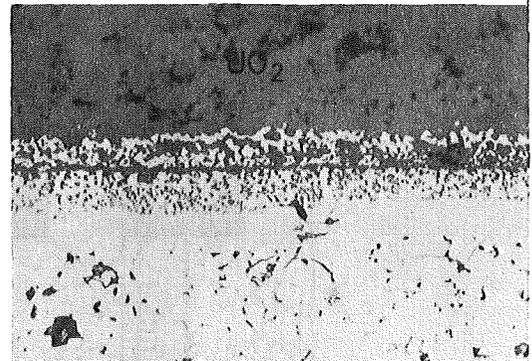
Corium - E

55 Gew. % Stahl (1.4550)
 35 " UO₂
 10 " Zry-4

Tiegelmaterial: ThO₂ (90% TD)

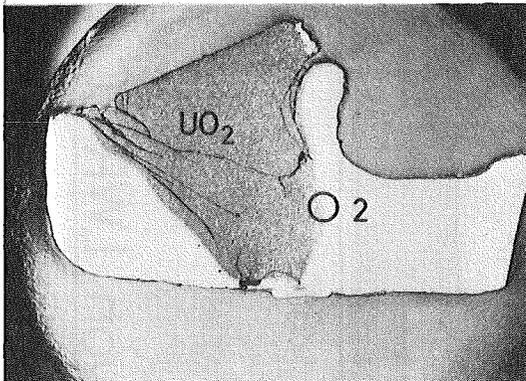


1330°C/1min (600 Torr Ar)

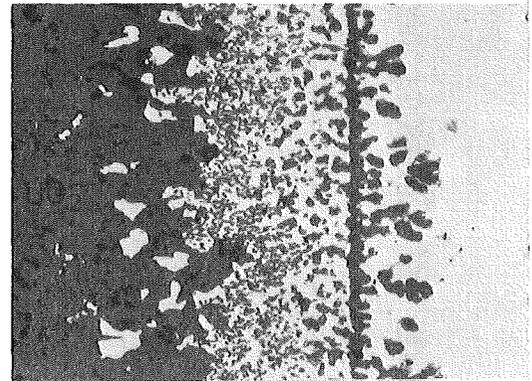


Position 1

20 µm

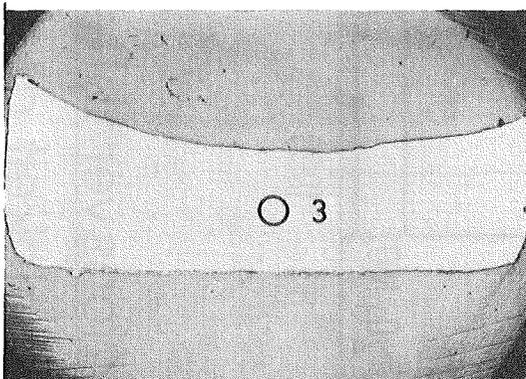


2300°C/4 min (600 Torr Ar)

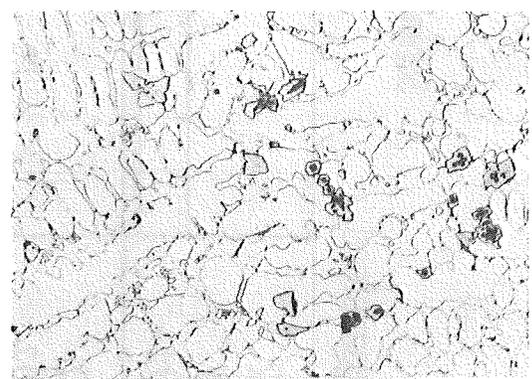


Position 2

40 µm



2350°C/2 min (600 Torr Ar)



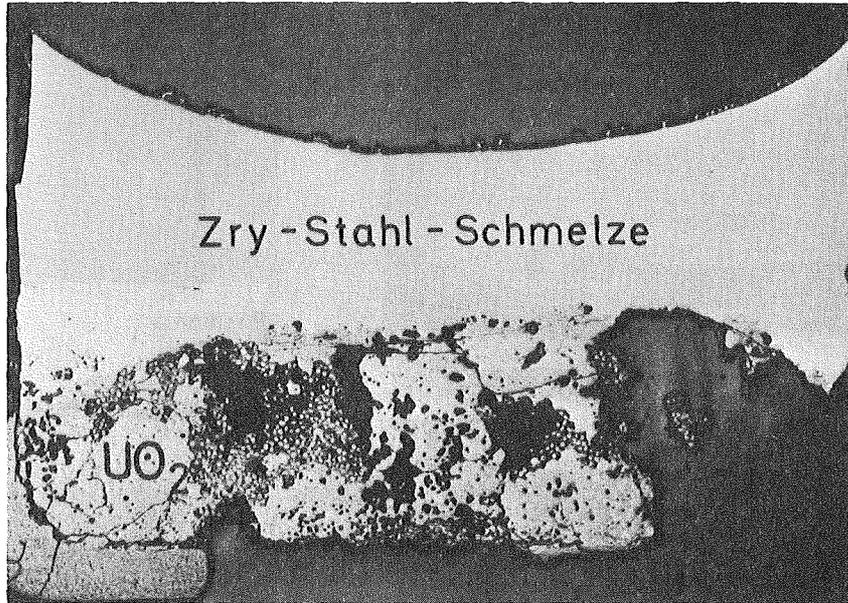
Position 3 (geätzt)

40 µm

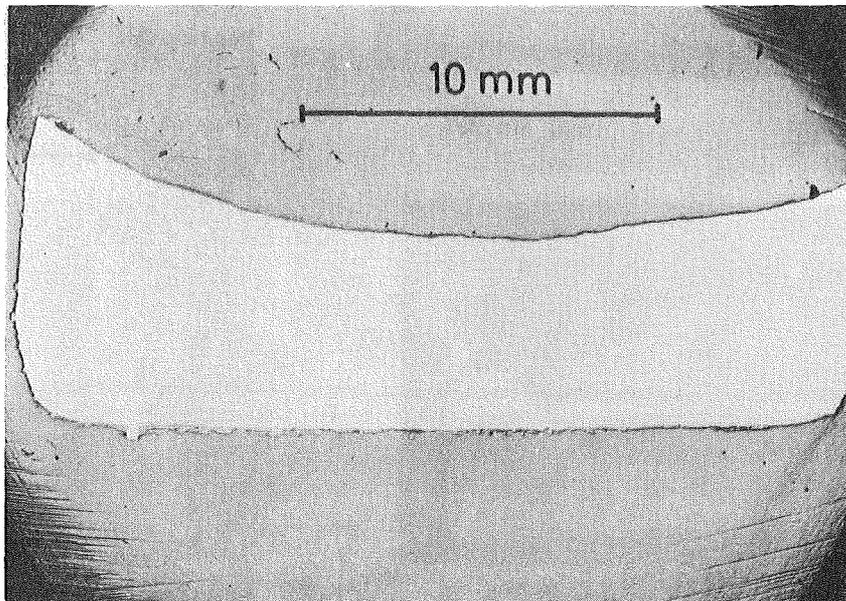
Abb.17: Reaktionsverhalten von LWR - Corekomponenten

Stahl und Zry metallisch

Reaktionsverhalten von Corium -E -Pulver



2300°C / 1 min
(600 Torr Ar)

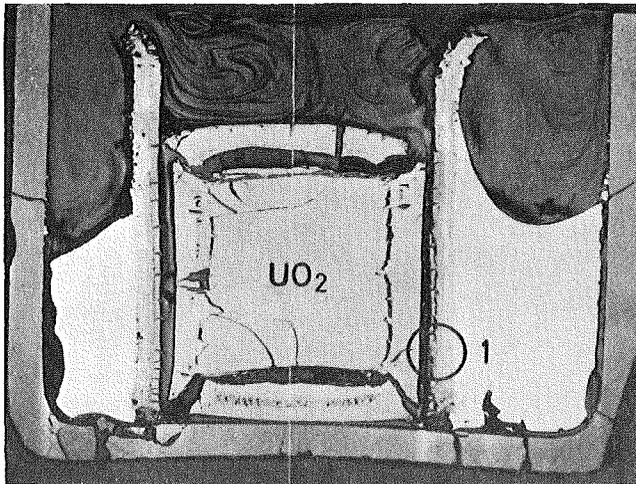


2350°C / 2 min

Abb. 18: Reaktionsverhalten einer UO₂/Stahl/Zry-Pulverschüttung unter Schutzgas

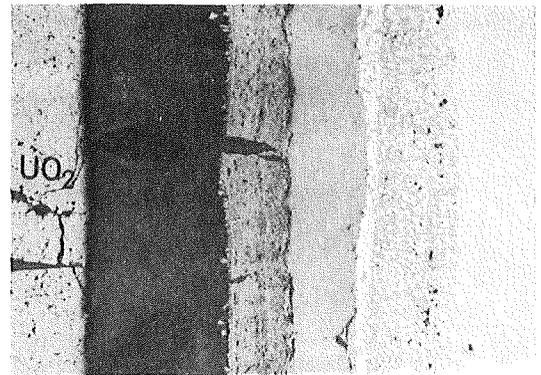
Corium - E

teilweise oxidiert



2000°C / 5 min

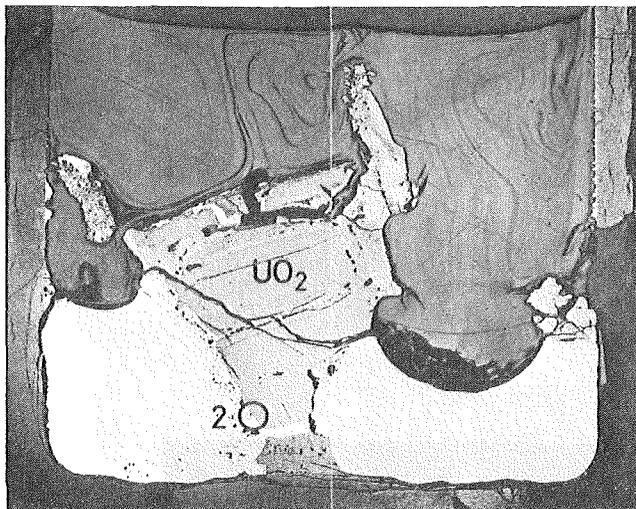
(600 Torr Ar)



Position 1

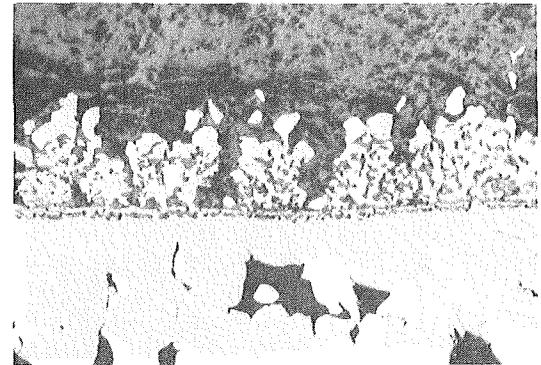
200 µm

Tiegelmaterial: ThO₂(90% TD)



2300°C / 15 min

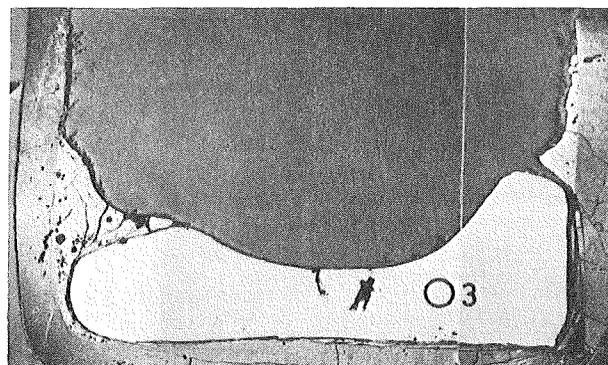
(600 Torr Ar)



Position 2

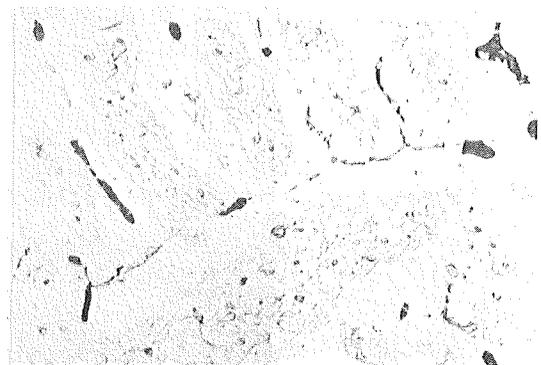
40 µm

10 mm



2400°C / 4 min

(600 Torr Ar)



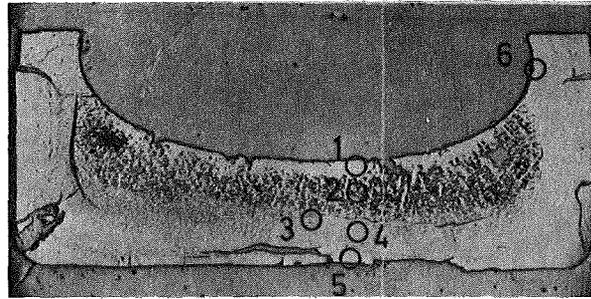
Position 3 (geätzt)

20 µm

Abb. 19: Reaktionsverhalten von LWR - Corekomponenten

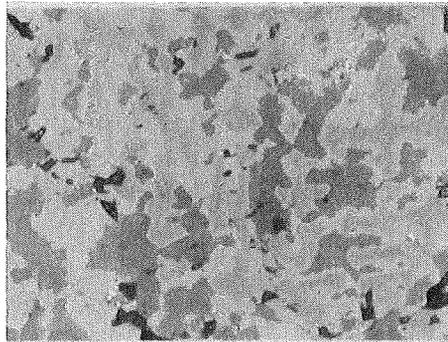
Stahl metallisch ; Zry oxidiert

vollständig
oxidiertes
Corium - E
Zr → ZrO₂
UO₂ → UO_{2+x}
Fe → Fe₂O₃
Cr → Cr₂O₃
Ni → NiO



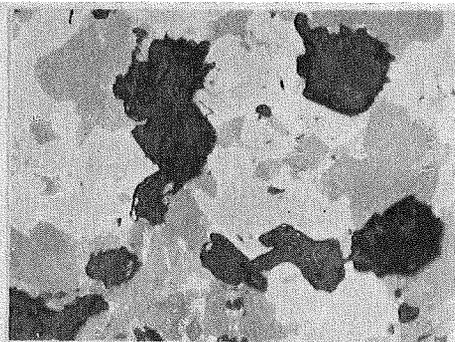
1850°C/2min

600 Torr Ar



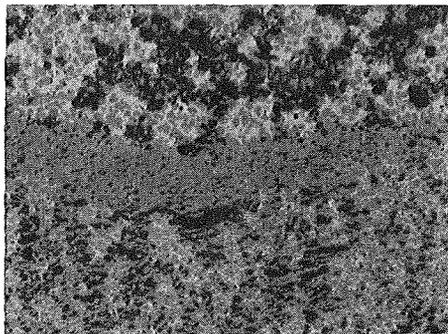
Position 1

20 µm



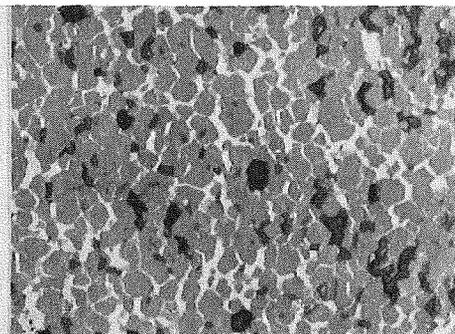
Pos. 2

20 µm



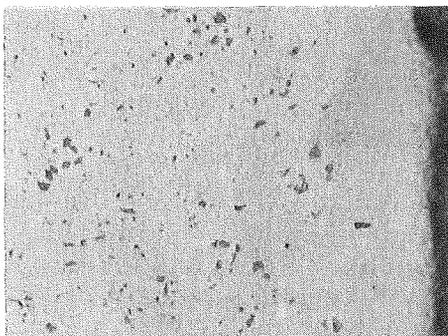
Pos. 3

100 µm



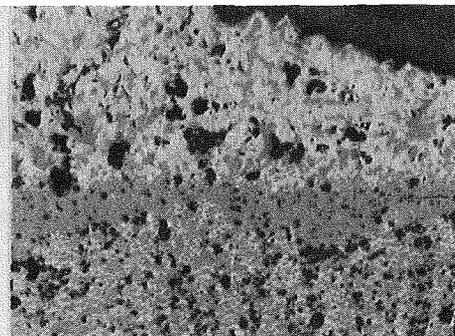
Pos. 4

20 µm



Pos. 5

20 µm



Pos. 6

100 µm

Reaktionsverhalten von LWR - Corekomponenten

Abb. 20:

Stahl und Zry vollständig oxidiert

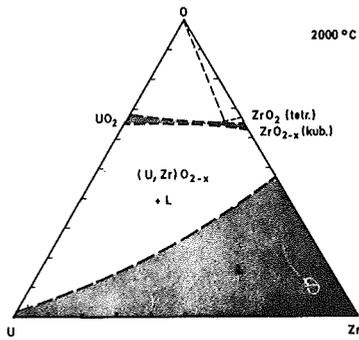
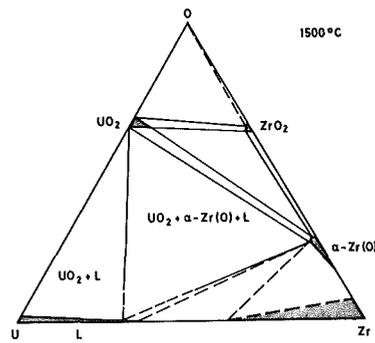
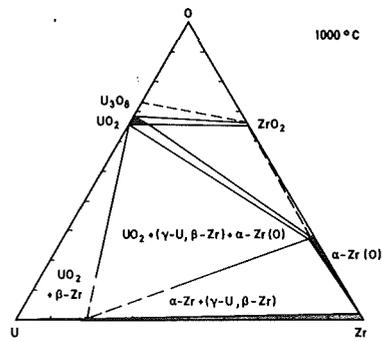


Abb. 21: Isotherme Schnitte im U-Zr-O (teilweise abgeschätzt)

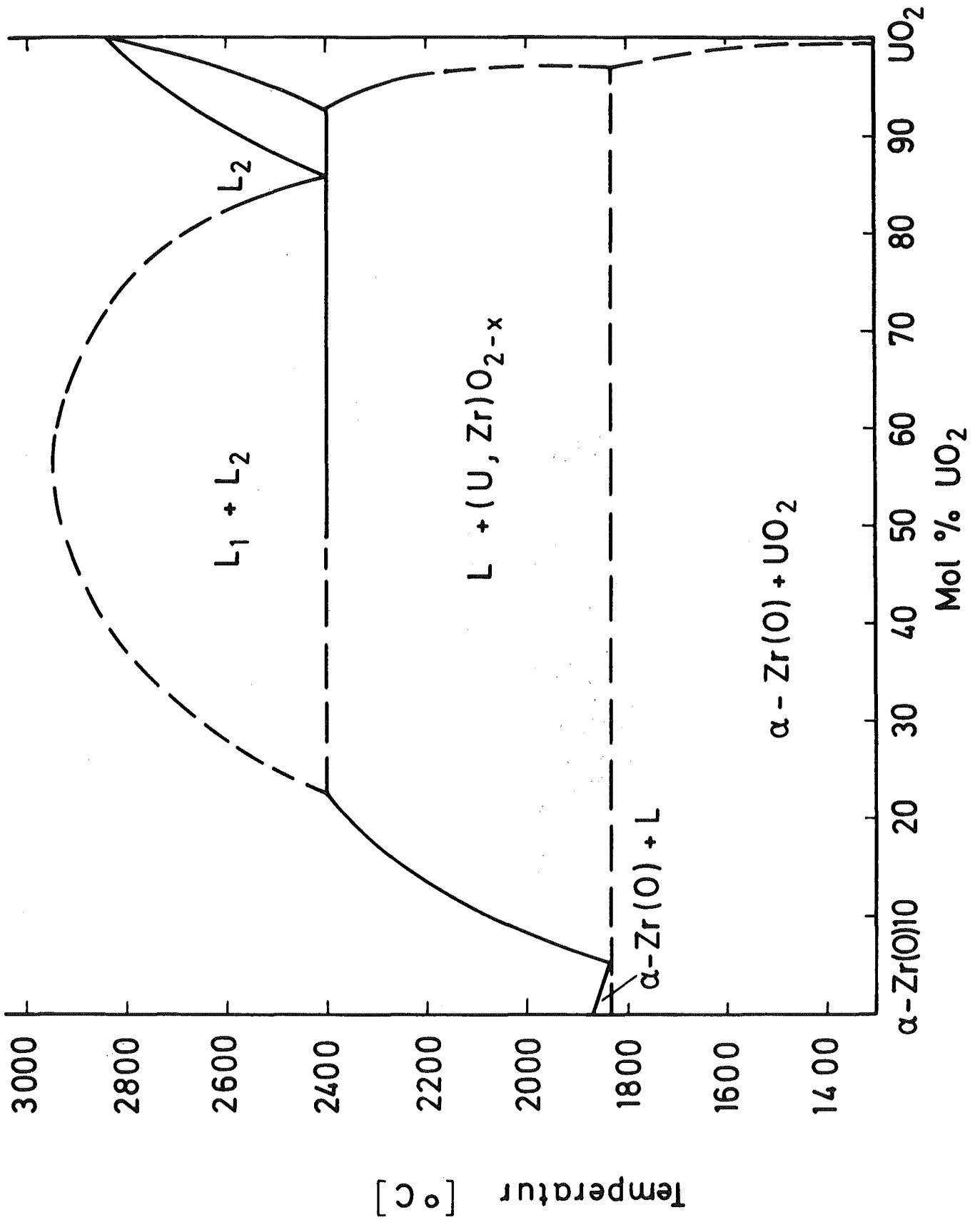


Abb. 23: Konzentrationsschnitt im System U-Zr-O

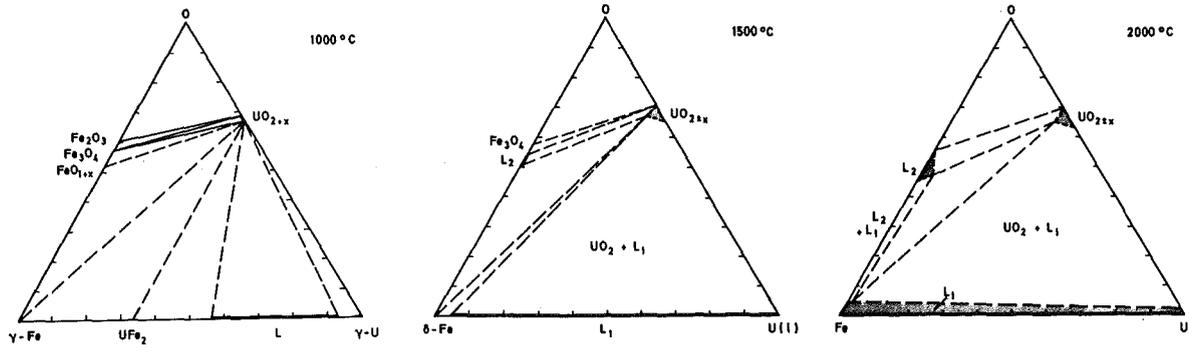


Abb. 24: Isotherme Schnitte im System U-Fe-O (teilweise abgeschätzt)

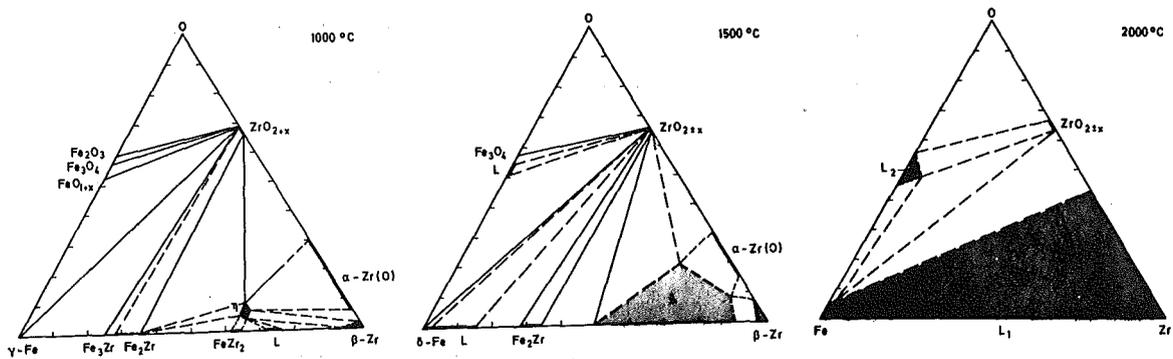


Abb. 25: Isotherme Schnitte im System Zr-Fe-O (teilweise abgeschätzt)

Experimentelle Untersuchungen zur Freisetzung von Spaltprodukten bei hypothetischen Reaktorunfällen

H. Albrecht, Institut für Radiochemie

D. Perinic, Abteilung Reaktorbetrieb und Technik

Einleitung

Bei Diskussionen über die Folgen katastrophaler Reaktorunfälle ist gelegentlich von dem Gespenst einer großen radioaktiven Wolke die Rede, die über einem defekten Reaktor aufsteigt und kurz darauf ganze Landstriche radioaktiv verseucht.

Wie Sie wissen, ist unter gewissen hypothetischen Annahmen ein CS-Unfall⁺⁾ als Ursache für die Entstehung einer solchen Wolke denkbar.

Aus der kürzlich erschienenen Rasmussen-Studie ergibt sich, daß beim Betrieb von 1000 Kernreaktoren etwa alle 1700 a einmal mit einem CS-Unfall zu rechnen ist, bei dem Menschen außerhalb eines Reaktorgebäudes nachweisbare radiologische Schäden davontragen könnten.

Diese Aussage mag man werten wie man will, wir betrachten sie als hinreichende Motivation dafür, durch eine Reihe von Experimenten zunächst zu einem besseren Verständnis der Vorgänge beim CS beizutragen, um dann später auch Maßnahmen zur Verminderung des verbleibenden Risikos vorzuschlagen zu können.

Das Ziel unseres Versuchsprogrammes ist die Beantwortung folgender Fragen:

- In welchem Ausmaß kann unter den speziellen Randbedingungen des CS eine Freisetzung radioaktiver Stoffe aus dem Brennstoff bzw. aus einer Kernschmelze erfolgen?
- Um welche Radionuklide handelt es sich dabei?
- In welcher chemischen und physikalischen Form liegen diese Nuklide vor?
- Welche Maßnahmen zur Begrenzung der Freisetzung sind denkbar?

^{+) CS = Abk. für Coreschmelzen}

Natürlich spielen in diesem Zusammenhang auch die Fragen über Transport und Ablagerung von Spaltprodukten eine Rolle; sie sollen hier nur soweit berücksichtigt werden, wie sie zur Durchführung und Interpretation der Freisetzungsversuche notwendig sind.

Ich möchte nun den Begriff der Freisetzung etwas präzisieren (Bild 1):

In der näheren Umgebung einer vermutlich mindestens 2500°C heißen CS kann man eine sog. heiße Zone definieren, in der Temperaturen zwischen einigen Hundert und schätzungsweise 1500°C herrschen. Die Freisetzung aus dem geschmolzenen Material erfolgt nun zuerst in diese Zone. Dabei werden die schwerer flüchtigen Stoffe, soweit sie die Schmelze überhaupt verlassen, hier sehr rasch kondensieren und sich bereits teilweise ablagern. Die nicht ausgeschiedenen Anteile breiten sich dann zusammen mit den gasförmig vorliegenden Stoffen noch weiter aus und gelangen so in den als kühle Zone bezeichneten Bereich.

Wir sind nun der Meinung, daß es besonders auf die meßtechnische Erfassung der Freisetzung in diese Kühle Zone ankommt, weil ausschließlich die dorthin gelangenden Produkte eine potentielle Gefahr für die Umgebung darstellen.

Eine weitere Präzisierung ist für die Begriffe Coreschmelze und Aktivierungsprodukte angebracht: Wir gehen davon aus, daß infolge der Nachzerfallwärme nicht nur der Kernbrennstoff und die Zircaloy-Hüllen schmelzen, sondern zusätzlich auch größere Teile der Corestruktur. Wir erhalten dadurch die sog. Corium-Schmelze, die zu etwa gleichen Teilen aus Stahl und Brennstoff und bis zu 10 % aus Zircaloy besteht.

An Aktivitätsträgern sind in dieser Schmelze enthalten:

- die Spaltprodukte
- die Aktivierungsprodukte des Brennstoffs, z.B. Np-239, Pu-239 und Pu-240
- die Aktivierungsprodukte des Stahls, so z.B. die Nuklide Cr-51, Mn-54 oder Fe-59.

Bevor nun von unserer Versuchsanlage und ersten Vorversuchen die Rede sein soll, möchte ich kurz auf folgende Punkte eingehen:

- die Größe und Bedeutung des radioaktiven Inventars
- die Parameter, von denen die Freisetzung abhängt
- den heutigen Wissensstand über die Freisetzung.

1. Größe und Bedeutung des radioaktiven Inventars

In Bild 2 ist die Aktivität der Spalt- und Aktivierungsprodukte eines Reaktors von 3000 MW thermischer Leistung nach einer Betriebszeit von 1 Jahr angegeben. Wie Sie sehen, liegt die Gesamtaktivität in der geradezu gigantischen Größenordnung von 1 GCi! Der mittlere Fluß im Bereich des Kerngerüsts wurde bei der Rechnung etwas willkürlich mit 40 % des mittleren Flusses in den Brennelementen angesetzt. Es kommt hier nur darauf an zu zeigen, daß die Aktivität der Aktivierungsprodukte etwa in der gleichen Größenordnung liegt wie die der Spaltprodukte - eine Tatsache, die sehr häufig übersehen wird.

Bei völlig versagender Corekühlung erhitzen sich die Brennstäbe auf Grund der Nachzerfallswärme innerhalb weniger Minuten so weit, daß die Zircaloy-Hüllen platzen und die gasförmigen Spaltprodukte aus dem Plenum entweichen können. Die im Brennstoff zurückbleibenden Produkte verursachen einen weiteren Temperaturanstieg, der zum Abschmelzen des gesamten Cores und voraussichtlich sogar bis zum Sieden einzelner Komponenten in der Schmelze führt.

Das Verhalten der die Nachwärme erzeugenden Produkte hat nun einen entscheidenden Einfluß auf den weiteren Verlauf der Ereignisse. Sollte nämlich sehr schnell der überwiegende Teil der Nachwärmequellen ausdampfen, so könnte die Chance bestehen, daß sich die Schmelze bis zu ihrer Erstarrung im Druckbehälter halten läßt.

Wo aber bleiben die freigesetzten Produkte?

Falls sie sich in hoher Konzentration im oberen Teil des RDB ansammeln, sei es gasförmig oder sei es als Ablagerung an der anfangs weniger heißen Behälterwand, so kommt es auch dort zu einer erheblichen Wärme-Entwicklung. Addiert man dazu noch die von der Schmelze ausgehende Wärmestrahlung, so läßt sich eine Beschädigung des oberen Druckbehältertells keineswegs ausschließen.

Gelangen die freigesetzten Produkte aber aus dem defekt gewordenen Druckbehälter ins Containment, so besteht dann nur noch eine einzige Barriere bis zum Austritt in die Umgebung. Natürlich ist nicht zu vergessen, daß sich im Containment eine Reihe natürlicher Ablagerungs-

und Ausscheidungs-Prozesse abspielen, die man durch verschiedene technische Maßnahmen sogar noch forcieren kann. Doch dies gehört nicht mehr zu der hier behandelten Freisetzungsthematik.

2. Parameter, von denen die Freisetzung abhängt

Abschätzungen über Art und Menge der freigesetzten Aktivitätsträger lassen sich nur schwer durchführen, weil sie Freisetzung durch das Zusammenwirken von zahlreichen physikalischen und chemischen Parametern bestimmt wird. Man kann die verschiedenen Einflußgrößen in 3 Kategorien einteilen (vgl. Bild 3).

a) Allgemeine Parameter:

- Temperatur (bes. die erreichte Maximaltemperatur)
- Atmosphäre (oxidierend, reduzierend, neutral)
- Druck.

b) Eigenschaften und Verhalten der Schmelze:

- stoffliche Zusammensetzung
Phasenverhalten, Schmelzpunkt-Erniedrigung, Zähigkeit
- Größe und Struktur der Oberfläche
- Bildung von Konvektionsströmen, Blasen oder Turbulenzen (Thermohydraulik)
- Verdampfen und Verspritzen von Schmelzgut
- Dampfexplosionen.

c) Eigenschaften der Freisetzungsprodukte:

- vorliegende chem. Verbindung
- Flüchtigkeit (Dampfdruck)
- Konzentration (Abbrand)
- Verteilung in der ein-/mehrphasigen Schmelze.

Nicht zu vergessen ist dabei die Tatsache, daß der Einfluß der meisten Parameter noch temperatur- und zeitabhängig ist und daß auch die Umstände, die zum Ausbleiben der Kernkühlung führen, noch eine gewisse Rolle spielen können.

3. Heutiger Wissensstand über die Freisetzung

Experimentelle Arbeiten zur Spaltprodukt-Freisetzung wurden bisher fast ausschließlich in den USA durchgeführt, u.z. hauptsächlich in den Jahren 1960 bis 1967. Aus der Zeit danach gibt es nur wenige

Veröffentlichungen, und so ist die Summe der experimentellen Erkenntnisse heute kaum größer als vor 7 Jahren.

Allerdings sind über den Gesamtkomplex CS zwei wichtige Studien erarbeitet worden, nämlich ein Report des Battelle Memorial Instituts (BMI-1910 von 1971) und die in letzter Zeit mit so großem Interesse erwartete Rasmussen-Studie.

In dieser wird auf der Basis aller zur Verfügung stehenden experimentellen Daten und unter Berücksichtigung von thermodynamischen Rechnungen, die sich v.a. auf den Dampfdruck der Spaltprodukte beziehen, für drei verschiedene Stadien eines CS-Unfalls eine Aussage über die Spaltprodukt-Freisetzung gemacht (vgl. Bild 4): In der 1. Spalte sind gruppenweise die wichtigsten Spaltprodukt-Elemente aufgeführt, wobei die Flüchtigkeit der einzelnen Gruppen von oben nach unten abnimmt.

Unter dem Gap-Release (2. Spalte) ist die Freisetzung der im Hüllrohrspalt und im Plenum akkumulierten gasförmigen Produkte beim Hüllrohrbruch zu verstehen.

Die 2. Phase des CS umfaßt nach Rasmussen die Aufheizung der Brennstäbe bis zum Schmelzen, das Zusammenbrechen der Core-Struktur und die Bildung einer Brennstoff/Zircaloy/Stahl-Schmelze am Boden des Druckbehälters. Die Spaltprodukt-Freisetzung während dieser Vorgänge wird demgemäß als Meltdown-Release bezeichnet.

Die 3. Phase schließlich ist dadurch gekennzeichnet, daß der Druckbehälter versagt und die Schmelze in die unteren Räume des Containments eindringt. Während man für die Phase 2 eine Atmosphäre aus Wasserdampf und Wasserstoff mit eher reduzierender Wirkung auf die Schmelze annimmt, wird in der Phase 3 eine stark oxidierende Atmosphäre aus Luft und CO_2 erwartet, wobei das CO_2 durch die Wechselwirkung der Schmelze mit den Carbonaten des Betons freigesetzt wird. Infolge von heftig einsetzenden Oxidationsvorgängen kommt es zu einer verstärkten Wärmeentwicklung. Dadurch können weitere Spaltprodukte abdampfen, besonders auch solche, die wie Ru oder Mo leichtflüchtige Oxide bilden (Vaporization Release).

Die Angaben über die Freisetzung während der 2. und 3. Phase sind insbesondere für die 3 unteren Spaltprodukt-Gruppen bisher sehr unzureichend durch experimentelle Ergebnisse abgestützt.

Einige Gründe dafür möchte ich kurz nennen:

- a) Das UO_2 wurde bei vielen Versuchen ohne das zugehörige Hüllmaterial erhitzt; in anderen Fällen befand es sich zwar in einer Edelstahl- oder Zircaloy-Hülle, doch eine realistische Kernschmelze aus allen 3 Komponenten - entsprechend unserer Corium-Mischung - wurde überhaupt nicht untersucht.
- b) Die eingesetzten Schmelzgutmengen betragen bei den meisten Versuchen weniger als 40 g, was ein ziemlich extremes Volumen/Oberflächen-Verhältnis mit sich brachte.
- c) Viele Versuche wurden ausschließlich unter Schutzgas durchgeführt.
- d) Insgesamt wurde nur eine kleine Auswahl an Freisetzungsergebnissen quantitativ bestimmt. Neben den Edelgasen waren es J, Cs und Te als leichtflüchtige Elemente und Ru, Sr, Ba, Zr und Ce als schwererflüchtige. Auch alle Aktivierungsprodukte blieben unberücksichtigt.

Eine Schlußfolgerung aus den amerikanischen Versuchen scheint mir jedoch besonders erwähnenswert: Die Freisetzungsergebnisse weisen bisher keine systematischen Unterschiede auf, wenn die Spaltprodukte im Brennstoff nicht durch einen echten Abbrand erzeugt, sondern durch chemische Zusätze simuliert werden. Es sollte deshalb möglich sein, auch Brennstoff mit simulierten Abbränden von mehreren 10 000 MWd/t einzusetzen.

Die Voraussetzung für die Herstellung solcher sog. Fissionproben besteht hauptsächlich darin, daß man die Spaltprodukte bzw. -Oxide dem Brennstoff in den richtigen Mengenverhältnissen zumischt. Glücklicherweise liegen in unserem Zentrum schon seit längerem entsprechende Erfahrungen vor.

4. Versuchsanlage

In Bild 5 ist das Prinzip der Versuchsanordnung dargestellt. Als Schmelzanlage verwenden wir einen Hochfrequenz-Induktions-

ofen. Das Schmelzgut besteht - wie schon angedeutet - aus den Coriumkomponenten UO_2 , Stahl und Zircaloy; daneben enthält es einen variablen Anteil an Spalt- und Aktivierungsprodukten mit einer Aktivität von einigen mCi, was gut ausreicht, um die Freisetzung mit Hilfe von γ -spektroskopischen Messungen zu verfolgen.

Die freigesetzten Stoffe werden im Gas-, Luft- bzw. Wasserdampfstrom durch ein unmittelbar über dem Schmelztiegel beginnendes Rohrsystem zu einer Filterstrecke geführt, wo sie in einer Reihe von unterschiedlich feinen Filtern bis auf die Edelgase quantitativ abgeschieden werden. Damit die Freisetzung sowohl während der Aufheizphase als auch während einer gewissen Zeitdauer bei Maximaltemperatur der Schmelze gemessen werden kann, werden 2 komplette Filterkaskaden in paralleler Anordnung verwendet. Nach Abschluß der Schmelzversuche werden die Ablagerungen auf den Filtern radiochemisch analysiert. Die im System Schmelze/Tiegel zurückgebliebenen Spalt- und Aktivierungsprodukte werden ebenfalls γ -spektrometrisch bestimmt.

Außerdem folgt eine metallurgische Untersuchung der Schmelze, wodurch z.B. Aussagen über die Verteilung der Spaltprodukte innerhalb der Schmelze und über das Mischungsverhalten der einzelnen Komponenten gewonnen werden.

Der Testaerosolgenerator wird für Vorversuche mit der Filterstrecke verwendet (v.a. zur Erprobung der Filter) und zur Klärung der Frage, in welchem Ausmaß die verschiedenen Aerosole bereits vor den Filtern im Rohrsystem abgeschieden werden.

Nach dieser kursorischen Vorstellung der Versuchsanordnung möchte ich die Einzelkomponenten anhand einer tabellarischen Darstellung etwas näher erläutern (Bild 6):

Der Induktionsofen ist an einen Hf-Generator angeschlossen, der mit einer Frequenz von 350 kHz arbeitet und eine thermische Leistung von 40 KW abgibt. Wir rechnen damit, daß diese Leistung zum Schmelzen von 1-2 kg Corium ausreicht.

Die Tiegelanordnung besteht aus einem äußeren Schutztiegel aus Al_2O_3 oder MgO und einem in ThO_2 -Pulver eingebetteten ThO_2 -Tiegel zur Aufnahme des Schmelzguts. Da die Versuche haupt-

sächlich unter oxidierender Atmosphäre stattfinden sollen, scheiden Tiegel aus W, Ta oder karbidischem Material von vornherein aus. Eine Alternative zu den ThO_2 -Tiegeln sind möglicherweise noch Tiegel aus HfO_2 . Diese Frage soll in den nächsten Wochen experimentell geklärt werden.

Die Schmelzgut-Temperatur, bei der die Freisetzung erfolgen soll, wird zwischen 1500° und etwa 2600°C variiert. Oberhalb von 2400°C ist - wie Vorversuche ergeben haben - das Corium schon vollständig geschmolzen. (Diese Tatsache ist insofern bemerkenswert, als UO_2 für sich allein erst in der Nähe von 2800°C schmilzt). Die Temperaturmessung erfolgt mit einem Zweifarben-Quotientenpyrometer.

Die Gesamtaktivität des Schmelzgutes wollen wir auf einen Wert von etwa 3 mCi begrenzen; dadurch ist es möglich, die Versuche ohne umfangreichere Strahlenschutzmaßnahmen durchzuführen. Die weiteren Angaben der Tabelle betreffen die Transport- und Filterstrecke sowie die bisher vorhandenen Geräte und Methoden der Meßtechnik. Es ist vorgesehen, auch Messungen zur Charakterisierung der Aerosole vorzunehmen, z.B. zur Bestimmung der Teilchengröße, der Teilchenmasse und zur Ermittlung der vorliegenden chemischen Verbindungen. Vorher muß aber noch geklärt werden, welche Methoden unter den hier vorliegenden Bedingungen brauchbare Ergebnisse erwarten lassen.

5. Gegenwärtiger Stand des Vorhabens

Leider hat sich die Auslieferung der bei der Industrie bestellten Schmelzanlage um mehrere Monate verzögert. Es ist daher nicht möglich, heute schon mit Ergebnissen aus eigenen Freisetzungs-Versuchen aufzuwarten.

Bild 7 zeigt den Ofen mit der zugehörigen Peripherie in einer Versuchshalle der Herstellerfirma: rechts von dem Ofenbehälter (Bildmitte) befindet sich der Schwingkreis, dahinter ein Thermalisiergerät für die Ölkühlung, mit der die Temperatur der Ofenwand und der Induktionsspule auf etwa 120°C gehalten wird. Links hinten steht der Hf-Generator und davor ein Pumpstand mit Kondensator. Der Wasserdampf-Generator befindet sich

unterhalb des Schmelzofens.

Um nun schon vor der Verfügbarkeit dieser Anlage Erfahrungen über das induktive Schmelzen von Corium unter verschiedenen Atmosphären zu sammeln, wurde eine Reihe von Vorversuchen mit einem schwächeren Generator durchgeführt. Die eingesetzte Schmelzgutmenge betrug dabei etwa 30 g.

In Bild 8 ist eine der verwendeten Anordnungen von Tiegel und Schmelzgut wiedergegeben.

Hier die wichtigsten Ergebnisse dieser Versuche:

- a) Mit der induktiven Hochfrequenz-Ankoppelung wurden sowohl in Luft als auch unter Wasserdampf mühelos Schmelzgut-Temperaturen von über 2000°C erreicht.
Die höchste bisher gemessene Temperatur betrug 2500°C . Wahrscheinlich war das Einsetzen von Siedevorgängen in der Schmelze der Grund dafür, daß keine weitere Steigerung möglich war.
- b) Die meisten Tiegel aus hochdichtem ThO_2 (90 % TD) gingen während der Abkühlphase am Ende der Schmelzversuche zu Bruch. Offenbar sind die Ausdehnungskoeffizienten von erstarrendem Corium und ThO_2 so unterschiedlich, daß zu große mechanische Spannungen auf den Tiegel ausgeübt werden.
Dieser Effekt trat bei Tiegeln aus poröserem Material (75 % TD) nicht auf. Allerdings kam es bei einigen Versuchen zu einem Durchbruch der Schmelze durch die Tiegelwand. Erstaunlicherweise lag dabei die Bruchstelle - wie auf den Bildern 9 und 10 zu sehen ist - nicht etwa am Tiegelboden, sondern in Höhe der Schmelzoberfläche. Die metallografische Analyse ließ erkennen, daß an der Bruchstelle eine starke Diffusion von Metaldämpfen in die Tiegelwand stattfand.
Immerhin gelang es, die Schmelze wenigstens 15 Minuten bei fast 2400°C im Tiegel zu halten.
- c) Unter Luft-Atmosphäre kam es bei Temperaturen um 2300°C zu vulkanartigen Eruptionen des Schmelzgutes, verbunden

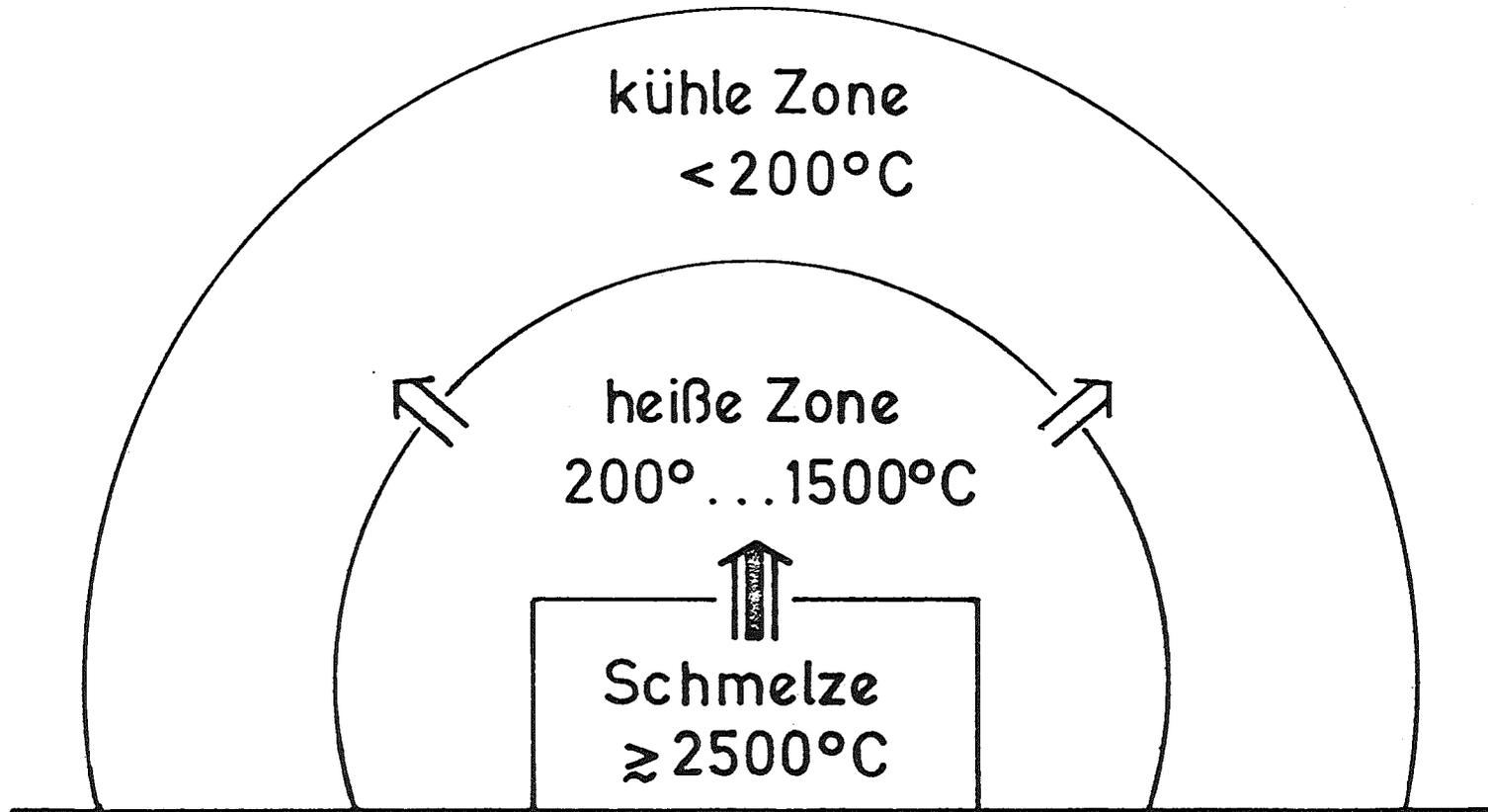
mit einer heftigen Rauchschwadenbildung. Außerdem stieg das Schmelzgut an der Tiegel-Innenwand hoch und bildete in einigen Fällen eine den Tiegel ganz verschließende Kruste (vgl. Bild 11). Um unter diesen Umständen eine pyrometrische Temperatur-Messung der Schmelzoberfläche vornehmen zu können, mußte die Kruste mit einer Nadel durchstochen werden.

Zusammenfassend ist zu sagen, daß im Temperaturbereich von 2300°C und darüber noch einige Schwierigkeiten bei der Handhabung der Schmelze und der Temperatur-Messung bestehen.

Wie weit diese für die bisher gewählten Versuchsbedingungen charakteristisch sind und ob sie bei einer größer dimensionierten Tiegelanordnung in ähnlicher Weise auftreten, müssen weitere Versuche zeigen.

Auf jeden Fall wurde uns schon jetzt klar, daß man die Freisetzungs-Experimente nicht durchführen kann, ohne vorher oder zumindest gleichzeitig das Hochtemperaturverhalten aller beteiligten Materialien zu studieren.

Zum Schluß soll noch vermerkt werden, daß das hier beschriebene Vorhaben einen der Beiträge darstellt, die im Rahmen der kürzlich mit der USAEC vereinbarten deutsch-amerikanischen Zusammenarbeit auf dem Gebiet der Reaktorsicherheit durchgeführt werden.



Freisetzung in die heiße bzw. kühle Zone

IRCH 10/74

Abbildung 1

Aktivität der Spalt- und Aktivierungsprodukte
 A_{Sp}/A_A eines LWR mit 3000 MW_{th} nach 1 a Be-
 tribszeit
 und verschiedenen Kühlzeiten t_K

t_K	A_{Sp} (Ci)	A_A (Ci)
1 min	$9,9 \cdot 10^9$	$2,2 \cdot 10^9$
1 h	$5,3 \cdot 10^9$	$1,4 \cdot 10^9$
1 d	$2,7 \cdot 10^9$	$0,8 \cdot 10^9$
30 d	$0,9 \cdot 10^9$	$0,6 \cdot 10^8$
1 a	$0,1 \cdot 10^9$	$0,3 \cdot 10^7$

Randbedingungen:

100 t UO ₂	}	$\bar{\Phi} = 5 \cdot 10^{13} \frac{n}{cm^2 \cdot s}$
20 t Zry-4		
150 t Stahl		$\bar{\Phi} = 2 \cdot 10^{13} \quad "$

Aktivitäts-Inventar	IRCH 10/74
---------------------	------------

Abbildung 2

Allgemeine Parameter	
Temperatur, Atmosphäre, Druck	
Einflüsse der Schmelze	Eigenschaften der Freisetzungsprodukte
stoffliche Zusammensetzung Größe und Struktur der Oberfläche thermohydraulische Effekte Verspritzen von Schmelzgut Dampfexplosionen	chemischer Zustand Flüchtigkeit (Dampfdruck) Konzentration (Abbrand) Verteilung in der ein-/mehrphasigen Schmelze

NB: Der Einfluß der meisten Parameter ändert sich mit der Zeit und der Temperatur

Parameter, von denen die Freisetzung abhängt	IRCH 10/74
--	------------

Abbildung 3

Elemente	Gap-Release beim Hüllrohrbruch	Meltdown-Release ¹⁾ Schmelze am RDB- Boden	Vaporization-Release ²⁾ nach Versagen des RDB Reaktion Schmelze/Beton	
Xe, Kr	3	87	} alle bis dahin nicht freigesetzten Anteile	
I, Br	1,7	88		
Cs, Rb	5	76		
Te, Se, Sb	0,01	15		
Sr, Ba	0,0001	10		1
Ru, Mo, Pd, Rh, Tc	-	3		5
Y, Zr, Nb, SE ³⁾	-	0,3		1
Np, Pu				

1) bei Annahme einer neutralen bzw. reduzierenden Atmosphäre

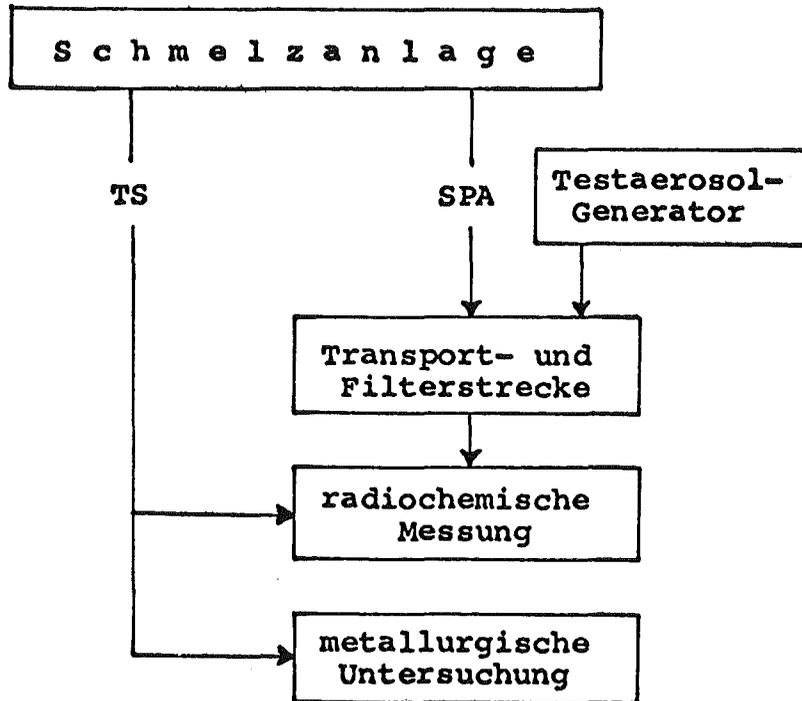
2) bei Annahme einer stark oxidierenden Atmosphäre

3) SE = Seltene Erdmetalle

Freisetzung der wichtigsten Spaltprodukte während der
3 Hauptphasen des Coreschmelzens in % vom Inventar

IRCH 10/74

Abbildung 4



SPA: freigesetzte Spalt- und Aktivierungsprodukte

TS : Tiegel und Schmelze

Prinzip der Versuchsanordnung

IRCH 10/74

Abbildung 5

Hf-Generator	f = 350 kHz N = 40 kW
Schmelztiegel	ThO ₂ (HfO ₂)
Schmelzgut	≤ 1 kg Corium d.h. UO ₂ + Zry-4 + Stahl
Aktivität	1-3 mCi
Atmosphäre	Luft, Wasserdampf, Argon
Temperatur	1500° ... ~ 2600°C
Transportstrecke	≥ 50 cm, Keramik/Edelstahlrohr
Filter	Membranfilter aus Zellulose bzw. Glasfaser, Sintermetallfilter...
radiochemische Messung	Ge(Li)-Detektor, Vielkanal- Analysator, Röntgen-Fluoreszenz
metallurgische Auswertung	Mikrosonde, Metallographie Röntgenfeinstruktur-Analyse chemische Analyse

Angaben zu den Einzelkomponenten

IRCH 10/74

Abbildung 6

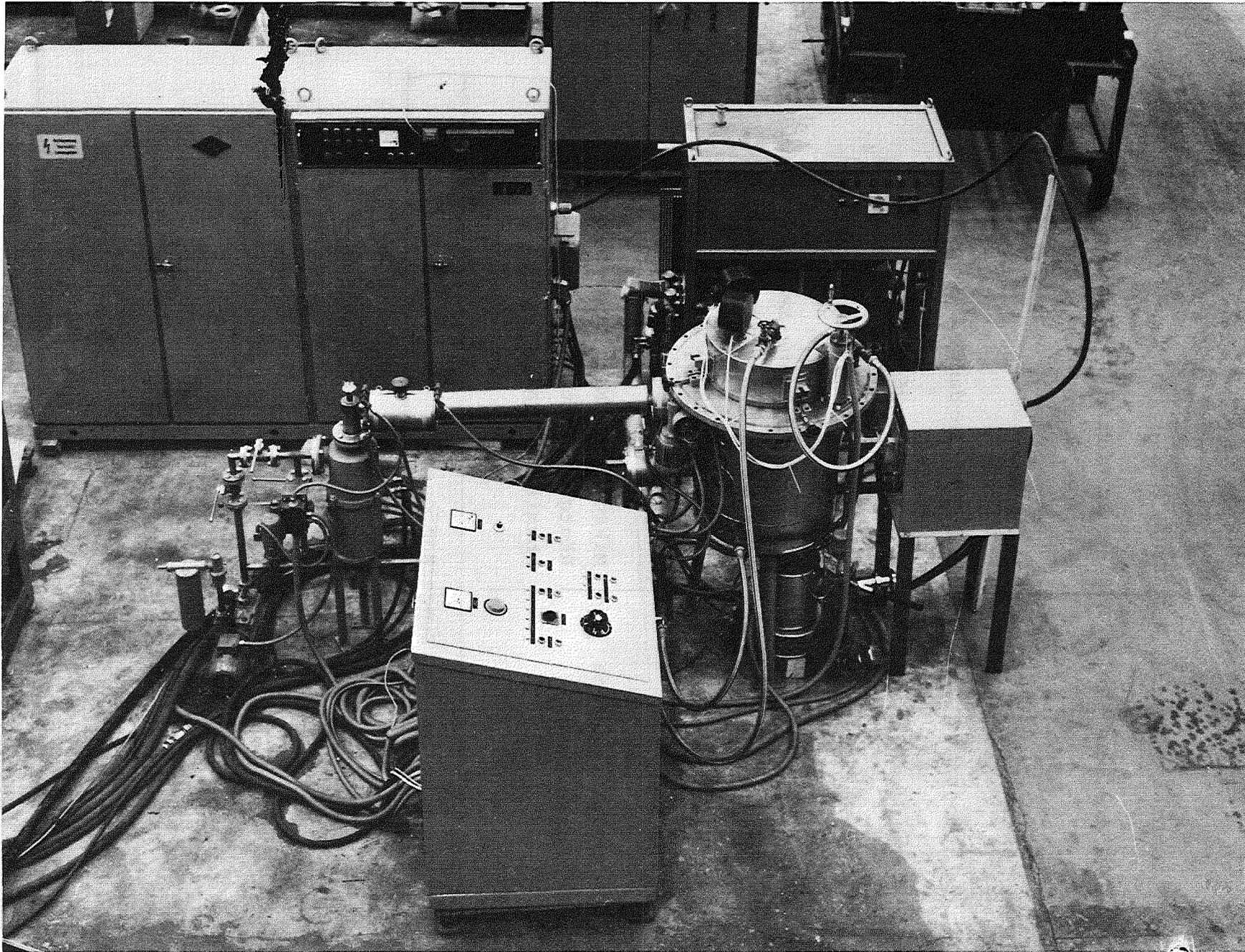
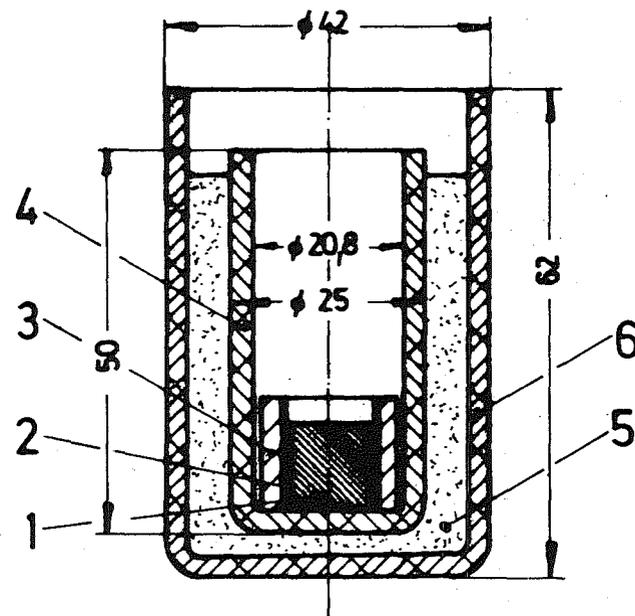


Abbildung 7: Schmelzanlage mit Peripherie, jedoch ohne die übrigen Komponenten der Versuchsanordnung



- 1 UO₂ -Pellet
- 2 Zircaloy-2 (4)
- 3 Stahl, Werkstoff Nr.: 4550
- 4 Schmelztiegel, Th O₂
- 5 Pulver, Th O₂, Korngröße 100µm
- 6 Schutztiegel, Al₂O₃ (Mg O)

Abbildung 8: Anordnung von Tiegel und Schmelzgut

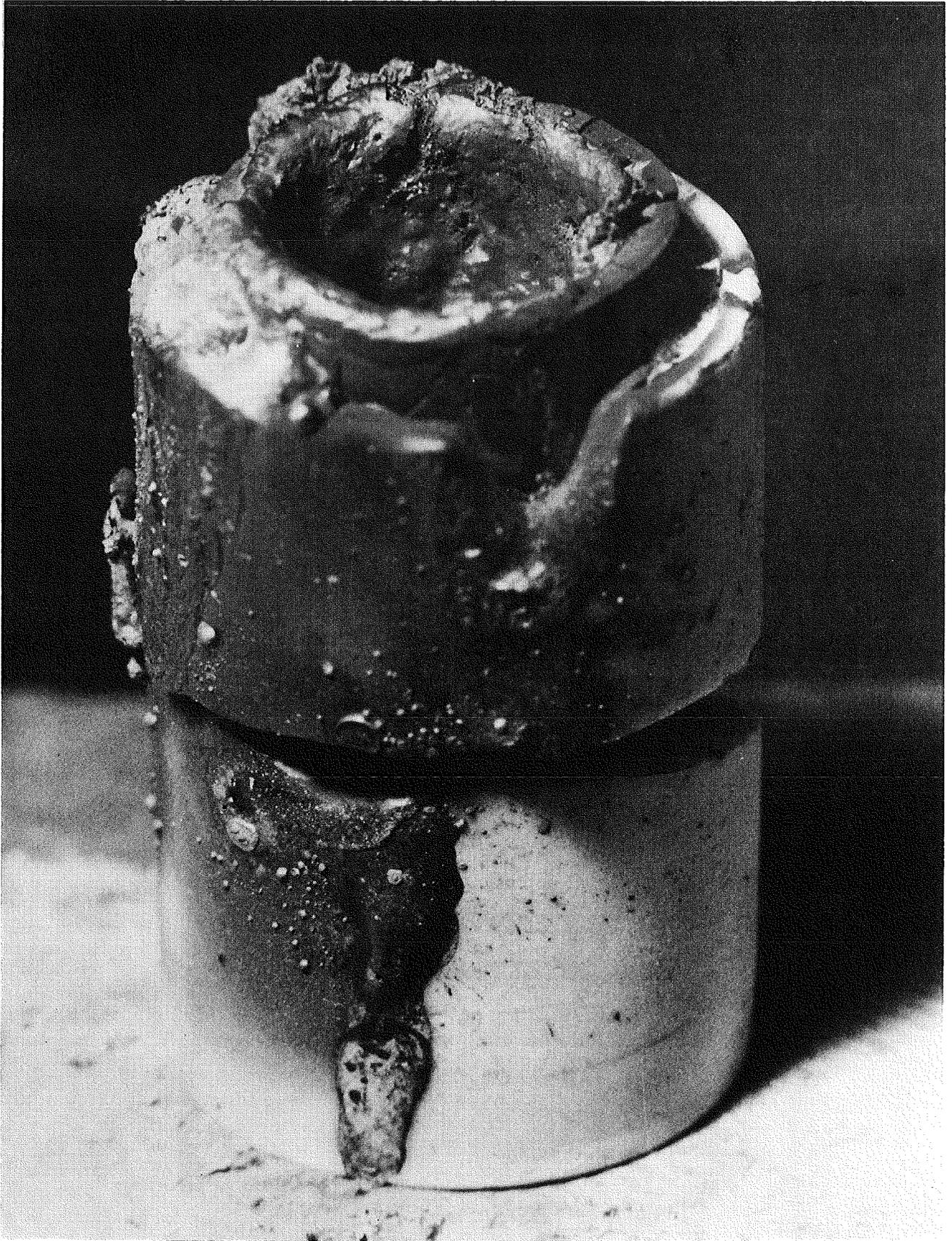


Abbildung 9: Geborstener Tiegel mit teilweise ausgelaufenem Schmelzgut. Der Bruch erfolgte bei einer Schmelzen-Temperatur von ca. 2400°C

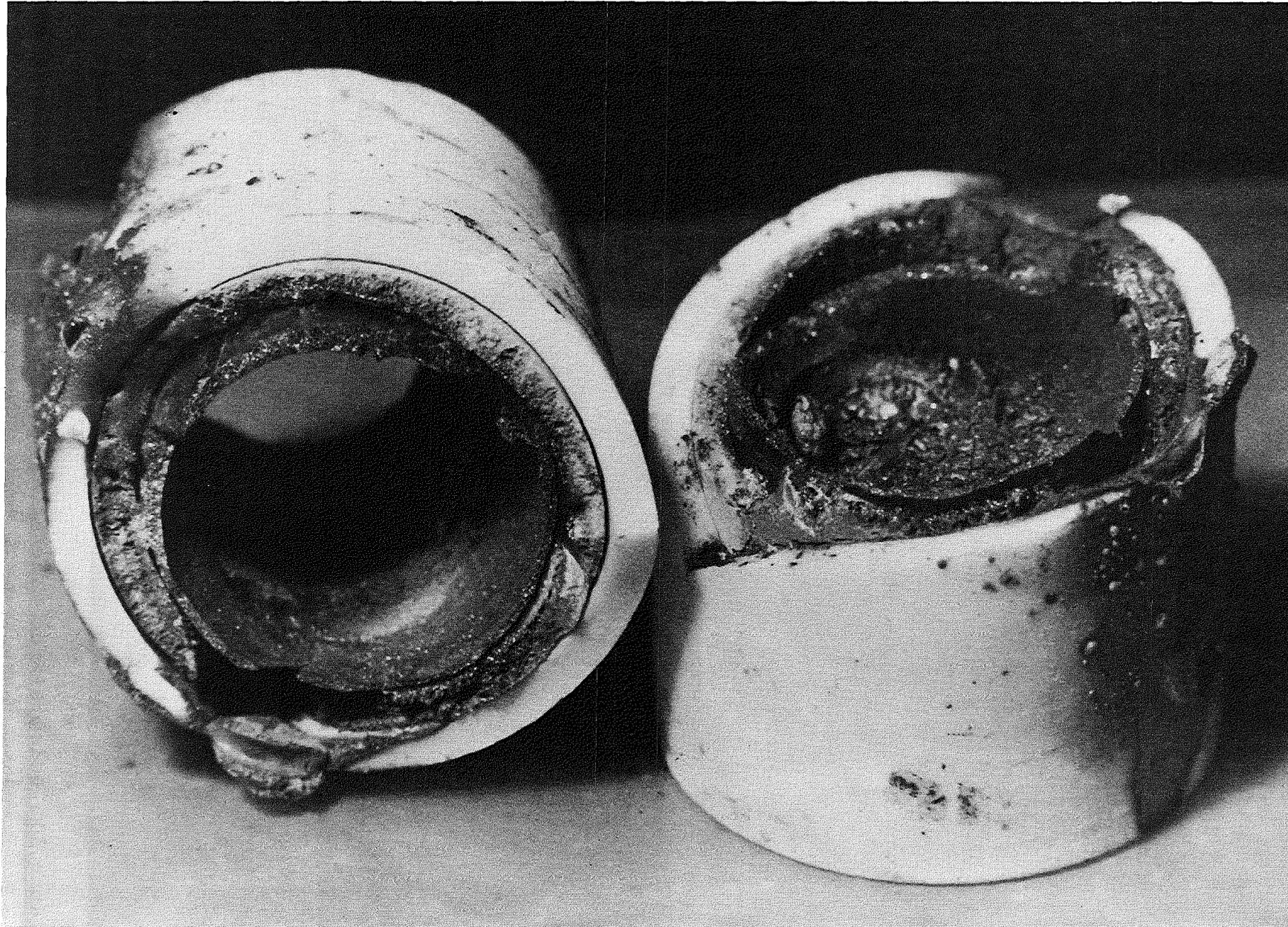


Abbildung 10: Die beiden Tiegelhälften von Abbildung 9 in anderer Sicht: der Bruch des Schmelztiegels und äußeren Schutztiegels erfolgte direkt oberhalb der Schmelzenoberfläche



Abbildung 11: Beispiel für eine Krustenbildung des Schmelzgutes am oberen Tiegelrand

KERNFORSCHUNGSZENTRUM KARLSRUHE
JAHRESKOLLOQUIUM 1974 DES PROJEKTS NUKLEARE SICHERHEIT (PNS)
Leopoldshafen, den 19. November 1974

STAND DER QUANTITATIVEN RISIKOANALYSE

VORTRAG
VON
L.CALDAROLA *

Nach der heute praktizierten Sicherheitskonzeption wird eine Verringerung des Risikos dadurch erzielt, daß Sicherheitsfachleute einen größten anzunehmenden Unfall (GAU) als Auslegungsfall definieren und das Kernkraftwerk zur Beherrschung dieses Unfalls ausgelegt wird. Auf diese Weise glaubt man, auch eine Barriere gegen jeden weniger schweren Unfall geschaffen zu haben. Dieses Konzept wird in der Literatur üblicherweise als "deterministisch" bezeichnet; es gilt wohl als sehr konservativ, weist jedoch drei wesentliche Nachteile auf:

1. Der Prozeß der Identifikation eines größten anzunehmenden Unfalls könnte ohne Ende sein, da man immer wieder Unfälle annehmen kann, deren Auswirkungen größer sind, als die des eben definierten. Auf englisch synthetisch: Is the maximum credible accident more credible than the incredible accident is incredible?
2. Die Bemühungen konzentrieren sich auf die Verringerung der Eintrittswahrscheinlichkeit schwerer, aber unwahrscheinlicher Unfälle, weniger schwerwiegenden, jedoch wahrscheinlicheren Störfällen wird nicht so große Aufmerksamkeit geschenkt, obwohl nicht vollkommen ausgeschlossen werden kann, daß einige von diesen - durch Propagationseffekte z.B. - mit weitreichenden Konsequenzen verbunden sein könnten. Außerdem könnten Unfälle mit geringfügigen Auswirkungen auf Grund ihrer relativ großen Häufigkeit langfristig größere Konsequenzen haben als der eine größte anzunehmende Unfall mit seiner sehr kleinen Eintrittswahrscheinlichkeit.

* Wissenschaftlicher Hauptreferent der Kommission der Europäischen Gemeinschaft, delegiert an die Gesellschaft für Kernforschung mbH, GfK, Karlsruhe, Institut für Angewandte Systemtechnik und Reaktorphysik

3. Trotz der kleinen Wahrscheinlichkeit des GAU, kann der Konservatismus dieses Konzepts täuschend sein. Die Sicherheitssysteme, die zur Beherrschung großer Unfälle eingebaut sind, können selbst Unfälle verursachen.

Die Nachteile des deterministischen Konzepts sind wohl zum Teil darin begründet, daß bei der Unfallanalyse die Frage nach der Wahrscheinlichkeit des Eintretens aufeinanderfolgender Ereignisse nicht gestellt wird. Ist jedoch mindestens eines dieser Ereignisse unwahrscheinlich, so ist der Unfall selbst auch unwahrscheinlich.

Die Tatsache, daß der Kernenergie in Zukunft ein immer größerer Anteil der Gesamtenergie zukommen wird und daher die Frage des Risikos zusehens an Wichtigkeit gewinnt, verdeutlicht die Notwendigkeit der Einführung einer weiterentwickelten Sicherheitskonzeption. In steigendem Maße wird versucht, das mit der Kernenergie verbundene Risiko zu quantifizieren. Dazu genügt es aber nicht, nur die Konsequenzen eines Unfalls abzuschätzen, sondern es ergibt sich auch die Notwendigkeit der Bestimmung der Eintrittswahrscheinlichkeit dieses Unfalls. Diese Konzeption wird als "probabilistisch" bezeichnet.

Risiko kann als die Gesamtheit aller möglichen Schadensarten gewichtet mit der Wahrscheinlichkeit ihres Eintretens definiert werden.

Probabilistische Methoden kamen zuerst in der elektronischen Industrie zur Zeit des zweiten Weltkrieges zum Einsatz. Wegen der Komplexität der Phänomene, die in den elektronischen Komponenten stattfinden, verwendet man statistische Methoden zur Auswertung der Lebensdauer der Komponenten aus der Betriebserfahrung und aus Labortests.

Es ist offensichtlich, daß die etwa für elektronische Komponenten gültige Betrachtungsweise nicht voll auf Kernenergieanlagen übertragbar ist.

Dort können nämlich Versagenshäufigkeiten der Größenordnung 10^{-6} - 10^{-11} pro Reaktorjahr auftreten. Dies bedeutet, daß eine Betriebserfahrung von 10^6 bis 10^{11} Reaktorjahre angesammelt werden soll, bevor man sinnvollerweise erwarten kann, daß irgendwo innerhalb dieses Zeitintervals ein Versagen eintritt. Daraus wird ersichtlich, daß diese Versagenswahrscheinlichkeiten experimentell nicht ermittelt werden können, sondern theoretisch abgeleitet werden müssen. Das erfolgt in einer Fehler- bzw. Ereignisbaumanalyse. Alle möglichen Ursachen oder Konsequenzen eines bestimmten Ereignisses werden zunächst mit Hilfe der Ereignisbäume und Fehlerbäume in Diagrammform dargestellt und nach logischen Gesichtspunkten untersucht. Anschließend erfolgt die systematische Bestimmung der Fehlerwahrscheinlichkeiten eines komplexen Systems aus den Fehlerwahrscheinlichkeiten seiner Einzelteile. Nur die letztgenannten Wahrscheinlichkeiten werden experimentell ermittelt.

Es muß betont werden, daß die auf diese Art erhaltenen Unfallwahrscheinlichkeiten keine absolute Aussage liefern, sondern nur innerhalb der Grenzen desjenigen Wissens Gültigkeit haben, worüber der die Analyse ausführende Sicherheitsexperte bezüglich eines bestimmten Ereignisses verfügt. Mathematische Modelle können hier nicht die Lücke schließen, die durch mangelnde Erfahrung und Erkenntnis entstanden ist.

Ein sehr altes und einleuchtendes Beispiel dafür liefert der Windscale-Reaktor in Großbritannien. Zur Zeit als der Reaktor gebaut wurde, waren die Sicherheitsingenieure im Rahmen ihres Kenntnisstandes von seiner Sicherheit überzeugt. Jedoch wußten sie nichts vom sogenannten "Wignereffekt" in Graphit, durch den ein schwerer Unfall ausgelöst wurde, der das ganze Core zerstörte.

Probabilistische Methoden sind daher kein Ersatz für mangelnde Kenntnis der physikalischen Phänomene! Dieses aus mangelnder Erkenntnis von Systemfehlern erwachsende Restrisiko läßt sich probabilistisch nicht fassen.

Risikoberechnungen müssen im Rahmen eines Lernprozesses gesehen werden: Die Berechnung des Risikos ein und desselben Reaktors kann, wenn sie zu verschiedenen Zeiten durchgeführt wird, auf Grund veränderter Erfahrung und Einsicht zu verschiedenen Ergebnissen führen. Das errechnete Risiko ist eben eine dynamische, keine statische Größe! Fehler- und Ereignisbäume sind ein Werkzeug, um den Lernprozeß in logischer, vollständiger und systematischer Form zu durchlaufen. In der Raum- und Luftfahrtindustrie ist es bereits geübte Praxis, Fehlerbäume in Computern gespeichert zu haben. Wann immer ein neues Phänomen auftritt, wird der Fehlerbaum sofort im Sinne der neuen Erkenntnis geändert; zusätzlich gestattet es die FB-Analyse, Bereiche zu erkennen, in denen verstärkte Forschungsarbeit nötig ist, womit wiederum die Entwicklungstendenz des Lernprozesses gesteuert wird.

Einige Vertreter der deterministischen Reaktorsicherheitsphilosophie bzw. der probabilistischen meinen, daß keine Verbindung zwischen den beiden Richtungen bestünde. Das ist nicht richtig. Das deterministische Konzept einerseits und das probabilistische andererseits stellen zwei Phasen in diesem Lernprozeß dar, in dem die eine auf die andere folgt und sie sich gegenseitig ergänzen. Am Beginn einer neuen Technologie, wenn der Grad an Erfahrung und Erkenntnis gering ist, legt der Sicherheitsfachmann entsprechend diesem niedrigen Kenntnisstand einen größten anzunehmenden Unfall fest und plant entsprechende Sicherheitsmaßnahmen. Mit wachsender Betriebserfahrung erhöht sich der Kenntnisstand und auch das Vertrauen in die neue Technologie. In dieser zweiten Phase gehen die Experten daran, ihr Sicherheitskonzept zu überdenken und versuchen, zu einem vollständigeren und ausgewogeneren Gesamtbild zu kommen. Dabei wird die probabilistische Konzeption eingeführt.

Im Rahmen des PNS wurde ein Statusbericht über die Methoden zur quantitativen Analyse von Kernenergie-Risiken verfaßt.

Dabei wurden die verschiedenen Studien zu Risikoberechnung und Risikoakzeptierbarkeit dargestellt, einschließlich das Risiko des Brennstoffzyklus. Ich werde in folgendem nicht auf die Einzelergebnisse dieser Studien eingehen. Wer interessiert ist, kann den Statusbericht lesen. Ich werde aber die wichtigen Schlußfolgerungen unseres Berichtes kurz erläutern.

Wir sind auf der Basis des heutigen Wissenstandes zu der Folgerung gekommen, daß unter den gegenwärtigen Voraussetzungen eine zuverlässige quantitative Abschätzung der Risiken bei der Nutzung der Kernenergie nicht befriedigend ist. Dieses bedeutet nicht, daß quantitative Risikostudien unnötig wären. Im Gegenteil, wir denken, daß solche Studien stimuliert werden sollen, weil sie im allgemeinen auf lange Sicht die beste und rationellste Behandlung der Sicherheitsprobleme bieten. Die Entscheidungsprozesse im Rahmen der Sicherheit sind sehr kompliziert, verwickelt und schwer zu ändern. Dies gilt besonders dann, wenn gute Erfahrungen, wie im Fall der nuklearen Reaktoren, schon existieren. Es scheint uns, daß eine beträchtliche zusätzliche Entwicklung der Methoden der quantitativen Risikoanalyse notwendig ist, bevor der Entscheidungsprozeß des Genehmigungsverfahrens grundsätzlich geändert werden kann. Im wesentlichen haben sich folgende schwache Stellen herausgestellt.

1. Die Eintrittswahrscheinlichkeit unfallauslösender Ereignisse sowie die Zuverlässigkeit der unfallhemmenden Funktion sicherheitstechnischer Einrichtungen kann wegen mangelnder Daten der Komponenten und des menschlichen Verhaltens und nur unvollständiger Erfassung aller Funktionszusammenhänge im allgemeinen noch nicht hinreichend genau ermittelt werden.
2. Der physikalische Ablauf des Unfallgeschehens in der Anlage sowie die physikalischen Folgeereignisse in ihrer Umgebung vollziehen sich in außerordentlich komplexen Systemen. Methoden zur modellmäßigen Erfassung dieser Vorgänge befinden sich heute in der Entwicklung, haben jedoch noch nicht den Stand erreicht, der zu einer Errechnung von Risikowerten vorauszusetzen wäre.

3. Über die Schadensauswirkungen eines Unfalls, d.h. über die biologischen Konsequenzen äußerer Bestrahlungen und der Inkorporation radioaktiven Materials sind allgemein akzeptierte quantitative Angaben nur in beschränktem Umfang verfügbar. Schließlich befinden sich auch die Methoden zur Bewertung dieser Folgen und zum quantitativen Vergleich mit anders gearteten Risiken erst in der Entwicklung.

Auf Grund der oben genannten schwachen Stellen wurden folgende Vorschläge für zukünftige Forschungsarbeiten vorgeschlagen (Abb. 1).

1. Erstellung eines zentralen Informationssystems für Zuverlässigkeitsdaten

Hier handelt es sich um die Standardisierung der Methoden für die Sammlung und die Auswertung der Daten. Die ganze Kette von der Aufnahme der Daten in den Anlagen und in den Testlabors bis zur Lieferung der ausgewerteten Daten an den Benutzer soll berücksichtigt werden. In dieser Richtung werden schon seit einiger Zeit vom IRS⁽¹⁾, LRA⁽²⁾ UND RWE⁽³⁾ Arbeiten durchgeführt.

Ein zentrales Datenbanksystem soll erstellt werden, das korrespondiert soweit möglich frei mit Laboratorien, Komponentenherstellern sowie Herstellern und Betreibern kerntechnischer Anlagen. Wir haben auch ein Schema für dieses Informationssystem vorgeschlagen.

2. Ermittlung und Auswertung von Fehlern und Reparaturdaten

Hier kann man drei verschiedene Methoden identifizieren:

1. Verteilungsfreie Statistik
2. Nicht parametrische Statistik
3. Parametrische Statistik

In der "verteilungsfreien Statistik" ist keine "apriori" Kenntnis vorhanden. In der "nicht parametrischen Statistik" ist eine Art von qualitativer "a priori" Kenntnis vorhanden (z.B. Die Ausfallrate einer Komponente wächst ständig mit der Zeit). In der "parametrischen Statistik" aufgrund einer "a priori" Kenntnis und/oder den Ergebnissen von Hypothesentests kann man eine Gleichung für die Verteilung schreiben, in der nur einige Parameter (zwei oder drei) mit den experimentellen Ergebnissen zu bestimmen sind.

(1) Institut für Reaktorsicherheit - Köln
(2) Laboratorium für Reaktorregelung und Anlagensicherung - Garching
(3) Rheinisch-Westfälisches Elektrizitätswerk - Essen

Diese Methoden zur Ermittlung und Auswertung von Fehlern und Reparaturdaten sollen normiert werden. Computer-Programme sollen entwickelt werden.

3. Verbesserung der Methodologie

Die Folgen sind durch Anfangsereignisse verursacht. Anfangsereignisse sind z.B. Ausfälle von Komponenten und die Folgen sind Aktivitäten der Radionukliden, die in der Umgebung der Anlage freigesetzt werden oder verschiedene Zustände des Reaktorkerns oder etwas anderes.

Das Modell (Abb. 2) beschreibt alle möglichen Beziehungen zwischen Folgen und Anfangsereignissen. Man kann dieses Modell auf verschiedene Weisen bauen. Man kann z.B. von den Ursachen (d.h. von den Anfangsereignissen) ausgehen und mit Hilfe der Technik der Ereignisbäume die möglichen Folgen herausfinden. Die dazu komplementäre Technik ist die der Fehlerbäume, wobei die möglichen Ursachen, die zu einer gegebenen Folge führen können, identifiziert werden. Die Methode der Ereignisbäume ist zwar einfacher, aber sie ist weniger geeignet, alle möglichen Ursachen und alle möglichen Wege, die von den Ursachen zu den Folgen führen, vollständig zu erfassen. Die Methode der Fehlerbäume ist dagegen komplizierter, umfangreicher, aber geeigneter, alle möglichen Ursachen und alle möglichen Wege vollständig zu erfassen. Ein Hauptgrund dafür ist, daß bei der Fehlerbaumanalyse nur die sicherheitsrelevanten unerwünschten Folgen in Betracht kommen. Dies ist jedoch nicht der Fall bei der Ereignisbaumanalyse.

Eine gute Kompromißlösung wird z.Zt. benutzt (Abb. 3). Die Anfangsereignisse werden in zwei Kategorien klassifiziert: erstens die Anfangsereignisse, die zu einer Folge führen können (kritische Ereignisse), zweitens die Anfangsereignisse, welche die Sicherheitssysteme betreffen.

Die Methode besteht aus einer Kombination von Fehlerbaum- und Ereignisbaumanalyse. Die Folgen werden herausgefunden durch den Bau von Ereignisbäumen, in denen die Anfangsergebnisse verbunden sind, mit allen möglichen Verhaltensweisen der Sicherheitssysteme. Die möglichen Ursachen, die zu einem gegebenen Verhalten eines Sicherheitssystems führen, werden aber mit Hilfe der Fehlerbaumanalyse bestimmt. Eine noch weitergehende Anwendung der Fehlerbaumanalyse ist praktisch nicht möglich, da die Fehlerbäume heutzutage noch nicht maschinell gebaut werden können.

Grundsätzlich ist in der Literatur gezeigt worden, daß die Aufstellung von Fehlerbäumen mit Hilfe eines Computer-Programms möglich ist. In das Computer-Programm muß Information über das Flußdiagramm der Anlage, über die Betriebsbedingungen und über die räumliche Anordnung gleichermaßen eingehen. Diese Technik befindet sich aber noch in einem Anfangsstadium und muß deshalb weiter entwickelt werden. Außerdem kann auf lange Sicht die Anwendung solcher Methoden zu der Entwicklung eines Computerprogrammes zur besseren Verarbeitung der Informationen über den Betriebszustand führen.

Die Zuverlässigkeit und die Verfügbarkeit einer nuklearen Anlage können verbessert werden, wenn die optimale Entscheidung von allen möglichen Entscheidungen für Reparaturen, Inspektionen, Tests und allgemeinen Wartungsarbeiten schnell getroffen werden kann. Dies kann verwirklicht werden durch die Entwicklung eines Computer-Programms, das die Informationen über den Zustand der Anlage ständig aufnimmt (Warnsignale, Messungen von kritischen Größen usw.) und durch den automatischen Bau und die Auswertung von Ereignis- und Fehlerbäumen die jeweils vom Betriebszustand abhängige beste Entscheidung für die Betriebsmannschaft fortwährend liefert. Außerdem kann bereits in der Entwicklungsphase einer nuklearen Anlage ein solches Programm als Hilfe bei der Festlegung von Warnsignalen benutzt werden.

Die Verbesserung der Methodologie ist notwendig auch im Bereich der Berechnung der Wahrscheinlichkeit eines Unfalls, aus den Wahrscheinlichkeiten eines kritischen Ereignisses und des Ausfalls der dazu benötigten Sicherheitssysteme.

Ich habe dieses Problem in einem Anhang betrachtet. Dieser Anhang wurde an die Teilnehmer dieses Jahreskolloquiums verteilt. In diesem Anhang wird die Methodologie, die in dem Rasmussen-Bericht verwendet wurde, analysiert und Vorschläge für eine genauere Methode angegeben.

Ich werde mich jetzt mit der mathematischen Theorie dieses Anhangs auf Grund von Zeitmangel nicht beschäftigen. Wer interessiert ist, kann diesen Anhang selbst lesen.

4. Common Mode Failures

Eine exakte Definition des Begriffs sowie eine vollständige Kategorisierung der Common-Mode-Failures (CMF) muß erarbeitet werden.

Die Technik des automatischen Baus von Fehlerbäumen kann die Entdeckung der CMF erleichtern durch die logische Kombination der Information über die Betriebsbedingungen und die räumliche Anordnung der Komponenten mit den Kategorien der CMF.

Durch Sammeln und Aufgliederung aller international verfügbaren Information über das Auftreten von CMF muß die Erfahrung aller abgelaufenen Reaktorbetriebsjahre so weit wie möglich ausgewertet werden. Darüberhinaus sollte eine Anstrengung unternommen werden, um bisher noch unbekannte Quellen für CMF zu identifizieren.

Durch Empfindlichkeitsstudien sollte ermittelt werden, in welchen Anlagebereichen die Möglichkeit des Auftretens von CMF besonders intensiv untersucht werden muß.

Theoretische Methoden für eine befriedigendere Betrachtung der CMF müssen entwickelt werden.

5. Menschliches Verhalten

Hier sollen Daten gesammelt und Methoden entwickelt werden.

Einige Berichte, die in der Rasmussen Studie zitiert sind, zeigen, daß das menschliche Verhalten im Ausnahmezustand katastrophal sein kann.

Aus diesem Ergebnis könnte man zu dem Schluß kommen, daß die Funktion menschlicher Operateure so weit wie möglich durch Automatisierung ersetzt werden soll.

Andererseits, wegen seiner hohen Flexibilität, kann der Mensch in komplexen unvorgesehenen Situationen eine entscheidende Rolle spielen. Es müssen Verfahren entwickelt und angewendet werden, um die optimale Arbeitsteilung zwischen Mensch und Automatik zu erreichen.

6. Modelle von Unfallabläufen

Die Arbeiten zur modellmäßigen Beschreibung von Unfallabläufen in Reaktoren sind weiter voranzutreiben.

Da Unfälle, die zur Freisetzung größerer Aktivitätsmengen führen, fast stets mit Propagationserscheinungen und auch mit geometrischen Veränderungen des Kerns verbunden sind, ist der Entwicklung probabilistischer Modelle für diese Vorgänge besondere Bedeutung zuzumessen.

7. Abgabe von Radionukliden und ihr Verhalten in der Ökosphäre

Hier liegen die Schwerpunkte der PNS Arbeiten. Theoretische Modelle für die Emission von Radionukliden müssen weiter entwickelt werden. Sie müssen auf experimentellen Daten basieren. Wegen des Mangels an experimentellen Daten müssen noch konservative Werte angenommen werden. Bis heute gibt es nur sehr wenige Experimente auf diesem Gebiet, meistens unter unrealistischen Bedingungen.

Es ist daher wünschenswert, Experimente für viele Radionuklide unter so weit wie möglich realistischen Bedingungen durchzuführen.

Zum Problem der Ausbreitung von Radionukliden in der Umwelt sind weitere eingehende Untersuchungen notwendig. Als Beispiel sei die wichtige Frage genannt, ob Plutonium im Erdboden verbleibt oder durch Absorption in Pflanzen in die biologische Kette eingebracht wird. Für diese Fragen sind auf der Grundlage experimenteller Arbeiten zeitabhängige probabilistische Modelle zu entwickeln.

Zur Zeit werden hier im Rahmen des PNS theoretische und experimentelle Untersuchungen zur Ausbreitung radioaktiver Gase und Aerosole durchgeführt. Das für die quantitative Risikoanalyse wichtige Ziel dieser Arbeiten ist die Beantwortung der Frage: Mit welcher Wahrscheinlichkeit werden Dosen an bestimmten Aufpunkten in der Umgebung von nuklearen Anlagen nach Störfällen überschritten.

8. Transport von nuklearen Materialien

Auf diesem Gebiete sollen sowohl Daten gesammelt als auch theoretische Modelle entwickelt werden.

Eine wichtige vorrangige Frage in diesem Zusammenhang ist die der räumlichen Verteilung der Anlagen des Brennstoffzyklus. Sollte das Konzept der "Nuclear Parks" verwirklicht werden, so kommt dem Transport als Teil des Kernenergie-Gesamtrisikos unter Umständen nur untergeordnete Bedeutung zu.

9. Auswertung der durch nuklearen Abfall entstehenden Risiken

Wir haben das Problem, uns zwischen den möglichen Alternativen für Abfallbehandlung und Endlagerung zu entscheiden. Das verursachte Risiko muß über eine sehr lange Zeitskala (einige tausend Jahre) betrachtet werden. Da für solche Zeiträume keine exakten Daten zur Verfügung stehen, sind keine quantitativen Aussagen im absoluten Sinn, wohl aber vergleichende Überlegungen möglich.

10. Bewertung von Schadensauswirkungen

Um Risiken im technologischen Bereich vergleichen zu können, ist es notwendig, folgende Fälle auf gleiche Bezugsgrößen zu normieren:

- Mehrere kleine und wenige große Schäden
- Personen- und Sachschäden
- Heute und zukünftige Schäden

Dies kann erreicht werden mit Hilfe der Utility Theorie, deren Ziel es ist, für bestimmte Lebensbereiche und Personengruppen subjektive Werte quantitativ festzustellen.

Es stellt sich die Frage, welche Gruppe oder Gruppen anzusprechen sind und wie widersprechende Wertungen zu wichten sind.

Daraus ergibt sich die Aufgabe, die Utility Theorie weiter auszubauen und auf die heutigen Probleme der Kernenergie anzuwenden.

Wie Sie gesehen haben, sind die im Rahmen der Risikoanalyse vor uns stehenden Aufgaben gewaltig. Die Rasmussenstudie allein hat 2 Millionen Dollar gekostet und 60 Mann-Jahre gefordert.

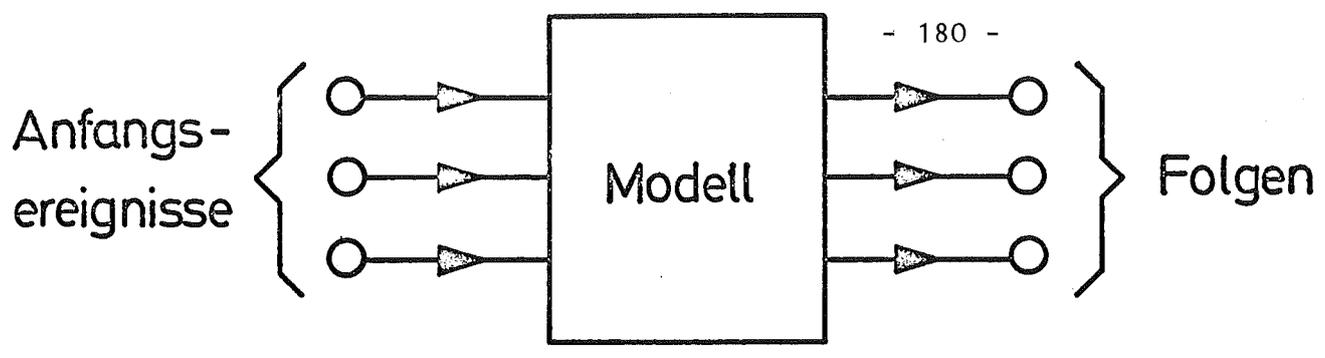
Um die Arbeiten in der Bundesrepublik auf diesem Gebiet zu koordinieren, wurde von dem Bundesministerium für Forschung und Technologie kurz eine ad-hoc-Gruppe "Risiko und Zuverlässigkeit" gegründet unter der Leitung von Dr. Seipel.

Die erste Sitzung dieser Gruppe hat schon vor fast einem Monat stattgefunden. In diesem Kreis werden unsere Empfehlungen sowie die der anderen Beteiligten diskutiert werden. Diese Gruppe wird zusammen ein Arbeitsprogramm für die ganze Bundesrepublik aufstellen, und wir werden an der Durchführung dieses Programmes aktiv teilnehmen.

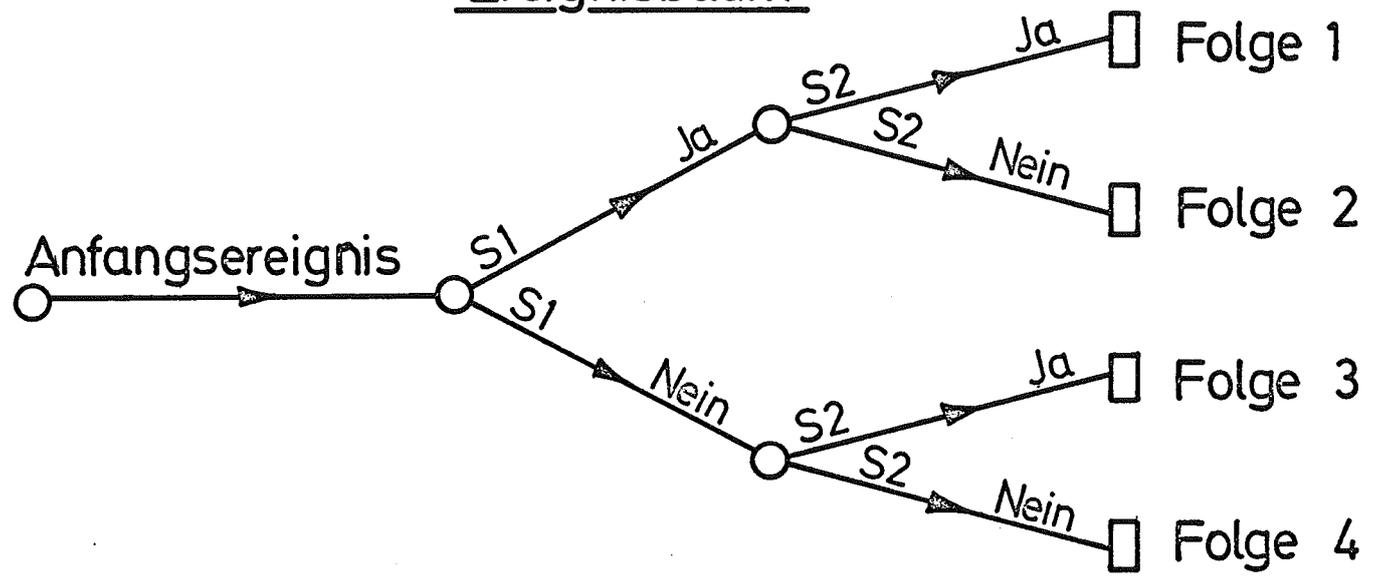
Vorschläge für zukünftige Forschungsarbeiten

1. Erstellung eines zentralen Informationssystems für Zuverlässigkeitsdaten.
2. Ermittlung und Auswertung von Fehlern und Reparaturdaten.
3. Verbesserung der Methodologie.
4. Common Mode Failures.
5. Menschliches Verhalten.
6. Modelle von Unfallabläufen.
7. Abgabe von Radionukliden und ihr Verhalten in der Ökosphäre.
8. Transport von nuklearen Materialien.
9. Auswertung der durch nuklearen Abfall entstehenden Risiken.
10. Bewertung von Schadensauswirkungen.

Abb.: 1



Ereignisbaum



Fehlerbaum

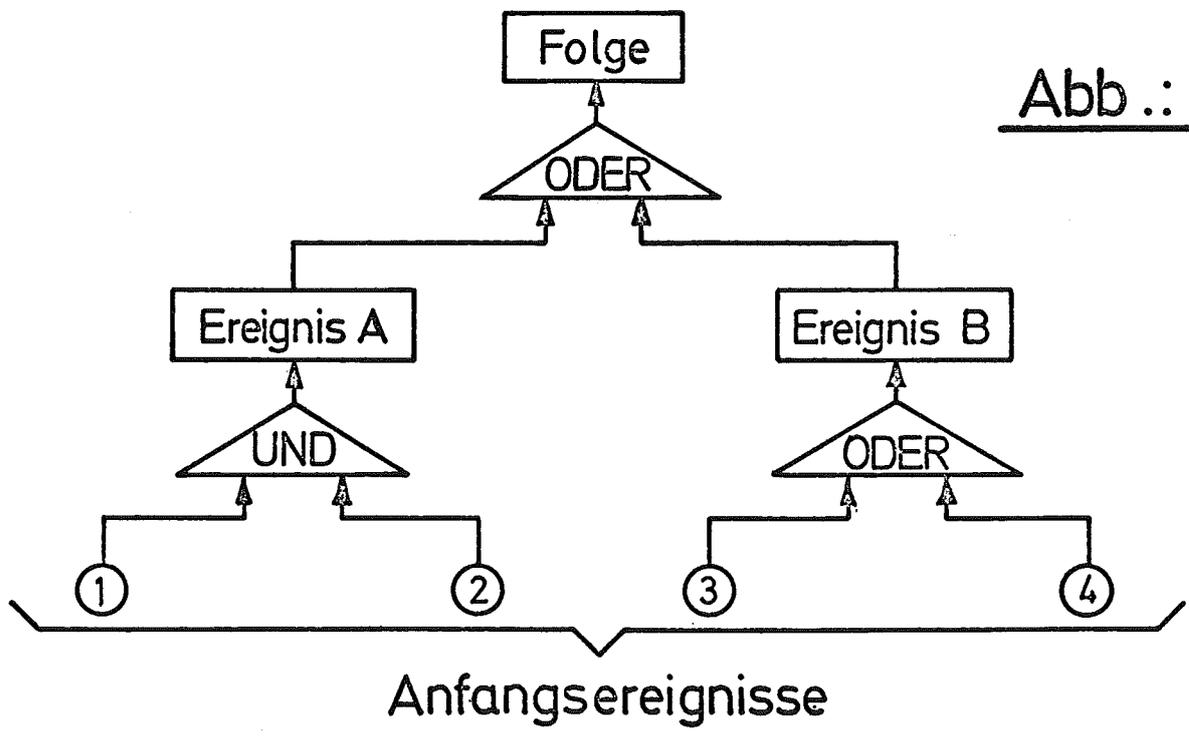


Abb.: 2

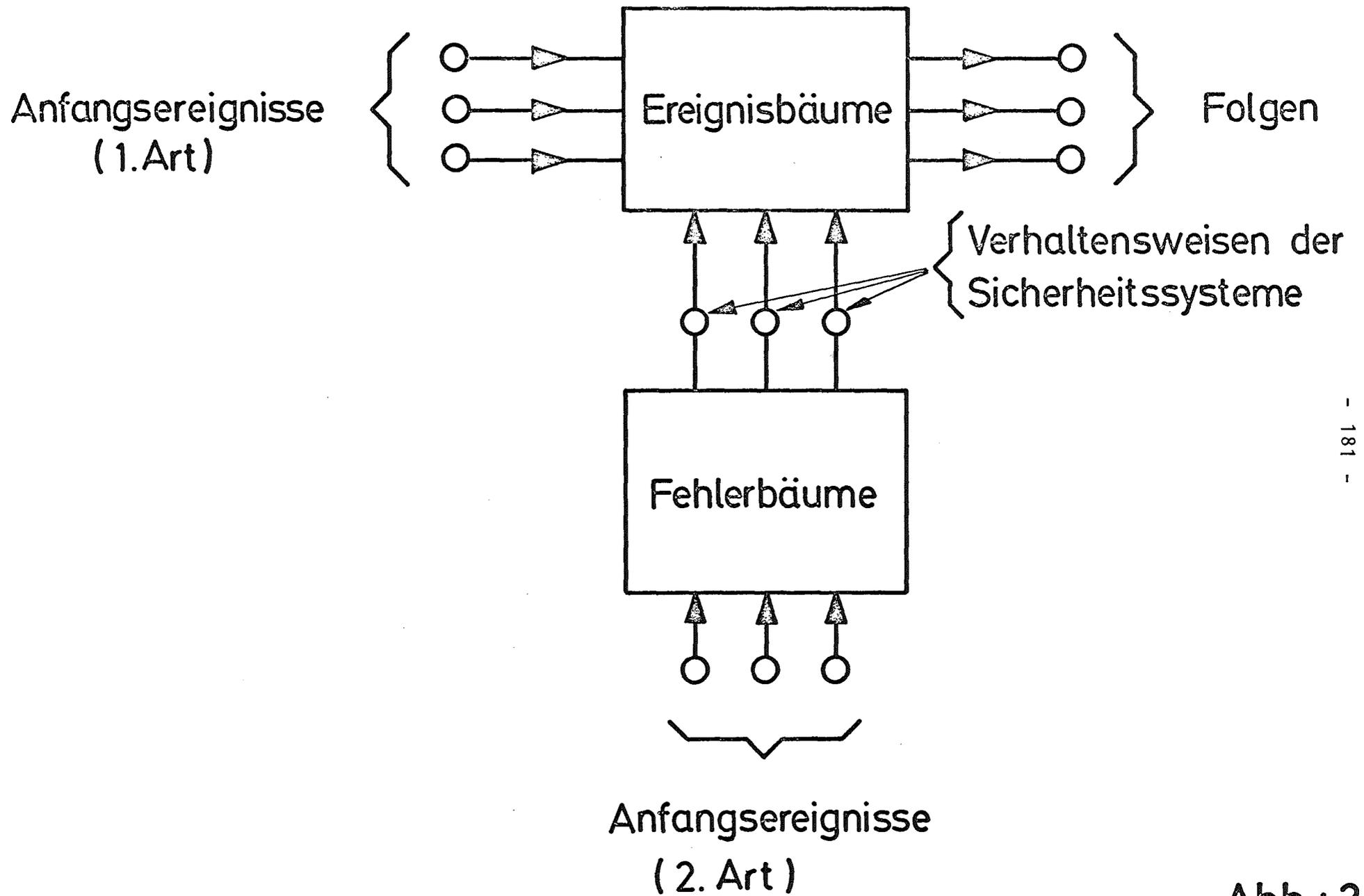


Abb.: 3

A n h a n g

Subject: Considerations on the methodology used in the Rasmussen report (WASH 1400) to calculate the frequency of occurrence of an accident and suggestions for a more accurate theoretical model.

1. Brief description of the event tree methodology used in the Rasmussen report

In the Rasmussen report (Ref. 1) the probability per year (or frequency) " λ " of an accident in a nuclear reactor is calculated by multiplying the failure rate " λ_F " of the initial event (which may be for instance a transient or the failure of a component which may lead to an accident) by means of the unavailabilities of all the engineered safety features which must not function in order to get the accident. The identification of all the conceivable accidents, which might be generated starting from the postulated initial event, is carried out by means of the event tree analysis. In order to discuss the methodology used by Rasmussen, let us consider the very simple example of only one safety barrier "S" between the initial event and the accident.

In this case the event tree is very simple. It is shown in Fig. 1

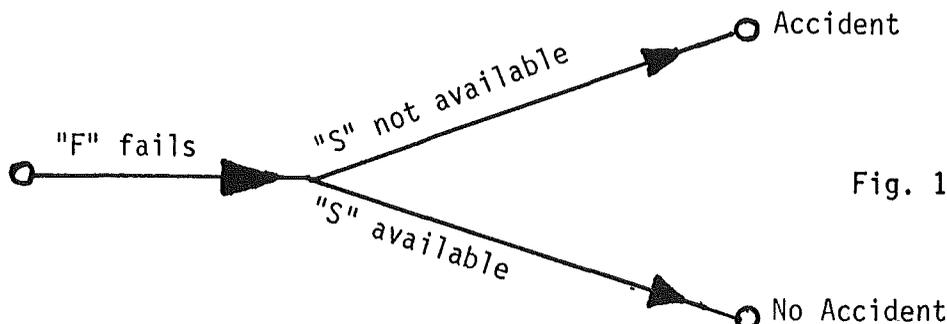


Fig. 1

The unavailability "Q" of the safety system is given simply by

$$Q = \tau \lambda_s \quad (1)$$

where " λ_s " = failure rate of the safety system

τ = exposure time (interval between two maintenances)

The frequency " λ " of the accident is given by

$$\lambda = \tau \lambda_F \lambda_S \quad (2)$$

2. Suggestions for a more accurate methodology

The calculation of the probability of an accident depends upon the type of engineered safety features which must be considered. There are for example safety systems which need to function for a long time after the initial event has occurred (like the emergency core cooling system), and other safety systems (like the reactivity scram system) which act almost instantaneously. We shall refer in this note to this second type of system only.

An accident can occur only if during the exposure time " τ " the Scram system (SS) fails before an initial event (I.E.) takes place.

In order to understand this point, let us consider the diagrams of Fig. 2.

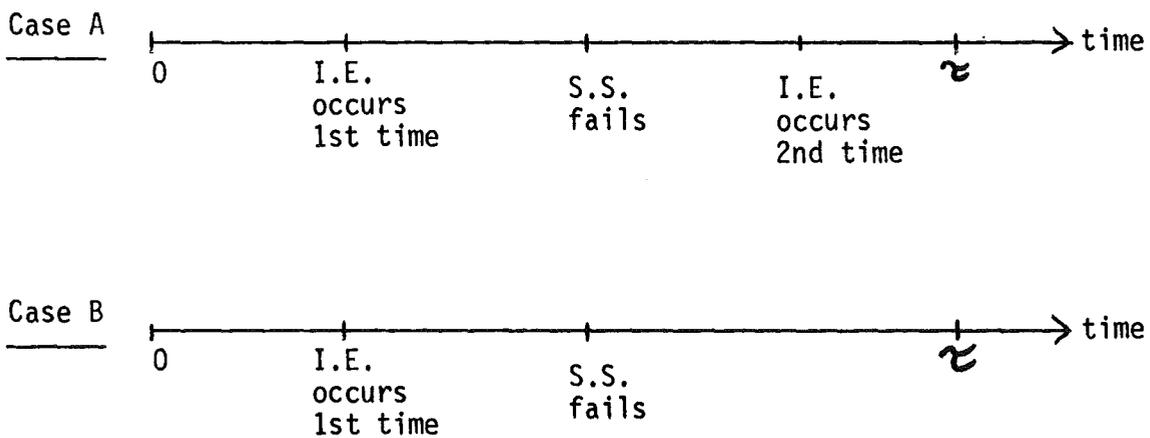


Fig. 2

In case A the accident occurs, because the scram system operates correctly when the initial event occurs for the first time, but is already failed when the initial event occurs for the second time. In case B instead no accident occurs, because the scram system operate correctly when the initial event occurs for the first time, and no other initial event occurs between the time of failure of the scram system and the time " τ " at which the maintenance is carried out, and the failure is therefore detected and repaired.

One can identify three different sources of failure for the scram system.

1. Failure due to a wrong maintenance action (probability "W").
2. Failure which occurs during the "reset" after scram (probability "Q")
3. Failure which takes place during normal operation, that is when the scram system is ready to scram. The time of failure is assumed here to be exponentially distributed with failure rate " λ_s ".

According to the theory developed in the Appendix, the frequency " λ " of the accident is given by

$$\lambda = (\lambda_s + Q \lambda_F) f(\tau \lambda_F) + \frac{W}{\tau} g(\tau \lambda_F) \quad (3)$$

where

$$g(\tau \lambda_F) = 1 - e^{-\tau \lambda_F} \quad (4)$$

and

$$f(\tau \lambda_F) = 1 - \frac{1 - e^{-\tau \lambda_F}}{\tau \lambda_F} \quad (5)$$

Eq. 3 is valid for $\tau (\lambda_s + Q \lambda_F) \ll 1$, $W \ll 1$ and $Q \ll 1$. This is the usual case met in practice. Eq. 3 shows, that the three types of failure (W ; Q and λ_s) contribute in different ways to the accident frequency " λ ".

The functions $f(\tau \lambda_F)$ and $g(\tau \lambda_F)$ are shown in Fig. 3. The two asymptotes of $f(\tau \lambda_F)$ can be easily calculated.

$$\lim_{\tau\lambda_F \rightarrow 0} f(\tau\lambda_F) = \frac{1}{2} \tau\lambda_F \quad (6)$$

and

$$\lim_{\tau\lambda_F \rightarrow \infty} f(\tau\lambda_F) = 1 \quad (7)$$

Taking into account Eqs. 5 and 6, we have for

$$\lim_{\tau\lambda_F \rightarrow 0} f(\tau\lambda_F) = \lambda_F \left[W + \frac{1}{2} \tau(\lambda_S + Q\lambda_F) \right] \quad (8)$$

$$\lim_{\tau\lambda_F \rightarrow \infty} f(\tau\lambda_F) = \frac{W}{\tau} + \lambda_S + Q\lambda_F \quad (9)$$

3. Numerical Evaluation

With reference to a scram system, in the case $Q = W = 0$ and $\tau\lambda_F \ll 1$, we have that the more accurate method gives a value of " λ " which is a factor 2 smaller than that calculable with the method used by Rasmussen.

In the case instead $Q = W = 0$ and $\tau\lambda_F \gg 1$, the Rasmussen method gives values which may be an order of magnitude larger than those obtainable with the more accurate method. Let us take some typical numerical values which can be found in the Rasmussen report.

$$\tau = 0.5 \text{ year} \quad (10)$$

$$\lambda_F = 10 / \text{year} \quad (11)$$

By applying Eqs. 2 and 3, one gets

$$\frac{\lambda_{\text{Rasmussen}}}{\lambda_{\text{proposed theory}}} = \frac{0.5 \cdot 10}{0.8} = 6.25 \quad (12)$$

4. Conclusions

The theory developed in this paper shows that in the case of the scram system at least three different types of failure exist. This means that there will be three different fault trees with three different "top events". For each "top event" there is a set of "initial conditions" of the system for which the "top event" is applicable.

The initial conditions in our case are

1. Safety system in "maintenance" conditions
2. Safety system in "reset" conditions
3. Safety systems in "normal operating" conditions

In the Rasmussen study instead this formal distinction among different "initial conditions" of the system has not been pointed out. The classification of the "initial conditions" is a very important point not only because (as we have seen) the failure associated with each initial condition contribute in a different way to the frequency of the accident, but also because this is the first step to formalize the procedure for the construction of a fault tree. This formalized procedure must be well defined, if one wants to construct fault trees with the help of computer programs.

In addition it has been shown that the theory used by Rasmussen overestimates the accident frequency in a non uniform way. In the Rasmussen study initial events characterized by higher failure rates contribute to the overall risk with more weight than events with lower failure rates. The overestimation in the case of more frequent initial events may be as high as an order of magnitude. A more accurate method is therefore needed. The method proposed in this paper can be an example of how to tackle with the problem.

5. References

1. Reactor Safety Study - WASH 1400 Augst 1974

6. Appendix

One can identify three different sources of failure in the scram system.

1. Failure due to a wrong maintenance action (probability "W")
2. Failure which occurs during the "reset" after scram (probability "Q")
3. Failure which takes place during normal operation, that is when the scram system is ready to scram. The time of failure is assumed here to be exponentially distributed with failure rate " λ_s ".

Let us consider a length of time "t", chosen in such a way that

$$t = n\tau \quad (1)$$

where

τ = time between two consecutive planned maintenances of the scram system (exposure time)

n = positive integer number

The probability P_a that the accident does not take place until "t" is given by

$$P_a = \beta^n = \beta^{t/\tau} \quad (2)$$

where

$$\beta = P \left\{ \begin{array}{l} \text{that the accident does not occur in the} \\ \text{time length } \tau \end{array} \right\}$$

and "P" indicates probability.

Eq. 2 is valid under the hypothesis that one deals with a regenerative process with period τ .

Eq. 2 can be written as follows.

$$P_a = \exp\left(\frac{t}{\tau} \lg \beta\right) \quad (3)$$

From Eq. 3 one can derive the frequency " λ " of the accident.

$$\lambda = - \frac{\lg \beta}{\tau} \quad (4)$$

The probability " β " can be calculated by adding the probabilities of the totality of the mutually exclusive events

$$\beta = \sum_{n=0}^{\infty} P_n \quad (5)$$

where

$$P_0 = P\{T_1 \geq \tau\} \quad (6)$$

$$P_1 = (1-W) P\{T_s \geq T_1 \leq \tau \leq T_2\} \quad (7)$$

$$P_2 = (1-W) P\{T_s \geq T_2 \leq \tau \leq T_3 \text{ and "1" Reset with no failure}\} \quad (8)$$

$$P_n = (1-W) P\{T_s \geq T_n \leq \tau \leq T_{n+1} \text{ and "n-1" Resets with no failure}\} \quad (9)$$

T_i = time of occurrence of the initial event for the "i" th time

T_s = time of occurrence of the failure of the safety system during normal operation

We have

$$P_0 = e^{-\tau\lambda_F} \quad (10)$$

$$P_1 = (1-W) \int_0^{\tau} \lambda_F e^{-t_1\lambda_F} e^{-t_1\lambda_s} e^{-(\tau-t_1)\lambda_F} dt_1 =$$

$$= (1-W) \lambda_F e^{-\tau\lambda_F} \int_0^{\tau} e^{-t_1\lambda_s} dt_1 \quad (11)$$

$$P_2 = (1-W)(1-Q) \int_{t_2=0}^{\tau} \int_{t_1=0}^{t_2} \lambda_F e^{-t_1\lambda_F} \lambda_F e^{-(t_2-t_1)\lambda_F} e^{-t_2\lambda_s} e^{-(\tau-t_2)\lambda_F} dt_1 dt_2 =$$

$$= (1-W)(1-Q) \lambda_F^2 e^{-\tau\lambda_F} \int_0^{\tau} t_2 e^{-t_2\lambda_s} dt_2 \quad (12)$$

$$P_n = (1-W) \frac{(1-Q)^{n-1}}{(n-1)!} \lambda_F^n \int_0^{\tau} t_n^{n-1} e^{-t_n\lambda_s} dt_n \quad (13)$$

Eqs. 10 to 13 are valid under the hypothesis that the three types of failure of the scram system are independent one from the other and independent from the initial event

By putting Eqs. 10 to 13 into Eq. 5 and by summing up, one gets

$$\beta = \frac{(1-W)\lambda_F}{(1-Q)\lambda_F - \lambda_s} e^{-\tau(\lambda_s + Q\lambda_F)} - \frac{\lambda_s + (Q-W)\lambda_F}{(1-Q)\lambda_F - \lambda_s} e^{-\tau\lambda_F} \quad (14)$$

Eq. 14 can be written as follows

$$\beta = 1 - \alpha \quad (15)$$

$$\alpha = \frac{1}{(1-Q)\lambda_F - \lambda_S} \left\{ (\lambda_S + Q\lambda_F)(e^{-\tau\lambda_F} - 1 + \tau\lambda_F) - \lambda_F \left[e^{-\tau(\lambda_S + Q\lambda_F)} - 1 + \tau(\lambda_S + Q\lambda_F) \right] + W\lambda_F \left[e^{-\tau(\lambda_S + Q\lambda_F)} - e^{-\tau\lambda_F} \right] \right\} \quad (16)$$

Since it is usually

$$\alpha \ll 1 \quad (17)$$

Eq. 4 becomes

$$\lambda \cong \frac{1}{\tau} \frac{1}{(1-Q)\lambda_F - \lambda_S} \left\{ (\lambda_S + Q\lambda_F)(e^{-\tau\lambda_F} - 1 + \tau\lambda_F) - \lambda_F \left[e^{-\tau(\lambda_S + Q\lambda_F)} - 1 + \tau(\lambda_S + Q\lambda_F) \right] + W\lambda_F \left[e^{-\tau(\lambda_S + Q\lambda_F)} - e^{-\tau\lambda_F} \right] \right\} \quad (18)$$

In the particular but usual case

$$\tau(\lambda_S + Q\lambda_F) \ll 1,$$

$W \ll 1$ and $Q \ll 1$, Eq. 18 becomes

$$\lambda \cong (\lambda_S + Q\lambda_F) f(\tau\lambda_F) + \frac{W}{\tau} g(\tau\lambda_F) \quad (19)$$

where

$$f(\tau\lambda_F) = 1 - \frac{1 - e^{-\tau\lambda_F}}{\tau\lambda_F} \quad (20)$$

and

$$g(\tau\lambda_F) = 1 - e^{-\tau\lambda_F} \quad (21)$$

The functions $f(\tau\lambda_F)$ and $g(\tau\lambda_F)$ are shown in Fig. 3

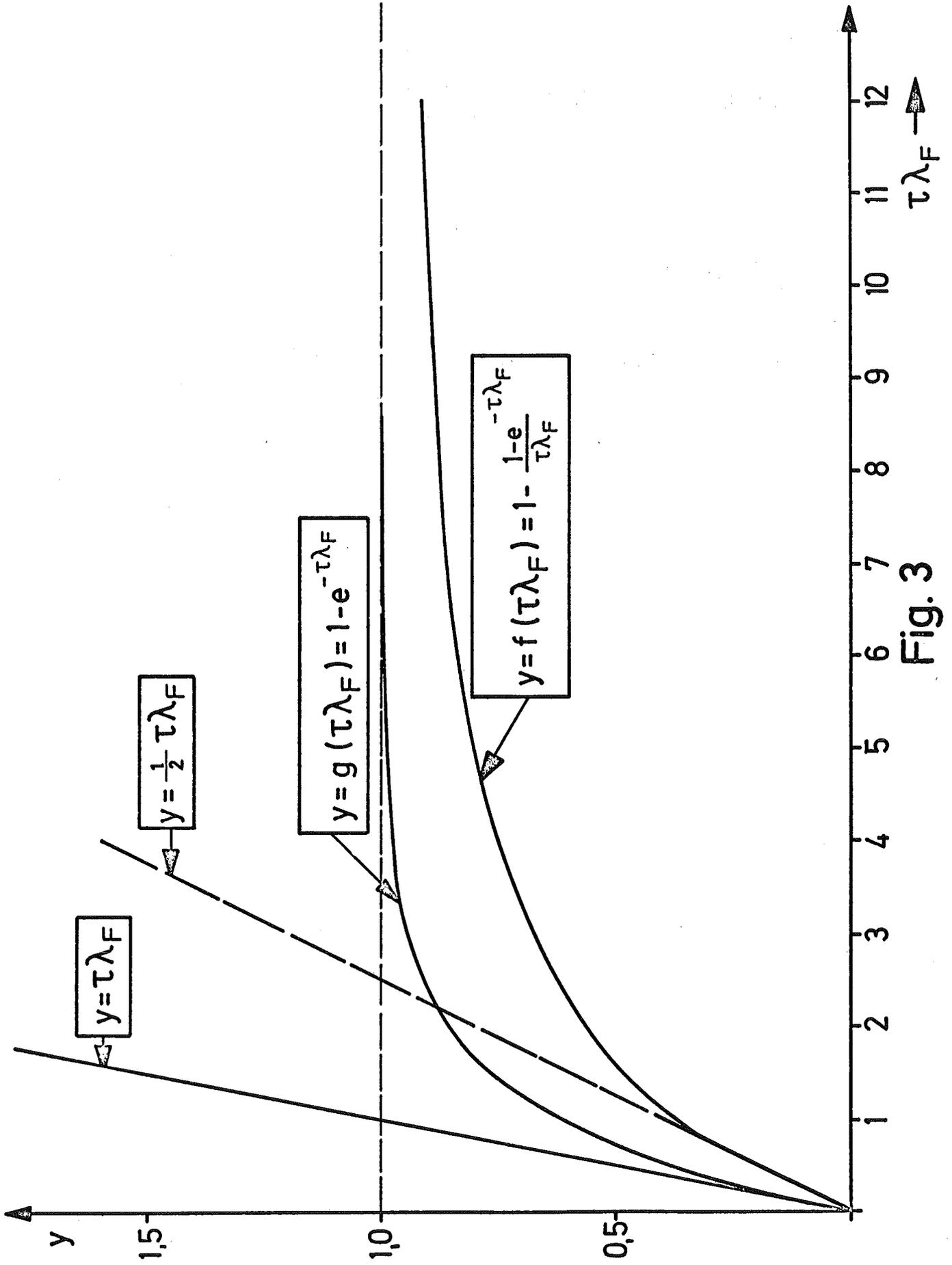


Fig. 3