

KfK 2700
November 1978

Projekt Nukleare Sicherheit

Halbjahresbericht 1978 / 1

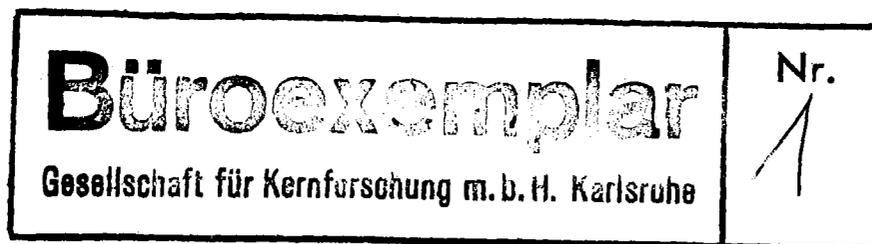
Kernforschungszentrum Karlsruhe

KERNFORSCHUNGSZENTRUM KARLSRUHE
PROJEKT NUKLEARE SICHERHEIT

KfK 2700

PROJEKT NUKLEARE SICHERHEIT

13. Halbjahresbericht / 1. Halbjahr 1978



Kernforschungszentrum Karlsruhe GmbH, Karlsruhe

Als Manuskript vervielfältigt

Für diesen Bericht behalten wir uns alle Rechte vor

KERNFORSCHUNGSZENTRUM KARLSRUHE GMBH

Vorwort

Im Rahmen des Projekts Nukleare Sicherheit (PNS) arbeiten die folgenden Institute und Abteilungen der Kernforschungszentrum Karlsruhe GmbH zusammen:

Institut für Datenverarbeitung in der Technik	IDT
Institut für Heiße Chemie	IHCH
Institut für Material- und Festkörperforschung	IMF
Institut für Neutronenphysik und Reaktortechnik	INR
Institut für Reaktorbauelemente	IRB
Institut für Reaktorentwicklung	IRE
Institut für Radiochemie	IRCH
Abteilung Ingenieurstechnik	IT
Abteilung Sicherheit	AS
Laboratorium für Aerosolphysik und Filtertechnik	LAF
Laboratorium für Isotopentechnik	LIT

Die Forschungs- und Entwicklungsarbeiten des PNS sind Bestandteil des Reaktorsicherheitsforschungsprogramms des BUNDESMINISTERS FÜR FORSCHUNG UND TECHNOLOGIE (BMFT) und werden in Zusammenarbeit mit der Gesellschaft für Reaktorsicherheit (GRS), Herstellern und Betreibern, Gutachtern, Genehmigungsbehörden sowie anderen Forschungsinstitutionen durchgeführt.

Der vorliegende 13. Halbjahresbericht 1/78 beschreibt die Fortschritte der Arbeiten des PNS, die von den Instituten und Abteilungen der KfK und den im Auftrag der KfK arbeitenden externen Institutionen auf dem Gebiet der nuklearen Sicherheit durchgeführt werden. Er enthält neben den KURZFASSUNGEN in deutsch (S. 1 - 56) und englisch (S. 57 - 112),

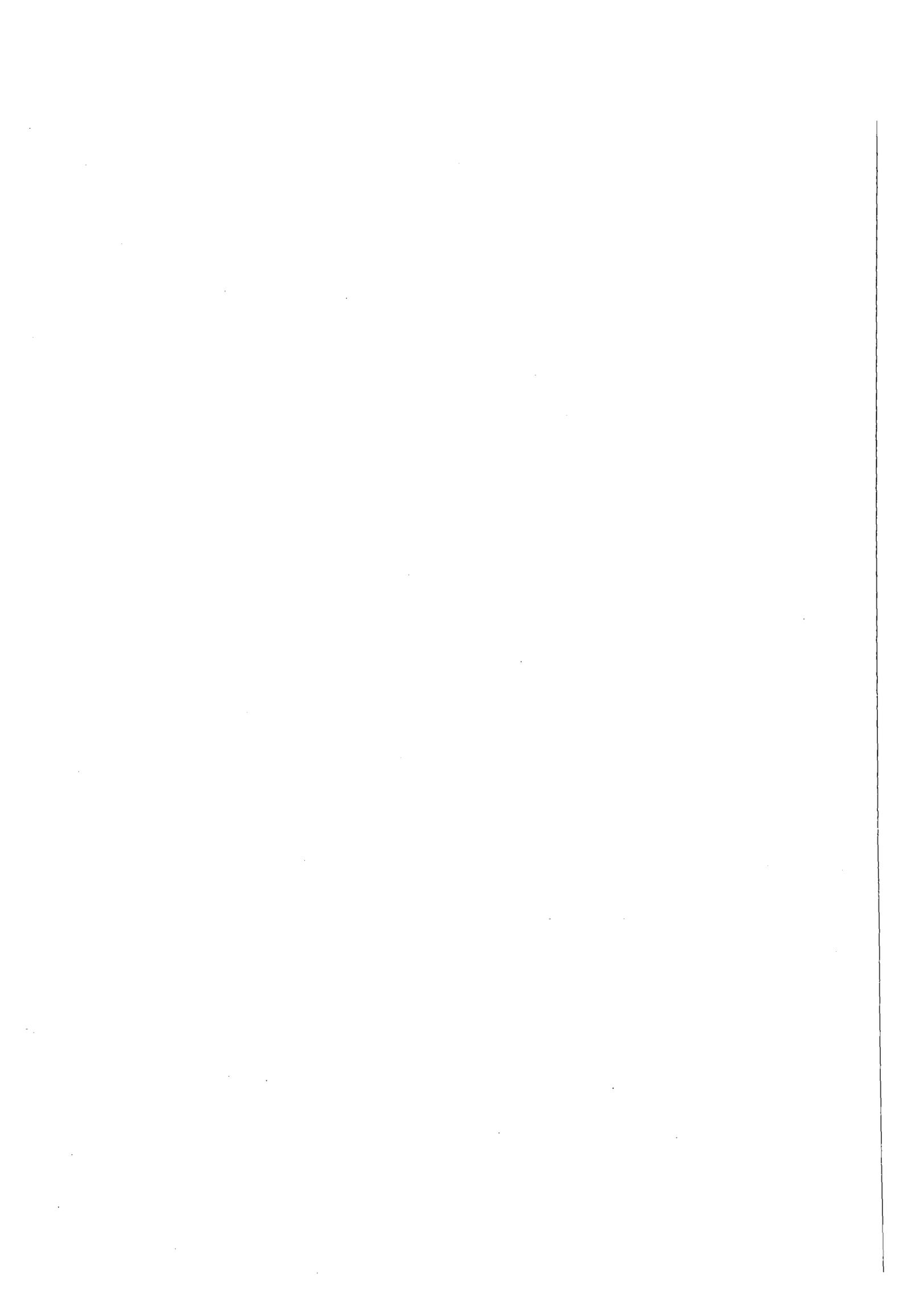
in denen über

- Durchgeführte Arbeiten
- Erzielte Ergebnisse
- Ausblick auf den geplanten weiteren Fortgang

jedes einzelnen Forschungsvorhabens zusammengefaßt informiert wird, detaillierte Beiträge zu allen Vorhaben, die den Stand der Arbeiten zum Ende des 1. Kalenderhalbjahres 1978 beschreiben.

Der Bericht wurde von der Projektleitung zusammengestellt.

Zum Druck eingereicht: September 1978



NUCLEAR SAFETY PROJECT

FIRST SEMIANNUAL REPORT 1978

The 13th semi-annual report 1/78 is a description of work within the Nuclear Safety Project performed in the first six month of 1978 in the nuclear safety field by KfK institutes and departments and by external institutions on behalf of KfK. It includes for each individual research activity short summaries (pp. 57 - 112)
on

- work completed,
- essential results,
- plans for the near future.

This report was compiled by the project management.



	<u>Seite</u>	
PNS-Teilprojekt 4200 - Brennelementverhalten bei Störfällen		
06.01.04	Entwicklung und Verifizierung eines Codesystems zum BE-Verhalten bei Störfällen	4200-1
06.01.04/01A bis 03A PNS 4231	Theoretische Untersuchungen zum Brennstabverhalten bei Kühlmittelverluststörfällen	4200-1
06.01.04/05A PNS 4234	Bestimmung der Nachzerfallswärme von Zerfallspro- dukten des 235-U im Zeitbereich 10 - 1000 sek	4200-32
06.01.06	Materialverhalten von Zircaloy bei Störfällen	4200-34
06.01.06/01A PNS 4235.1	Untersuchungen zum mechanischen Verhalten von Zirca- loy-Hüllmaterial	4200-34
06.01.06/02A PNS 4235.2	Untersuchungen zur Hochtemperatur-Wasserdampf- Oxidation von Zircaloy-4-Hüllrohren	4200-47
06.01.06/03A PNS 4235.3	Untersuchungen zum Einfluß des Oxidbrennstoffs und und von Spaltprodukten auf die mechanischen Eigen- schaften von Zry-4-Hüllrohren bei LWR-Störfall- transienten	4200-64
06.01.06/04A 05A PNS 4235.4	Berstversuche an Zircaloy-Hüllrohren unter kombi- nierter mechanisch-chemischer Beanspruchung (FABIOLA)	4200-80
06.01.07	Brennstabverhalten in der Blowdown-Phase eines KVS	4200-87
06.01.07/01A 02A PNS 4236	Untersuchungen zum LWR-Brennstabverhalten unter ge- steuerten thermo-hydraulischen Randbedingungen (COSIMA- Programm)	4200-87
06.01.08	In-pile-Experimente im DK-Loop des FR2	4200-96
06.01.08/01A PNS 4237	Untersuchungen zum Brennstabverhalten in der 2. Aufheizphase eines Kühlmittelverluststörfalles. Nuklearversuche und Referenzversuche mit elektrisch beheizten Brennstabsimulatoren	4200-96
06.01.09	Brennstabverhalten in der Wiederauffüll- und Flut- Phase eines Kühlmittelverluststörfalles (REBEKA- Programm)	4200-103
06.01.09/01A PNS 4238	Untersuchungen zur Wechselwirkung zwischen auf- blähenden Zircaloy-Hüllen und einsetzender Kernnot- kühlung	4200-103

	<u>Seite</u>	
06.01.10	Auswirkungen von Kühlkanalblockaden auf die Kernnotkühlung	4200-121
06.01.10/01A PNS 4239	Untersuchungen zum Einfluß der Größe und Form von Kühlkanalblockaden auf die Kernnotkühlung in der Flutphase eines Kühlmittelverluststörfalles	4200-121
PNS-Teilprojekt 4300 - Ablauf und Beherrschung von LWR-Kernschmelzenunfällen		
06.01.11	Reaktions-, Freisetzungs- und Aerosolverhalten beim Kernschmelzen	4300-1
06.01.11/01A PNS 4311	Untersuchungen zur Wechselwirkung von Spaltprodukten und Aerosolen in LWR-Containments	4300-1
06.01.11/02A PNS 4314	Konstitution und Reaktionsverhalten von LWR-Materialien beim Kernschmelzen	4300-13
06.01.11/03A PNS 4315	Untersuchung der Freisetzung von Spalt- und Aktivierungsprodukten beim Kernschmelzen	4300-19
06.01.12	Abschmelzverhalten von Brennstäben und Simulation großer Kernschmelzen	4300-29
06.01.12/01A PNS 4321	Experimentelle Untersuchung der Abschmelzphase von UO_2 -Zircaloy-Brennelementen bei versagender Notkühlung	4300-29
06.01.12/02B PNS 4322	Bestimmung von Liquidus- und Solidustemperaturen von Beton-Corium EX3-Schmelzen	4300-41
06.01.12/03A PNS 4323	Experimente zur Wechselwirkung zwischen Stahlschmelzen und Beton	4300-49
06.01.13	Modellentwicklungen zur analytischen Beschreibung von Kernschmelzenunfällen	4300-59
06.01.13/01A PNS 4331	Hydrodynamische und thermische Modelle zur Wechselwirkung einer Kernschmelze mit Beton	4300-59
06.01.13/02A PNS 4332	Modellexperimente zum Kernschmelzen	4300-77
06.01.13/03A PNS 4333	Zur analytischen Beschreibung der in SASCHA-Experimenten gemessenen Spaltproduktfreisetzung	4300-86

PNS-Teilprojekt 4400 - Verbesserung der Spaltproduktrückhaltung
und Reduktion der Strahlenbelastung

06.01.14	Abluftfilterung an Reaktoren	4400-1
06.01.14/01A PNS 4414	Bestimmung von Jodkomponenten in der Abluft kerntechnischer Anlagen	4400-1
06.01.14/02A PNS 4415	Entwicklung und Verbesserung von Abluftfiltern für Störfallbedingungen	4400-21
06.01.14/03A PNS 4416	Alterung und Vergiftung von Jodsorptionsmaterialien	4400-24

06.02 SICHERHEIT UND UMGEBUNGSSCHUTZ VON WIEDERAUFAR-
BEITUNGSANLAGEN

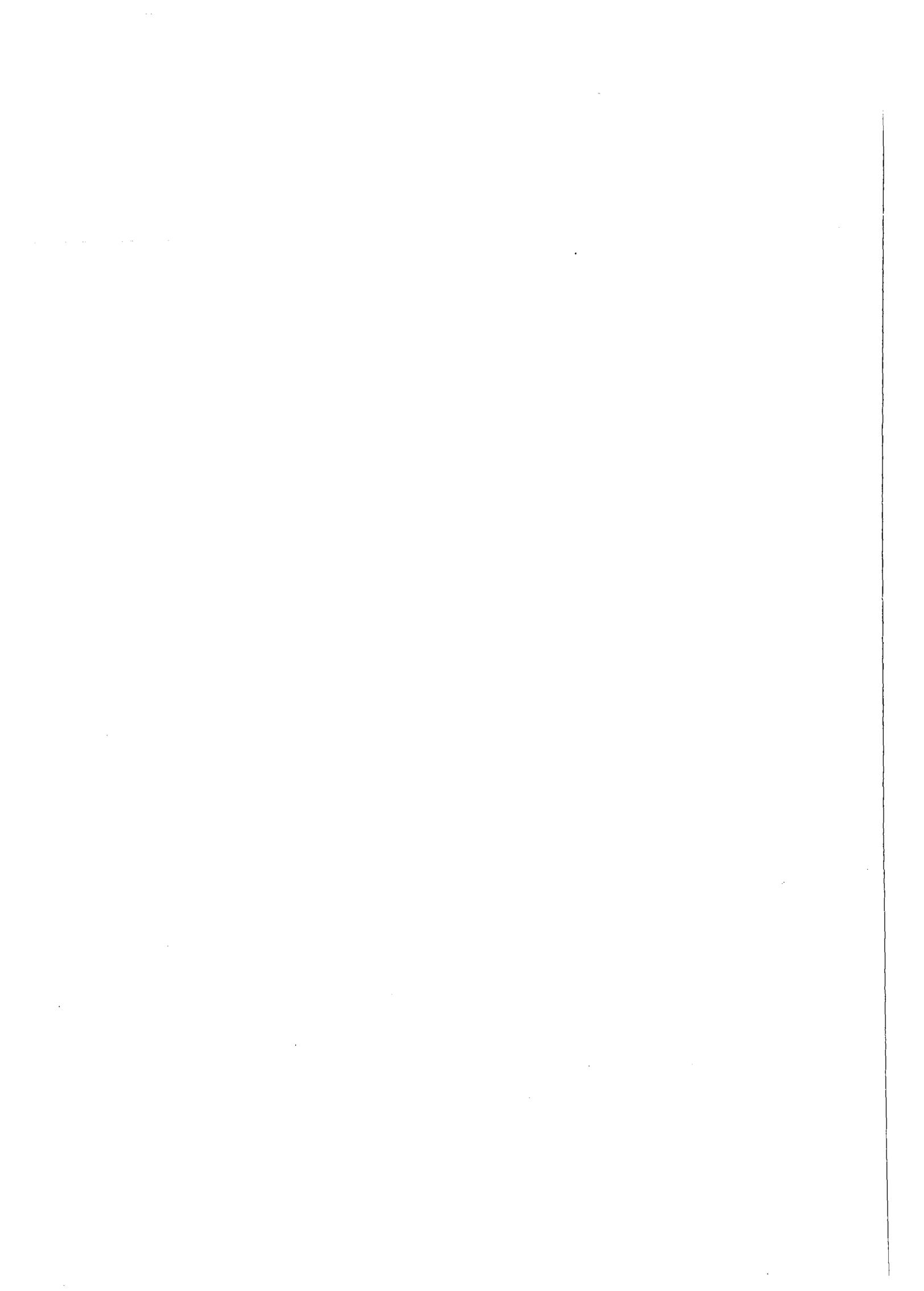
PNS-Teilprojekt 4500 - Sicherheit der Wiederaufarbeitung

06.02.01	Störfallablaufanalyse für die große Wiederaufar- beitungsanlage (WA)	4500-1
06.02.01/01A PNS 4511	Störfallablaufanalyse für die große Wiederaufar- beitungsanlage (Explosionen)	4500-1
06.02.01/02A PNS 4513	Optimales Importance Sampling für die Ausfall-Wahr- scheinlichkeit von periodisch inspizierten Parallelsystemen	4500-3

PNS-Teilprojekt 4600 - Abgasreinigung für Wiederaufarbeitungs-
anlagen

06.02.02	Entwicklung von Abluftfiltern für Wiederaufar- beitungsanlagen	4600-1
06.02.02/01A PNS 4611	Verfahrensentwicklung und Optimierung der Filter zur Auflöserabgasreinigung	4600-1
06.02.02/02A PNS 4612	Technische Entwicklung der Filteranlage zur Auflöserabgasreinigung	4600-7
06.02.03	Entwicklung der Krypton- und Xenon-Abtrennung	4600-13
06.02.03/01A PNS 4621	Untersuchung des Verfahrens (und Analytik) der Tiefemperatur-Rektifikation zur Kr-85-Abtrennung	4600-13
06.02.03/02A PNS 4622	Entwicklung der NO _x - und O ₂ -Entfernung zur TTR- Vorreinigung	4600-19

	<u>Seite</u>	
06.02.03/03A PNS 4623	Verfahrenstechnische Entwicklung der TTR zur 85-Kr- Abtrennung	4600-26
06.02.03/04A PNS 4624	Untersuchungen zur Kr-85-Lagerung bei der TTR	4600-31
06.02.03/05A PNS 4625	Untersuchungen zur Ozon-Sicherheit bei der TTR	4600-44
06.03	EINDÄMMUNG VON FOLGESCHÄDEN	
PNS-Teilprojekt 4800 - Verhalten, Auswirkungen und Beseitigung freigesetzter nuklearer Schadstoffe		
06.03.01	Untersuchung des physikalischen und chemischen Verhaltens biologisch besonders wirksamer Radionuklide in der Umwelt	4800-1
06.03.01/01A PNS 4811	Untersuchungen zur Radioökologie des ¹²⁹ J	4800-1
06.03.02	Untersuchung zum Ausbreitungsverhalten nuklearer Schadstoffe im Nah- und Fernbereich	4800-2
06.03.02/02A PNS 4822	Ausbreitung von Schadstoffen im Mesoscale	4800-2
06.03.02/03A PNS 4823	Ausbreitungsversuche	4800-8
06.03.03	Untersuchung der radiologischen Folgen von Reaktor- unfällen unter probabilistischen Gesichtspunkten	4800-11
06.03.03/01A PNS 4832	Modifikationen im ausbreitungsmeteorologischen Teil und Rechnungen zur Festlegung der Gegenmaßnahmen	4800-11
06.03.03/02A PNS 4831	Berechnung der radiologischen Folgen unter Berück- sichtigung von Maßnahmen zum Bevölkerungsschutz	4800-15
Anhang: Veröffentlichungen und Berichte zu Arbeiten im 1. Halbjahr 1978		1



KURZFASSUNGEN

- Die im Juni 1978 durchgeführten Temperaturschichtversuche lassen folgende Schlußfolgerungen zu: 1) die Temperaturschichtung ist räumlich stabil, 2) als Funktion der Zeit ergeben sich an einigen Stellen erhebliche Temperaturschwankungen, 3) nach Abschiebern des Kreislaufs ändert sich die Temperaturschichtung so rasch, daß der Blowdown spätestens 30 s nach Beginn des Abschieberns ausgelöst werden muß, 4) die stationäre Temperaturschichtung läßt sich gut vorausrechnen, 5) die Reproduzierbarkeit und Regelbarkeit ist ausreichend, 6) in diesen Vorversuchen trat eine nicht zu vernachlässigende Leckageströmung am Kernmantelflansch auf.
- Die STRUYA-Rechnungen ergaben, daß die leichte Schrägstellung des Kernmantels vernachlässigbare Auswirkungen hat.
- FLUX2-Rechnungen ergaben für den Blowdown-Referenz-Versuch folgende maximale Beanspruchungen des HDR-Kernmantels bei den Referenzversuchen: Druckdifferenz 13 bar, Verformung 1 mm, Beschleunigung 1200 m/s^2 .

Ausblick auf den geplanten weiteren Fortgang der Arbeiten

Die Temperaturschichtversuche werden endgültig ausgewertet und dokumentiert. Die Datenübergabe von den Rechenprogrammen an die ZMA wird vorbereitet. Es werden weitere Vorausberechnungen zu den Blowdown- und Snap-back-Versuchen durchgeführt. Die hydraulische Auslenkvorrichtung für die Snap-back-Versuche wird in die Fertigung gegeben.

06.01.01/02A Meßtechnische Erfassung und Auswertung des dynamischen
PNS 4116 Verhaltens der Versuchseinbauten im Reaktordruckbehälter
(RDB) des HDR im Rahmen der HDR-Blowdown-Versuche
(K.D. Appelt, IRE)

Durchgeführte Arbeiten

In der Autoklav-Testanlage wurden fünf Beschleunigungsaufnehmerprototypen, ein Wegaufnehmerprototyp und zwei Druckaufnehmerprototypen getestet. Die Entwicklung einer Meßeinrichtung für die dynamische Kalibrierung von Druckaufnehmern wurde abgeschlossen und die Einrichtung wurde in Betrieb genommen. Zwei Arbeitsberichte über experimentelle Modalanalyse und ein Primärbericht über abgeschlossene Qualifikationstests eines Wegaufnehmerprototyps wurden fertiggestellt.

Erzielte Ergebnisse

Ein Beschleunigungsaufnehmerprototyp und ein Druckaufnehmerprototyp haben sich vorläufig (als back up-Lösungen) für den geplanten Einsatz bei den HDR-Blowdown-Experimenten qualifiziert. Die übrigen Meßaufnehmerprototypen haben Mängel aufgewiesen und wurden deshalb den entsprechenden Herstellerfirmen zur Modifikation übergeben.

Ausblick auf den weiteren Fortgang der Arbeiten

Die Untersuchungen zum Verhalten der Weg- und Beschleunigungsaufnehmerprototypen werden gemäß dem Versuchsprogramm fortgeführt und abgeschlossen. Daneben sind noch detaillierte Untersuchungen zum dynamischen Verhalten von Hochtemperaturdehnungsmeßstreifen und die Fortsetzung der Qualifikationsuntersuchungen von Druckaufnehmerprototypen vorgesehen.

- 06.01.02 Entwicklung und Verifizierung von Codes zur dynamischen Beanspruchung von RDB-Einbauten
- 06.01.02/01A Weiterentwicklung und Verifizierung gekoppelter fluid-struktur-dynamischer Codes zur Analyse der dynamischen Spannungen und Verformungen von RDB-Einbauten bei Kühlmittelverluststörfällen in LWR
PNS 4125
- (H.H. Bechler, G. Enderle, B. Göller, G. Hailfinger, F. Katz, R. Krieg, A. Ludwig, H. Möisinger, W. Olbrich, E.G. Schlechtendahl, U. Schumann, IRE)

Durchgeführte Arbeiten

Mit dem Programm DRIX-2D wurden folgende Probleme untersucht: a) HDR-Blowdown-Fälle, insbesondere mit Prallplatte, b) Dimensionalitätseinfluß, c) Wassertropfenverhalten bei einlaufender Druckwelle. Mit dem Code FLUST wurde ein Gesamtmodell der HDR-Versuche (einschließlich Containment) erstellt und berechnet. Theoretische Arbeiten zu den Grundlagen der Kontinuumsmechanik auf der Basis integraler Erhaltungssätze wurden begonnen.

Das Schalenmodell CYLDY3 wurde weiterentwickelt, ebenso der Code STRUYA. Die inkompressible (FLUX1) und kompressible Version des Fluxcodes (FLUX2) wurden fertiggestellt und an den RS16/2-Versuchen verifiziert. Anwendungsrechnungen

für den HDR wurden durchgeführt. Zu allen Codes wurden Dokumentationsarbeiten durchgeführt. Der Code SING-S wurde zur Berechnung der Kugelschalenschwingungen von Siedewasserreaktor-Containments mit Druckunterdrückungssystemen eingesetzt.

Erzielte Ergebnisse

Die Umströmung einer Prallplatte führt zu einer deutlichen Phasenseparation. In USA durchgeführte Experimente, bei denen ein Quecksilbertropfen in Wasser durch eine Druckwelle zum Platzen gebracht wurde, konnten qualitativ mit DRIX-2D anhand eines Wassertropfens nachvollzogen werden.

Durch Coderechnungen und analytische Arbeiten wurde gezeigt, daß ein ein-dimensionales Modell prinzipiell einen geringen Druckverlust aufweist als ein zweidimensionales Modell. Der Schalencode CYLDY3 brachte Ergebnisse, die zeigen, daß die CYLDY2-Resultate hinsichtlich der Eigenfrequenzen, abgesehen vom Atmungs- und Biegemode, ausreichend genau sind.

Rechenaufwand und Stabilitätsverhalten der Codes STRUYA und FLUX führten zu der Entscheidung, bevorzugt FLUX einzusetzen. Die Nachrechnung eines RS16/2-Versuches mit FLUX ergab, daß experimentell und rechnerisch die Effekte der Fluid-Struktur-Kopplung trotz einer Empfindlichkeit gegenüber Dämpfungsparametern gut übereinstimmen.

Mit SING-S wurde für das Containment des KKW Brunsbüttel eine dominante Frequenz von 9.4 Hz ermittelt. Der Wert liegt nahe bei dem gemessenen Wert von 11,5 Hz.

Ausblick auf den geplanten weiteren Fortgang der Arbeiten

Schwerpunkt der künftigen Arbeiten wird die Kopplung von DRIX-2D und FLUX mit dem in FLUST enthaltenen homogenen Gleichgewichtsmodell innerhalb bzw. an FLUST.

Das DRIX-2D-Modell wird anhand der im nächsten Berichtszeitraum durchzuführen- den Düsenexperimente verifiziert werden.

Die Arbeiten an den Grundgleichungen der Kontinuumsmechanik auf der Basis integraler Erhaltungssätze werden fortgesetzt.

Die mit verschiedenen Strukturdynamik-Codes berechneten Eigenfrequenzen für den Kernmantel sollen anhand von CYLDY3-Rechnungen überprüft werden. Außerdem ist zu entscheiden, ob und gegebenenfalls in welchem Umfang der Vorläufer-Code CYLDY2 durch die Neuentwicklung CYLDY3 ersetzt wird.

FLUX wird als Standardcode für gekoppelte Fluid-Strukturdynamik eingesetzt. Bei den Berechnungen zum dynamischen Verhalten von Druckunterdrückungssystemen - durchgeführt mit SING-S - soll die im unteren Bereich der Kondensationskammer vorhandene Versteifung der Kugelschale berücksichtigt werden. Gleichzeitig wird im Kugelschalenbereich eine Erhöhung der Anzahl der Freiheitsgrade angestrebt.

Die Dokumentation aller Codes wird auf den Mitte 1978 erreichten Stand gebracht.

06.01.02/02A Laborversuche zur Abstützung von fluid-strukturdynamischen
PNS 4126 Rechenprogrammen zur Beschreibung der Anfangsphase bei Kühlmittelverluststörfällen

(J. Kadlec, F. Kedziur, R. Krieg, E. Wolf, IRE)

Durchgeführte Arbeiten

Die Düsenteststrecke wurde fertiggestellt und im Wasser-Dampf-Kreislauf des IRB installiert. Die Meßwertaufnehmer mit Elektronik wurden kalibriert. Die γ -Dichtemeßeinrichtungen wurden in Zusammenarbeit mit dem LIT installiert und geeicht. Zur Erstellung der Versuchsmatrix wurde der Code DUESE eingesetzt.

Bei den Laborexperimenten vom Blowdown-Type wurde entschieden, daß als erster Untersuchungskomplex die bei den HDR-Großversuchen nicht modellierten Core-Details in Angriff genommen werden. Aus dem Studium der konstruktiven Ausführungen in bestehenden Druckwasserreaktoren ergab sich, daß eine Modellierung von Core-Ausschnitten im Originalmaßstab notwendig ist und daß zur Überprüfung von Rechenmodellen Versuche in verschiedenem Detaillierungsgrad zweckmäßig sind. Außerdem wurden Laborexperimente zur fluid-strukturdynamischen Koppelung mit periodischer Anregung geplant. Untersuchungsobjekt soll eine dünnwandige, wassergefüllte Kreiszyinderschale mit gewissen Variationen in der Anordnung und den Randbedingungen sein.

Erzielte Ergebnisse

Die heiße Druckprobe der Düsenteststrecke war erfolgreich. Die Versuchsmatrix für Wasser-Dampf- und Wasser-Luft-Versuche liegt vor.

Ausblick auf den geplanten weiteren Fortgang der Arbeiten

Ab August 1978 sollen die geplanten Düsenexperimente in Zusammenarbeit mit dem IRB und dem LIT am Wasser-Dampf-Kreislauf des IRB durchgeführt werden. Abhängig von den Ergebnissen der ersten Versuchsauswertung wird über die Durchführung einer zweiten Versuchsreihe zu entscheiden sein.

Für die Laborexperimente vom Blowdown-Type sollen die Versuchseinbauten entworfen werden. Für die Laborexperimente mit periodischer Anregung sind der kreisförmige Zylinder, der Shaker und die Instrumentierung zu beschaffen.

06.01.03 Entwicklung von Zweiphasen-Massenstrom-Meßverfahren und Anwendung bei den Blowdown-Experimenten

06.01.03/01A Entwicklung eines Radionuklidmeßverfahrens zur Massenstrommessung in instationären Mehrphasenströmungen
02A
PNS 4135/36 (R. Löffel, LIT)

Durchgeführte Arbeiten

Die Tests am Gemeinsamen Versuchsstand wurden fortgesetzt. Es wurden Vergleichsmessungen mit den LOFT- und SEMISCALE-Verfahren am 3"-Rohr durchgeführt.

Erzielte Ergebnisse

Bei den bisher ausgewerteten Vergleichsmessungen wurden Geschwindigkeiten von 0,1 bis 40 m/s für beide Phasen gemessen. Dabei ergaben sich Schlupffaktoren von $S = 0,6$ bis 8,0. Die Schlupffaktoren $S = 0,6$ bis < 1 traten bei den Messungen am 3" und 5"-Rohr nach und wegen der abrupten Rohrer-

weiterung von NW 50 auf NW 65 bzw. NW 100 auf. Dabei nahm die Gasgeschwindigkeit schlagartig ab, während die Flüssiggeschwindigkeit nicht entsprechend stark abnahm. Außerdem war festzustellen, daß die Flüssiggeschwindigkeit bei bestimmten Betriebspunkten und Strömungsformen vorzugsweise bei sich einstellender Schichtenströmung längs der Rohrachse abnimmt, während die Gasgeschwindigkeit zunimmt oder konstant bleibt. Dies hängt mit der längs der Rohrachse zunehmenden Phasenseparation zusammen.

Ausblick auf den geplanten weiteren Fortgang der Arbeiten

Neben der Fortsetzung der Versuche am Gemeinsamen Versuchsstand laufen die Vorbereitungen auf die HDR-Blowdown-Experimente.

06.01.03/03A Gemeinsamer Versuchsstand zum Testen und Kalibrieren
PNS 4137 verschiedener Zweiphasen-Massenstrom-Meßverfahren
 (J. Reimann, IRB)

Durchgeführte Arbeiten

In ergänzenden Versuchen wurde die LOFT-Massenstrom-Instrumentierung (free field DTT, kombiniert mit einem 3 Strahl Gamma-Densitometer) in Dampf-Wasser-Strömung bei kleinen Dampfgehalten getestet. Der Innendurchmesser der horizontalen Teststrecke betrug 66 mm (3" Rohr). Neben dem LOFT-Densitometer wurde zur Messung der Gemischdichte das Semiscale Scanning Densitometer eingesetzt sowie 2 Mehrstrahl Densitometer, entwickelt vom KfK-LIT (PNS 4136). Die Strömungsform wurde mit 2 Impedanz-Sonden bestimmt. Bei einigen Versuchen wurden mit dem Radionuklidverfahren (PNS 4136) Phasengeschwindigkeiten gemessen.

- Versuchsserien in Luft-Wasser- sowie Dampf-Wasser-Strömung bei einem Teststreckendurchmesser von 50 mm hatten als Ziel den Vergleich verschiedener Referenz-Densitometer: des Scanning Densitometers mit dem seriellen 5-Strahl-Densitometer. Außerdem waren wiederum 2 KfK-LIT Densitometer eingesetzt. Zusätzlich wurde die Strömungsform und die Dichteverteilung im Querschnitt mit einer traversierbaren Impedanz-Sonde gemessen.

Es wurden weitere Versuche mit dem Temperaturkorrelationsverfahren (TU-Berlin, RS 135) durchgeführt. Die Thermolemente wurden in eine Teststrecke mit 20 mm Innendurchmesser eingebaut (gleicher Durchmesser wie bei RS 135

Blowdown-Versuchsstand). Das Hauptgewicht der Versuche lag bei Betriebspunkten mit hohen Massenstromdichten und kleinen Dampfgehalten, um Strömungszustände zu erzeugen, die auch bei den RS 135 Blowdown-Versuchen zu erwarten sind. Zur Detektion der Strömungsform wurde eine Impedanz-Sonde verwendet. Mit mehreren solcher Sonden, mit gleichen axialen Abständen wie die Thermolemente in der Teststrecke angebracht, wurden ebenfalls Korrelationsmessungen durchgeführt. Außerdem wurde ein Pitotrohr für Geschwindigkeitsmessungen erprobt.

In Vorversuchen wurde das True-Mass-Flow Meter (TMFM), (KfK-IRE, PNS 4236), in Dampf-Wasser-Strömung eingesetzt.

Erzielte Ergebnisse

Ein Großteil der Daten aus den Tests der LOFT- und Semiscale-Meßverfahren, durchgeführt im 2. Halbjahr 1977 und 1. Halbjahr 1978, wurden ausgewertet. Zusammen mit den amerikanischen Experimentatoren wurde ein erster Entwurf des gemeinsamen Abschlußberichtes erstellt.

Der Vergleich der Referenzdensitometer zeigte eine sehr gute Übereinstimmung der ermittelten mittleren Gemischdichten. Die Signale der Einzelstrahlen des seriellen 5-Strahl-Densitometers und das mit der Impedanzsonde ermittelte Profil der Dichteverteilung lassen sich ebenfalls sehr gut zuordnen.

Die Standzeit der für die Temperaturkorrelation verwendeten Thermolemente betrug i. a. nur wenige Stunden. Eine detaillierte Auswertung liegt noch nicht vor. Die mit den Impedanzsonden und dem Pitotrohr ermittelten Geschwindigkeiten stimmen gut überein, liegen aber deutlich höher als die homogene Geschwindigkeit.

Das bei den Vorversuchen eingesetzte TMFM ist für kurze Einsatzzeiten bei Blowdown-Versuchen ausgelegt; aufgrund der langen Versuchszeiten bei Tests in stationärer Strömung machte die Aufheizung des Gehäuses leichte konstruktive Änderungen erforderlich.

Ausblick auf den geplanten weiteren Ablauf der Arbeiten

- Auswertung der Tests des Verfahrens RS 135 im 20 mm Rohr
- Abschlußbericht über den Test der EG&G-Instrumentierung
- Test des TMFM (KfK-IRE)
- Test des Drag Bodies und Strömungshomogenisators (RS 147)

06.01 SICHERHEIT UND UMGEBUNGSSCHUTZ VON KKW

PNS-Teilprojekt 4200 - Brennelementverhalten bei Störfällen

- 06.01.04 Entwicklung und Verifizierung eines Codesystems zum
BE-Verhalten bei Störfällen
- 06.01.04/01A Theoretische Untersuchungen zum Brennstabverhalten bei
02A Kühlmittelverluststörfällen
03A
- PNS 4231 (R. Meyder, IRE; H. Borgwaldt, INR; H. Unger, IKE Stuttgart)

Durchgeführte Arbeiten

Um Rechenkosten zu sparen, wurde SSYST auf der IBM-Karlsruhe bezüglich des Verbrauchs von Rechenzeit analysiert und an lohnenden Punkten optimiert.

Der Modul ZETHYD wurde auf der IBM-Anlage in Betrieb genommen. Dabei ergaben sich einige Schwierigkeiten, die noch nicht voll überwunden sind. Die Entwicklung des Moduls ZETHYF (Thermodynamik im Unterkanal in der Flutphase) wurde weitergeführt.

Zur Darstellung der in in-pile- und in out-of-pile-Experimenten festgestellten nicht rotationssymmetrischen Deformation des Hüllrohres wurde ein einfaches Modell erstellt, das den Brennstab über 180° azimuthal auflöst und so lokale Temperaturen und Dehnungen beschreibt.

Für die automatische Bereitstellung der Eingabedaten für die statistische Brennstabanalyse (Response Surface) wurde ein Programm geschrieben. Dies soll bei den mehr als 100 Rechnungen Irrtümer in den wirklich verwendeten Eingabedaten ausschließen.

Für die statistische Analyse sind die ersten 10 Spiele durchgeführt worden.

Die Anwendung von SSYST wurde verstärkt, so wurden neben den kleineren parametrischen Studien auch die Experimente COSIMA und REBEKA des KFK sowie LOC 11 aus dem PBF-Programm des INEL nachgerechnet.

Ein erster Vergleich des im letzten Halbjahresbericht vorgestellten Modells zur Beschreibung des Kriechverhaltens von Zry-Hüllrohren (NORA) wurde durchgeführt.

Erzielte Ergebnisse

Die Überarbeitung des Datentransfers im Kern SSYST und im Modul ZET-1D er-

gab einen Rechenzeitgewinn für typische Stabanalysen von einem Faktor von 2,5. Damit kann die Anzahl der für die Response Surface-Erzeugung vorgesehenen Rechnungen erhöht werden. Der Abschluß dieser Arbeit wird noch im zweiten Halbjahr 1978 erfolgen.

Bei der Entwicklung des Moduls ZETHYF ergaben sich Schwierigkeiten bei der Integration der Energiegleichung im Bereich der Quenchfront. Eine Drift-Flux-Approximation ist vorgesehen, um dieses Problem zu überwinden.

Die Darstellung der azimutalen Variation der Dehnung des Hüllrohres erscheint mit den gewählten Einfach-Modellen möglich. Die gewonnenen azimutalen Temperaturvariationen und die ermittelten mittleren Umfangsdehnungen liegen im Bereich der experimentellen Daten.

Bei der Anwendung von SSYST zur Nachrechnung von Experimenten zeigte sich, daß die Güte der Nachrechnung stark abhängig ist von der Qualität der zur Verfügung stehenden Randbedingungen. So wurde für die Nachrechnung des Experimentes REBEKA nur ca. 8% Dehnung von SSYST ermittelt, wogegen im Experiment Dehnungen zwischen 8 und 30%, d.h. Bersten, erreicht wurden. Bei der Nachrechnung des LOC-11-Experimentes an der PBF in Idaho hingegen ermittelte SSYST-Versagen, im Experiment wurden aber nur 2% Dehnung gemessen. Parallel zu den SSYST-Analysen (zu denselben Experimenten) durchgeführte Rechnungen mit FRAP-T zeigten praktisch dasselbe Verhalten wie SSYST, so daß der Schluß nahe liegt, daß hier die Randbedingungen nicht genau genug vorgegeben waren. Dies zeigt ein wichtiges Problem bei der Verifizierung dieser Rechenprogramme auf, die Ungenauigkeit, mit der die Bedingungen im Experiment erfaßt werden bzw. rekonstruiert werden können, ist oft größer als der Temperaturbereich, in dem sich die Kriechgeschwindigkeit der Zry-Hüllen von praktisch Null auf große Werte erhöht.

Bei der Modellierung des COSIMA-Experiments zeigten sich gewisse Schwierigkeiten bei der Bestimmung der Ausgangsspaltweite. Dennoch sind diese ersten Ergebnisse ermutigend und lassen eine zufriedenstellende Nachrechnung erwarten.

Bei der Durchführung der Analysen für einen typischen Reaktorbrandstab zeigten sich für die betrachteten Leistungsstufen verhältnismäßig kleine Enddehnungen (maximal ca. 30%). Auffallend bei diesen Analysen ist, daß die Definition zu Beginn der Flutphase sehr schnell beendet wird. D.h., die Hülle sehr schnell abkühlt auf Temperaturen, bei denen praktisch keine Deformation

mehr stattfindet. Bei der Beurteilung dieses Sachverhaltes sollte jedoch nicht übersehen werden, daß die Bezugstemperatur im Unterkanal die Sattedampftemperatur des Fluids ist, d.h. eine Überhitzung des Dampfes nicht modelliert wird.

Die Analyse der Berstdaten von Rohrproben (Enddehnungen über der Temperatur) zeigten eine überraschend gute Übereinstimmung mit dem 1D-Zug und den Kriechdaten.

Die Verifizierung des Modells NORA an Rohrversuchen zeigte die Notwendigkeit der Modellierung der Radialspannung im Hüllrohr. Für einen weitergehenden Vergleich mit Rohrproben sind noch Experimente abzuwarten, die derzeit am IMF (TUBA) erzeugt werden.

Ausblick auf den geplanten weiteren Fortgang der Arbeiten

Im 2. Halbjahr 1978 ist geplant, die Handhabbarkeit und die Rechengeschwindigkeit von SSYST weiter zu verbessern.

Die Moduln AZI, ZETHYD und ZETDYF werden weiterentwickelt.

In verstärktem Maß werden Anwendungsrechnungen mit SSYST gemacht. Schließlich wird das Rechenprogramm COMETHE als Steady-State-Code an SSYST angeschlossen werden und für das Bersten der Hüllrohre ein verbessertes Modell aufgestellt.

06.01.04/05A Bestimmung der Nachzerfallswärme von Zerfallsprodukten des
PNS 4234 235-U im Zeitbereich 10 - 100 sec
(K. Baumung, INR)

Durchgeführte Arbeiten, erzielte Ergebnisse

Im Berichtszeitraum wurden zur Erhöhung der Sicherheit mehrere Änderungen an der Meßapparatur durchgeführt.

Da das öllose Kühlgebläse bauartbedingt die bei der technischen Abnahme geforderte Dichtigkeit von 10^{-5} mbar 1/sek nicht erfüllen konnte, wurden zwei Wellendichtringe eingebaut und der Hohlraum dazwischen über die zur Anlage gehörenden Halogenfilter an das Abluftsystem angeschlossen. Um zu verhindern, daß bei einem Versagen der Brennstoffhülle unnötig größere Aktivitäten freigesetzt werden, wurde ein untergrundkompensierter Kontaminationsmonitor gebaut, dessen Signal vom Überwachungsprogramm des Prozessrechners verarbeitet wird, so daß gegebenenfalls eine "Notausfahrt" eingeleitet werden kann.

Ebenfalls aus Sicherheitsgründen wurde die chemisch aufgebrauchte und daher spröde Nickel-Phosphor-Beschichtung der Brennstoffproben mit einer duktilen Glanznickelschicht von 0,15 mm Dicke verstärkt, so daß der bisherige größte anzunehmende Unfall, das Zerfallen einer UO_2 -Probe, nunmehr ausgeschlossen werden kann.

Ausblick auf den geplanten weiteren Verlauf der Arbeiten

Nach Abnahme der technischen Überprüfung und Erteilung der Arbeitserlaubnis soll mit den Bestrahlungsexperimenten begonnen werden.

06.01.06 Materialverhalten von Zircaloy bei Reaktorstörfällen

06.01.06/01A Untersuchungen zum mechanischen Verhalten von Zircaloy-
PNS 4235.1 Hüllmaterial
 (M. Boček, IMF II)

Durchgeführte Arbeiten

- 1) Zur Quantifizierung der Geometrie geblähter Hüllrohre.
- 2) Die Bestimmung der Standzeiten von Hüllrohren bei nichtstationären Beanspruchungsbedingungen (Versagenskriterium).
- 3) Isotherme und nichtisotherme Berstversuche in der TUBA Anlage.
- 4) Zerstörende Nachuntersuchungen an in-pile verformten Rohren.

Erzielte Ergebnisse

- 1) Anhand einer integralen Mittelwertbildung über die axiale Verteilung der Umfangsdehnungen $\bar{\epsilon}_\phi$ und unter Zuhilfenahme des Maximalwertes der Umfangdehnung $\epsilon_{\phi, \max}$ wird eine Zahl

$$W_Z = 1 - \frac{\bar{\epsilon}_\phi}{\epsilon_{\phi, \max}} \geq 0 \quad (1)$$

definiert.

Es gibt zwei Randwerte für W_Z nämlich $W_Z \rightarrow 0$ für eine axiale gleichförmige Verformungsverteilung und $W_Z \rightarrow 1$ für stark lokalisierte Beulen. W_Z -Werte sind für einige im FR-2 Loop geblähte Hüllrohre ermittelt und deren Abhängigkeit von den Versuchsbedingungen untersucht worden. Demzufolge liefert dieses Verfahren eventuell die Möglichkeit der "Schadensart"-Vorhersage.

- 2) Unter Verwendung der sog. infinitesimalen Summenregel der Lebensanteile (Life Fraction Rule) wurden Beziehungen abgeleitet für die Bersttemperatur bzw. Berstspannung von Werkstoffen, die bei einem monotonen Temperatur- bzw. Spannungsanstieg verformt werden. So folgt für einen temperaturtransienten Kriechversuch bei konstanter Last F

$$\frac{P \cdot c \cdot \tau_o}{T_o} + 1 = \left[\left(\frac{\tilde{T}_B}{T_o} \right)^2 e^{P(1 - T_o/\tilde{T}_B)} \right]_{F,c} \quad \text{für } T_o \neq \tilde{T}_B \quad (2)$$

bzw. einen spannungstransienten "Kriechversuch" bei konstanter Temperatur T

$$\tilde{\sigma}_B = \{ \sigma_o^n [b\tau_o(n+1) + \sigma_o] \}_{T,b}^{\frac{1}{n+1}} \quad (3)$$

Es bedeuten: \tilde{T}_B , $\tilde{\sigma}_B$ die der transienten Versuchsführung entsprechende Bruchtemperatur bzw. Bruchspannung; T_o , σ_o die "Start"-Temperatur bzw. die "Start"-Spannung; τ_o die ISO-Standzeit bei T_o und σ_o ; $C = dT/dt$, $b = d\sigma/dt$ die Heiz- bzw. Spannungsraten (beide sind hier als zeitunabhängig angenommen); n den Spannungsexponenten und P einen aus ISO-Zugkriechversuchen ermittelten Parameter (sog. LARSON-MILLER Parameter). Die entsprechen Standzeiten folgen aus

$$\tau_{F,C} = \frac{\tilde{T}_B - T_o}{C} \quad \text{bzw.} \quad \tau_{T,b} = \frac{\tilde{\sigma}_B - \sigma_o}{b}$$

ein Vergleich der aus Gl. (2) bzw. Gl. (3) berechneten Werte mit solchen aus Rohrberstversuchen bestätigt, daß die den Gl. (2) und Gl. (3) zugrunde liegenden Annahmen im vorliegenden Fall im wesentlichen zutreffen. Demnach ist im gegebenen Fall die Dehnung nicht die die Lebensdauer bestimmende Größe. Die Lebensdauer ist bei gegebenem Werkstoffzustand nur abhängig von der Spannung und der Temperatur.

- 3) In der "TUBA"-Anlage sind die ersten ISO-Berstversuche aus einer großen Versuchsserie durchgeführt worden. Diese Anlage ermöglicht Berstversuche an kurzen Rohrabschnitten durchzuführen in einem radial gradientfreien Temperaturfeld. Z. T. fanden diese Versuche bereits Eingang in diesen Bericht (s. dazu 2)).

- 4) Die nicht vorbestrahlten Prüflinge A 2.1; A 2.3 und B 1.2 aus In-pile-Experimenten im FR-2 Loop wurden einer zerstörenden Nachuntersuchung unterzogen. Die Ziele dieser Untersuchung sind die Abschätzung der Hülltemperatur aus dem Gefüge, Messungen von Umfangsdehnungen, Wandstärkenänderungen und Flächenänderungen des Hüllrohrquerschnittes an exponierten Stellen des Stabes. Weiter wurden Mikrohärtemessungen über den Hüllrohrquerschnitt angefertigt und ausgewertet, um Aussagen über Sauerstoffaufnahme des Zry-Hüllmaterials während der Transiente machen zu können.

Ausblick auf den geplanten weiteren Fortgang der Arbeiten

- Last- und temperaturtransiente Zugkriechversuche zur Verifizierung von Versagenskriterien.

- Weitere Untersuchungen zum Verbundwerkstoff Zry/ZrO₂ insbesondere im Hinblick auf das Cavitationsverhalten der metallischen Komponente.

- Zusammenhang zwischen W_Z und den Versuchsbedingungen. Fortführung von Berstversuchen zur Verifikation von Berstkriterien bzw. Erstellung eines Verformungsmodells.

- Auswertung von mechanischen Erholungsversuchen an im FR-2 bestrahlten Zry-4 Flachzugproben.

06.01.06/02A Untersuchungen zur Hochtemperatur-Wasserdampf-Oxidation
PNS 4235.2 von Zircaloy-4 - Hüllmaterial
(S. Leistikow, IMF II)

Durchgeführte Arbeiten

Die bei der Dampfoxidation des Zircaloy 4-Rohrmaterials freigesetzte Reaktionswärme wurde auf der Basis des in isothermen Versuchen gemessenen Stoffumsatzes in Temperatur- und Zeitabhängigkeit errechnet. Diese Reaktionswärme wurde einerseits verglichen mit den nach der Baker-Just-Gleichung im selben Verfahren berechneten Werten und andererseits mit der Nachzerfallswärme des Kernbrennstoffs (Stableistung 500 W/cm, 10-100 Tage Einsatzzeit). Es wurde auch der Einfluß einer Zircaloy-Voroxidation aus dem Reaktorbetrieb berücksichtigt.

In Fortführung der isotherm/isobaren Rohr-Kriech- und Berstexperimente wurden 5 Kriechkurven in Dampf bei 800°C und die Zeitstand-Funktion in Luft bei 1000°C gemessen.

Die temperatur-transienten/isobaren Rohrrinnendruck-Zeitstandversuche wurden in den Bereich der sog. Normalstabbedingungen 600-800°C ausgedehnt.

Nach im Reaktor FR2 durchgeführten KVS-Experimenten und der metallographischen Nachuntersuchung in den Heißen Zellen wurden der Oxidationszustand, die lokale Dehnung und das Gefüge von Hüllrohren beurteilt.

Erzielte Ergebnisse

Die Berechnungen der freigesetzten Reaktionswärme ergaben, daß ein der Nachzerfallswärme vergleichbares Niveau nur bei isothermer Oxidation metallischer Hüllmaterial-Oberflächen bei 1200°C während weniger Sekunden erreicht wird. Die momentane Reaktionswärmeleistung macht also nur zu Beginn eines KVS einen wesentlichen Anteil an der gesamten Wärmeleistung aus und klingt schnell ab. Gegenüber dem nicht voroxidierten Materialzustand reduzieren bereits sehr geringe Oxidschichtstärken den Störfallumsatz drastisch, dickere Schichten nur noch wenig stark. So ist der Einfluß von Voroxidation für kurze Störfallzeiten bedeutsam, er wird für längere Störfalldauer immer unwesentlicher. Die tatsächlich zu erwartende Reaktionswärme dürfte jedoch wegen des besonderen Verlaufs von KVS-typischen Transienten d.h. geringerer Zeit bei Temperatur, und der nur zu 75% zu ZrO₂ umgesetzten Sauerstoffmenge noch niedriger als hier ausgewiesen liegen.

Fünf Kriechkurven 800°C wurden bei $p_i = 32-71$ bar in Dampf aufgenommen. Sie zeigten sek/tert. Übergänge bei $\epsilon_{U-} < 10\%$. Die maximalen Umfangsdehnungen lagen bei $\epsilon_U = 70-100\%$.

Die Zeitstandkurven 1000°C in Luft lassen kaum eine Verfestigung und Versprödung gegenüber den Versuchen in Argon erkennen. Grund dafür ist die Bildung sehr brüchiger, aufplatzender Deckschichten, deren Zusammensetzung neben ZrO_2 auch aus ZrN besteht. Der Reaktionsumsatz unter Kriechverformung übersteigt den in Dampf um ein Vielfaches.

Bei den temperatur-transienten/isobaren Normalstab-Zeitstandversuchen im Temperaturbereich 600-800°C wurden Druckgrenzen gemessen, unterhalb deren in KVS-Zeiten kein Bruch des Hüllrohres zu erwarten ist. Sie lagen etwa bei 45 bar für 800°C, 75 bar für 700°C, 100 bar für 650°C und 130 bar für 600°C. Zu einer KVS-typischen Durchführung sind temperatur- und drucktransiente Versuche erforderlich.

In-pile-spezifische Einflüsse auf Ausmaß und Morphologie der dehnungsüberlagerten Dampfoxidation waren aus den metallographischen Heißzellen-Nachuntersuchungen der bestrahlten KVS-exponierten Brennstäbe nicht erkennbar. Die Beurteilung des Gefüges erlaubt die Abschätzung der lokal erreichten Höchsttemperatur und den Nachweis von Temperaturgradienten, welche hauptsächlich das Dehnverhalten bestimmen.

Ausblick auf den geplanten weiteren Verlauf der Arbeiten

Dokumentation der temperatur-transienten oxidationskinetischen Untersuchungen. Durchführung isotherm/isobarer sowie temperatur- und drucktransienter Zeitstandversuche in Argon und Wasserdampf bei 600-1000°C. Vorbereitungen für Versuchsbeginn Rohrberstanlage "Fabiola". Auswertung von Heißzellen-Nachuntersuchungen an bestrahlten, im Reaktor FR2 KVS-getesteten Brennstäben.

06.01.06/03A Untersuchungen zum Einfluß des Oxidbrennstoffes und von
PNS 4235.3 Spaltprodukten auf die mechanischen Eigenschaften von
 Zry-4-Hüllrohren bei LWR-Störfalltransienten

(P. Hofmann, IMF I)

Durchgeführte Arbeiten

- Isotherme, isobare Zeitstanduntersuchungen mit durch Kerben vorgeschädigten Zry-4-Hüllrohren zum Studium des Spannungsrißkorrosionsverhaltens gegenüber elementarem Jod.
- Erste temperatur- und drucktransiente Berstexperimente mit fehlerfreien Zry-4-Hüllrohren zur Bestimmung der kritischen Jodkonzentration.
- Zerstörende Nachuntersuchung (Metallographie) von geborstenen Brennstäben des PNS-Vorhabens 06.01.08 (PNS 4237), in dessen Rahmen in-pile-Experimente zum Brennstabverhalten beim Kühlmittelverluststörfall durchgeführt werden.
- Fortführung der Glühexperimente zum Studium der chemischen Wechselwirkungen zwischen dem UO_2 und Zry bei hohen Temperaturen unter Power Cooling Mismatch Bedingungen.

Erzielte Ergebnisse

- Wie erste Experimente mit vorgeschädigten Zry-4-Hüllrohren in Gegenwart von Jod zeigen, kommt es bei größeren Defekten im Hüllrohr (Kerben in der Hüllrohrinnenoberfläche : $\leq 150 \mu\text{m}$) bereits bei relativ niedrigen mechanischen Beanspruchungen des Hüllrohres zum Versagen der Rohre infolge Spannungsrißkorrosion. Sowohl die Berstdehnung als auch die Zeit bis zum Bersten werden durch die Hüllrohrdefekte stark reduziert. Die Rohrproben gehen praktisch ohne lokale Einschnürung an den gekerbten Stellen zu Bruch.
- Nach den vorläufigen Versuchsergebnissen hängt die kritische Jodkonzentration, die zum Versagen des Zry-Hüllrohres infolge Spannungsrißkorrosion führt, von der Hüllmaterialtemperatur und dem Vorbehandlungszustand des

Hüllrohres ab. Bei 780-800°C variiert die kritische Jodkonzentration zwischen 1 mg/cm³ für Hüllrohre, die im Anlieferungszustand zum Einsatz kommen und 0,1 mg/cm³ für innen voroxidierte Hüllrohre. Bei 900°C konnte dagegen kein Einfluß des Jods auf das Verformungs- und Bruchverhalten der Zry-Hüllrohre festgestellt werden.

- Die ersten geborstenen Brennstäbe, die einer Kühlmittelverlust-Störfalltransiente im FR 2-Reaktor unterworfen wurden, sind u.a. im Hinblick auf das Ausmaß der Innenkorrosion metallographisch nachuntersucht worden. Wie die Versuchsergebnisse zeigen, erfolgt die Oxidation der Hüllrohrinnenoberfläche axial und radial nicht gleichmäßig. In der Umgebung der Berststelle ist die Innenoxidation des Hüllrohres am stärksten; in größeren Entfernungen von der Berststelle sind z.T. Bereiche vorhanden, wo keine Oxidation erfolgte. Sehr wahrscheinlich erfolgt die Innenoxidation des Hüllrohres hauptsächlich durch den nach dem Bersten in den Brennstab eindringenden Wasserdampf. Dafür sprechen auch die unterschiedlichen Oxidschichtdicken auf der Hüllrohroberfläche (außen i.a. stärker als innen).
- Das zeit- und temperaturabhängige Wachstum der bei den chemischen Wechselwirkungen zwischen dem UO₂ und Zry entstehenden Phasen [α -Zr(O)_a, (U,Zr)-Legierung, α -Zr(O)_b] wurde zwischen 1000 und 1500°C experimentell ermittelt. Die kinetischen Daten der Sauerstoffaufnahme der Zry-Hülle von innen wurden danach im Hinblick auf die ursprüngliche UO₂/Zry-Phasengrenze korrigiert und mit der Sauerstoffaufnahme von außen verglichen. Der Vergleich zeigt, daß die Oxidation der Zry-Hülle von innen durch das UO₂ nur geringfügig schwächer ist als die Oxidation von außen durch den Wasserdampf. Darüberhinaus wurde der Sauerstoffgehalt der sauerstoffstabilisierten α -Zr(O)-Phasen mittels Auger-Elektronen-Spektroskopie ermittelt. Die Sauerstoffkonzentration variiert je nach Temperatur und Glühzeit zwischen 4 und 6 Gew. %.

Ausblick auf den geplanten weiteren Fortgang

- Weiterführung der Zeitstand- und Berstexperimente mit vorgeschädigten und fehlerfreien Zry-Hüllrohren zwecks Ermittlung des Einflusses von Jod und anderen flüchtigen Spaltprodukten auf das Verformungs- und Bruchverhalten der Hüllrohre.

- Bestimmung der kritischen Jodkonzentration, oberhalb der es zum Versagen des Zry-Hüllrohres infolge Spannungsrißkorrosion kommt.
- Zerstörende Nachuntersuchung von bestrahlten Brennstäben aus dem PNS-Vorhaben 06.01.08 (PNS 4237).
- Experimente zur Messung der Brennstoffschwellung und der Spaltgasfreisetzung bei der Glühung von bestrahltem UO_2 .
- UO_2 /Zry-Reaktionsexperimente unter Power Cooling Mismatch-Bedingungen.
- Chemisch analytische Untersuchungen des Zry-Hüllmaterials.

06.01.06/05A Berstversuche an Zircaloy-Hüllrohren unter kombinierter
06.01.06/04A mechanisch-chemischer Beanspruchung (FABIOLA)
PNS 4235.4 (L. Schmidt, S. Leistikow, IMF)

Durchgeführte Arbeiten

Für Vorversuche zur Auslegung des Heizers für den Brennstabsimulator wurde eine Teststrecke erstellt, verschiedene Prototypheizer - Rohrheizer, Wendelheizer - angefertigt und in Brennstabsimulatoren mit Al_2O_3 -Pelletfüllung getestet. Diese Versuche dienten auch zur Erprobung einer vorhandenen Stromversorgungsanlage.

Der Dampferzeuger für die Dampfversorgungsanlage wurde fertiggestellt. Die Überhitzer stehen kurz vor der Auslieferung. Luftkühler- und Kondensatorfertigung wurden in die Wege geleitet.

Die Herstellung der Teststrecke ist bis auf das Anbringen der Begleitheizungen und der erforderlichen Thermolemente abgeschlossen. Erste Aufheizversuche am direkt beheizten Dampfführungsrohr wurden durchgeführt.

Konstruktive Ausarbeitung des Brennstabsimulators für die Handhabung in der Handschuhbox zur Beaufschlagung mit Spaltprodukten und anschließendem Verschweißen in einer speziellen Anlage.

Bis auf die Stromversorgung für das Testrohr sind die elektrischen Meß-, Regel- und Leistungseinheiten alle vorhanden.

Zur Erfassung des Beulvorganges wurde eine Röntgeneinrichtung konzipiert, spezifiziert und die Beschaffung eingeleitet.

Erzielte Ergebnisse

Die Versuche mit den Prototypheizern wurden bis zu Temperaturen von ca. 1000°C auf der Oberfläche des Zircaloy-Hüllrohres durchgeführt. Bei einer Stableistung von 50 W/cm und Wandtemperaturen am Dampf führungsrohr von 500 bis 750°C, bei Dampfeintrittstemperaturen von ca. 200°C wurden Aufheizgeschwindigkeiten von ca. 10 K/s bei beiden Heizertypen (Rohrheizer, Wendelheizer) erreicht. Mit einem Wendelheizer wurden ca. 60 Rampen und mit einem Rohrheizer ca. 40 Rampen gefahren. Die Heizer sind noch intakt und können bei Bedarf für weitere Vorversuche verwendet werden. Es hat sich gezeigt, daß die im IMF III vorhandene Stromversorgung zum Betrieb beider Heizertypen geeignet ist.

Bei einem Aufheizversuch am Dampf führungsrohr der Teststrecke bis 760°C wurde festgestellt, daß die mechanische Stabilität der gesamten Anordnung auch bei hohen Temperaturen noch ausreichend ist, und daß eine Höhenjustierung der bei Raumtemperatur eingestellten Pyrometer nicht erforderlich ist.

Ausblick auf den geplanten weiteren Verlauf der Arbeiten

Montage des Versuchsstandes,
Inbetriebnahme der Anlage einschließlich der Röntgeneinrichtung,
Erprobung der Meßdatenaufbereitung,
Spezifikation und Beschaffung eines Systems zur Computer-Auswertung der videoaufgezeichneten Röntgenbilder.

06.01.07 **Brennstabverhalten in der Blowdown-Phase eines Kühlmittelverlustrstörfalles**
06.01.07/01A Brennstabverhalten unter gesteuerten Blowdown-Bedingungen
06.01.07/02A (COSIMA-Programm)
PNS 4236.1/2 (G.Class, IRE; K.Hain, RBT)

Durchgeführte Arbeiten

Neben den Blowdown-Versuchsläufen, die zur Erprobung und Weiterentwicklung verschiedener Anlagenkomponenten (True-mass-flow-meter TMFM, Simulationsbrennstab SIM) und zur Erstellung von Ventilsteuerprogrammen dienten, wurden vier Experimente zur Simulation eines 2F-Bruches im kalten Strang zwischen Pumpe und Reaktordruckbehälter durchgeführt. Dabei wurde der Stab inneren Gasdrücken von bis zu 124 bar ausgesetzt.

Erstmals zum Einsatz gelangten der Teststab zur Bestimmung von Wärmeübergangszahlen (WUS II) sowie der SIM II, der hinsichtlich der Stromführung eine Weiterentwicklung von SIM I darstellt. Dieser Stab wurde entwickelt, um auf Simulatoren mit ThO_2 -Pellets übergehen zu können. Der durch die Stabumstellung bedingte Umbau der Teststrecke wurde termingerecht durchgeführt.

Die aufgezeichneten Meßwerte wurden aufgearbeitet und ausgewertet. Mit dem Rechencode RELAP4 erfolgte eine Nachrechnung des Experiments. Zur besseren Anpassung an den Versuch wurde der Code zuvor in verschiedenen Teilen modifiziert.

Erzielte Ergebnisse

Alle vier Simulationsexperimente zeigten übereinstimmend reaktoranaloge Druck- und Hüllrohrtemperaturtransienten. Die nach dem Versuch im kalten Zustand gemessenen plastischen Dehnungen des Claddings betrugen -0.6% für einen Versuch mit 30 bar Gasinnendruck und bis zu $+8.0\%$ für die Hochdruckversuche. Letztere zeigten deutlich eine "Fließgrenze" des Hüllrohrmaterials bei einem Temperaturmeßwert von ca. 1070 K.

Während der SIM II alle Tests ohne Beanstandungen durchlief, wurde bei WUS II ein Fabrikationsfehler festgestellt, der eine Messung der Hüllrohrtemperatur durch 6 Thermoelemente unmöglich machte. Die elektrische Heizleistung konnte jedoch bestimmungsgemäß aufgebracht werden.

Die Eigenfrequenzschwingungen des TMFM konnten durch den Einbau eines internen Dämpfungsringes wesentlich herabgesetzt werden.

Eine RELAP-Parameterstudie zeigte, daß verschiedene organisatorische wie auch die Physik betreffende Änderungen am benutzten Rechencode RELAP4-002(17) erforderlich sind, um das Experiment gut nachrechnen zu können. U.ä. wurde festgestellt, daß die genannte Programmversion bei Filmsieden im Naßdampfgebiet ($x < 0.75$) mit abnehmendem Druck und Dampfgehalt infolge einer zu groben Interpolation zunehmend optimistische Wärmeübergangskoeffizienten liefert. Mit dem modifizierten Programm konnte schließlich eine gute Übereinstimmung zwischen Rechnung und dem Experiment erzielt werden.

Ausblick auf den geplanten weiteren Fortgang der Arbeiten

Neben der Durchführung der Simulationsexperimente für andere Bruchlagen und -größen wird, sobald die Umgangsgenehmigung vorliegt, der Stab mit ThO_2 -Pellets getestet. Nach seiner Fertigstellung erfolgen mit einem neuen WUS II Versuche zum Wärmeübergang am Brennstab. Die Optimierungsarbeiten am TMFM werden fortgesetzt.

Mit dem geänderten RELAP-Code werden neue Vorausrechnungen zur Simulation verschiedener Bruchlagen durchgeführt. Die laufenden Experimente werden mit dem Programm COSIMA-A ausgewertet.

06.01.08 In-pile-Experimente im DK-Loop des FR2.

06.01.08/01A Untersuchungen zum Brennstabverhalten in der 2. Auf-
PNS 4237 heizphase eines Kühlmittelverluststörfalls. Nuklear-
versuche und Referenzversuche mit elektrisch beheizten
Brennstabsimulatoren (B. Räßle, E. Karb, RBT-IT)

Durchgeführte Arbeiten

Es wurden planmäßig fünf weitere Transientenversuche mit vorbestrahlten Nuklearprüflingen durchgeführt (G 1.1 - G 1.5); der Abbrand der Stäbe betrug $36\ 200\ \text{Mwd}/t_U$.

Zur Abschätzung des Meßfehlers bei direkt über die Platinhülse angeschweißten Thermoelementen wurden Stationär- und Transientenversuche mit dem elektrisch beheizten Simulator BSS 11 gemacht. Mit BSS 12 wurde erstmals ein Simulator mit erhöhtem Innendruck erprobt. Von allen Prüflingen wurden, soweit geplant, vor und nach den Transiententests Neutronenradiografien erstellt. Die Untersuchungen in den Heißen Zellen wurden bei 6 Stäben fortgesetzt und bei 7 weiteren angefangen.

Erzielte Ergebnisse

Die Auswertung der Versuche mit nicht vorbestrahlten Prüflingen ergab bisher keinen Hinweis auf einen Einfluß der nuklearen Parameter auf die Mechanismen des Brennstabversagens.

Die Tests mit BSS 11 lieferten für die am zylindrischen Teil der Platinhülse an die Stabhülle geschweißten Thermoelemente deutlich geringere Meßfehler und Streubreiten als für die TE der bisherigen Befestigungsart.

Der Berstversuch mit BSS 12 bestätigte die Brauchbarkeit des Simulatorkonzepts, die Berstdaten liegen innerhalb des Streubands der Out-of-pile- und In-pile-Versuche.

Die Neutronenradiografien der Stäbe G 1.2 bis G 1.5 zeigen - wie auch schon die F-Stäbe - stark fragmentierten Brennstoff, der die durch Beulen gebildeten Räume im Stab ausfüllt. Die Bersttemperaturen und -drücke liegen im Streuband der in Out-of-pile- und In-pile-Versuchen mit unbestrahlten Prüflingen erzielten Ergebnisse. Wärmeleitrechnungen mit WALHYD 2D zeigen, daß die Größe der radialen Spalte im Simulator nur einen vernachlässigbaren Einfluß auf den Temperaturanstieg hat. Der Stab G 1.1 ist wegen fehlenden Innendrucks nicht geborsten.

Ausblick auf den geplanten weiteren Verlauf der Arbeiten

Die Versuche mit vorbestrahlten Prüflingen werden fortgeführt; für 1978 sind noch weitere 5 Versuche vorgesehen mit Prüflingen von 35 000 MWd/t_U Abbrand.

- 06.01.09 Brennstabverhalten in der Wiederauffüll- und Flutphase
 eines Kühlmittelverluststörfalles
- 06.01.09/01A Untersuchungen zur Wechselwirkung zwischen aufblähenden
PNS 4238 Zircaloy-Hüllen und einsetzender Kernnotkühlung (REBEKA-
 Programm)
 (K. Wiehr, IRB)

Durchgeführte Arbeiten

Im Berichtszeitraum lagen die Schwerpunkte auf der Durchführung folgender Arbeiten:

- Versuche an verkürzten Brennstabsimulatoren in Dampfatmosfera
 . unter adiabaten Versuchsrandbedingungen als Grundlage für Anwendung
 auf Stoffgesetze für plastische Verformung von Zirkaloyhüllrohren,
 . zur Quantifizierung des Einflusses der Aufheizrate auf die Verformung.
- Nachrechnungen erster Experimente mit NORA (KfK) und KWU-Ansatz.
- Auswertung des ersten Bündelexperimentes.
- Erstellung einer Versuchsmatrix für Bündelversuche.
- Durchführung des 2. Bündelexperimentes mit verzögert einsetzendem Flut-
 beginn.

Erzielte Ergebnisse

Zur Überprüfung verschiedener Stoffgesetze für die plastische Deformation wurden Einzelstabversuche an verkürzten Brennstabsimulatoren durchgeführt. Dabei wurde das Dampfführungsrohr mit der gleichen Temperaturtransiente wie das Zirkaloyhüllrohr aufgeheizt, um azimutale Temperaturdifferenzen niedrig zu halten und somit möglichst auch rotationssymmetrische Hüllrohrverformungen zu erzielen. Die Hüllrohrdeformationen fanden in stagnierender Dampf- atmosphäre statt. Variiert wurde die Aufheizrate von 1- 30 K/s.

Die Versuche zeigten, daß ein Kriechgesetz den zeitlichen Temperaturverlauf berücksichtigen muß. Mit steigender Aufheizgeschwindigkeit ist bei gleichen Anfangsinnendrücken eine deutliche Abnahme der maximalen End- Umfangs- dehnungen festzustellen.

Zur Nachrechnung rotationssymmetrisch sich verformender Zirkaloyhüllen wurden aus gemessenen zeitlichen Druck- und Temperaturverläufen von Hüllrohren die zeitlichen Dehnungsverläufe berechnet. Drei erste Nachrechnungen von weit- gehend adiabat durchgeführten Experimenten mit einer Aufheizrate von etwa 7 K/s zeigten bei Benutzung von NORA (KFK) und der von KWU angegebenen Kriechbeziehungen eine gute Übereinstimmung zwischen berechneten und ge- messenen zeitlichen Dehnungsverläufen.

Beim ersten Bündelversuch wurden Brennstabsimulatoren mit 3,90 m beheizter Länge und stufenförmigen, axialem Leistungsprofil in einem 25er Stabbündel angenähert repräsentativen, thermohydraulischen Flutbedingungen eingesetzt. Dem Versuch wurden Stableistungen mittel belasteter Stäbe mit einer Stab- leistung von 20 W/cm sowie eine Flutrate von etwa 3 cm/s zugrunde gelegt. Hierdurch stellte sich in der Flutphase ein Temperaturplateau maximaler Hüllrohrtemperatur bei etwa 800°C ein.

Einige wesentliche unter den eingestellten Versuchsbedingungen erzielten Ergebnisse des ersten Bündelversuchs wurden bereits im letzten Halbjahres- bericht mitgeteilt.

Die Verformungen der Zirkaloyhüllrohre jeweils zwischen zwei Abstandshaltern zeigen:

- eine Verschiebung des Maximums der Umfangsdehnungen zwischen den Abstands- haltern in Strömungsrichtung zum nächst höheren Abstandshalter hin, sowie
- relativ niedrige Umfangsdehnungen und eine unsymmetrische Deformationsform der geborstenen Hüllrohre.

Für die Verschiebung des Dehnungsmaxima ist ein axiales Temperaturprofil verantwortlich. Zwei zwischen zwei Abstandshaltern im Abstand von 400 mm auf der Hülle eines Umgebungsstabes angebrachte Thermoelemente zeigten ein zeitlich sich vergrößerndes axiales Temperaturprofil.

Während der Flutphase, d.h. bei Anwesenheit eines Zweiphasengemisches entsteht ein thermodynamisches Ungleichgewicht, das dazu führt, daß trotz Anwesenheit von Wasser eine beträchtliche Überhitzung des Dampfes entsteht. Es konnte meßtechnisch nachgewiesen werden, daß am oberen Ende der Teststrecke während der Flutphase trotz erheblicher Mengen ausgeworfenen Flutwassers eine Überhitzung des Dampfes von etwa 100 K im Zweiphasengemisch vorgelegen hat.

Die turbulenz erhöhende Wirkung der Abstandshalter führt zur Verkleinerung des Dampfüberhitzungsgrades hinter jedem Abstandshalter. Bis zum nächsten Abstandshalter hin in Strömungsrichtung vergrößert sich der Überhitzungsgrad wieder. Dies führt zur Ausbildung eines axialen Temperaturprofils auf der Zirkaloyhülle und damit zu der beobachteten Hüllrohrverformung.

Die recht niedrigen Umfangsdehnungen sowie die unsymmetrische Deformationsform der geborstenen Hüllrohre, wie sie auch aus Einzelstabversuchen her bekannt ist, waren die Folge von sich überwiegend während der Flutphase azimuthal ausbildenden Temperaturunterschieden auf den Hüllrohren. Diese konnte anhand von Querschnittsschliffbildern an den Hüllrohren nachgewiesen werden.

Aus an Brennstabssimulatoren an verschiedenen axialen Positionen gemessenen Hüllrohrtemperaturen wurden unter Annahme einer konstanten Fluidtemperatur (Satttdampf temperatur) Wärmeübergangsverläufe errechnet. Vergleicht man diese Verläufe mit Wärmeübergangsverläufen aus ähnlichen Experimenten, wie FLECHT und PNS 4239 (FEBA), so kann für den Zeitraum von ca. 20 sec nach Flutbeginn bis zum Wiederbenetzen gute Übereinstimmung der Ergebnisse festgestellt werden. Abweichend ist jedoch ein relativ hoher Anstieg und Wiederabfall der Wärmeübergangszahl unmittelbar nach Flutbeginn. Dieser Wärmeübergangspeak, hervorgerufen durch eine höhere Dampfentwicklung unmittelbar nach Flutbeginn scheint typisch zu sein für Flutexperimente, die Brennstabssimulatoren mit einem Spalt zwischen innerem Heizstab und der Simulatorhülle verwenden, jedoch nur dann, wenn die Hüllrohrtemperatur am unteren Ende des Bündels nicht viel höher als die Leidenfrosttemperatur ist.

Das zweite Bündelexperiment mit Brennstabsimulatoren voller Länge wurde mit später einsetzendem Flutbeginn durchgeführt und befindet sich in der Auswertung.

Ausblick auf den geplanten weiteren Fortgang der Arbeiten

- Einzelstabversuche unter definierten Randbedingungen zur Anwendung auf Stoffgesetze für plastische Verformung von Zirkaloyhüllrohren und zur Erstellung eines Berstkriteriums,
- Bündelversuche mit Brennstabsimulatoren voller Länge und axialem Leistungsprofil an einer 5x5-Stabanordnung unter Fluten zur Untersuchung der Wechselwirkung zwischen Thermohydraulik und Deformation.
- Begleitende theoretische Arbeiten.

06.01.10 Auswirkung von Kühlkanalblockaden auf die Kernnotkühlung

06.01.10/01A Untersuchungen zum Einfluß der Größe und Form von Kühlkanalblockaden auf die Kernnotkühlung in der Flutphase eines
PNS 4239 Kühlmittelverluststörfalles (FEBA-Programm)

(P. Ihle, IRB)

Durchgeführte Arbeiten

Die Flutexperimente mit blockierten Anordnungen (FEBA) wurden fortgesetzt mit dem Ziel, den Einfluß der Blockadeform zu ermitteln. In der Mittenebene der 5-Stab-Reihe wurden zur Simulation geblähter Brennstäbe massive bzw. hohle Hülsen auf den Heizstäben angebracht und deren Wirkung auf die Kühlung während des Flutens untersucht. Zur Beurteilung der Simulation von geblähten Brennstäben durch Heizstäbe mit aufgesetzten Blockadekörpern sind eindimensionale instationäre Wärmeleitrechnungen durchgeführt worden. Für die laufende Übersichtsdarstellung der experimentellen Ergebnisse wurden Standardprogramme und -datensätze erstellt.

Erzielte Ergebnisse

Die abschließenden Versuche in der 5-Stab-Reihe mit aufgesetzten, massiven bzw. hohlen Hülsen (d. h. ohne bzw. mit radialem Spalt zum Heizstab, Blockade-

faktor 62 %) zur Simulation geblähter Brennstäbe führten zu ähnlichen Ergebnissen wie frühere Versuche mit Gitterplatten als Kühlkanalblockaden. Durch Hülsen, die eine Länge von 80 mm haben und an den Enden abgerundet sind, wird die Zweiphasenströmung jedoch in deutlich geringerem Maße verändert als durch die Gitterplatten mit plötzlicher Verengung und anschließender Erweiterung des Kühlkanalquerschnitts. Während bei Gitterplatten schon ab Flutgeschwindigkeiten von 2 cm/s oberhalb der Blockade (Blockadefaktor 62 %, 4,5 bar) eine zusätzliche Benetzungsfront festgestellt werden konnte, ist dies bei abgerundeten Hülsen erst bei 5 cm/s und mehr der Fall. Mit fallendem Systemdruck und kleinerem Blockadefaktor verschiebt sich diese Grenze zu noch höheren Flutgeschwindigkeiten. Alle Versuche sind mit gleichförmiger Blockade aller Unterkanäle und Zwangsdurchsatz durchgeführt worden. Der quantitative Einfluß der Blockadeform wird in der noch laufenden Auswertung weiter ermittelt.

Eindimensionale instationäre Wärmeleitrechnungen zur Beurteilung der Simulation geblähter Brennstäbe durch Heizstäbe mit aufgesetzten Hülsen als Kühlkanalblockaden zeigen folgenden Zusammenhang:

Für den geblähten Brennstab, die hohle Hülse (1 mm Wandstärke, 0,8 mm Spalt) und die massive Hülse (1,8 mm Wandstärke) ergeben sich erwartungsgemäß bei gleicher Anfangstemperatur unterschiedliche Verläufe der Oberflächentemperatur in Blockadenmitte. Eine spürbare Auswirkung auf die Kühlmittelströmung wäre jedoch nur zu erwarten, wenn diese Temperaturunterschiede zum vorzeitigen Benetzen bestimmter Blockadeformen führen würden. Vorzeitiges Benetzen tritt aber nach den Rechenergebnissen im wichtigen Zeitraum der frühen und mittleren Flutphase nicht auf. Der Benetzungszeitpunkt wird nur wenig verschoben, so daß beide Arten der Blockadesimulation verwendbar erscheinen. Nachfolgende Experimente bestätigten die Rechnung. Die der Rechnung zugrundeliegten transienten Wärmeübergangszahlen stammen aus Versuchen mit Flutgeschwindigkeiten von 2 bis 7 cm/s in der 5-Stab-Reihe ohne Blockade.

Zum Vergleich mit den REBEKA-Tests (9 blähfähige Stäbe in 5x5 Bündel) in der 5-Stab-Reihe durchgeführte Experimente ergaben eine gute Übereinstimmung. In der gleichen Leistungszone treten abhängig von der axialen Position der Meßstelle am Stababschnitt zwischen zwei Abstandshaltern Wärmeübergangsunterschiede bis zu 50 % auf.

Erste Messungen zur Bestimmung der transienten Strömungsbedingung mit Thermoelementen und Hochfrequenzsonden ergaben bedingt auswertbare Signale. Die Dampfüberhitzung liegt im oberen Bündelende trotz der Anwesenheit von Wassertropfchen bis zu 400°C über der Sättigungstemperatur.

Ausblick auf den geplanten weiteren Verlauf der Arbeiten

Aus den Versuchen mit der 5-Stab-Reihe und begleitenden Rechnungen sind die wesentlichen Einflußgrößen bekannt, so daß bei den folgenden Experimenten mit dem 25-Stab-Bündel die Anzahl der Parametervariationen verringert werden kann. Begonnen wird mit einer ungestörten Anordnung für Basistests, in denen gleichzeitig versucht wird, die Messung der transienten Strömungszustände zu verbessern und den Einfluß der Abstandshalter genauer zu ermitteln. Anschließend folgen Experimente zur quantitativen Absicherung der Tests mit der 5-Stab-Reihe mit gleichförmiger Blockade aller Unterkanäle durch Gitterplatten bzw. hohle Hülsen. Versuche mit umströmten Teilblockaden beschließen die Serie mit dem 25-Stab-Bündel. Parallel zu diesen Arbeiten werden Auslegung und Bau einer Teststrecke für ca. 50 Stäbe begonnen, die der quantitativen Untersuchung mit umströmten Teilblockaden dient.

06.01 SICHERHEIT UND UMGEBUNGSSCHUTZ VON KKW

PNS-Teilprojekt 4300 - Ablauf und Beherrschung von LWR-Kernschmelzen-
unfällen

06.01.11 Reaktions-, Freisetzungs- und Aerosolverhalten beim
Kernschmelzen

06.01.11/01A Untersuchungen zur Wechselwirkung von Spaltprodukten und
PNS 4311 Aerosolen in LWR-Containments
(H. Bunz, C. Sack, W. Schöck, LAF I)

Durchgeführte Arbeiten und erzielte Ergebnisse

Die Arbeiten an der Version Mod2 des NAUA-Modells sind abgeschlossen. Eine Weiterentwicklung ist nur noch auf der Basis experimenteller Ergebnisse möglich. Die Rechenprogramme zur Auswertung der Messungen und zur Nachrechnung der Experimente sind ebenfalls fertiggestellt und im Einsatz. Die weiterführende Version Mod3, die eine getrennte Bilanzierung von festen und flüssigen Anteilen des Aerosols durchführt, wurde konzipiert und numerisch getestet. Der Hauptanteil der Aktivitäten im Berichtszeitraum entfiel damit auf Experimente zur Kondensation am Aerosol und deren Auswertung.

Es wurden eine Reihe von Änderungen und Verbesserungen am Versuchsstand notwendig, die alle im Umfang der Spezifikationen lagen und nachgebessert wurden. Im wesentlichen ist jetzt die Funktionsfähigkeit der Thermo-
statisierung und damit die Verwendbarkeit der adiabatischen Expansion als experimentelle Methode gesichert. Die Abgeschlossenheit des Versuchsstands nach außen ist ebenfalls sichergestellt, was für die Experimente mit UO_2 -Aerosol unabdingbar ist.

Die Meßprogramme wurden den Erfahrungen aus den ersten Experimenten entsprechend abgeändert. Die Meßgeschwindigkeit des Extinktionsfotometers wurde um eine Größenordnung erhöht, um die notwendige zeitliche Tröpfchengrößenauflösung zu erreichen.

Nach diesen Verbesserungen konnte eine weitere Serie von Kondensationsexperimenten am Aerosol durchgeführt werden. Insgesamt 34 Versuche wurden mit Platinoxidaerosol im Temperaturbereich zwischen 90 und 130°C gefahren. Variiert wurden außer der Temperatur die Konzentration und die Größenverteilung des Aerosols. Die entstandenen Tröpfchennebel erreichten in allen Fällen Massenkonzentrationen von einigen Gramm pro Kubikmeter.

Das Auswerteverfahren wurde verbessert. Insbesondere wird die gemessene Temperatur nicht mehr als Referenz für den thermodynamischen Zustand des Systems benutzt, da sie mit zu großen Meßfehlern behaftet ist. Der gemessene Druckverlauf erwies sich als wesentlich genauer und wird jetzt als Basiswert benutzt. Die Nachrechnung der Experimente erfolgt mit dem Programm NAUEX, das eine auf Versuchsstandsbedingungen angepaßte Version des NAUA-Modells ist. Die Kondensationsexperimente mit Platinoxidaerosol und die Auswertung der Versuche dauern noch an.

Ausblick auf den geplanten weiteren Fortgang

Nach erfolgter Auswertung der Versuche mit Platinoxid unterhalb 130°C werden noch Versuche bis 150°C durchgeführt, um die Ergebnisse abzurunden. Danach sind gleichartige Versuche mit einer löslichen Aerosolsubstanz vorgesehen. Den Abschluß der Kondensationsversuche am Aerosol bilden Experimente mit UO_2 -Aerosol, deren Zahl relativ gering gehalten wird. Die Ergebnisse werden in das NAUA-Modell übernommen.

Vor den Untersuchungen zur Wandkondensation werden aus technischen Gründen noch Experimente zur Verifizierung des in Mod3 benutzten Bilanzierungsverfahrens vorgezogen. Dabei werden feste und flüssige Aerosolanteile getrennt gemessen und mit den Ergebnissen der Modellrechnung verglichen.

06.01.11/02A Konstitution und Reaktionsverhalten von LWR-Materialien
PNS 4314 beim Kernschmelzen

(H. Holleck, A. Skokan, IMF I)

Durchgeführte Arbeiten

Die während der verschiedenen Unfallphasen des Kernschmelzens ablaufenden chemischen Reaktionen wurden hinsichtlich ihrer Bedeutung für den Ablauf und die Folgen eines Kernschmelzenunfalles, insbesondere die Aktivitätsfreisetzung betreffend, untersucht.

Erzielte Ergebnisse

- In der Phase des Niederschmelzens wirkt sich das Sauerstoffpotential und seine Änderung durch die Zry-Wasserdampfreaktion und die Zry-Brennstoffreaktion nicht nur auf die Stabversagenstemperatur und die H_2 - und Wärmeproduktion, sondern auch auf die Dampfdrücke der Hauptkomponenten und Spaltprodukte und damit auf das Freisetzungsverhalten aus. Wegen der konkurrierenden Einflüsse der Reaktionen auf das Sauerstoffpotential wird die Freisetzungsscharakteristik entscheidend durch die Kinetik und das Ausmaß der Reaktionen mitbestimmt. So können leichtflüchtige Spaltprodukte (Cs) durch Oxidation unter Bildung von komplexen Oxiden stabilisiert werden.
- In der Phase, die durch die Ausbildung eines Schmelzsees im RDB gekennzeichnet ist, herrscht ein niedriges Sauerstoffpotential. Dadurch können durch Oxidation stabilisierte Spalt- und Aktivierungsprodukte, die in der Schmelze gelöst vorliegt, wieder reduziert und damit leichter freigesetzt werden.
- In der Betonwechselwirkungsphase, in der die Oxidation metallischer Komponenten durch H_2O und CO_2 und die Lösung der so gebildeten Oxide und der Betonschmelze in der oxidischen Kernschmelze vorherrschen, können stabile metallische Spaltprodukte (Mo) in leichter flüchtige Oxide umgewandelt werden. Andererseits kann die Lösung der oxidierten Spalt- und Aktivierungsprodukte in der Oxidschmelze eine Verminderung ihres Dampfdruckes und damit eine geringere Freisetzung bewirken.

Ausblick auf den geplanten weiteren Fortgang

- Untersuchungen zum Abdampfverhalten von Schmelzen des Typs Corium A und Corium (A+R) bzw. (E+R) mit Beton;
- Corium/Beton- und Nickel/Beton-Schmelzversuche in oxidierender Atmosphäre mit induktiver Heizung (SASCHA) im Temperaturbereich 1500-2000°C;
- Experimentelle Ermittlung der Erstarrungstemperaturen von weiteren Corium/Beton-Mischungen in unterschiedlichen Oxidationszuständen zur Vervollständigung der Erstarrungscharakteristik;
- Experimentelle Untersuchung der Spaltproduktoxidation an voroxidierten Corium/Beton-Proben.

06.01.11/03A Untersuchungen zur Freisetzung von Spalt- und Aktivierungs-
PNS 4315 produkten beim Kernschmelzen
(H. Albrecht, IRCH)

Durchgeführte Arbeiten

a) Umbau der Transport- und Filterstrecke:

Da in den zukünftigen Freisetzungsversuchen Schmelzgutmengen von 100 g bis über 1 kg eingesetzt werden (bisher ausnahmslos 30 g), ist mit einer entsprechend höheren Dichte des Aerosolstromes über der Schmelze zu rechnen. Die Transport- und Filterstrecke wurde daher für höhere Gas- und Massendurchsätze ausgelegt.

b) Entwicklungsarbeiten zur Fissium-Produktion:

An der Fissium-Anlage FIFA wurden nach Einbau verschiedener Zusatzeinrichtungen (z.B. Schweißanlage zum Einkapseln der Pellets in Zircaloy-Hülsen) Untersuchungen zur Optimierung des Sinterprogramms, zur Bestimmung der Gewichtsverluste beim Sintern und zur Homogenität der Pellets durchgeführt.

c) Freisetzungsversuche:

Wegen der noch nicht abgeschlossenen Umbauarbeiten an der Schmelzanlage SASCHA (vgl. PNS-4316) konnten im Berichtszeitraum keine Freisetzungsversuche durchgeführt werden.

Erzielte Ergebnisse

a) Der Umbau der Transport- und Filterstrecke ist einschließlich der erforderlichen Funktionsprüfungen abgeschlossen. Das gesamte Rohrsystem weist jetzt die Nennweite NW 40 auf, so daß Gasdurchsätze bis zu 50 l/min ohne turbulente Strömung möglich sind. Zur Vermeidung einer Kondensation von Wasserdampf sind alle Rohre, Ventile und Filterhalter mit Heizwicklungen versehen, die eine Aufheizung des Gesamtsystems auf 150°C erlauben.

b) Bei der Herstellung von Fissium-II-Pellets, die neben UO₂ die wichtigsten schwerflüchtigen Spaltprodukte wie Zr, Mo, Ru, Ba und Ce enthalten, erwies sich folgendes Sinterprogramm als geeignet:

7 Std. aufheizen mit Trocknungsintervall von 1 Std. bei 600°C

2 Std. sintern bei 1500°C

10 Std. abkühlen.

Der Gewichtsverlust der Pellets beim Sintern beträgt im Mittel 1,5 %; er ist auf das Verdampfen von Feuchtigkeit und von Ölrückständen zurückzuführen, die vom Pressen der Pellets mit einer ölgeschmierten Matrize herühren.

Die Homogenität, d.h. die Aktivitätsverteilung der Tracernuklide auf die Pellets einer Charge sowie ihre mechanische Stabilität erwiesen sich als befriedigend.

Ausblick auf den geplanten weiteren Fortgang

- Durchführung von Freisetzungsversuchen mit Fissium und aktiviertem Corium (Schmelzgutmasse zunächst ca. 150 g, $T_{\max} = 2500^{\circ}\text{C}$, Variation der Schmelzgut-Zusammensetzung und der Atmosphäre)
- Installation und Test eines Kaskaden-Impaktors und einer Stöberzentrifuge, die zur Untersuchung der Größenverteilung der Aerosol-Partikeln als Funktion der Temperatur, der Atmosphäre und der Zeit vorgesehen sind.

- 06.01.12 Abschmelzverhalten von Brennstäben und Simulation
 großer Kernschmelzen
- 06.01.12/01A Experimentelle Untersuchung der Abschmelzphase
PNS 4321 von UO_2 -Zircaloy-Brennelementen bei versagender
 Notkühlung
 (S. Hagen, IT)

Durchgeführte Arbeiten

Im 1. Halbjahr 1978 wurden Abschmelzversuche in Dampf an Bündeln von 3 x 3 Brennstabsimulatoren mit Keramikfaserisolation zur Untersuchung des Erstarrungsverhaltens der entstehenden Schmelze, zum Einfluß der Voroxidation und zum Abschmelzverhalten von Stäben mit geblähten Hüllrohren durchgeführt.

Das Bündel bestand aus einem zentralen Vollpelletstab, der durch Ringpelletstäbe mit 6 mm W-Heizer umgeben war. Die Voroxidation der Hüllrohre von 30 μ wurde in einem Rohrofen bei 550 °C erzeugt. Für die Versuche mit geblähten Stäben wurde jeweils für den zentralen Stab ein Hüllrohr verwendet, das in der REBEKA-Anlage gebläht und geborsten war.

Ferner wurden Vorversuche zum Einfluß der Absorberstäbe auf das Schmelzverhalten ausgeführt. Es wurden Cr/Ni-Stahlrohre - die Hüllrohre und die Absorberstabführungsrohre sind aus Cr/Ni-Stahl - in Inertgas und Dampf in Kontakt mit der Ag/In/Cd-Absorberlegierung oder mit dem Inconel des Abstandshalters aufgeheizt.

Erzielte Ergebnisse

Die Versuche zum Erstarrungsverhalten der entstehenden Schmelze bestätigen die bei früheren Versuchen gefundene Tendenz. Bei den in Dampf aufgeheizten Bündeln erstarrt die erste entstehende Schmelze während der Abwärtsbewegung am unteren Ende des heißen Bereiches. Die dann nachfolgende Schmelze bildet einen Schmelzklumpen zwischen den Stäben.

Die Untersuchung der Schmelzzusammensetzung bei einem der durchgeführten Versuche zeigte eine Zunahme der Urankonzentration der erstarrten Schmelze innerhalb des Bündels von unten nach oben von 20 - 50 %. Die zuerst im unteren Bereich des Bündels erstarrende Schmelze hat den geringsten Urangehalt.

Zur Untersuchung des Einflusses der Voroxidation wurden in einem Bündel 20 μ voroxidierte Hüllrohre verwendet. Das Bündel wurde auf eine Oberflächentemperatur des Zentralstabes von 1950 °C aufgeheizt. Es zeigte sich kein Unterschied im Abschmelz- und Erstarrungsverhalten gegenüber den nicht voroxidierten Stäben.

Bei den Versuchen mit den geblähten Hüllen war zu klären, ob die geblähten Hüllbereiche ein verändertes Abschmelzen gegenüber der ungeblähten Hülle aufweisen. Die Experimente mit unterschiedlicher Aufheizgeschwindigkeit zeigen jedoch kein bevorzugtes Abschmelzen der geblähten Bereiche.

Die Vorversuche zum Einfluß der Absorberstäbe ergaben, daß die Cr/Ni-Stahlrohre mindestens bis 1400 °C stabil bleiben und die Ag/In/Cd-Absorberlegierung eingeschlossen halten. Dies war bei den ohne Innendruck aufgeheizten Stäben in Inertgas und Wasserdampf der Fall. Das bei 1400 °C in Inertgas bereits abgeschmolzene Abstandshaltermaterial greift das Cr/Ni-Hüllrohr nicht merklich an. Die Oxidation des Cr/Ni-Stabes erfolgt deutlich anders als beim Zircaloy. Anstelle der glatten festen Oberfläche bekommt das Rohr eine schwammige, geschwulstartige Oberfläche. Bei 1500 °C ist die Gewichtszunahme durch die Oxidation für ein Cr/Ni-Stahlrohr nahezu die gleiche wie für ein geometrisch äquivalentes Zry-Rohr.

Ausblick auf den geplanten weiteren Verlauf der Arbeiten

Das Abschmelz- und Erstarrungsverhalten in Bündelgeometrie soll auch bei langsameren Aufheizgeschwindigkeiten untersucht werden.

Es sind weitere Versuche zum Verhalten der geblähten Hüllen vorgesehen. Ferner ist die Untersuchung der Wechselwirkung der Absorberstäbe mit den Brennstäben sowie das Erstarrungsverhalten der Absorberschmelze geplant.

06.01.12/02B Bestimmung von Liquidus- und Solidustemperaturen
PNS 4322 von Beton-Corium EX3-Schmelzen

(P. Misaelides, P. Nikolopoulos, G. Ondracek, IMF I)

Durchgeführte Arbeiten

Mit Hilfe der Schröder-van Laar-Gleichungen wurde der Erstarrungsbereich von Beton-Corium-Schmelzen in Abhängigkeit der Konzentration der Komponenten in 1. Näherung abgeschätzt.

Corium EX3 wurde aus vorher dargestelltem Corium EX1 hergestellt. Das Corium EX3 wurde für die pulvertechnologische Herstellung von Corium EX3-Beton-Preßlingen verwendet.

Der Schmelzbereich dieser Preßlinge wurde experimentell ermittelt.

Erzielte Ergebnisse

Unter Verwendung der experimentell ermittelten maximalen Liquidus- und minimalen Solidustemperaturen für Beton (1800 K und 1550 K entsprechend) und Corium EX3 (2000 K und 1600 K entsprechend) sowie auch ihrer Schmelzwärmewerte (13,5 kJ/mol für Beton und 39,6 kJ/mol für Corium EX3) wurden die Solidus- und Liquiduskurven der Beton-Corium EX3-Schmelzen für den ganzen Konzentrationsbereich abgeschätzt.

Die gemessenen Temperaturwerte für die verschiedenen Beton-Corium EX3-Mischungen fügen sich gut in den abgeschätzten Erstarrungsbereich ein.

Ausblick auf den geplanten weiteren Verlauf der Arbeiten

Es soll ein Vergleich der konservativ bestimmten Solidustemperaturen mit der effektiven Temperatur der Reaktorkernschmelzen angestellt werden.

06.01.12/03A Experimente zur Wechselwirkung zwischen Stahlschmelzen
PNS 4323 und Beton
(D. Perinic, W. Höhn, A. Mack, RBT-IT)

Durchgeführte Arbeiten

Nach dem Abschluß des Vorprojektes im Februar 1978 wurden Arbeiten an der Auslegung und Planung der Anlage BETA 1 angefangen. Eine Untersuchung zur Explosionssicherheit der Anlage wurde durchgeführt.

Erzielte Ergebnisse

Nach Gesprächen mit mehreren inländischen Herstellern von Induktion-Schmelzanlagen wurde ein technisches Anlagenkonzept ausgearbeitet. Ein konstruktiver Entwurf der Anlage wurde erstellt. Eine Spezifikation der technischen Lieferbedingungen für die Versuchsanlage BETA 1 wurde abgefaßt.

Die Untersuchungen zur Explosionssicherheit bei einem Ausbruch der Schmelze aus dem Tiegel und deren Kontakt mit Kühlwasser liefern je nach Randbedingungen äquivalente TNT-Mengen zwischen maximal 6,9 und 19,2 kg. Die realistische Betrachtung des Problems zeigt jedoch, daß im Ereignisfall der Wert von 12 kg kaum überschritten werden dürfte. Damit ergibt sich in einem Abstand von 172 m ein Überdruck von 0,01 bar. Gegenüber diesem Störfall sind die bei einer Wasserstoff/Luft-Explosion in der Abdeckhaube zu erwartenden Auswirkungen auf die Umgebung vernachlässigbar klein.

Ausblick auf den geplanten weiteren Verlauf der Arbeiten

Die Versuchsanlage BETA 1 wird ausgeschrieben. Gleichzeitig laufen Arbeiten an der Auslegung und Planung der Anlagenmeßtechnik und an den Baumaßnahmen.

06.01.13 Modellentwicklungen zur analytischen Beschreibung
von Kernschmelzenunfällen

06.01.13/01A Hydrodynamische und thermische Modelle zur Wechsel-
PNS 4331 wirkung einer Kernschmelze mit Beton
(M. Reimann, IRB)

Durchgeführte Arbeiten

- Beiträge zum Vorprojekt PNS 4323: Experimente zur Wechselwirkung zwischen Stahlschmelzen und Beton.
- Erweiterung des Filmmodells zur Beschreibung des Wärmeübergangs für geneigte und vertikale Wände unter Berücksichtigung der Wärmestrahlung.
- Implementierung des erweiterten Filmmodells und anderer physikalischer Modelle mit empirischen Konstanten in den Rechencode WECHSL, Entwicklung eines Plot-Programms für WECHSL.
- Auslegungsrechnungen für die Versuchsanlage BETA.
- Modellversuche zum Fortschreiten der Erosionsfront einer Trockeneis-ecke in Wasser.

Erzielte Ergebnisse

Der Code WECHSL umfaßt die folgenden physikalischen Einzelphänomene und Modelle:

- Erweitertes Filmmodell unter Berücksichtigung der Wärmestrahlung zur Berechnung des Wärmeübergangs zwischen Schmelzen und Beton.
- Quasistationäres Betonzersetzungsmodell.
- Geometriemodell zur Bestimmung der Kavernenform.
- Schmelze mit getrennter metallischer und oxidischer Schicht.
- Blasenauftiegsmodell und Void-Anteil in den Schichten der Schmelze.
- Empirische Wärmeübergangsbeziehung zwischen den Phasen der Schmelze.
- Reaktionen der Gase mit der Schmelze.

- Stoffeigenschaften der Schmelze in Abhängigkeit von Temperatur und Zusammensetzung.
- Erstarrungstemperaturen der Schmelzkomponenten in Abhängigkeit von ihrer Zusammensetzung.

Einige Thermit-Simulationsexperimente wurden mit WECHSL nachgerechnet, wobei im Rahmen der Versuchsvoraussetzungen (Kurzzeitversuche mit starken transienten Effekten) gute Übereinstimmung bezüglich Kavernenform, Temperaturverläufen in den Schichten der Schmelz und Betonzersetzungsgeschwindigkeit gefunden wurde.

Für die Versuchsanlage BETA wurden mit dem Filmmodell Abschätzungen durchgeführt, um die Tiegelgeometrie und die notwendigen Nachheizungsleistungen festzulegen.

Ausblick auf den geplanten weiteren Fortgang der Arbeiten

- Weiterentwicklung der physikalischen Modelle in WECHSL, Verbesserung der empirischen Konstanten durch Modellversuche.
- Voraus- und Nachrechnung von Simulationsexperimenten.
- Modellversuche zum Einfluß der Zähigkeit der Flüssigkeit auf den Wärmeübergang.

06.01.13/02A Modelleexperimente zum Kernschmelzen

PNS 4332 (H. Werle, INR)

Durchgeführte Arbeiten

Es wurde der Einfluß eines Gasstroms (Luft) auf den Wärmeübergang zwischen zwei horizontalen Flüssigkeitsschichten untersucht. Die untere Schicht (Wasser) wurde beheizt, die obere (Silikonöl AK 5, Dichte 0.91g/cm^3) gekühlt. Die Experimente simulieren die beiden flüssigen Phasen einer Kernschmelze (Oxid, Metall) und zwar speziell die Anfangs- (Oxid schwerer und höhere Volumenleistung als Metall) bzw. die Endphase (Oxid leichter und kleinere Volumenleistung als Metall) der Schmelze-Beton-Wechselwirkung. Gemessen wurde der Wärmefluß als Funktion der Temperaturdifferenz zwischen den beiden Schichten und des Gasstroms.

Erzielte Ergebnisse

Bei dem hier untersuchten System erhöht ein Gasstrom den Wärmefluß über die Grenzfläche erheblich (um den Faktor 630 bei $v_g = 0.63 \text{ cm/s}$, $v_g = \text{Luftvolumenstrom / Fläche}$). Beim Kontakt von Kernschmelzen mit Beton hat man es in der Regel mit noch größeren Gasflüssen zu tun, so daß man auch dort eine erhebliche Erhöhung des Grenzflächenwärmeflusses durch die Gasfreisetzung erwarten kann.

Ausblick auf den geplanten weiteren Fortgang der Arbeiten

Die nächsten Messungen sollen an einem, zum untersuchten in gewisser Hinsicht komplementären System (wesentlich höherer Dichteunterschied und Grenzflächenspannung), bestehend aus einem niedrigschmelzenden Metall und Öl, durchgeführt werden.

06.01.13/03A Theoretische Arbeiten zur Beschreibung der Aktivitäts-
PNS 4333 freisetzung beim Kernschmelzen
(E. Fischer, INR)

Durchgeführte Arbeiten

Es wurde ein Modell für die Freisetzung aus nicht siedenden, homogen durchmischten Schmelzen erstellt. Mit einem analytischen Ansatz für den Massentransport aus einer ruhenden Flüssigkeit in ein strömendes Gas wurde versucht, gemessene Freisetzungsraten rechnerisch zu verifizieren.

Erzielte Ergebnisse

Erste Rechnungen für die Freisetzung von Cs und Sb im SASCHA-Experiment S-172 wurden durchgeführt. Es wurde angenommen, daß beide Materialien in metallischer Form in der Schmelze vorliegen.

Die gemessene Freisetzung von Sb betrug $2,03 \cdot 10^{-4}$ g; die Rechnung ergibt 79% dieses Wertes. Im Vergleich dazu wurden 0,16 g Cs freigesetzt; die Rechnung überschätzt dieses Ergebnis um den Faktor 6,38. Der verwendete Ansatz erscheint ausbaufähig, da Freisetzungen, die sich um mehr als drei Größenordnungen unterscheiden, zufriedenstellend beschrieben werden. Für die vorhandene Überschätzung für Cs gibt es mehrere plausible Erklärungen.

Ausblick auf den geplanten weiteren Fortgang der Arbeiten

Die weiteren Arbeiten werden auf eine Verfeinerung des Modells ausgerichtet sein.

06.01 SICHERHEIT UND UMGEBUNGSSCHUTZ VON KKW

PNS-Teilprojekt 4400 - Verbesserung der Spaltproduktrückhaltung und
Reduktion der Strahlenbelastung

06.01.14 Abluftfilterung an Reaktoren

06.01.14/01A Bestimmung von Jodkomponenten in der Abluft kerntechni-
PNS 4414 scher Anlagen
(H. Deuber, G. Birke, LAF II)

Durchgeführte Arbeiten

Die Messungen mit diskriminierenden Iodsammlern wurden in der Kaminfortluft eines Kernkraftwerks (DWR 2) abgeschlossen, in der Kaminfortluft und verschiedenen Abluftströmen eines anderen Kernkraftwerks (DWR 3) fortgeführt bzw. aufgenommen.

Es wurden parametrische Versuche zur Abscheidung von ^{131}I in Form von I_2 , CH_3I und HIO (hypoiodige Säure) an verschiedenen Iod-Sorptionsmaterialien durchgeführt.

Erzielte Ergebnisse

Der mittlere Anteil des elem. ^{131}I betrug in der Kaminfortluft des DWR 2 $27 \pm 3 \%$ (Meßdauer 49 Wochen). In der Kaminfortluft und Digestorienabluft des DWR 3 betrug der mittlere Anteil des elem. ^{131}I während 39 bzw. 37 Wochen $63 \pm 2 \%$ bzw. $85 \pm 1 \%$. Die Anteile des org. ^{131}I waren praktisch komplementär, da die Anteile des schwebstoff. ^{131}I sehr gering waren. Die Hauptquelle für das in die Umgebung freigesetzte elem. ^{131}I war die Digestorienabluft. Sie lieferte mehr als 50 % des elem. ^{131}I der Kaminfortluft.

Der Abscheidegrad des I_2 -Sorptionsmaterials DSM 11 für ^{131}I in Form von I_2 war bei einer Verweilzeit von 0,1 s bei 40°C und 2 bzw. 98 % r. F. $\geq 97 \%$, für ^{131}I in Form von CH_3I unter denselben Bedingungen $< 0,1 \%$. ^{131}I in Form von HIO schied sich im gesamten relevanten Parameterbereich und unter den oben genannten Bedingungen in vernachlässigbarem Maße an DSM 11 ab, abgesehen von den Fällen geringer rel. Feuchte.

Am Sorptionsmaterial IPH (Fa. NES, USA) ließ sich HIO in einem weiten Parameterbereich selektiv abscheiden; bei großer rel. Feuchte (80 %) oder langer Nachströmzeit (1 Woche) trat jedoch starke Desorption von HIO auf. Desorption von HIO bei langer Nachströmzeit wurde ebenfalls in Versuchen zur Abscheidung von HIO an der KI-imprägnierten Aktivkohle CG 0,8 festgestellt.

Das Sorptionsmaterial DSM 34, das für die selektive Abscheidung von I₂ in stickoxidhaltiger Abluft vorgesehen ist, schied bei einer Verweilzeit von 0,1 s bei 40 °C und 50 % r. F. ¹³¹I in Form von I₂ zu 98 - 99 % ab, auch nach Behandlung mit NO₂.

Ausblick auf den geplanten weiteren Verlauf der Arbeiten

Die Messungen mit diskriminierenden Iodsammlern werden in der Kaminfortluft und den verschiedenen Abluftströmen des DMR 3 bis zum Erreichen einer Meßzeit von 26 Wochen (in den verschiedenen Abluftströmen) fortgesetzt.

Die Entwicklung eines diskriminierenden Iodsammlers, der in der stickoxidhaltigen Abluft von Wiederaufarbeitungsanlagen eingesetzt werden kann, wird fortgesetzt. Die parametrischen Versuche zur Abscheidung von ¹³¹I in Form von HIO an imprägnierten Aktivkohlen werden fortgeführt.

06.01.14/02A Entwicklung und Verbesserung von Abluftfiltern für
PNS 4415 Störfallbedingungen
(H.G. Dillmann, H. Pasler, LAF II)

Durchgeführte Arbeiten und erzielte Ergebnisse

Tropfenabscheider aus Metallfasern unterschiedlicher Faserstärken wurden in bezug auf Druckverlust und Abscheidegrad optimiert. Hierbei zeigte sich, daß für einen optimalen Tropfenabscheider auch bei kritischen Tropfengrößen (Testspektrum von 2 - 5 µm Tropfen) 2 Faserstärken, 22 µm als Massenabscheider mit gutem Drainageverhalten und 8 µm als Restabscheider ausreichen, um bei 0.3 bis 0.5 m/s Anströmgeschwindigkeit Abscheidegrade > 99,9 % zu erreichen.

Ausblick auf den geplanten weiteren Fortgang der Arbeiten

Der Arbeitsschwerpunkt liegt auf der Prüfung von Schwebstofffilterelementen unter höheren Temperaturen und Luftfeuchten. Zunächst soll die Belastungsgrenze verfügbarer Schwebstofffilter ermittelt werden. Für Druckstoßexperimente wird die Testeinrichtung ausgelegt.

06.01.14/03A Alterung und Vergiftung von Jod-Sorptionsmaterialien
PNS 4416 (J. Furrer, R. Gerhard, R. Kaempfer, J.G. Wilhelm, LAF II)

Durchgeführte Arbeiten

Nach Abschluß einer acht-monatigen Beaufschlagung von Aktivkohle zur Radioiodabscheidung mit der Anlagenraumabluft eines DWR KKW liegen die vorläufigen Untersuchungsergebnisse für den Betrieb eines MWS-Filters vor.

Ein kontinuierlich arbeitender Gaschromatograph wurde an die Anlagenraumabluft angeschlossen. Mit der qualitativen und quantitativen Überwachung des Abgases auf organische Filterschadstoffe wurde begonnen.

Erzielte Ergebnisse

Die größte Reduzierung der Abscheidegrade der in den mobilen Filterprüfständen eingesetzten Aktivkohle war in den vorderen Aktivkohlebetten (in Anströmrichtung) festzustellen. Die Zone der Beladung mit schwerflüchtigen Lösungsmitteln drang mit wachsender Beaufschlagungsdauer in das Tiefbettfilter ein und trug zum Abfall der Abscheidegrade bei.

Desorptionszyklen zur Schadstoffentfernung erbrachten im praktischen Filterbetrieb keine Verbesserung der Abscheideleistung der Aktivkohle und werden nicht weiter durchgeführt.

Die Auswertung der Gaschromatogramme der Anlagenraumabluft zeigte über einen längeren Betriebszeitraum des KKW Konzentrationen der organischen Lösungsmittel von ca. 6 - 8 mg/m³. Während der Interventionsphase des KKW wurden sämtliche Eichgrenzwerte des Chromatographen überschritten und Lösungsmittelwerte > 11,9 mg/m³ gemessen.

Ausblick auf den geplanten weiteren Verlauf der Arbeiten

Die Beaufschlagung von Aktivkohle-Probefiltern, die Bestimmung der Abscheidegrade und die GC-Analyse der Eluate wird fortgesetzt, bis Aussagen zur Optimierung des MWS-Filterbetriebes möglich sind. Diese Arbeiten werden durch die kontinuierliche gaschromatographische Messung von Filterschadstoffen in der Anlagenraumabluft ergänzt.

06.02 SICHERHEIT UND UMGEBUNGSSCHUTZ VON WIEDERAUFARBEITUNGS-
ANLAGEN

PNS-Teilprojekt 4500 - Sicherheit der Wiederaufarbeitung

06.02.01 Störfallablaufanalyse für die große Wiederaufarbeitungs-
anlage (WA)

06.02.01/01A Störfallablaufanalyse für die große Wiederaufarbeitungs-
PNS 4511 anlage (Explosionen)
(L. Caldarola, B. Dorr, K. Schleisiek, H. Wenzelburger,
A. Wickenhäuser, IRE)

Vorbemerkung

Dieses Vorhaben wurde 1978 in das Forschungs- und Entwicklungsprogramm aufgenommen. Es baut auf den Arbeiten auf, die bereits früher zur Risiko- und Zuverlässigkeitsanalyse durchgeführt wurden.

Durchgeführte Arbeiten

Im Rahmen der Voranalyse wurde mit der Untersuchung der prozeßtechnischen und physikalisch-chemischen Voraussetzung für den Eintritt explosionsartiger Störfälle begonnen. Parallel dazu wurden Überlegungen angestellt, welche Anforderungen bezüglich der anzuwendenden Methodik sich aufgrund der Besonderheiten von Wiederaufarbeitungsanlagen ergeben.

Die Arbeiten zur Entwicklung von Rechenprogrammen zur Fehlerbaumanalyse konzentrierten sich auf das Problem der Behandlung von Komponenten mit mehr als zwei Zuständen (Mehrfachzustände).

Erzielte Ergebnisse

Wesentliche Aspekte des Störfalleintritts und -ablaufs neben den physikalisch-chemischen Voraussetzungen sind: Prozeß-Fehlsteuerung (Fehltransfer); Versagen regeltechnischer Einrichtungen und instrumenteller Barrieren, menschliche Fehlreaktionen beim Auftreten von Störfällen, Störfallauswirkungen auf andere Teilsysteme und Komponenten. Die Beschreibung von Störfalleintritt und -ablauf in Form von Ereignis- und Fehlerbäumen erscheint möglich.

Im Rahmen der Methodenentwicklung wurde ein Markoff-Modell erarbeitet, das die Berechnung von Wahrscheinlichkeit des Top-Ereignisses eines Fehlerbaums, die Übergangswahrscheinlichkeit zum Top-Ereignis und zwischen zwei Zuständen eines Systems mit Mehrfach-Zuständen erlaubt. Die Methode ist auf kohärente und nicht-kohärente Systeme und auf Komponenten mit zwei oder mehreren Zuständen anwendbar.

Ausblick auf den geplanten weiteren Fortgang der Arbeiten

Abschluß der Voranalyse: Beschreibung der anzuwendenden Methoden; Festlegung von Inhalt, Umfang und Laufzeit des Gesamtvorhabens; Beginn der Störfallablaufanalysen unter Verwendung der Methoden der Ereignis- und Fehlerbaumtechnik.

06.02.01/02A Störfallablaufanalyse für die große Wiederaufarbeitungs-
PNS 4513 anlage (Brände)
 (R. Avenhaus, IDT)

Durchgeführte Arbeiten

Im Berichtszeitraum wurden die methodischen Untersuchungen zur Anwendung von Monte-Carlo-Verfahren bei der Fehlerbaumanalyse zu einem vorläufigen Abschluß gebracht: Es wurden die theoretischen Überlegungen zur Rechenzeitverkürzung mittels Importance Sampling für ein konkretes Modell (periodischinspiziertes Parallelsystem) abgeschlossen. Weiter wurde unter Verwendung des in diesem Zusammenhang entwickelten Formalismus ein Code erstellt, mit dessen Hilfe Fehlerbäume mit periodisch inspizierten Komponenten ausgewertet werden können. Die Funktionstüchtigkeit dieses Codes wurde mit Hilfe von ausgewählten Fehlerbäumen unterschiedlicher Struktur verifiziert.

Erzielte Ergebnisse

Es wurde am konkreten Beispiel demonstriert, wie das Importance Sampling anzuwenden ist und wechel Rechenzeitverkürzung erreicht werden kann. In Anbetracht des hohen Rechenzeitaufwandes bei größeren Systemen liegt

der Wert dieses Verfahrens weniger in seiner routinemäßigen Anwendbarkeit, als vielmehr darin, daß man in besonders wichtigen Einzelfällen die Ausfall-Wahrscheinlichkeit von Subsystemen unabhängig von analytischen Näherungsverfahren schätzen kann.

Ausblick auf den geplanten weiteren Fortgang der Arbeiten

Mit der Fertigstellung von drei Berichten im Herbst 1978 werden die hier beschriebenen Arbeiten als vorläufig abgeschlossen angesehen; der Schwerpunkt zukünftiger Arbeiten soll auf der Anwendung der vorliegenden Formalismen und Codes liegen. Dazu werden einige wenige konkrete Störfälle mit den o.g. Charakteristiken ausgewählt. Danach wird deren Analyse begonnen.

06.02 SICHERHEIT UND UMGEBUNGSSCHUTZ VON WIEDERAUFARBEITUNGS-
ANLAGEN

PNS-Teilprojekt 4600 - Abgasreinigung für Wiederaufarbeitungsanlagen

06.02.02 Entwicklung von Abluftfiltern für Wiederaufarbeitungs-
anlagen

06.02.02/01A Entwicklung von Abluftfiltern für Wiederaufarbeitungs-
02A anlagen

PNS 4611/12 (J. Furrer, LAF II; K. Jannakos, IT/PC)

Durchgeführte Arbeiten

Die Arbeiten zur Auslaugbeständigkeit von beladenem AC 6120/H₁ wurden begonnen.

An PASSAT wurde der Probetrieb aufgenommen. Sämtliche Armaturen, Meß- und Regelkreise sowie das Gebläse wurden auf einwandfreie Funktion überprüft. Die Probenaufgabe und Probennahme für Tropfen wurden installiert.

Erzielte Ergebnisse

Die Filterkomponenten und die Gesamtanlage entsprechen den in einer Wiederaufarbeitungsanlage an das Abluftsystem zu stellenden Dichtheitsanforderungen. Nach kleineren Umbauten erwiesen sich sämtliche Armaturen, Meß- und Regelkreise als funktionstüchtig, so daß der Probetrieb zur Ermittlung der physikalischen Anlagendaten aufgenommen werden konnte.

Der bisherige Fernbedienungs-, Ausschleus- und Faßverschraubungsbetrieb verlief ohne größere Beanstandung.

Der Betrieb der PASSAT-Anlage wird der Abteilung Kerntechnische Betriebe (KTB/EA-ARA) übertragen. Die Betriebsmannschaft wird z.Z. in die Anlage eingewiesen und hat mit der Schaffung der zur Betriebsführung erforderlichen Unterlagen begonnen.

Ausblick auf den geplanten weiteren Fortgang der Arbeiten

Durchführung des AZUR bezogenen Versuchsprogramms an PASSAT, Erprobung und

Optimierung der Abscheide-Komponenten.

Erprobung der Filter-Fernbedienungseinrichtung und der Faßverschraubung sowie der Filterausschleusung.

06.02.03 Entwicklung der Krypton- und Xenon-Abtrennung

06.02.03/01A Entwicklung der Krypton- und Xenon-Abtrennung

O2A R. v. Ammon, IHCH; E. Hutter, IT/PA)

O3A

PNS 4621/22/23

Durchgeführte Arbeiten

Es wurde eine sechswöchige Versuchskampagne im Dauerbetrieb mit den im Verbund geschalteten Versuchsanlagen ADAMO und KRETA durchgeführt. Dabei wurde die Meßtechnik an der 1. Trennkolonne um die Sumpfanalytik erweitert.

An der Versuchsanlage ADAMO wurde eine zweiwöchige Versuchskampagne zur Adsorption und Desorption der Edelgase durchgeführt. Die Analytik erfolgte dabei mit Markierung durch Kr-85. Laborversuche zur Kr/Xe-Trennung durch Tieftemperaturadsorption an Molekularsieben wurde begonnen.

An der katalytischen Labor-Kreislaufanlage wurden Versuche zur Methanbildung aus CO₂ durchgeführt. Die Versuchsanlage REDUKTION wurde geliefert; mit dem TÜV wurden sicherheitstechnische Fragen im Zusammenhang mit Aufstellung und Betrieb der Anlage sowie des dazugehörigen H₂-Gaslagers diskutiert.

Erzielte Ergebnisse

Durch gezielte Variation der Parameter Krypton- und Xenon-Konzentration im Speisegas sowie Speisegasfluß konnte das Phänomen Ausfrieren (Desublimieren) von Xenon in der 1. Trennkolonne beim Betrieb der Anlage KRETA weiter aufgeklärt werden. Die obere Grenze des sicher zu verarbeitenden Xenons liegt bei den derzeit gegebenen Verhältnissen bei ca. 800 Vol.-ppm für den Langzeitbetrieb; sie wird hauptsächlich durch das Temperaturprofil und die

apparative Gestaltung im Gaseintrittsbereich bestimmt. Sie ist dagegen weitgehend unabhängig von der Kr-Konzentration im Speisegas und vom Gesamtdurchfluß. Kurzzeitig lassen sich höhere Xenon-Konzentrationen im Speisegas störungsfrei verarbeiten, z.B. die bei einer simulierten Brennstoff-Auflösung in der WAK auftretenden Konzentrationen von max. 1600 vpm. Ausfrierungen aus der flüssigen Phase wurden selbst bei 80 % Xe und 20 % Kr im Sumpf nicht festgestellt.

Bei den Versuchen an ADAMO wurde die leichte Desorbierbarkeit des Kryptons von Silicagel und Molekularsieb 10A bei Raumtemperatur bestätigt.

Laborversuche ergaben eine Erhöhung der Adsorptionskapazität von Molekularsieben für Kr durch Temperaturerniedrigung auf -50°C etwa um den Faktor drei.

Bei der Reduktion von CO_2 mit H_2 am Reduktionskatalysator steigt die CH_4 -Bildung bei 330°C mit zunehmendem Partialdruck von H_2 bis auf Umsatzwerte von etwa 80 % an; mit steigender Temperatur nimmt sie jedoch ab. Anwesenheit von O_2 unterdrückt auch in stark reduzierender Atmosphäre die CH_4 -Bildung infolge von einer Gleichgewichtsverschiebung durch Erhöhung des H_2O -Partialdruckes.

Ausblick auf den geplanten weiteren Fortgang der Arbeiten

Das in der Anlage KRETA untersuchte Rektifiziergemisch wird auf das Vierkomponentensystem N_2 -Ar-Kr-Xe erweitert. Dabei sollen die Konzentrationsgrenzen der Edelgase im Speisegas bestimmt werden, bei denen störungsfreier Kolonnenbetrieb möglich ist. Danach sollen Störfalluntersuchungen durchgeführt sowie das Verhalten von Verunreinigungen (NO_x , CH_4 , NH_3 , O_2 , CO_2 etc.) studiert werden. Eine neu einzubauende 1. Trennkolonnen soll spezifiziert werden.

Die Labor-Adsorptionsversuche zur Xenon-Vorabtrennung an Molekularsieben bei tiefer Temperatur werden fortgesetzt.

Für die Aufstellung der Anlage REDUKTION werden Standorte diskutiert. Ein neuer Standort des zugehörigen H_2 -Gaslagers muß in Verhandlungen mit MAGS und TÜV festgelegt werden.

Die Laborversuche zur CH_4 - und NH_3 -Bildung bei der katalytischen Reduktion werden mit empfindlicherer Analysetechnik fortgesetzt und auf oxidische Katalysatoren ausgedehnt.

06.02.03/04A Untersuchung zur Kr-85-Lagerung bei der TTR
PNS 4624 (R. Penzhorn, IRCH)

Durchgeführte Arbeiten

Zur Auslegung des Kr-85-Lagerungsbehälters wurden weitere Daten ermittelt. Die 1977 begonnenen Rb-Korrosionsversuche wurden fortgeführt.

Als Alternative zur Kr-85-Lagerung in Druckgasflaschen, wurde die Edelgasfixierung in Zeolithen untersucht. Schwerpunktmäßig galt es, optimale Beladungsbedingungen herauszufinden, die thermische Stabilität der beladenen Zeolithe zu verbessern und die Wärmeleitfähigkeit der Zeolithagglomerate zu erhöhen.

Erzielte Ergebnisse

Mit der Auswertung der ersten Langzeituntersuchungen über die mögliche Edelstahlkorrosion durch Rb bei $150^\circ C$ und 100 bar ist begonnen worden. Der Frage des Einflusses verschiedener Leckraten auf die Kontamination der Umgebung wurde nachgegangen.

Bisherige Untersuchungen zur Edelgasfixierung in Zeolithen bestätigen die Befunde anderer Laboratorien bzgl. der besseren Eigenschaften von Sodalith für die Lagerung von Kr-85. Es wurden jedoch mehrere Zeolithe gefunden, die, beladen, thermisch wesentlich stabiler sind. Erste Ergebnisse ergaben für diese Zeolithe ca. 75 % der Beladungskapazität der Sodalithe.

Ausblick auf den geplanten weiteren Fortgang der Arbeiten

Fortführung der Rb-Korrosionsversuche und Ermittlung von Auslegungsdaten für den Kr-85-Lagerbehälter. Systematische Untersuchung der Edelgas-einpressung in Zeolithe, insbesondere im Hinblick auf die Optimierung sowohl der Beladungsbedingungen als auch der thermischen Stabilität der beladenen Zeolithe und Verbesserung der Wärmeübertragung der Zeolithpresslinge.

06.02.03/05A Untersuchungen zur Ozon-Sicherheit bei TTR
PNS 4625 (R. Penzhorn, IRCH)

Durchgeführte Arbeiten

Die Untersuchungen zur Katalysatorauswahl wurden abgeschlossen. Mit einem Edelstahlkryostaten wurden erste Bestimmungen von Stoffdaten für 2-Komponenten-Mischungen durchgeführt. Der Aufbau und die Einrichtung einer Handschuhbox zur Ozonbestimmung unter radioaktiven Verhältnissen wurde beendet.

Erzielte Ergebnisse

Ozon kann am besten auf Ag-Katalysatoren zerlegt werden, wenn das Prozeßgas von Stickoxiden frei ist. Sind hingegen Stickoxide anwesend, erweisen sich Pd-Katalysatoren als wirksamer. Auch bei Kryotemperaturen ($<-120^{\circ}\text{C}$) kann Ozon mit hoher Ausbeute zerstört werden. Die besten Ergebnisse werden mit Ag-, Pd- und Cu-Katalysatoren erzielt. Die Wirksamkeit mehrerer Katalysatoren nimmt mit sinkender Temperatur zu. Eine Literaturzusammenstellung zur Ozonsicherheit wurde erstellt.

Zur Eichung des Kryostaten und späteren Herstellung von ozonhaltigen Flüssigkeiten bei tiefen Temperaturen wurden erste p-T-Bestimmung von O_2/CHF_3 -Gemischen durchgeführt.

Ausblick auf den geplanten weiteren Fortgang der Arbeiten

Erprobung der Ozonanalytik unter Strahleneinwirkung. Ermittlung von Stoffdaten für das System $\text{O}_2/\text{O}_3/\text{Xe}/\text{Kr}$. Untersuchung zur kontinuierlichen Zerstörung des Ozons aus der flüssigen Phase.

06.03 EINDÄMMUNG VON FOLGESCHÄDEN

PNS-Teilprojekt 4800 - Verhalten, Auswirkungen und Beseitigung
freigesetzter nuklearer Schadstoffe

06.03.01 Untersuchung des physikalischen und chemischen Verhaltens
biologisch besonders wirksamer Radionuklide in der Um-
welt

06.03.01/01A Untersuchungen zur Radioökologie des ^{129}J
PNS 4811 (H. Schüttelkopf, AS)

Durchgeführte Arbeiten

1978 wurden aus der Umgebung Milchproben und Bodenproben analysiert.
Prozeßlösungen aus der WAK wurden auf ^{129}J untersucht. ^{127}J -Konzentrationen in der Umgebungsluft wurden in München gemessen.

Erzielte Ergebnisse

Die ^{129}J -Konzentrationen in Milchproben liegen bei Werten $\leq 0,03$ pCi/l und die ^{129}J -Konzentrationen in Erdproben liegen zwischen $\leq 0,02$ und $1,68$ pCi/100 g Erde. Die ^{127}J -Messung - getrennt nach gasförmig anorganischem und nach Aerosoljod - in München ergab: anorganisch gasförmiges Jod liegt im Konzentrationsbereich von $28,2 - 46,5$ ng/m³ Luft und Aerosoljod zwischen $0,45$ und $1,54$ ng/m³ Luft.

Ausblick auf den geplanten weiteren Fortgang der Arbeiten

Bis Ende 1978 werden Ziegenmilchproben auf ^{129}J analysiert werden. Die Verteilung von ^{127}J zwischen Erde und Gras wird gemessen werden. Der CH_3 ^{127}J -Gehalt der Umgebungsluft von Karlsruhe wird bestimmt werden. Das Forschungsvorhaben wird mit der abschließenden Auswertung und Zusammenstellung der Ergebnisse in einem Abschlußbericht in 1978 abgeschlossen.

- 06.03.02 Untersuchung zum Ausbreitungsverhalten nuklearer
Schadstoffe im Nah- und Fernbereich
- 06.03.02/01A Untersuchung der atmosphärischen Ausbreitung
02A nuklearer Schadstoffe
03A (M. Becker, J. Hiller, W. Hübschmann, H. Schüttel-
PNS 4821/22/23 kopf, P. Thomas, S. Vogt, ASS)

Durchgeführte Arbeiten

Es fanden je zwei Ausbreitungsversuche bei den Kategorien A und C statt. Dabei wurden simultan die Tracer CF_2Br_2 bzw. CFCl_3 von der 160-m- bzw. der 195-m-Plattform des meteorologischen Mastes freigesetzt. Die automatische Probenahme erfolgte in zwei Perioden à 30 min Dauer an mehr als 50 Positionen im Lee des Mastes. Für den Tracer CF_2Br_2 kam ein größerer Verdampfer zum Einsatz, mit dem größere Emissionsraten bzw. -zeiten erreicht werden. Es stehen 80 neue Leitgeräte zur automatischen Probenahme zur Verfügung. Zu deren vereinfachten Wartung wurde seitens ADI ein Wartungsschrank entwickelt, welcher nunmehr einsatzbereit ist. In diesem werden die Leitgeräte gelagert, einem Funktionstest unterzogen, simultan gestartet und ihre Akkumulatoren geladen.

Die Untersuchung der atmosphärischen Ausbreitung im Mesoscale wurde im April 1978 mit 7 radarverfolgten Tetraonflügen in der Umgebung des KfK fortgesetzt. Die Tetraoons waren mit passiven Reflektoren versehen. Die Flüge dienten der gemeinsamen Erprobung des mobilen Radar MBVR-120 und der mobilen Stromversorgung in für die Bedienungsmannschaft unbekanntem Gelände. Gleichzeitig konnten drei der vier in der Umgebung des KfK ausgewählten Radarstandorte erfolgreich getestet werden.

In der Nähe der Ortschaft Spöck ist auf einem Wiesengelände (Rauhigkeitsstufe II) ein Kurbelmast aufgestellt. Dort werden die Meßwerte σ_ϕ und σ_θ der in 15 m Höhe montierten Vektorfahne analog registriert. Zusätzlich wird der Mast in 2 m, 5 m und 15 m Höhe mit je einem Schalensternanemometer bestückt. Zur Meßdatenerfassung wird ein tragbares netzunabhängiges und wetterfestes Gerät verwendet. Dieses ist auf stromsparende Spannungs-Frequenz-Wandler umgerüstet worden, um den Strombedarf, der aus Akkumulatoren gedeckt werden muß, erträglich zu halten. Zusätzlich wurde es durch elektronische Eigenentwicklung möglich gemacht, die Meßwerte so auf eine

Kassette zu schreiben, daß diese innerhalb des KfK (im IAK) gelesen werden kann, um die Auswertung zu erleichtern.

Erzielte Ergebnisse

Der Wartungsschrank für die Leitgeräte wurde getestet und in Betrieb genommen. Die Ausbreitungsversuche wurden jeweils einzeln ausgewertet. Die Tetroonflüge brachten folgendes Ergebnis: Die mit passiven Reflektoren ausgerüsteten Tetroons konnten nahezu 2 h verfolgt werden, und zwar am Tage bei einer Flughöhe von 650 m bis zu einer Entfernung von 29 km, nachts bei einer Flughöhe von 340 m bis zu einer Entfernung von 25 km.

Ausblick auf den geplanten weiteren Fortgang der Arbeiten

Die Ausbreitungsversuche werden mit Emissionshöhen über 100 m fortgeführt. Tetroonflüge werden nach Lieferung der ersten Transponder (voraussichtlich Ende 1978) fortgesetzt. Die Meßstation in Spöck wird im 2. Halbjahr 1978 mit dem automatischen Datenregistriergerät ausgerüstet.

06.03.03 Untersuchung der radiologischen Folgen von Reaktorunfällen unter probabilistischen Gesichtspunkten

06.03.03/01A Untersuchung der radiologischen Folgen von Reaktorunfällen
 02A unter probabilistischen Gesichtspunkten

PNS 4832/31 (W. Hübschmann, S. Vogt, ASS; D. Aldrich⁺), A. Bayer,
 K. Burkart, M. Schückler, INR; F. Horsch, PNS-PL)

Durchgeführte Arbeiten, erzielte Ergebnisse

Im Rahmen der deutschen Reaktor-Risikostudie zur Beurteilung der Sicherheit von Kernkraftwerken in der Bundesrepublik Deutschland wird das Unfallfolgenmodell entwickelt. Im Berichtszeitraum wurden jene Modelle und Parameter endgültig festgelegt, die bei den Rechnungen zur Phase A Anwendung finden sollen. Diese Festlegung war begleitet von einer Reihe von Parameteruntersuchungen, um die Spannweite der Ergebnisse und die bestimmenden Einflußgrößen überschaubar zu machen. Das Schwergewicht der Modell-

⁺) Delegiert von Sandia Laboratories, Albuquerque, NM (USA)

entwicklung lag dabei beim Modell der Gegenmaßnahmen sowie der Abbildung des Stützstellengitters der Dosis- und Schadensberechnung auf die Bevölkerungsverteilung.

Anhand von Einzeluntersuchungen des räumlichen und zeitlichen Dosisverlaufs wurde ein auf deutsche Verhältnisse zugeschnittenes Evakuierungs- und Räumungsmodell konzipiert. Es zeigte sich, daß bei Berücksichtigung einer realistischen Dekontamination der beaufschlagten Gebiete die zu räumenden und umzusiedelnden Gebiete im Einzelfall erheblich verkleinert werden können. Zur Beantwortung der noch offenen Frage der äußeren Abgrenzung des bei einem Störfall beaufschlagten Gebietes wird eine geometrische Begrenzung vorgeschlagen, die entweder dem Gebiet Deutschlands oder dem Mitteleuropas entspricht.

Ausblick auf den geplanten weiteren Fortgang der Arbeiten

Die Analyse weiterer Störfälle für die Phase A wurden begonnen, nachdem die Freisetzungsmatrizen seitens der GRS bereitgestellt wurden. Diese Analyse und deren Dokumentation wird im 2. Halbjahr 1978 fertiggestellt werden.

S U M M A R I E S

06.01 SAFETY AND ENVIRONMENTAL PROTECTION OF NUCLEAR POWER
PLANTS

PNS-Subproject 4100 - Dynamic Loads and Strains of Reactor Components
under Accident Conditions

06.01.01 HDR-Blowdown-Experiments on Dynamical Loadings on Reactor
Internals

06.01.01/01A Design, Precomputation and Evaluation of the HDR-Blowdown
PNS 4115 Experiments on Dynamical Loadings and Deformations of
Reactor-Pressure-Vessel Internals
(E. Erb, G. Grötzbach, F. Katz, R. Krieg, A. Ludwig,
H. Mössinger, W. Olbrich, P. Philipp, H. Schnauder,
U. Schumann, IRE)

Work performed

Some possible reasons for the leaking of the HDR pressure vessel and lid under pressure and high temperature have been investigated. The experiment on the temperature distribution has been further prepared, performed and partly evaluated. By means of the code TURBIT-3 the turbulent decay of temperature differences in the radial direction in the downcomer has been described accounting for buoyancy forces. The impact of asymmetries in the core barrel foundation on the blowdown has been investigated by means of the 2 1/2 D code STRUYA. Using the 3D-code FLUX2 (compressible fluid) the maximum accelerations, deformations and pressure differences at the core barrel have been precomputed for the blowdown-reference-case. Some alternative mounting possibilities for the transducers have been proposed. The data transfer from the codes to the ZMA (central computer for processing experimental data) is under development. The hydraulic deflection device for the snapback experiments has been revised.

Essential results

- A possible reason for the leakage at the HDR under high pressure and temperature are different temperature strains during the heating of the system.
- The TURBIT-3 computations show that radial temperature differences are reduced by turbulence very quickly, in particular in the presence of buoyancy forces.

- The conclusions of the temperature-distribution-experiments performed in June 1978 are:

1) the temperature distribution is spatially stable, 2) at some positions large temporal temperature fluctuations appear, 3) after switching off the heating circuit the temperature distribution changes so fast that the blowdown must be triggered at latest 30 s after start of the switching off, 4) the steady-state temperature distribution can well be precomputed, 5) the reproducibility and controlability is sufficiently good, 6) in these pre-experiments some considerable leakage appears at the flange of the core barrel.

- The STRUYA-computations show that the assymetries of the core barrel are tolerable.

- From FLUX2-computations the following maximum loadings of the HDR-core-barrel have been found under reference conditions: pressure difference 13 bar, deformation 1 mm, acceleration 1200 m/s^2 .

Plans for the near future

The experiments on the temperature distribution will be finally analyzed and documented. Further precomputation concerning the blowdown- and snapback-experiments will be performed. The hydraulic deflection device for the snapback experiments will be given into production.

06.01.01/02A Experimental Data Acquisition and Processing of the Dynamic
PNS 4116 Behavior of the Pressure Vessel Test Internals in the HDR-
Blowdown-Experiments

(K.D. Appelt, IRE)

Work Completed

Qualification tests of five accelerometer prototypes, one displacement transducer prototype and two pressure transducer prototypes were performed in the autoclave-shaker test facility. Development of a facility for dynamic calibration of pressure transducers was completed and the facility has started operation. Two internal reports on the experimental modal analysis study and one

Work continued on the shell model CYLDY3 and the code STRUYA. The incompressible (FLUX1) and compressible (FLUX2) versions of the FLUX code were completed. RS16/2 experiments were used for FLUX verification. The code was applied to HDR experiments. Documentation of all codes continued. The code SING-S was used to analyse eigenvibrations of a spherical BWR pressure suppression system.

Essential results

Significant separation of phases was found in DRIX-2D calculation, when the steam jet hits a plate opposite the nozzle. Good qualitative agreement was found with experiments done in the USA, which indicate that a quicksilver droplet in water explodes upon impact of a shock wave. This effect was reproduced in DRIX-2D for a water droplet.

Code results and analytical work indicates that onedimensional model exhibit a principal tendency to lower pressure drop than twodimensional models.

First results with the shell code CYLDY3 showed eigenfrequencies of the HDR core barrel which are consistent with CYLDY2 results except for the breathing mode and the beam mode. Computing time and stability of STRUYA and FLUX led to the decision to use FLUX as a standard code for coupled problems. Experimental results and FLUX results for a RS16/2 experiment show good agreement with respect to the effects of fluid structure coupling (despite a sensitivity to damping parameters). Eigenfrequencies obtained from SING-S for the Brunsbüttel containment at 9.4 cps compare well with the experimental value at 11.5 cps.

Plans for the near future

The main future task is the coupling of drift flux model of DRIX-2D, the homogeneous equilibrium model already included in FLUST and the FLUX model for coupled vessel internal analysis.

The nozzle experiments which will be performed will be used for DRIX-2D verification. Work will continue on the basic equations of continuum mechanics.

Eigenfrequencies of the HDR core barrel as computed by various codes will be compared to CYLDY3 results. The decision whether or not CYLDY2 must be replaced by CYLDY3 in FLUX or STRUYA, will have to be made.

FLUX will be used as a standard code for coupled fluid structural dynamics. The dynamic behaviour of pressure suppression containment structures will be analysed with SING-S using models which include the stiffening of the lower part of the spherical structure.

Documentation will continue for all codes.

06.01.02/02A Laboratory Experiments for validation and enhancement of
PNS 4126 fluid/structure dynamics codes relevant to initial phases
of LOCA.

(J. Kadlec, F. Kedziur, R. Krieg, E. Wolf, IRE)

Work performed

The nozzle test section has been completed and installed in the twophase test loop of the IRB. Transducers with electronics were calibrated. The γ -densitometers were installed and calibrated in cooperation with LIT. The code DUESE was used to establish the test matrix. Regarding small scale blowdown type experiments it was decided to concentrate on core details which are not included in the HDR experiments. Design details of DWR cores indicate that full scale core sections must be tested in varying degree of detaillling. Also experiments for investigation of fluid structure coupling with periodic excitation have been planned. The test section will be a thin wall water filled cylinder with variability provided for geometrical arrangement and boundary conditions.

Essential results

The hot pressure test of the nozzle test section was carried out successfully. The test matrix has been established for water steam tests and water air tests.

Plans for the near future

Starting in August the nozzle experiments will be performed. Depending upon the results of the first tests a decision regarding a second series of test will have to be made.

The experiment for the small scale experiments of blowdown type will be designed. Test section, shaker and instrumentation will have to be provided for the oscillatory tests.

06.01.03 Development of Two Phase Mass Flow Measurement Techniques
 and Application at Blowdown Experiments

06.01.03/01A Development of a Radio Nuclide Method of Mass Flow
 02A Measurement in Non Steady State Multiphase Flows
PNS 4135/36 (R. Löffel, LIT)

Work completed

The experiments at "The Joint Test Rig" were continued. There were performed comparison measurements at the 3" tube with LOFT- and SEMISCALE-methods.

Essential results

At the previous evaluated comparison measurements velocities were measured from 0,1 to 40 m/s for both phases. Here resulted slip ratios from $S = 0,6$ to 8,0. Slip ratios from $S = 0,6$ to < 1 occurred at the measurements with 3" and 5" tubes behind and because the abrupt extension of the tube from diameter 50 to 65 respectively 100 mm. Moreover the velocity of the gas phase decreased in sudden bursts while the velocity of the liquid phase didn't decrease adequate. Besides it was discovered, that the velocity of liquid decreased at definite test points and flow regimes especially at the beginning of the stratified flow, while the velocity of gas increases or keeps constant. This belongs to the increasing separation of phases lengthwise the axis of tube.

Plans for the near future

Besides the continuation of the experiments at the "Joint Test Rig" preparation for the HDR-experiments will be carried out.

06.01.03/03A Joint Test Facility for Tests and Calibration of Different
PNS 4137 Methods of Two Phase Mass Flow Measurement
 (J. Reimann, IRB)

Work Completed

- Further tests in steam-water flow at low quality were performed with the LOFT mass flow instrumentation (free field DTT combined with the 3 beam gamma densitometer) in the horizontal 3" pipe. For measuring the density in addition to the LOFT densitometer, the Semiscale Scanning Densitometer

was used and 2 multibeam densitometers, developed in the KfK-LIT. The flow regime was detected with 2 impedance probes. In some experiments the phase velocities were measured with the radiotracer technique (KfK-LIT).

- The aim of the test series in air-water- and steam-water flow with a 50 mm test section was the comparison of different reference gamma densitometer: the serial 3 beam densitometer (reference densitometer for the test loop) and the scanning densitometer. Additionally, 2 KfK-LIT densitometer were used. Flow regimes and density distribution along the vertical pipe diameter were measured with a traversable impedance probe.
- In other experiments the temperature correlation technique (TU-Berlin, RS 135) was tested. The thermocouples were installed in a test section with 20 mm inner diameter (same diameter as in the RS 135 blowdown facility). The main part of the experiments was performed at high mass fluxes and low qualities to get flow conditions expected to occur in the RS 135 blowdown experiments. For detecting flow regime an impedance probe was used. For correlation measurements several impedance probes were installed in the test section with the same axial separation distances as the thermocouples. Besides a pitot tube was inserted.
- In the first experiments the True Mass Flow Meter (TMFM) (KfK-IRE) was tested in steam-water flow.

Essential Results

A large part of the data from the LOFT- and Semiscale mass flow instrumentation testing (performed from oct. 77 - march 78) was evaluated. Together with the co-workers from INEL a first draft of the final report was made.

The cross section averaged densities measured by the two reference densitometers agreed very well. The comparison between the signals of the single beams of the serial densitometer and the density profile measured with the impedance probe was very satisfactory.

During the tests of the temperature correlation technique the thermocouples in general failed after some hours. The data have not yet been evaluated. The velocities measured with the impedance probes and the pitot tube agree fairly well, but are distinctly higher than the homogeneous velocity.

The TMFM tested is designed for the short measuring times during blowdown experiments. Because of the long measuring time in the steady-state tests, the heating-up of the casing necessitated some changes in the design.

Plans for the Near Future

- Evaluation of temperature correlation testing,
- final report on the tests of the LOFT- and Semiscale mass flow instrumentation
- tests with the TMFM
- test with drag body (Battelle Frankfurt) with flow homogenizer

06.01 SAFETY AND ENVIRONMENTAL PROTECTION OF NUCLEAR POWER
PLANTS

PNS-Subproject 4200 - Fuel Behavior under Accident Conditions

06.01.04 Development and Assessment of the Code System SSYST
PNS 4231

06.01.04/01A Theoretical Investigation of the Fuel Rod Behaviour During
O2A LOCA
O3A (R. Meyder, IRE; H. Borgwaldt, INR; H. Unger, IKE Stuttgart)

Work Completed

To save computer costs the SSYST code for IBM computers was analysed with respect to consumed computing time and improved where it seemed to be effective.

The module ZETHYD was implemented on IBM. There some difficulties occurred which are not yet solved completely. The development of the module ZETHYF (thermodynamics in subchannel during reflood) were continued.

To represent the effect of azimuthal varying strain rates measured in inpile and out-of-pile experiments a simple model was set up which represents 180° of a rod slice and calculates so local strains and temperatures.

To automatize the input generation for the statistical rod analysis a routine was written. This will insure that the desired input data really are used. For the statistical analysis about ten runs are performed up to now.

The application of SSYST was forced, so beside some smaller studies also the experiments COSIMA, LOC-11 and REBECA were recalculated.

To set up failure criteria the data base ZYBDA was build up and filled with about 200 well defined data points. A comparison of the NORA model for Zry cladding creep and rod data was performed.

Essential Results

The reformulation of the data transfer in the kernel of SSYST and in the module ZET-1D resulted in a reduction of computing time of about 60% for a typical run. With this result the number of calculations for the definition of the response surface can be increased. The work will be continued in the next half of 78.

Difficulties occurred in the development of the ZETHYF module especially for the formulation of the energy equation in the vicinity of the quench front. With a drift flux approximation the problem hopefully will be solved.

The representation of the azimuthal variation of strain for a cladding seems to be feasible with the simple models chosen. Calculated azimuthal temperature variations and resultant total circumferential strain are in the range of experimental data.

In application of SSYST on experiments it was found that the quality of the recalculation is strongly dependent of the quality of the boundary conditions. So for the recalculation of REBECA experiment 8% strain was calculated but the experiment shows 6 - 30%. With the recalculation of LOC-11 experiment (PBF, Idaho) the calculation showed rod burst, but in the experiment about 2% were measured only. Parallel calculations to these problems with FRAP-T indicated similar results as SSYST. So we can conclude that the boundary conditions were not precise enough. This shows up an important problem in verifying those codes. Apparently the precision of data or the reconstruction of the situation in the experiment results in greater variations in temperature for example than necessary for rising the creep rate for Zry from almost zero to large values.

The recalculation of the COSIMA experiment showed some difficulties with the definition of the initial gap. Despite this the first results are encouraging.

Applying SSYST on a typical reactor fuel rod relative small strains were calculated. Important is that most of the deformation is in the refill phase and the clad 'freezes' rapidly in the flooding phase. This is due to the increased inner gap and the increased outer heat transfer coefficient. In evaluating this result it should be kept in mind that the code does not take into account a super heated vapour which might be there in realistic situation.

The analysis of tube burst experiments (total circumferential strain, for isothermal experiments, over test temperature) showed quite good agreement with those from 1D creep and tensile tests. The verification of the NORA model with tube data showed the necessity of modeling also the radial stress component. A more detailed analysis is possible when the data produced now at IMF (TUBA) will be available.

Plans for the Near Future

The Steps for the near future are:

- investigations and improved simulation of the refill phase.
- supporting calculations for the experimental programs PNS 4236 to 4239.
- investigation of cooling conditions in deformed areas.
- generating a response surface for clad deformations for a hot bundle.
- constructing a data base for burst data.

06.01.04/05A Decay Heat Measurements of ^{235}U in the Time Period from
PNS 4234 10 to 1000 seconds
(K. Baumung, INR)

Work Completed and Essential Results

During the report period, several modifications of the pneumatic transfer system had to be performed in order to achieve higher security. As the cooling blower could not match the required tightness of 10^{-5} mbar·l/sec two instead of one shaft gaskets were installed and the cavity between connected to the ventilation system via halogene filters. To avoid an unnecessary release of radioactivity a background compensated monitor was constructed. It's signal is fed to the surveillance program of the process computer which induces an "emergency drive out" of the fuel sample, if necessary.

Also in order to achieve higher security the chemically deposited, friable nickel-phosphorus-cladding of the fuel samples was strengthened by a 0.15 mm thick galvanic layer of ductile glazed nickel. Thus, a rupture of the UO_2 -samples may be excluded.

Plans for the Near Future

The irradiation experiments will start as soon as the final inspection of the apparatus is performed and the operating permission given.

06.01.06 Material Behaviour of Zry-4 under Accident Conditions

06.01.06/01A Investigation of the Mechanical Behavior of Zry Cladding
 PNS 4235.1 Material

(M. Bocek, IMF II)

Work Completed

- 1) Attempt to quantify the geometry of ballooned cladding tubes.
- 2) The determination of the time to rupture of Zry-cladding subjected to non steady state loading conditions (failure criterion).
- 3) Isothermal and non-isothermal burst experiments in the "TUBA"-facility.
- 4) Destructive postexamination of in-pile ballooned rods.

Essential Results

- 1) Using an integral mean value $\bar{\epsilon}_{\phi}$ for the axial distribution of the tangential strain together with the maximum value for the tangential strain $\epsilon_{\phi, \max}$ a value W_Z is defined in the way, that

$$W_Z = 1 - \frac{\bar{\epsilon}_{\phi}}{\epsilon_{\phi, \max}} > 0 \quad (1)$$

Two boundary values exist for W_Z :

$W_Z \rightarrow 0$ for an axially uniform tangential strain distribution and
 $W_Z \rightarrow 1$ for very localized balloons. W_Z -values have been computed for Zry-4 cladding tubes blown in the FR-2 loop. These are compared to the actual deformation conditions. This indicates the possibility of using this procedure to predict the resulting "failure type" of ballooned cladding.

- 2) Using the life fraction rule in the infinitesimal form, relations have been derived for the burst temperature and burst stress of material deforming under monotoneous temperature- or stress ramp respectively. From there it follows for a temperature transient creep test at constant load F

$$\frac{P \cdot c \cdot \tau_o}{T_o} + 1 = \left[\left(\frac{\tilde{T}_B}{T_o} \right)^2 e^{P(1 - T_o/\tilde{T}_B)} \right]_{F, c} \quad \text{for } T_o \neq \tilde{T}_B \quad (2)$$

or for a stress transient creep test at constant temperature T

$$\tilde{\sigma}_B = \left\{ \sigma_o^n \left[b \tau_o^{(n+1)} + \sigma_o \right] \right\}_{T,b}^{\frac{1}{1+n}} \quad (3)$$

the symbols represent: \tilde{T}_B , $\tilde{\sigma}_B$ the rupture temperature and the rupture stress resp. for the corresponding transient tests; T_o , σ_o the starting temperature and the starting stress resp.; τ_o the time to rupture at T_o and σ_o in the ISO-test; $c = dT/dt$, $b = d\sigma/dt$ the heating- and stressing rate resp. (in the eq (2) and eq (3) resp. both are considered as constants); n the stress exponent; P a parameter derived from ISO-stress rupture test (Larson-Miller Parameter). The corresponding rupture times are

$$\tilde{\tau}_{F,C} = \frac{\tilde{T}_B - T_o}{C} \quad \text{and} \quad \tilde{\tau}_{T,b} = \frac{\tilde{\sigma}_B - \sigma_o}{b} .$$

The comparison of experimental values with those obtained from the eq (2) and eq (3) resp. leads to the conclusion, that the model assumptions are in the present case essentially obeyed. Thus not the strain determines time to fracture but the stress and temperature.

First burst tests have been performed in the "TUBA"-equipment. These tubes can be blown in a gradient free temperature field. Some of the results are already included in the present report (see section 2)).

- 4) The test specimen A 2.1, A 2.3 and B 1.2, which had not been pre-irradiated, from in-pile-experiments in the FR-2 loop were subject to a destructive postexamination. The aims of this examination are the estimation of the cladding temperature on the basis of the structural appearance, the measurements of the circumferential strain, the change in wall-thickness and the change in area of the cladding cross sections on exposed parts of the rod.

In addition to this, mikrohardness measurements over the cross section had been made, to determine the oxygen uptake of the Zry-cladding material during the transient.

Plans for the Near Future

- Load- and temperature transient tensile creep tests to verify burst criteria.
- Further investigations upon the inelastic behaviour of the Zry/ZrO₂ composite especially regarding the cavitation behaviour of the metallic component.
- Examination of dependencies of W_Z upon test conditions. Burst test to verify failure criteria.
- Evaluation of mechanical recovery experiments performed on tensile specimens irradiated in the FR-2.

06.01.06/02A Investigation of the High Temperature Steam Oxidation
PNS 4235.2 of Zircaloy 4 Cladding Tubes
(S. Leistikow, IMF II)

Work completed and Essential Results

Calculation of Zircaloy 4/Steam oxidation reaction enthalpy during a LOCA and comparison with decay heat production. Further isothermal/isobaric and temperature transient/isobaric exposures in argon and steam for creep and burst testing. Post LOCA in-pile test evaluation of irradiated fuel rods in hot cell metallography.

The calculation and comparison of the heat production caused by the oxidation reaction $Zr + 2H_2O \rightarrow ZrO_2 + 2H_2$ at short isothermal exposures (900-1200°C) and by decay heat showed that during a LOCA oxidation produces only at the very first beginning a significant part of the total amount of heat. Its proportion is quickly diminishing. However LOCA typical transients (because of their reduced time-at-temperature), preformed oxide scales, and the fact that only 75 % of the oxygen is reacting to ZrO₂ (the other part is dissolved in the metallic matrix) are the reasons that in fact heat production is still overestimated.

At 800°C, 32-71 bar five creep curves were measured showing the transition to tertiary creep at $\epsilon \leq 10$ % and maximum circumferential elongations after rupture of $\epsilon_R = 70-100$ %. The stress-rupture function of Zircaloy 4 at 1000°C in air showed that compared to the behaviour in argon - no strength increasing or ductility reducing effect was exerted by the quickly growing, but frequently cracking oxide scale (consisting of ZrO₂ and ZrN).

An internal pressure limit was defined for the temperature transient/isobaric tests below which no rupture of Zircaloy tubing, exposed to LOCA typical exposure times, has to be expected: 45 bar/ 800 °C, 75 bar/ 700°C, 100 bar/650°C and 130 bar/600°C. An improved technique for LOCA testing under temperature-and pressure-transient conditions will be provided by the application of the already existing inductive heating system modified with respect to adjustment of the effective pressure difference.

After in-pile LOCA experiments and metallographic hot cell examination cladding oxidation, local strain and microstructure have been judged. In-pile specific influences on amount and morphology of the strain-modified steam oxidation have not been detected. From the microstructure the local temperature maxima and gradients can be estimated, which mainly determine the strain behaviour.

Plans for the Near Future

Documentation of temperature-transient oxidation kinetics. Further isothermal/isobaric and temperature- and pressure-transient tests. Start of the FABIOLA facility for burst-testing, external steam oxidation, and internal fuel interaction. Further evaluation of hot cell metallography of in-pile LOCA tested fuel rods.

06.01.06/03A Studies of the Influence of Oxide Fuel and Fission Products
PNS 4235.3 on the Mechanical Properties of Zry Cladding tubes under
 Transient LWR-Conditions

(P. Hofmann, IMF I)

Work Performed

- Isothermal, isobaric creep rupture tests on Zry-4 cladding tubes pre-damaged by notches for studying the stress corrosion cracking behavior with respect to elemental iodine.

- Performance of temperature and pressure transient burst experiments on faultless Zry-4 cladding tubes to determine the critical iodine concentration.
- Destructive post-irradiation-examinations (metallography) of burst fuel rods of PNS task 06.01.08/01A (PNS 4237) under which in-pile experiments are carried out on the fuel rod behavior in a loss-of-coolant accident.
- Continuation of the annealing experiments to study the chemical interactions between UO_2 and Zry at high temperatures under Power Cooling Mismatch conditions.

Essential Results

- As shown by first experiments on pre-damaged Zry-4 cladding tubes in the presence of iodine, major defects in the cladding tube (notches in the cladding tube inner surface $\leq 150 \mu\text{m}$) will result in tube failure due to stress corrosion cracking already at relatively low mechanical stresses. Both the burst strain and the time until rupture are greatly reduced by the cladding tube defects. The cladding tubes rupture at the notched points practically without any local necking.
- According to the preliminary test result the critical iodine concentration leading to Zry cladding tube failure due to stress corrosion cracking is dependent on the cladding material temperature and the condition of pre-treatment of the cladding tube. At $780\text{--}800^\circ\text{C}$ the critical iodine concentration undergoes variations between 1 mg/cm^3 for cladding tubes used in the as-received state and 0.1 mg/cm^3 for cladding tubes subjected to preliminary inner oxidation. By contrast, no effect of iodine on the strain and rupture behavior of the Zry cladding tubes was found at 900°C .
- The first burst fuel rods exposed to a loss-of-coolant accident transient in the FR-2 reactor have been subjected to metallographic examinations to determine among other the extent of inner corrosion. It becomes evident from the test results that the cladding tube inner surface does not undergo uniform axial and radial oxidation. In the vicinity of the burst region the inner oxidation of the cladding tube is strongest; at greater distances

from the burst region there exist some zones free from oxidation. The inner oxidation of the cladding tube is due mainly to the steam penetrating into the fuel rod after bursting. This is also indicated by the differing oxide layer thicknesses on the cladding tube surface (generally stronger outside as compared to inside).

- The time and temperature dependent growth of the phases [α -Zr(O)_a, (U,Zr)-alloy, α -Zr(O)_b] formed during the chemical interactions between the UO₂ and Zry was determined experimentally between 1000 and 1500°C. The kinetic data of oxygen uptake from inside by the Zry cladding were corrected accordingly with a view to the initial UO₂/Zry-phase boundary and compared with the oxygen uptake from outside. The comparison shows that the oxidation of the Zry cladding from inside by UO₂ is but slightly lower than the oxidation from outside by steam. Besides, the oxygen content of the oxygen stabilized α -Zr(O)-phases was determined by means of Auger electron spectroscopy. The oxygen concentration varies between 4 and 6 wt.% depending on the temperature and annealing time.

Plans for the Near Future

- Continuation of the creep rupture and burst experiments on pre-damaged and faultless Zry cladding tubes in order to evaluate the influence of iodine and other volatile fission products on the deformation and rupture behavior of the cladding tubes.
- Determination of the critical iodine concentration above which Zry will fail as a result of stress corrosion cracking.
- Destructive examinations of irradiated fuel rods of PNS task 06.01.08/01A (PNS 4237).
- Experiments on the measurement of fuel swelling and fission gas release during annealing of irradiated UO₂.
- UO₂/Zry reaction experiments under Power Cooling Mismatch conditions.
- Analytical chemical investigations of the Zry cladding material.

06.01.06/05A Burst-Tests of Zircaloy Cladding Tubes under Mechanical
06.01.06/04A and Chemical Load (FABIOLA Program)
PNS 4235.4 (L. Schmidt, S. Leistikow, IMF)

Work Completed

A preliminary test section for the design of the electrically heated fuel rod simulator was constructed and within the fuel rod simulators two types of internal heaters(tube and spiral) were tested. The experiments were used also for confirmation that the already existing power supply was sufficient.

For the construction and start-up of the final test facility the following actions were taken

- the steam generator was delivered,
- the superheaters will be delivered in the near future,
- the air-cooler and condensator were designed and ordered,
- the test-section was fabricated,
- all necessary electrical control and measure devices and the power supply units were assembled,
- the x-ray source for the measurement of creep deformation was designed and ordered.

Essential Results

Using the prototype heaters different ramp tests were performed during which at a rod power of 50 W/cm and a heating rate of 10 K/s were reached. The effective wall temperature of the shroud was about 500-750°C, the steam temperature at the entrance was about 200°C. The number of ramps performed was 60 in case of the spiral heater, 40 for the tube heater.

Post-test evaluations of the used heaters show that the heaters are intact and could be removed from the pellets and the Zircaloy test tube without major problems to be used for further experiments. It could be seen that the existing power was sufficient for the supply of both types of heaters.

During a heat-up experiment of the shroud up to 760°C it could be proved that the mechanical stability of the whole arrangement is sufficiently high.

Plans for the Near Future

Construction of test facility,
Start-up including x-ray controlled rod deformation testing and test data processing.

06.01.07 Fuel Behavior in the Blowdown-Phase of a LOCA

06.01.07/01A Fuel Rod Behavior under Controlled Blowdown Conditions

06.01.07/02A (COSIMA Program)

PNS 4236.1/2 (G. Class, IRE; K. Hain, IT)

Work Performed

Besides the blowdown test runs performed to test and advance various plant components' (true-mass-flow-meter TMFM), fuel-rod-simulator SIM) and to prepare valve control programs— four main experiments were carried out to simulate a 2F rupture in the cold leg between the pump and the reactor-pressure vessel. The rod was exposed to internal gas pressures of up to 124 bar.

Both the test rod for determination of heat transfer coefficients (WUS II) and SIM II, which is an improvement of SIM I as regards current conduction, have been used for the first time. The latter rod was developed so as to be able to obtain simulators containing ThO₂ pellets. Modification of the test section, which became necessary by the improved rod, was completed on schedule.

The measured values recorded were processed and evaluated. The experiment was verified using the RELAP4 computer code. The code had been previously modified in various parts so as to fit better the experiment.

Essential Results

All the four simulation experiments agreed in producing pressure and cladding tube temperature transients analog to the reactor. The plastic strains of the cladding measured after the test in the cold condition were -0.6 % for a test performed at a internal gas pressure of 30 bar and up to +8.0 % for the tests performed at high pressure. The latter tests clearly exhibited a "yield point" of the cladding tube material at a measured temperature value of roughly 1070 K.

Whilst no objections were raised in SIM II testing, a malfabrication was found with WUS II so that it was impossible to measure the cladding-tube-temperature by six thermocouples. However, the electric heating power was applied according to the specifications.

The TMFM vibrations due to natural frequency were considerably reduced by installation of an internal damping ring.

A RELAP parameter study has shown that several modifications of the RELAP4-002(17) computer code used are necessary both with respect to organization and physics so as to permit good verification of the experiment. It was found e.g. that the program version mentioned yields increasingly optimistic heat transfer coefficients during film boiling at steam qualities below $x < 0.75$ with decreasing pressure and vapor content, which is the result of excessive interpolation. Finally, good agreement was achieved between the computation and experiment, using the modified program.

Plans for the Near Future

In addition to the simulation experiments relating to different locations and sizes of ruptures the rod will be tested with ThO_2 pellets as soon as the handling permit will be obtained. After completion tests will be made on the heat transfer at the fuel rod, using a new WUS II. Work will be continued on TMFM optimization.

Using the modified RELAP-Code new calculations will be performed to predict the COSIMA blowdown behavior simulating various break locations. The running experiments will be evaluated by means of the COSIMA-A program.

06.01.08 In-pile Experiments in the DK Loop of the FR2 Reactor

06.01.08/01A Investigations on Fuel Behavior During the Second Heatup Phase of a Loss-of-Coolant Accident.
Nuclear and Reference Tests
(B. Räßle, E. Karb, IT)

Work completed

According to schedule five transient tests with previously irradiated nuclear test samples (G 1.1 through G 1.5) were performed; the burnup of the rods was 36 200 MWd/t_U.

Several steady state and transient tests were made with electrically heated simulator No. 11 (BSS 11) towards the determination of the accuracy of the cladding temperature measurement, when thermocouples are welded to the cladding with the cylindrical part of the platinum jacket.

Neutrographs were made of all test rods before the transient (where planned) and after the transient. Post test investigation of 6 rods was continued in the Hot Cells, work with seven further rods was started.

Essential Results

Evaluation of the results obtained from tests with unirradiated samples does not indicate so far any influence of the nuclear parameters on the mechanisms of fuel failure.

Error size and scatter width of the temperature measurements with the jacket welded thermocouples used in Tests BSS 11 proved to be much smaller than those obtained with the present TC attachment.

The BSS 12 test confirmed the suitability of the simulator design concept for the planned reference tests.

The neutrographs of rods G 1.1 through G 1.5 show - as seen earlier with the F rods (20 000 MWd/t_U) - heavily fragmented fuel, the fuel particles filling the space generated by the ballooned cladding. Burst temperatures and pressures of tests G 1.1 through G 1.5 as well as of test BSS 12 lie within the scatter band of the out-of-pile and in-pile results obtained by different workers.

Plans for the Near Future

The transient testing of previously irradiated rods will be continued; for the second half of 1978 5 more tests are planned with rods irradiated to 35 000 MWd/t_U.

06.01.09 Fuel Rod Behavior in the Refill and Reflood Phases of a
LOCA

06.01.09.01A Investigation of the Interaction between Ballooning Zircaloy
PNS 4238 Claddings and the Emergency Core Cooling (REBEKA-Program)
(K. Wiehr, IRB)

Work Performed

In the period under review activities were concentrated on the execution of the following work:

- Experiments on shortened fuel rod simulators in a steam atmosphere,
 - . under adiabatic experimental boundary conditions as a basis for the application to laws governing the plastic deformation of zircaloy cladding tubes,
 - . for quantification of the influence upon deformation of the heating rate.
- Recalculation of some experiments using NORA (KfK) and KWU models.
- Evaluation of the first bundle experiment.
- Establishment of a test matrix for bundle experiments.
- Execution of the second bundle experiment with delayed onset of flooding.

Essential Results

To verify various laws governing plastic deformation, single-rod experiments were performed on shortened fuel rod simulators. In this process the steam duct tube was heated with the same temperature transient as the zircaloy cladding tube in order to keep azimuthal differential temperatures low and in this way, if possible, also achieve rotationally symmetrical cladding tube deformations. The cladding tube deformations were initiated in a stagnating steam atmosphere. The heating rate was varied between 1 - 30 K/s.

The experiments indicated that creep laws must consider the temperature behavior as a function of time. As the heating rate rises, a clear drop in the maximum ultimate circumferential strains is seen, the initial internal pressures remaining unchanged.

For recalculation of Zircaloy claddings deforming in rotational symmetry, the strain curves as a function of time were calculated on the basis of the measured pressure and temperature behavior of cladding tubes as a function of time. Three preliminary recalculations of experiments performed largely under adiabatic conditions at a heating rate of about 7 K/s showed good agreement between the calculated and the measured strain behavior as a function of time when using the NORA (KfK) creep relations and those indicated by KWU.

In the first bundle test fuel rod simulators with heated length of 3.9 m and step-type axial power profiles in a bundle of 25 were exposed to approximately representative thermohydraulic flooding conditions. The experiment was based on the powers of rods with intermediate ratings (rod power : 20 W/cm) and a flooding rate of about 3 cm/s. In the flooding phase this gave rise to a temperature plateau of a maximum cladding tube temperature at approx. 800 °C.

Some important results achieved in the first bundle test under the experimental conditions set have been reported in the past semi-annual report.

The deformations of Zircaloy cladding tubes between two spacers each indicate

- a shift in peak circumferential strains between the spacers in the direction of flow towards the next higher spacer and
- relatively low circumferential strains and an asymmetrical type of deformation of the ruptured cladding tubes.

An axial temperature profile is responsible for the shift in peak strains. Thermocouples installed between two spacers at a distance of 400 mm on the cladding of a neighboring rod exhibited an axial temperature profile growing with time.

During the flooding phase, i.e., in the presence of a two-phase mixture, a thermodynamic nonequilibrium is generated, with the result that there is considerable superheating of the steam despite the presence of water. It has been proved by measurements that steam at the upper end of the test section was superheated by about 100 K in the two-phase mixture during

the flooding phase, despite considerable amounts of ejected flooding water.

The turbulence promoting action of the spacers reduces the amount of steam superheating downstream of each spacer. However, up to the next spacer in the direction of flow the degree of superheating increases again. This results in an axial temperature profile being generated on the Zircaloy cladding and, hence, in the cladding tube deformation observed.

The rather low circumferential strains and the asymmetrical shape of deformation of the ruptured cladding tubes known also from single-rod tests were the consequences of differential temperatures on the cladding tubes mainly generated azimuthally during the flooding phase.

The second bundle experiment using full-length simulators was carried out with later onset of flooding and is presently in its evaluating phase.

Plans for the Near Future

- Single-rod experiments under defined boundary conditions to be applied to laws governing the plastic deformation of Zircaloy cladding tubes and to draft a burst criterion.
- Bundle tests using full-length fuel rod simulators and axial power profiles in a 5 x 5 rod assembly under flooding conditions to study the interaction between thermohydraulics and deformation.
- Accompanying theoretical work.

- 06.01.10 Influence of Coolant Channel Blockages upon Core Cooling in
 the Reflood Phase of a LOCA.
- 06.01.10/01A Flooding Experiments with Blocked Arrays (FEBA-Programm)
PNS 4239 P. Ihle, IRB

Work Completed

The Flooding Experiments with Blocked Arrays (FEBA) have been continued with the aim to determine the influence of the shape of coolant channel blockages. To simulate ballooned fuel rods solid as well as hollow sleeves have been attached to the heater rods in the midplain of the heated zone of the 5 rod row. The effect of these blockages upon the cooling conditions during reflood was investigated. One-dimensional transient heat conduction calculations have been carried out to rate the simulation of ballooned fuel rods by heater rods with attached sleeves. Standard programs and standard data sets have been written to produce quick-look plots of the experimental results.

Essential Results

The final tests using the 5-rod-row with attached solid and hollow sleeves (i.e. without and with radial gap between the sleeve and the heater rod surface respectively, blockage factor 62 %) to simulate ballooned fuel rods, showed qualitatively similar results in comparison with earlier tests using grid plates as coolant channel blockages. But the sleeves with a total length of 80 mm and rounded ends influence the transient two flow considerably less than grid plates with sudden reduction and expansion of the flow path. An additional quench front was observed downstream of the grid plate at flooding velocities of 2 cm/s and more in the whole pressure range. Using sleeves however this effect appears at flooding velocities of 5 cm/s and more at a system pressure of 4.5 bars and a blockage factor of 62 %. At lower system pressure and smaller blockage factor this quench front occurs only at higher flooding velocities. All tests have been performed with uniform blockage of all coolant channels and forced flow. The evaluation of the experimental data will show the quantitative influence of the shape of the blockages.

One-dimensional transient heat conduction calculations to rate the simulation of ballooned fuel rods by electrically heated rods with attached sleeves as coolant channel blockages are showing the following results:

For the same initial rod temperature different transients of the surface temperatures are calculated for the mid plane of the ballooned fuel rod, the hollow sleeve (wall thickness 1 mm, gap 0.8 mm), and the solid sleeve (wall thickness 1.8 mm) as expected. A considerable influence on the fluid flow could be expected only if these temperature differences would lead to an earlier rewetting of specific blockage geometries. As the results of the calculation show however, an earlier rewetting does not occur during the important initial and intermediate part of the reflood phase. The total quench time is insignificantly influenced only, i.e. both types of blockage simulation seem to be usable. The calculations have been confirmed by experiments. As input for the calculations transient heat transfer coefficients were taken from the evaluation of previous tests with the 5-rod-row without blockage flooded with velocities from 2 up to 7 cm/s.

Some tests in the 5-rod-row conducted under conditions to be compared with the REBEKA-tests (9 balloonable rods in a 5x5 rod bundle) resulted in good agreement. In the same power zone the heat transfer coefficient vary up to 50 percent depending on the axial location between two grid spacers.

Preliminary measurements with thermocouples and high frequency probes gave a first impression in regard to the transient flow conditions. At the upper end of the bundle inside the subchannels the measured temperature of the superheated steam is up to 400 °C higher than the saturation temperature inspite of the presence of water droplets.

Plans for the Near Future

The influence of the essential flooding parameters is known from the tests in the 5-rod-row and the calculations carried out in parallel. Tests in the 25 rod bundle will be performed with reduced parameter variations. In the first series without blockage (base-line tests) the measurements to determine the transient flow conditions and the quantitative influence of the grid spacers will be continued. Tests with grid plates and sleeves, blocking uniformly all subchannels serve to quantify the results obtained

with the 5 rod row. The final series in the 25 rod bundle will be performed using partly blocked geometries to study the cooling conditions of the two-phase flow bypassing the blockages. Parallel to these tests a 50 rod bundle will be defined and prepared to investigate quantitatively the cooling conditions in partly blocked bundles.

06.01 SAFETY AND ENVIRONMENTAL PROTECTION OF NUCLEAR POWER
PLANTS

PNS-Subproject 4300 - Investigation and Control of LWR Core-Meltdown
Accidents

06.01.11 Reaction Behavior, Activity Release and Transport of
Fission Products during Core-Meltdown

06.01.11/01A Investigations on the Interaction of Fission Products
PNS 4311 and Aerosols in LWR-Containments
(H. Bunz, C. Sack, W. Schöck, LAF I)

Work completed and essential results

The numerical development of the version NAUA-Mod2 was completed. Further improvement can be achieved only with experimental data. The computer programs for the evaluation of the measurements and for the calculation of the experimental runs are also completed. The version Mod3 which separately tracks the solid and liquid parts of the aerosol was tested numerically. So the main part of the activities was concentrated on condensation experiments and their evaluation.

Some changes and improvements of the experimental facility were necessary. Now, the performance of the thermostating circuits is satisfactory and the adiabatic expansion system is fully useable. The vessel can be operated with absolute enclosure of the aerosol, which is necessary for the UO_2 -aerosol experiments.

The experiences from the first experiments led to a drastic change in the measuring procedure. Especially the time resolution of the extinction fotometer was improved one order of magnitude.

After these improvements a new series of experiments with condensation on aerosol particles was conducted. A total of 34 expansion experiments was successful with platinum oxide aerosol in the temperature range from 90 to 130°C and with different initial aerosol parameters. The airborne mass concentration of the condensed water was some grams per cubic meter in all cases.

The evaluation method was improved. Especially the measured temperature does no longer serve as a reference to the thermodynamic state of the system. This is due to systematic errors in the temperature measurement. Now, the pressure values are used as basic data which are more precise and not influenced by the condensation process. The model calculations parallel to the experiments are done with the code NAUEX which is a version of NAUA adapted to the conditions of the experimental facility. The experiments with platinum oxide aerosol and the evaluation of the experiments are continuing.

Plans for the near future

The experiments with platinum oxide aerosol will be extended up to 150°C in order to complete the set of results. After that a similar series of experiments with a soluble aerosol material will be conducted. A reduced number of condensation experiments with UO₂-aerosol is planned finally. The results of all these experiments are fed into the NAUA model.

Before the wall condensation experiments are started a series of verification experiments for Mod3 is planned. In these experiments the solid and liquid aerosol fractions will be measured separately and the results will be compared to the model calculations.

06.01.11/02A Constitution and Reaction Behavior of LWR Materials at Core
PNS 4314 Melting Conditions

(H. Holleck, A. Skokan, IMF I)

Work completed

Studies were carried out on the different phases of a core meltdown accident with regard to the chemical reactions taking place and their significance on the course and consequences of the accident, with particular reference to the activity release.

Essential Results

- In the first meltdown phase the oxygen potential is changed as a consequence of the chemical reactions between cladding material and both water vapor as well as fuel. Its changing has important effects not only on the melting temperature of the rods and the hydrogen and heat production but also on the vapor pressure of the main constituents and fission products. In that way activity release behavior is strongly influenced. As the reactions have competitive effects on the oxygen potential, the kinetics and the extent of those reactions are crucial parameters with regard to the activity release behavior. Volatile fission product elements could be oxidized and stabilized by formation of complex oxide compounds.
- The oxygen potential is low in the accident phase which is characterized by formation of a molten pool at the bottom of the pressure vessel. In this phase it is probable that fission and activation products which were stabilized by oxidation and dissolution in the oxide melt could be reduced and thereby could be more easily released.
- Oxidation of metallic components by H_2O and CO_2 and dissolution of those oxides and of the molten concrete in the oxide core melt are the prevailing reactions taking place during the last accident phase. Non-volatile metallic fission product elements, as for example Molybdenum, will be oxidized and transformed to volatile oxide compounds in that accident phase. On the other hand, dissolution of oxidized fission and activation products in the oxide melt can effect a decrease of their vapor pressure and of their release.

Plans for the near future

- Investigations concerning the vaporization behavior of corium A type melts and of melts containing corium (A+R) or corium (E+R) together with concrete.
- Melting tests of corium components (Ni) together with concrete in oxidizing atmosphere at temperatures between $1500^{\circ}C$ and $2000^{\circ}C$ using induction heating (SASCHA).

- Supplementary experimental determinations of the solidification temperatures of corium/concrete melts varying in their degree of oxidation in order to complete the view of the core melt solidification behavior.
- Experimental investigation of the oxidation behavior of fission product elements in pre-oxidized corium/concrete samples.

06.01.11/03A Experimental Determination of Fission and Activation Product
PNS 4315 Release During Core Meltdown

(H. Albrecht, IRCH)

Work Completed

a) Reconstruction of the transport and collection system:

In future release experiments with melt masses of 100 g up to more than 1 kg, the concentration of the aerosol particles above the melt is expected to be about one order of magnitude higher than in previous experiments with 30 g corium. The transport and collection system was reconstructed, therefore, by increasing the diameter of the tubes, valves, and membrane filters.

b) Completion of the fissium production facility FIFA:

After installation of additional devices such as a welding apparatus for enclosing the fissium pellets in Zircaloy tubes, a series of tests was carried out for (1) optimizing the temperature program during sintering, (2) measurement of the weight loss during sintering, and (3) determination of the pellet homogeneity.

c) Release experiments:

No release tests have been conducted because the installation of the new high frequency induction system (PNS-4316) at the melting plant SASCHA has not yet been completed.

Essential Results

- a) All operational tests of the new transport and collection system were carried out successfully. The inner diameter of the tube system is now 4 cm and it is possible to maintain laminar gas flow rates up to 50 l/min. All tubes, valves, and filterholders can be heated electrically up to a temperature of 150°C to prevent steam condensation.
- b) For the preparation of fission-II pellets containing the low volatile fission products like Zr, Mo, Ru, Ba, Ce (besides UO₂), the following time/temperature-program was found to be most appropriate:

- linear heat-up to 1500°C during 7 hours with an one hour's stop at 600°C for drying-out
- sintering for 2 hours at 1500°C
- linear cool-down during 10 hours

The average weight loss of the pellets was 1.5 %. It is due to the evaporation of small amounts of water and oil originating from the hygroscopic behavior of the fission powder and the lubrication during pellet pressing. The homogeneity, i.e. the distribution of tracer nuclide activity among the pellets of one batch, as well as their mechanic stability were found to be satisfactory. The pellet density was 8.96 g/cm³ after sintering.

Plans for the Near Future

- Conduction of release experiments with fission and irradiated corium: mass of melt material = 150-200 g, max. temperature = 2500°C, gas flow rate = 10 l/min, parameters to vary = atmosphere, composition of melt material.
- Installation and test of a cascade impactor and a spiral duct centrifuge which will be used to investigate the size distribution of aerosol particles as a function of temperature, atmosphere, and time.

- 06.01.12 Meltdown Behavior of Fuel Rods and Simulation of
 Large Core Melts
- 06.01.12/O1A Experimental Investigations of the Meltdown
PNS 4321 Phase of UO_2 -Zircaloy Fuel Rods under Conditions
 of Failure of Emergency Core Cooling
 (S. Hagen, IT)

Work completed

In the first half of 1978 we have done meltdown experiments in steam on bundles of 3 x 3 rods with additional fiber ceramic isolation. They should give information on the refreezing behaviour of the molten material in the bundle, on the influence of the preoxidation and on the meltdown behaviour of ballooned cans.

The bundle consisted of a central solid pellet rod, which was surrounded by ring pellet rods with 6 mm-tungsten heater. The preoxidation of the cans was done at 550 °C. The ballooned cans were produced in the REBEKA-facility.

In addition we have done first experiments for the investigation of the influence of absorber rods. We have heated Cr/Ni steel tubes in inertgas and steam in contact with Ag/In/Cd-adsorber alloy or Inconel of the spacer.

Essential results

The experiments on the refreezing behaviour confirm, that in all bundles heated in steam the melt produced first is refreezing during moving down into the colder part of the bundle. Thus the molten material developing later is forming a lump between the rods.

The investigation of the composition of the melt for one of the bundles shows an increase of the Uranium concentration from the lower to the upper part in the region 20 - 50 w %.

Melt refreezing first in the lower part has the lower concentration of Uranium.

For the investigation of the influence of preoxidation we have used cans with an oxid layer of 20 μ . The bundle was heated to an surface temperature of the central rod of 1950 °C. We could find no difference in the meltdown and refreezing behaviour compared to not preoxidized rods.

In the experiments with ballooned rods we could find so far no preferred meltdown of the ballooned regions.

First experiments on the influence of the absorber rods showed that the Cr/Ni-steel tubes are stable at least up to 1400 °C and keep the absorber material enclosed. The tubes were heated in inertgas and steam without interval pressure. The Inconel of the spacer, molten when reaching 1400 °C does not attack the Cr/Ni-tube.

The oxidation of the Cr/Ni-steel is quite different from the oxidation of Zircaloy. Instead of a smooth, tight surface for Zircaloy the Cr/Ni-tube has a spongy bloated appearance. The weight gain of a Cr/Ni-tube for 1500 °C is nearly the same as for a geometrical equivalent Zry-tube.

Plans for the near future

The meltdown and refreezing behaviour in bundles shall also be investigated for lower heating rates giving thicker oxide layers. We intend to do additional experiments on bundles with ballooned cans. Further more we have planed bundle experiments on the influence of the absorber rods on the meltdown of the fuelrods and the refreezing behaviour of the absorbermaterial.

06.01.12/02B Determination of the Liquidus- and Solidustemperatures
PNS 4322 for Concrete-Corium EX3-melts

(P. Misaelides, P. Nikolopoulos, G. Ondracek, IMF I)

Work performed

The Schröder-van Laar-equations have been used to estimate the solidification range of concrete-corium-melts as a function of the concentration of components.

Corium EX3 was produced by prior prepared corium EX1. It was used to obtain concrete-corium EX3-pellets by powder technology, the melting region of which have been determined experimentally.

Essential Results

Using the maximum liquidus- and solidustemperatures of concrete (1800 K and 1550 K resp.) and corium EX3 (2000 K and 1600 K resp.) determined experimentally as well as their heat of fusion (13,5 kJ/mol for concrete and 39,6 kJ/mol for corium EX3) the liquidus- and solidustemperatures were calculated over the whole concentration range. The measured temperature values concerning concrete-corium EX3 mixtures of different concentrations fit very well in between the calculated melting region.

Plans for the near future

It is now envisaged to compare the most conservative solidustemperatures with the effective temperatures of the core melt at time.

06.01.12/03A Experiments on the Interaction of Steel Melts and
PNS 4323 Concrete
(D. Perinic, W. Höhn, A. Mack, RBT-IT)

Work performed

Following the termination of the preliminary project in February 1978 design and planning activities were started for the BETA 1 facility. A study of the explosion-proof characteristics of the plant was carried out.

Essential results

After discussions with a number of domestic manufactures of induction melting systems a technical plant concept was elaborated. A draft design of the plant was completed. A specification of the technical conditions of delivery of the BETA 1 experimental facility was established.

Depending upon the boundary conditions applied, the studies concerned with the explosion-proof characteristics in case of an escape of the melt from the crucible and its contact with the cooling water furnished maximum TNT equivalents between 6.9 and 19.2 kg. However, a realistic assessment of the problem shows that a value of 12 kg is not likely to be exceeded in such an event. Hence, at a distance of 172 m the resultant overpressure is 0.01 bar. Compared with this incident the environmental impact of a hydrogen/air explosion in the cover hood is negligible.

Plans for the near future

The tendering procedure for the BETA 1 experimental facility is under way. At the same time, work is being carried out on the design and planning of the facility's measuring systems and on building construction.

06.01.13 Model Development for Analytical Description of
Core-Meltdown Accidents

06.01.13/01A Hydrodynamical and Thermal Models for the Interaction
PNS 4331 of a Core Melt with Concrete
(M. Reimann, IRB)

Work performed

- Contribution for the project PNS 4323: Experiments for the simulation of large core melts interacting with reactor concrete.
- Extension of the film model describing the heat transfer for inclined and vertical walls with consideration of heat radiation.
- Implementation of the extended film model and other physical models with empirical constants in the code WECHSL, development of a plot program for WECHSL.
- Calculation for the construction of the BETA test facility.
- Model experiments for the erosion front advance in a dry ice corner under water.

Essential results

The code WECHSL comprises to date the following single effects and models:

- Extended film model including radiation for the heat transfer between melt and concrete.
- Quasi steady state concrete decomposition model.
- Geometrical model for determining the cavity shape.
- Melt with separated metallic and oxidic layers.
- Bubble rise model and different void fractions in the layers of the melt.
- Physical modes, with empirical constants, for heat transfer correlations between the phases of the melt.
- Chemical reactions of the gases with the melt.

- Thermophysical properties of the melt depending on temperature and composition.
- Freezing temperatures of the melt phases depending on its compositions.

Some thermite simulation experiments were checked with WECHSL. Considering the conditions of the tests (short time experiments with strong transient effects), good agreement could be found with respect to cavity shape, temperature drop in the layers of the melt and concrete erosion rate.

For the planned test facility BETA, estimations were carried out to fix the crucible dimensions and the necessary inductive power requirements.

Plans for the near future

- Continued development of the physical models in WECHSL, improvement of the empirical constants through model experiments.
- Before and after calculations of simulation experiments.
- Model experiments for the influence of viscosity of the liquid on the heat transfer.

06.01.13/02A Simulation Experiments Concerning Core Meltdown
PNS 4332 (H. Werle, INR)

Work completed

The influence of a gas stream (air) on the heat transfer between two horizontal liquid layers has been investigated. The lower layer (water) has been heated, the upper (silicon oil AK 5, density 0.91g/cm^3) cooled. The experiments simulate the two liquid phases of a core melt (oxid, metal) and especially the initial (oxid heavier and higher power density than metal) respectively the final phase (oxid less dense and lower power density than metal) of the melt-concrete interaction. The heat flux was determined as a function of the temperature difference between the two liquids and of the gas stream.

Essential results

For the system investigated a gas stream increases the heat flux at the interface considerably (by a factor of 630 for $v_s = 0.63$ cm/s, v_s = air volume flux /area). Yet higher gas fluxes are to be expected for the core melt-concrete interaction. Therefore a considerable increase of the interfacial heat flux due to gas release has to be expected.

Plans for the near future

The next measurements will be performed at a system which is, in some respects, complementary to that already investigated (considerably higher density difference and interfacial tension) consisting of a low melting metal and oil.

06.01.13/03A Analytical Work on the Prediction of Activity Release
PNS 4333 in a Core Meltdown Accident
(E. Fischer, INR)

Work Performed

A model for the release from non-boiling, homogeneous melts was developed. An analytic expression for the mass transfer from a liquid pool to a moving gas was used to predict experimental release rates.

Essential Results

A first series of calculations of the Cs and Sb release in the SASCHA experiment S-172 was carried out. It was assumed that both materials were present in metallic form in the melt.

The measured release of Sb was $2,03 \cdot 10^{-4}$. The calculation predicts 79% of this value. The Cs release was much higher, namely 0,16 g. This result is overestimated by a factor of 6,38 by the

calculation. Though further refinement is necessary, the model obviously is successful because it predicts release rates which differ by three orders of magnitude, within reasonable limits. Note that there are several possible explanations for the over-estimation in the case of the Cs release.

Plans for the Near Future

Future work will be directed towards a refinement of the present model.

06.01 SAFETY AND ENVIRONMENTAL PROTECTION OF NUCLEAR POWER PLANTS

PNS-Subproject 4400 - Improvement of Fission Product Retention and
Reduction of Radiation Load

06.01.14 Offgas Filters in Nuclear Power Stations

06.01.14/01A Determination of the Radioiodine Species in the Exhaust
PNS 4414 Air of Nuclear Facilities
(H. Deuber, G. Birke, LAF II)

Work Completed

The measurements with radioiodine species samplers were terminated in the stack effluent of a PWR power plant (PWR 2) and continued or initiated in the stack effluent and various exhaust streams of an other PWR power plant (PWR 3).

Parametric experiments on the removal of ^{131}I in the form of I_2 , CH_3I and HIO (hypoiodous acid) by various iodine sorbents were performed.

Essential Results

The average proportion of elemental ^{131}I was $27 \pm 3 \%$ in the stack effluent of PWR 2 (measurement time 49 weeks). In the stack effluent and hood exhaust of PWR 3 the average proportion of elemental ^{131}I was $63 \pm 2 \%$ and $85 \pm 1 \%$ respectively (measurement time 39 and 37 weeks respectively). The percentages of organic ^{131}I were nearly complementary, since the percentages of particulate ^{131}I were minimal.

The removal efficiency of the I_2 sorbent DSM 11 for ^{131}I in the form of I_2 was $\geq 97 \%$, for ^{131}I in the form of $\text{CH}_3\text{I} < 0,1 \%$ at 40°C , 2 and 98 % R. H. respectively and a residence time of 0.1 s. ^{131}I in the form of HIO was retained by DSM 11 to a negligible extent in the relevant range of parameters and under the conditions indicated above, except for cases of low rel. humidity.

HIO was removed selectively by the sorbent IPH (from NES, USA) in a wide range of parameters; at a high rel. humidity (80 %) or a long purging time (1 week) strong desorption of HIO from this material was, however, observed. Desorption of HIO at a long purging time was also found in experiments on the removal of HIO by the KI impregnated carbon CG 0,8.

The sorbent DSM 34, which is ear-marked for selectively removing I_2 from exhausts containing nitrogen oxides, removed ^{131}I in the form of I_2 to 98 or 99 % at 40 °C, 50 % R. H. and a residence time of 0.1 s, even after treatment with NO_2 .

Plans for the Near Future

The measurements with radioiodine species samplers will be continued in the stack effluent and various exhaust streams of PWR 3 until a measurement time of 26 weeks (in the various exhaust streams) will be reached.

The development of a radioiodine species sampler applicable to the exhaust air of reprocessing plants will be continued. The parametric experiments on the removal of ^{131}I in the form of HI by impregnated carbons will be carried on.

06.01.14/02A Development and Improvement of Exhaust Air Filters for
PNS 4415 Accident Conditions

(H.-G. Dillmann, H. Pasler, LAF II)

Work performed and essential results

Droplet separators made of metallic fibers of different fiber thicknesses were optimized with respect to pressure loss and removal efficiency. It appeared that two fiber thicknesses, 22 μm for the mass separator with good draining behavior, and 8 μm for the separator of residues, will be sufficient for an optimum droplet separator, even with critical droplet sizes (test spectrum 2 - 5 μm droplets) in order to achieve removal efficiencies > 99,9 % at air velocities of 0.3 - 0.5 m/s.

Plans for the near future

Future work will concentrate on the investigation of aerosol filter units at higher temperatures and humidities of the air. In a first step, the limits of conditions of available aerosol filters will be determined.

The test facility will be designed such that penetration experiments can be performed.

06.01.14/03 A Aging and Poisoning of Iodine Sorption Materials
PNS 4416

(J. Furrer, R. Gerhard, R. Kaempffer, J.G. Wilhelm,
LAF II)

Work Performed

After 8 months of activated carbon exposure aiming at radioiodine removal together with the room exhaust air of a nuclear power station equipped with a PWR preliminary test results are available for operation of a multiway sorption filter.

A gas chromatograph operating in the continuous mode was connected with the room exhaust air system. Qualitative as well as quantitative monitoring of the offgas for organic filter pollutants was started.

Essential results

The highest reduction in removal efficiencies of the activated carbon used in the mobile filter test benches was found in the first activated carbon beds (in the flow direction). The zone of loading with the hardly volatile solvents penetrated into the deep bed filter with increasing time of exposure and contributed to the reduction in removal efficiencies.

Desorption cycles run to eliminate pollutants did not yield any improvement of removal efficiency of activated carbon during practical filter operation and have been abandoned.

The evaluation of the gas chromatograms of the room exhaust air showed concentrations of the organic solvent of about 6 - 8 mg/m³ over an extended period of operation of the nuclear power station. During the phase of intervention in the nuclear power station all the calibration limit values of the chromatograph were exceeded and a value > 11,9 mg/m³ was measured for the solvent.

Plans for the near future

The loading of activated carbon test filters, the determination of removal efficiencies as well as gas chromatographic analysis of the eluates will be continued until statements can be made on the optimization of multiway sorption filter operation. These activities will be supplemented by continuous gas chromatographic measurement of filter pollutants in the room exhaust air of the plant.

06.02 SAFETY AND ENVIRONMENTAL PROTECTION OF REPROCESSING PLANTS

PNS-Subproject 4500 - Safety of the Reprocessing

06.02.01 Incident Analysis for the Large Reprocessing Plant

06.02.01/01A Incident Analysis for the Large Reprocessing Plant

PNS 4511 (Explosions)

(L. Caldarola, B. Dorr, K. Schleisiek, H. Wenzelburger,
A. Wickenhäuser, IRE)

This task has been started within the framework of the research and development program in 1978. It is based on previous work on risk and reliability analysis of nuclear plants.

Work completed

The investigation of the physical and chemical conditions leading to an explosion has been started. In addition preliminary considerations were given to the methods which are expected to be applied to the incident analysis of a reprocessing plant.

The work on the development of a computer code for fault tree analysis was concentrated to the problem of multistate components.

Essential results

Important aspects of incident initiation and development are: failure to control the process (incorrect transfers), failure of the instrumentation, human errors etc. The description of initiation and development of incidents by means of event and fault tree techniques looks feasible.

A Markoff-model has been developed. This model allows one to calculate the occurrence probability of the top event, the transition intensity between two states of a multistate system. Results are simple and applicable to coherent as well as to non coherent systems made of binary (two states) as well as of multistate components.

Plans for the near future

Termination of the pre-analysis; description of the methods to be applied; determination of the total effort of the task; initiation of incident analysis using event and fault tree techniques.

06.02.01/02A Incident Analysis for the Large Reprocessing Plant

PNS 4513 (Fire)

(R. Avenhaus, IDT)

Work completed

The methodological work for the evaluation of fault trees with the help of Monte-Carlo methods was successfully finished at least in a preliminary way: The theoretical considerations for shortening the necessary computer time with the help of Importance sampling were carried through for a specific model (periodically inspected parallel system). Furthermore, a code was worked out on the basis of the formalism developed in connection with the consideration mentioned above, with the help of which fault trees with periodically inspected components can be evaluated. The capability of this code was tested at hand of various fault trees with different structures.

Essential results

It was demonstrated with a real example in which way Importance Sampling has to be applied and to what degree the computer time can be shortened. In view of the long computer time needed for large systems the value of this method may be seen primarily in the fact that in especially important single cases the failure probability of subsystems can be estimated independently of analytical approximation procedures.

Plans for the near future

In the fall of 1978 three further reports on this subject will be finished; thereafter this work is considered to be finished at least in a preliminary

way. The emphasis on future work will be concentrated on the application of the formalism and the code now available. For this purpose a few incidents with the a.m. characteristics will be selected. Consequently their analysis will be started.

06.02 SAFETY AND ENVIRONMENTAL PROTECTION OF REPROCESSING
PLANTS

PNS-Subproject 4600 - Off Gas Cleaning for Reprocessing Plants

06.02.02 Development of Off Gas Filters for Reprocessing Plants

06.02.02/01A Development of Exhaust Air Filters for Reprocessing
02A Plants

PNS 4611/12 (J. Furrer, R. Kaempffer, J.G. Wilhelm, LAF II;
K. Jannakos, IT/PC)

Work Performed

Work was started on the leaching resistance of loaded AC 6120/H₁.

Test operation began at PASSAT. All the fittings, measuring and control circuits as well as the blower were checked for their right performance. The droplet feed and collecting systems were installed.

Essential Results

The filter components and the aggregate facility comply with the requirements (tightness) to the exhaust air system of a reprocessing plant. Following minor modifications the fittings, measuring and control circuits proved to be well performing so that it was possible to start test operation for the determination of the physical plant data.

The remotely handling, bag-out and barrel screwing systems have been operated without major complaints.

The PASSAT facility will be operated under the responsibility of Abteilung Kerntechnische Betriebe (KTB/EA-ARA). The operating staff is presently made familiar with the facility and has begun to prepare the documents required for operation.

Plans for the Near Future

Implementation at PASSAT of the test program related to AZUR, testing and optimization of the removal components.

Testing of the filter remote handling and barrel screwing systems and of the filter bag-out unit.

06.02.03 Development of Krypton and Xenon Separation for Reprocessing Plants

06.02.03/01A Development of Krypton and Xenon Separation
02A (R. v. Ammon, IHCH; E. Hutter, IT/PA)
03A
PNS 4621/22/23

Work Performed

A test campaign of six weeks duration without interruption was conducted at the test facilities ADAMO and KRETA. Both units were operated simultaneously. An additional sampling station for analysis of the liquid bottom phase of the first cryogenic column was installed and successfully tested.

A test campaign of two weeks was conducted at the facility ADAMO for the determination of the adsorption and desorption of the rare gases. A radioactive tracer technique using Kr-85 was applied for analysis.

A laboratory study was initiated on the Kr/Xe-separation by adsorption on molecular sieves at low temperatures.

A study on the catalytic formation of CH_4 from CO_2 was carried out at the laboratory scale apparatus. The catalytic test facility REDUKTION was delivered by the supplier, but it cannot be mounted and taken into operation at the moment because of licensing problems in respect to the siting.

Essential Results

The freezing-out phenomena of Xenon (desublimation) in the first cryogenic column of the facility KRETA was essentially clarified by systematically varying the concentrations of Krypton and Xenon in the feed gas and the total gas throughput. The upper limit of Xenon concentration in the feed gas where the column without perturbations is about 80 ppm (by vol.) and is independent of total gas throughput and of the Krypton concentration in the feed. Column pressure and the temperature profile near the feed entry in the column are the essential parameters. Temporarily higher Xenon-concentrations can be fed to the column without perturbations, e.g. the concentrations of a simulated fuel dissolution in the WAK (1600 ppm at maximum). Xenon freezing from the liquid phase was not observed, not even from a bottom product containing 80 % Xe and 20 % Kr.

During the test runs at the ADAMO facility the fast and complete desorption of Kr from silicagel and molecular sieve 10 A at room temperature was confirmed.

Laboratory tests on the adsorption capacity of molecular sieves for Kr showed an increase by a factor of three at -50°C compared to room temperature.

The reduction of CO_2 with H_2 at the reduction catalyst depends strongly on the H_2 -concentration. Formation of CH_4 at 330°C increases up to 80 % yield with increasing H_2 concentration. Increasing temperature decreases CH_4 formation. Presence of O_2 inhibits CH_4 -formation even in a strongly reducing atmosphere.

Plans for the Near Future

The three-component system N_2 -Kr-Xe under study in the KRETA facility will be extended to the four-component system N_2 -Ar-Kr-Xe. The rare gas concentrations in the feed gas will be determined where undisturbed column operation is possible. Afterwards accident studies will be performed and the behaviour of trace gas components (NO_x , CH_4 , NH_3 , O_2 , CO_2 etc.) will be studied. A new improved first cryogenic column will be specified.

The laboratory study on the Xenon separation before the cryogenic part by low temperature adsorption on molecular sieves will be continued.

A new site for the H₂ gas storage for the facility REDUKTION must be determined. Afterwards work towards the operation of the facility will be continued.

Laboratory tests on the CH₄- and NH₃-formation at the reduction catalyst will be continued using more sensitive analytical methods. Oxidic catalysts in addition to noble metal catalysts will also be studied.

06.02.03/04A Investigation for the 85-Kr Storage
PNS 4624 (R.D. Penzhorn, IRCH)

Work Performed

Further data were determined for the design of the Kr-85 storage container. The Rb corrosion tests started in 1977 were continued.

Noble gas fixing in zeolites was studied as an alternative to Kr-85 storage in pressure gas cylinders. Work concentrated on finding out optimum conditions of loading, improving the thermal stability of the loaded zeolites and increasing the thermal conductivity of the zeolite agglomerates.

Essential Results

Evaluating started of the first long-term studies relating to the possible corrosion of stainless steel by Rb at 150 °C and 100 bar. The influence exerted by different leakage rates on the contamination of the environment.

Previous studies on noble gas fixing in zeolites confirm the findings of other laboratories that sodalite has better properties as regards the storage of Kr-85. However, several zeolites were found which are more stable thermally when loaded. First results yielded for these zeolites about 75 % of the loading capacity of sodalites.

Plans for the Near Future

Continuance of Rb-corrosion tests and evaluation of design data for the Kr-85 storage container. Systematic investigations of noble gas pressing into zeolites, above all with respect of the optimization of both the conditions of loading and of the thermal stability of the loaded zeolites, and improvement of the heat transfer of zeolite compacts.

06.02.03/05A Investigation of the Ozon Safety at the Cryogenic 85-Kr
PNS 4625 Separation
(R.D. Penzhorn, IRCH)

Work Performed

Work concerning the search of catalysts capable of decomposing ozone was essentially completed. First experiments to obtain phase equilibria data of two component systems were carried out. The installation of a glove box to develop a method for the analysis of ozone in the presence of radiation was completed.

Essential Results

The best catalysts for the decomposition of ozone when no nitrogen oxides are present, are those containing silver. In the presence of nitrogen oxides Pd-catalysts are better. Ozon can be destroyed in high yield at cyrogenic temperatures, i.e.: $<-120^{\circ}\text{C}$, with catalysts containing Cu, Ag, Pt or Pd. In fact, the efficiency of several catalysts increased with decreasing temperature. A literature investigation concerning ozone safety was completed.

For the calibration of a cryostat as well as the preparation of liquids that contain ozone at low temperatures, an investigation of the phase diagram of $\text{O}_2\text{-CHF}_3$ mixtures was initiated.

Plans for the Near Future.

Development of an analytic method to determine ozone quantitatively in the presence of radioactivity. Determination of liq.-vapour equilibrium data for the $O_2/O_3/Xe/Kr$ system. Investigation of the decomposition of ozone in the liquid phase at low temperatures.

06.03 MITIGATION OF CONSEQUENCES

PNS-Subproject 4800 - Behavior, Impact and Removal of Released
Nuclear Pollutants

06.03.01 Investigation of the Physical and Chemical Environmental
Behavior of Radionuclides Characterized by a Particular
Biological Effectiveness

06.03.01/01A Investigations on the Radioecology of I-129
PNS 4811 (H. Schüttelkopf, AS)

Work completed

In 1978 milk and soil samples were analyzed which had been taken in the environment of WAK. Samples from WAK process solutions were checked for ^{129}I . ^{127}I concentrations in the environmental air were measured in Munich.

Essential results

The ^{129}I concentrations in goat milk samples are $\leq 0,03$ pCi/l and the ^{129}I concentrations in soil samples range from $\leq 0,02$ to 1,68 pCi/100 g soil. The ^{127}I measurement - performed separately for gaseous inorganic iodine and aerosol iodine - in Munich resulted in: gaseous inorganic iodine ranges from 28.2 to 46.5 ng/m³ air and aerosol iodine from 0.45 to 1.54 ng/m³ air.

Plans for the near future

Up to the end of 1978 samples of goat milk will be analyzed for ^{129}I . The distribution of ^{127}I between soil and grass will be measured. The content of $\text{CH}_3^{127}\text{I}$ in the environmental air of Karlsruhe will be estimated. This task will be finished in 1978 by issuing the compiled results and their analysis.

- 06.03.02 Investigations on the Spreading Behavior of Nuclear
 Pollutants in the Short Range and the Mesoscale
- 06.03.02/01A Investigation of the Atmospheric Diffusion of Nuclear
 02A Pollutants
 03A (M. Becker, J. Hiller, H. Schüttelkopf, W. Hübschmann,
PNS 4821/22/23 P. Thomas, S. Vogt, AS)

Work completed

Two diffusion experiments each at the diffusion categories A and C have been performed. During these, the tracer substances CF_2Br_2 and $CFCl_3$ have been released from the platforms in 160 m and 195 m respectively at the meteorological tower. The tracer concentrations have been sampled automatically in two consecutive periods of 30 minutes duration at more than 50 locations downwind of the tower. To release the CF_2Br_2 a stronger evaporator has been put into operation, which allows larger emission rates or longer emission periods. 80 new switch units have been supplied, which operate automatically the sampling gas tubes. For the improved and simplified maintenance of these units, a maintenance rack is developed by ADI (Data Processing and Instrumentation Department). This rack is now in operation. It serves to store, to test and to start simultaneously the units and to load their accumulators.

The investigation of the atmospheric diffusion in the mesoscale has been continued in April 1978 by 7 radar-tracked tetraon flights in the KNRC (Karlsruhe Nuclear Research Center) environment. The tetraons carried passive reflectors. The flights served to test the cooperation of the mobile radar unit and of the diesel generator in an area unknown to the operator personnel. At this occasion 3 out of 4 chosen radar sites around the KNRC have been tested successfully.

In a pasture area (surface roughness class II) close to the village Spöck a mobile mast is installed which carried a vector vane at 15 m height. The standard deviations σ_ϕ and σ_θ of this vane are analogically recorded. The mast is to be equipped additionally with cup anemometers at the 2 m, 5 m and 15 m level. For the data recording a mobile selfsupplied weather-proof unit is being tested. This unit is now equipped with energy-saving voltage-frequency-transformers in order to limit the necessary accumulator

capacity. By some electronics modifications it has been achieved to record the data on cassette in a way, that the cassette can be read in the KNRC, which facilitates the data control and evaluation.

Essential results

The switch unit maintenance rack has been tested and put into operation. The diffusion experiments have been evaluated separately. The tetroom flights showed the following: The tetrooms equipped with passive reflectors have been tracked for almost 2 hours and up to 29 km distance during the day (flying height 650 m) and up to 25 km distance during night (flying height 340 m).

Plans for the near future

The tracer experiments will be continued with emission heights above 100m.

The tetroom flights will be continued after the first transponders have been delivered (supposedly at the end of 1978).

The measuring station at Spöck will be equipped in the 2nd half of the year 1978 with the automatic data recorder.

06.03.03 Investigation of the Radiological Consequences of Reactor
Accidents under Probabilistic Aspects

06.03.03/01A Investigation of the Radiological Consequences of Reactor
02A Accidents under Probabilistic Aspects

PNS 4831/32 (W. Hübschmann, S. Vogt, ASS; D. Aldrich⁺), A. Bayer,
K. Burkart, M. Schückler, INR; F. Horsch, PNS-PL)

Work completed, essential results

Within the German PWR Reactor Safety Study the consequence model is being developed. In the report period those models and parameters have been definitely chosen which will be implied in the phase A calculations.

⁺) Delegate from Sandia Lab., Albuquerque, NW (USA)

This procedure was accompanied by a series of parameter investigations in order to get a feeling for the band width of the results and the most important parameters. The work was predominantly focused on the model for countermeasures and the projection of the dose and health effects coordinates on the population distribution.

Based upon various investigations on the local and timely dose variation a German specific model on evacuation and relocation was conceived. It could be shown that the assumption of a realistic decontamination will appreciably reduce the areas of evacuation and relocation. A proposal for the calculation of effects in long distances (i.e. cut off radius e.c.) was formulated.

Plans for the near future

The analysis of further incidents for phase A was started as soon as the release data were delivered by GRS. This analysis and its documentation will be finished within the second half of 1978.

DETAILLIERTE BERICHTE

Seite

06.01 SICHERHEIT UND UMGEBUNGSSCHUTZ VON KKW

PNS-Teilprojekt 4100 - Dynamische Beanspruchung von Reaktorkomponenten

06.01.01	HDR-Blowdown-Versuche zur dynamischen Beanspruchung von Reaktoreinbauten	4100-1
06.01.02	Entwicklung und Verifizierung von Codes zur dynamischen Beanspruchung von RDB-Einbauten	4100-15
06.01.03	Entwicklung von Zweiphasen-Massenstrom-Meßverfahren und Anwendung bei Blowdown-Experimenten	4100-36

06.01.01 HDR-Blowdown-Versuche zur dynamischen Beanspruchung von
Reaktoreinbauten

06.01.01/01A Auslegung, Vorausberechnung und Auswertung der HDR-Blowdown-
PNS 4115 Experimente zur dynamischen Belastung und Beanspruchung von
Reaktordruckbehältereinbauten

(E. Erb, G. Grötzbach, F. Katz, R. Krieg, A. Ludwig, H. Mössinger,
W. Olbrich, P. Philipp, H. Schnauder, U. Schumann, IRE)

Einleitung

Mit Hilfe der HDR-Blowdown-Experimente sollen insbesondere die dynamischen Beanspruchungen des Kernmantels in einem Druckwasserreaktor bei einem angenommenen plötzlichen Bruch des kalten Stranges der Primärrohrleitung (Blowdown) simuliert werden. Das Vorhaben umfaßt den Beitrag zur Vorbereitung, Durchführung und Auswertung der Versuche, wobei besonders die im Vorhaben 06.01.02 verfügbar gemachten Codes zum Einsatz kommen.

Durchgeführte Arbeiten und Ergebnisse

1. Vorspannung der Schraubenbolzen zwischen HDR-Druckbehälter und Deckel

Bei der Druck- und Temperaturbeaufschlagung des HDR-Reaktors traten an der Dichtung zwischen Druckbehälter und Deckel erhebliche Mengen Dampf aus. Als mögliche Ursache wurde insbesondere ein eventueller Verlust der Schraubenvorspannung durch die beim Aufheizen auftretenden Temperaturgradienten untersucht. Wie Messungen und rechnerische Abschätzungen zeigen, ist bei den vorliegenden Aufheizgeschwindigkeiten von etwa 30 K/Std. zu erwarten, daß die Schraubenbolzen-Temperatur zwischenzeitlich 50-100 K geringer ist als die Temperatur der Flansche. Die sich daraus ergebende differentielle Wärmedehnung dürfte zusätzliche Spannungen zwischen 1000-2000 kp/cm^2 hervorrufen. Zusammen mit der Vorspannung von etwa 2300 kp/cm^2 kommt man damit in Beanspruchungsbereiche, bei denen kleine plastische Verformungen (kleine bleibende Schraubenverlängerungen) auftreten können, die nach dem allmählich erfolgenden Temperaturengleich zu einem merklichen Verlust der Schraubenvorspannung führen. Diesen Überlegungen entgegen stehen gewisse Wärmespannungsmessungen am Schrauben-

bolzen während einer früheren Behälteraufheizung. Sie ergaben nur Werte bis etwa 500 kp/cm^2 . Die Bewertung der angeführten Fakten und Überlegungen ist Gegenstand der Diskussion. Als weitere Ursachen für die Behälterundichtigkeit kommen generell zu niedrige Schraubenvorspannungen und Beschädigungen der Dichtungen in Frage.

2. Temperaturschichtung

Hinsichtlich der Temperaturschichtversuche wurde mit dem Programm TURBIT-3 [1] der Zerfall von radialen Temperaturdiskontinuitäten im Ringraum untersucht. Das im letzten Bericht erwähnte Ergebnis einer Reduktion von Temperaturunterschieden auf 25 % bezog sich auf Rechnungen ohne Naturkonvektion. Inzwischen wurden Rechnungen mit Berücksichtigung von Naturkonvektion durchgeführt. Abb. 06.01.01/01A-1 zeigt die Entwicklung des Geschwindigkeits- und Temperaturprofils beim Durchströmen des Ringraums von unten nach oben. Wärmezufuhr durch die Wände wurde hier nicht berücksichtigt. Man erkennt, daß der anfängliche Temperatursprung (bei $z=0$) rascher abgebaut wird. Aufgrund dieser Rechnungen ist die Ausbildung heißer "Kamine" im Ringraum des HDR nicht zu erwarten.

Die Temperaturschichtversuche selbst wurden endgültig vorbereitet und in zwei Serien im Juni durchgeführt. Über den Versuchsaufbau wurde ein ausführlicher Auslegungsbericht seitens PHDR zusammengestellt, zu dem wesentliche Beiträge vom IRE geliefert wurden. Die Versuchsdurchführung war mehrfach verzögert worden. Die Meßeinrichtung war bereits bei den Inbetriebnahmeversuchen des Versuchskreislaufs und der Regelung im Einsatz. Dabei fielen ca. 20 % der Aufnehmer (vermutlich durch Spannungsrißkorrosion) aus. Die vom 29.5. bis 1.6.78 gefahrene erste Meßreihe wurde Mitte Juni wiederholt, da die im Flansch vorgesehenen Entlüftungsbohrungen nicht ausreichend verschlossen waren. Mit der Auswertung der Versuche wurde begonnen. Abb. 06.01.01/01A-2 bis -3 zeigen eine Auswahl der gemessenen Temperaturprofile der zweiten und dritten Meßreihe für verschiedene Randbedingungen. Erkennbar ist, daß die Temperaturverteilung am Umfang weitgehend konstant ist. Temperaturstrahlen können also ausgeschlossen werden. Axial ist das Temperaturprofil im Ringraum nur schwach nach oben hin ansteigend. Die maximale Temperaturdifferenz zwischen Innen- und Ringraum beträgt (bei Mittelung über die Kernmantel-Länge) ca. 50 K.

Die erste Grobauswertung zeigte zudem

- a) die Stabilität der Schichtung ist generell gegeben. Problematisch sind lediglich relativ große Temperaturschwankungen im Ringraum bei Frequenzen oberhalb 0,1 Hz, deren Ursachen noch nicht ganz geklärt sind.
- b) Die Schichtung ist im Rahmen der Regelgenauigkeit des Kreislaufes (ca. ± 2 K) reproduzierbar.
- c) Die Temperaturmessung erfolgte mit genügender Genauigkeit (statistischer Meßfehler ca. $\pm 0,6$ K).
- d) Am Kernmantelflansch trat bei diesen Vorversuchen eine nicht zu vernachlässigende Leckage auf. Bei den späteren Blowdown-Versuchen wird der Kernmantel fest eingespannt (er liegt jetzt nur durch Eigengewicht auf), so daß die Leckage dann vermutlich unterbunden sein wird. Die Leckage hat zur Folge, daß das gemessene Temperaturfeld nicht genau dem zu erwartenden Temperaturfeld bei den Blowdown-Versuchen entspricht.
- e) Aus den Messungen konnte der Wärmedurchgangskoeffizient berechnet werden. Er beträgt im Mittel ca. $420 \text{ W/m}^2\text{K}$. Die Vorausrechnungen lieferten im Mittel den Wert $403 \text{ W/m}^2\text{K}$. Der Wärmedurchgang durch den Kernmantel kann also recht gut vorausberechnet werden.
- f) Das Temperaturfeld kann bis auf ± 2 K vorausberechnet werden.
- g) Die Temperaturschichtung ändert sich nach Abschiebern des Kreislaufes. In der Regel betragen die Temperaturänderungen in den ersten 25 s weniger als 4 Grad. Lediglich im unteren Plenum zeigte eine Meßstelle eine raschere Temperaturänderung an, die auf die restliche Kaltwassereinspeisung zurückzuführen ist. Nach 100 s betragen die Temperaturänderungen bis zu 10 K.

3. Kernmantel

Nachmessungen am HDR-Kernmantel haben gezeigt, daß dieser über die gesamte Länge gemessen um etwa 1 cm gegen die Vertikale schräg eingebaut sein wird (sofern dies nicht noch korrigiert wird). Deshalb wurden mit STRUYA einige Rechnungen durchgeführt, um die Auswirkungen einer Schiefstellung auf den Druckverlauf festzustellen. Es ergab sich selbst bei extrem starker Schiefstellung (10 cm) auf der dem Bruchstutzen gegenüberliegenden Seite zeitweilig im 1. Minimum der Druckwelle eine Abweichung vom mittleren Druckverlauf von nur etwa 1 bar.

Mit dem Rechenprogramm FLUX2 (siehe 06.01.02) wurden eine Reihe von Vorausrechnungen zu den HDR-Blowdown-Versuchen durchgeführt. Zweck dieser Rechnungen ist es, a) die Empfindlichkeit der Rechenergebnisse bezüglich einer Reihe numerischer und physikalischer Eingabegrößen zu bestimmen, b) eine Abschätzung für die Größenordnung der zu erwartenden Meßwerte zwecks entsprechender Auslegung der Aufnehmer zu erhalten.

Abb. 06.01.01/01A-4 zeigt den berechneten Druckverlauf an drei typischen Orten im Druckbehälter, einmal für starren Kernmantel (oben) und einmal mit nachgiebigem Kernmantel (unten). Erkennbar ist, daß der Druck im Innenraum bei nachgiebigem Kernmantel schon sehr früh um ca. 2 bar absinkt.

Dieses Bild gilt für den Referenzfall (3), d.h. Stutzenlänge 1,1 m, Temperatur im Ringraum 268 °C, Anfangsdruck 110 bar. Dafür betragen die Druckdifferenzen am Kernmantel maximal 13 bar, die Verformungen maximal 1 mm, die Beschleunigungen (radial und in Stutzennähe) maximal 1200 m/s². Die axialen Beschleunigungen sind etwa eine Größenordnung kleiner. Diese Ergebnisse hängen wesentlich von der Bruchöffnungscharakteristik ab. Hier wird angenommen, daß der Druck an der Bruchstelle in 1 ms in Form einer Kosinus-Halbwellen auf den Sattendampfdruck abfällt. Ein weiterer wichtiger Parameter ist die Feinheit der Diskretisierung. Bei mehr als 16x16 Schalen-Moden des Kernmantels sind die Diskretisierungsfehler vernachlässigbar (es wurden Rechnungen mit bis zu 33x32 Moden durchgeführt).

Es ist bisher nicht sichergestellt, daß die Druckaufnehmer bei Montage am Kernmantel den Beschleunigungslasten standhalten. Es wurde daher vorgeschlagen, die Druckaufnehmer am Druckbehälter zu montieren.

Für die simultane Darstellung von Rechen- und Meßergebnissen durch die zentrale Datenerfassungs-Anlage ZMA am HDR ist es erforderlich, die gerechneten Daten auf ZMA-gerechte Dateien zu schreiben. Mit der Planung entsprechender Rechenprogramme wurde begonnen.

4. Snap-back-Versuche

Bei der bisherigen Konstruktion für die hydraulische Auslenkvorrichtung gibt es zwei problematische Punkte: Infolge der Fertigungstoleranzen und unterschiedlichen Wärmedehnungen zwischen Kernmantel und Druckbehälter ist eine genaue Ausrichtung der am Kernmantel befestigten Snap-back-Zugstange auf die Achse des Behälterstutzens nicht gewährleistet. Dies könnte insbesondere bei der Montage zu Schwierigkeiten führen. Außerdem sind bei der vorliegenden Konstruktion infolge der unvermeidlichen Streuungen der Bruchspannungen der Reißbolzen entsprechende Streuungen der Auslenkkraft bei Snap-back-Auslösung zu erwarten. Diese Mängel wurden durch Änderungen der Konstruktion behoben. Insbesondere erfolgt die Snap-back-Auslenkung nunmehr mit Hilfe einer Druckstange, die mit dem Kernmantel nicht fest verbunden ist. Außerdem erfolgt die Snap-back-Auslösung jetzt bei einer durch einen einstellbaren Anschlag genau definierten radialen Kernmantel-Auslenkung. Die Nachteile der neuen Ausführung liegen in zusätzlichen Zugbeanspruchungen im Behälterstutzen, die die Durchführung von Snap-back-Tests im warmen Zustand (110 bar) einschränken, ferner in einer etwas aufwendigeren Konstruktion und - bei Kraftaufbringung im Schalenbereich - in größeren störenden Zusatzmassen.

Aufgrund der Schwierigkeiten bei der Beschaffung geeigneter Druckaufnehmer werden nach den gegenwärtigen Plänen die Blowdown-Versuche nicht mehr unmittelbar nach den Snap-back-Versuchen durchgeführt. Aus diesem Grunde kann die für die Blowdown-Versuche vorgesehene Instrumentierung nicht bereits schon bei den Snap-back-Versuchen eingesetzt werden. Es ist vielmehr jetzt die Bereitstellung einer speziellen Snap-back-Instrumentierung notwendig. Rechnungen mit den Codes CYLDY2 (Strukturdynamik des Kernmantels) und FLUX (Koppelung mit den mitzubewegenden Wassermassen) wurden zur Auslegung dieser Instrumentierung durchgeführt.

[1] G. Grötzbach: Numerische Untersuchung der Quervermischung bei auftriebsbeeinflusster turbulenter Konvektion in einem vertikalen Kanal;
KFK 2648, 1978

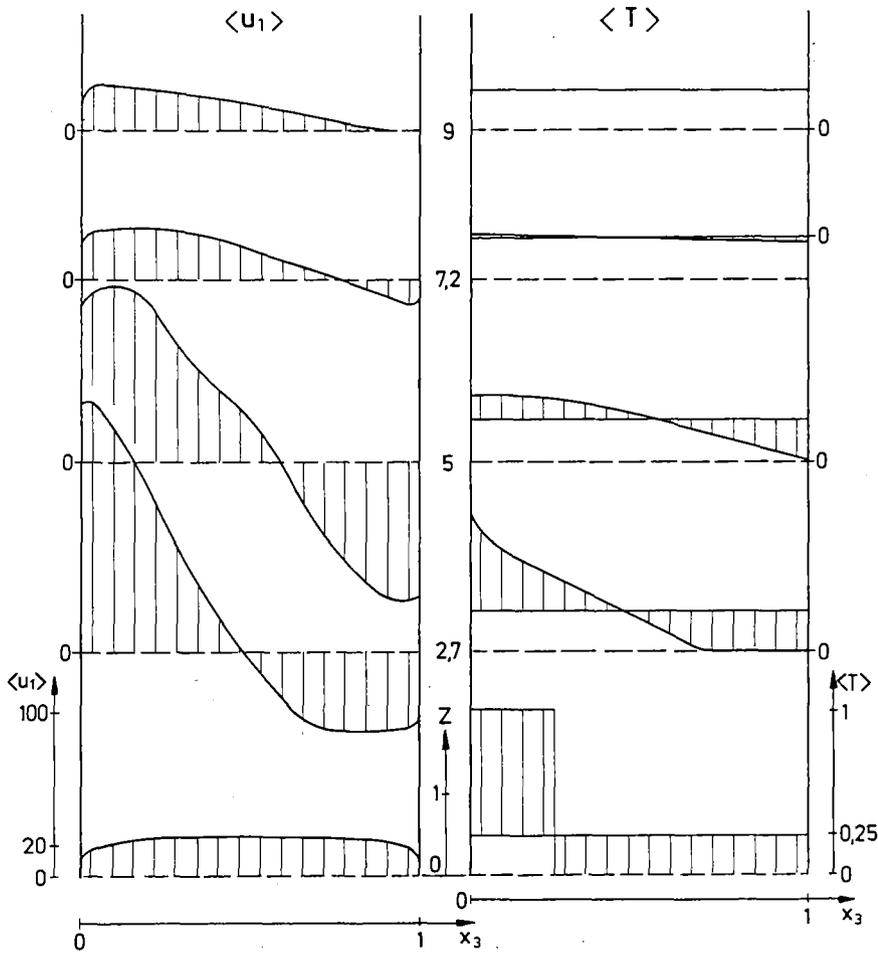


Abb. 06.01.01/01A-1

Radiale Temperatur- und Geschwindigkeitsprofile bis $z = 9$. Die Rückströmung ist bei $Z = 9$ beendet. Man beachte die unterschiedlichen Maßstäbe für Z und x_3 (beide sind mit der Kanalweite D normiert).

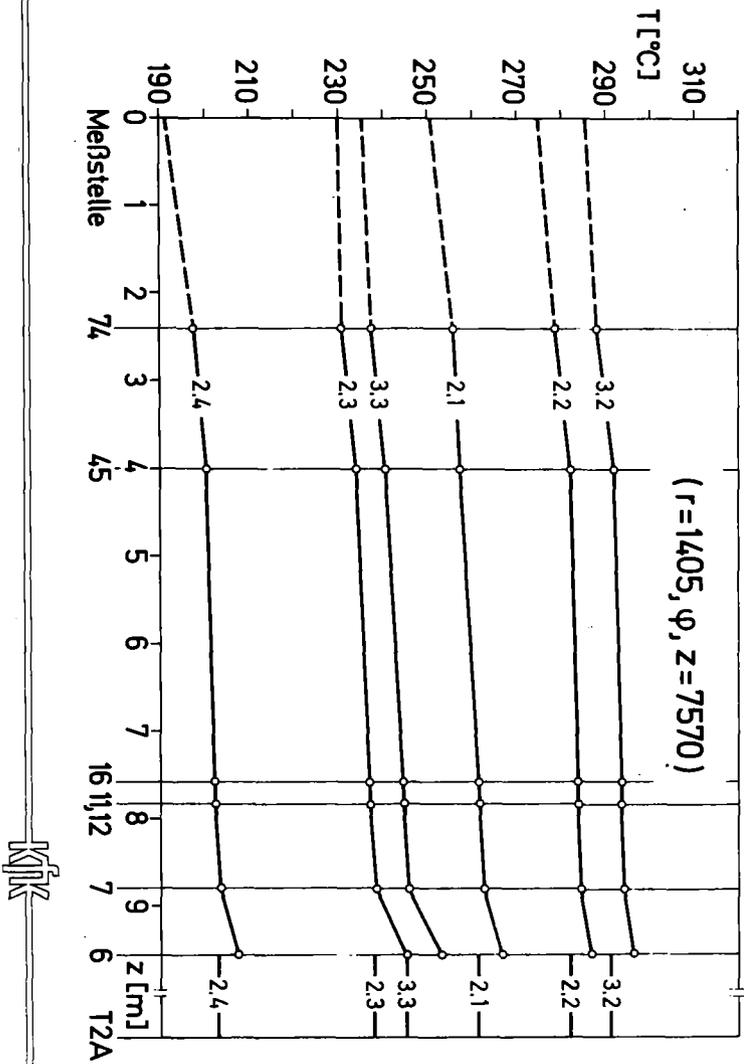


Abb. 06.01.01/01A-2

Gemessenes Temperaturprofil im Ringraum

06.01.01/02A Meßtechnische Erfassung und Auswertung des dynamischen Ver-
PNS 4116 haltens der Versuchseinbauten im Reaktordruckbehälter (RDB)
des HDR im Rahmen der HDR-Blowdown-Versuche

(K.D.Appelt, F.Eberle, J.Kadlec, G.Lang, R.A.Müller, P.Philipp)

Im Rahmen der Voruntersuchungen zur Einsetzbarkeit der Meßwertaufnehmer für die HDR-Reaktordruckbehältereinbauten-Blowdown-Versuche wurden fünf Beschleunigungsaufnehmerprototypen, ein Wegaufnehmerprototyp und zwei Druckaufnehmerprototypen in der Autoklav-Testanlage [1] des IRE getestet. Zu den untersuchten Aufnehmerprototypen gehören: zwei piezoelektrische Beschleunigungsaufnehmer Typ A/52/F, ein piezoelektrischer Beschleunigungsaufnehmer Typ Z10295, zwei piezoelektrische Beschleunigungsaufnehmer Typ 6237-M9-060, ein induktiver Wegaufnehmer Typ W10SS, ein induktiver Absolutdruckaufnehmer Typ P1S und ein induktiver Differenzdruckaufnehmer Typ PD1S.

Ziel der Untersuchung war die Überprüfung der Einsetzbarkeit der Aufnehmer unter HDR-Blowdown-Bedingungen (vollentsalztes Wasser, Anfangstemperatur 310 °C, Anfangsdruck 110 bar, max. Druckgradient bis 10 000 bar/sec, max. Temperaturgradient ca. 2-3 °C/sec), sowie die experimentelle Bestimmung ihrer wichtigsten Übertragungseigenschaften (Linearität, Empfindlichkeit, Frequenzgangfunktion, Temperaturdrift des Nullpunktes und der Empfindlichkeit und Reproduzierbarkeit). Diese Untersuchungen sind noch nicht abgeschlossen und müssen deshalb in der zweiten Jahreshälfte 1978 weiter fortgesetzt werden. Parallel zu diesen Arbeiten wurden entsprechende Prüfverfahren und Rechenprogramme (zur Benutzung auf dem eingesetzten Prozeßrechner und Analytator TDA33) für die Versuchsmeßdatenerfassung und Auswertung erstellt und eine Studie über experimentelle Modalanalyse durchgeführt [2,3].

Folgende Ergebnisse wurden bisher erzielt:

1. Der piezoelektrische Beschleunigungsaufnehmer Typ Z10295 hat ein ausgezeichnetes Meßwertübertragungsverhalten ausgewiesen, zehn Blowdown-Tests einwandfrei überstanden und ist bei einem Schwingungstest (Temperatur ca. 330 °C, Beschleunigung 50 g) wegen einem Kabelermüdungsbruch ausgefallen. Unter der Voraussetzung der spannungsfreien Befestigung des Meßkabels könnte man erwarten, daß dieser Aufnehmertyp sich für den beabsichtigten Einsatz bei den HDR-Blowdown-Versuchen eignen würde.
2. Beide piezoelektrischen Beschleunigungsaufnehmer Typ A/52/F haben 15 Blow-

down-Tests überstanden. Als nachteilig wurden bei beiden Prototypen der sich bei den Blowdown-Bedingungen einstellende niedrige Innenwiderstand (nur ca. 3 bis 30 M Ω) und die relativ große Querempfindlichkeit (ca. 10%) gefunden.

3. Der induktive Wegaufnehmer Typ WIOSS hat ausgezeichnete Meßsignalübertragungseigenschaften ausgewiesen, ist aber während eines Blowdown-Tests wegen Kabeldefekt ausgefallen. Wahrscheinliche Ausfallursache ist die Spannungsrißkorrosion des Kabelmantels.
4. Beide untersuchten Druckaufnehmer haben 15 Blowdown-Tests einwandfrei überstanden. Als nachteilig wurde die Beschleunigungsempfindlichkeit des Differenzdruckaufnehmers Typ PD1S und das nichtlineare Verhalten seiner Meßmembran gefunden. Der Absolutdruckaufnehmer Typ P1S scheint für den beabsichtigten Einsatz bei den HDR-Blowdown-Experimenten durchaus geeignet zu sein.

Die Meßsignalübertragungseigenschaften des Beschleunigungsaufnehmers Typ Z10295 illustriert die Frequenzgangfunktion in Abb. 06.01.01/02A-1. Das Diagramm zeigt einen ziemlich flachen Amplitudengang $|H(\nu)|$ und einen fast linearen Phasengang $\phi(\nu)$. Die entsprechende Phasenlaufzeit beträgt ca. 310 μ sec.

Das während eines Blowdown-Tests gemessene Ausgangssignal beider getesteten Druckaufnehmerprototypen zeigt Abb. 06.01.01/02A-2. Auf dieser Abbildung ist zu erkennen, daß der Absolutdruckaufnehmer Typ P1S den Druckverlauf im Autoklav richtig wiedergibt. Die Abweichungen sind im allgemeinen kleiner als 4% und im unterkühlten Bereich am Anfang des Blowdowns sind sie noch kleiner. Das Verhalten des Differenzdruckaufnehmers PD1S ist weniger befriedigend; die durch die Temperaturdrift verursachte Signalabweichung beträgt fast 25% des Meßbereiches. Im unterkühlten Bereich ist diese Abweichung kleiner als 1%.

Die Frequenzgangfunktion des Differenzdruckaufnehmers PD1S zeigt Abb. 06.01.01/02A-3. Der Amplitudengang $|H(\nu)|$ ist relativ flach und liegt bei ca. 0,96, was auf eine Empfindlichkeitsabnahme von ca. 4% hindeutet. Diese Empfindlichkeitsabnahme ist auf die Wirkung des statischen Vordruckes (in gegebenem Fall 20 bar) im Zusammenspiel mit dem nichtlinearen Verhalten der Druckaufnehmermembran zurückzuführen. Der Phasengang $\phi(\nu)$ ist fast linear; die entsprechende Phasenlaufzeit beträgt ca. 280 μ sec. Zur

Aufnahme der Frequenzgangfunktion wurde die in Abb. 06.01.01/02A-4 dargestellte, im IRE entwickelte Vorrichtung zur dynamischen Kalibrierung von Druckaufnehmern benutzt. Die im Berichtszeitraum durchgeführte Inbetriebnahme dieser Einrichtung erwies ihre Funktionstüchtigkeit bis über 1000 Hz.

Die Aufnehmerprototypen, bei denen Mängel festgestellt wurden, werden von den entsprechenden Herstellern modifiziert.

Für den folgenden Berichtszeitraum ist der Abschluß der Voruntersuchungsreihe zur Einsetzbarkeit der Aufnehmer für die HDR-Blowdown-Experimente geplant.

Literatur

[1] Halbjahresbericht 1977/1. KFK 2500, Dezember 1977

[2] J.Kadlec:
"Methoden der experimentellen Modalanalyse" (unveröffentlicht)

[3] J.Kadlec:
"Anwendungsbeispiele der experimentellen Modalanalyse"
(unveröffentlicht)

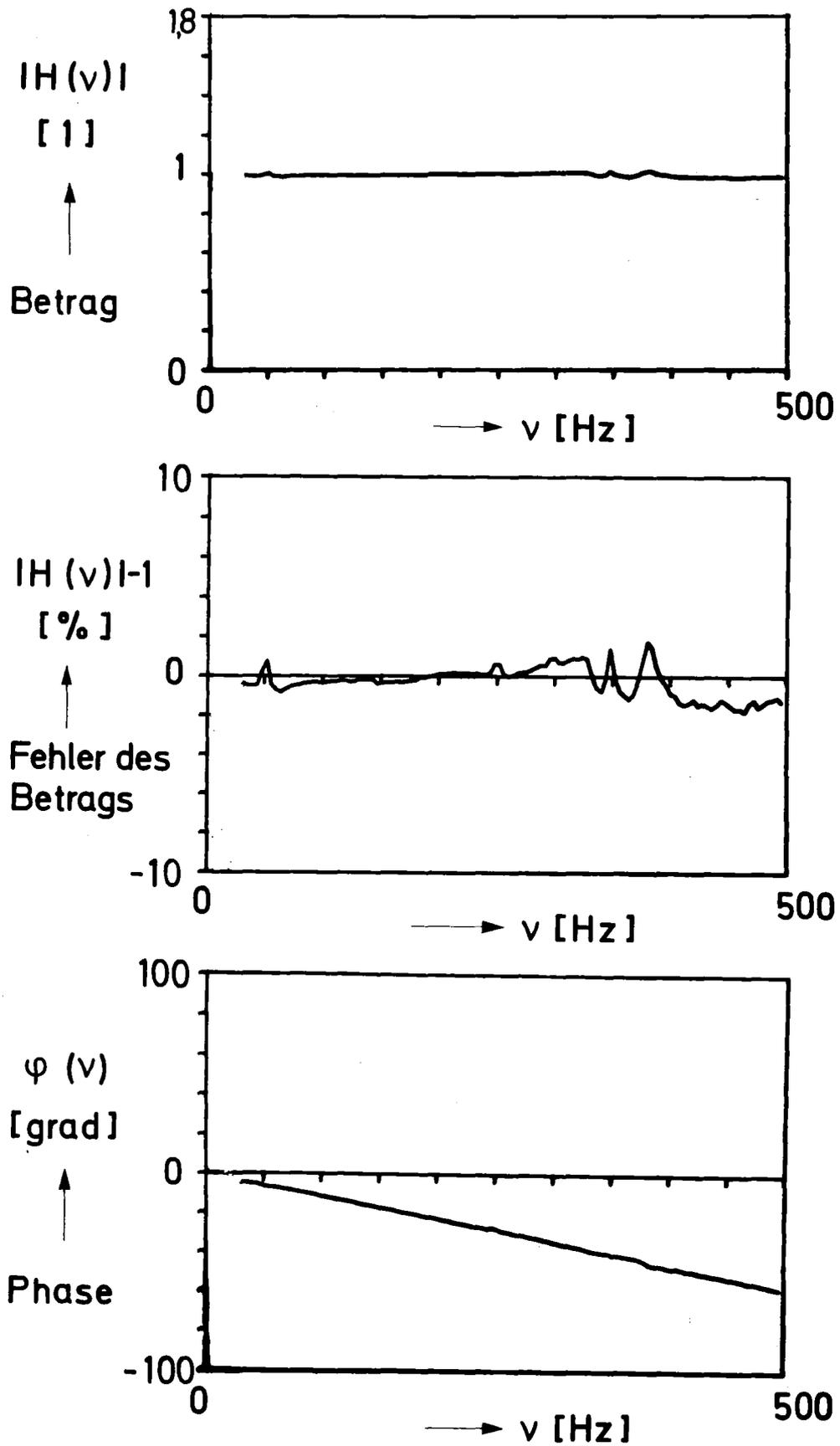
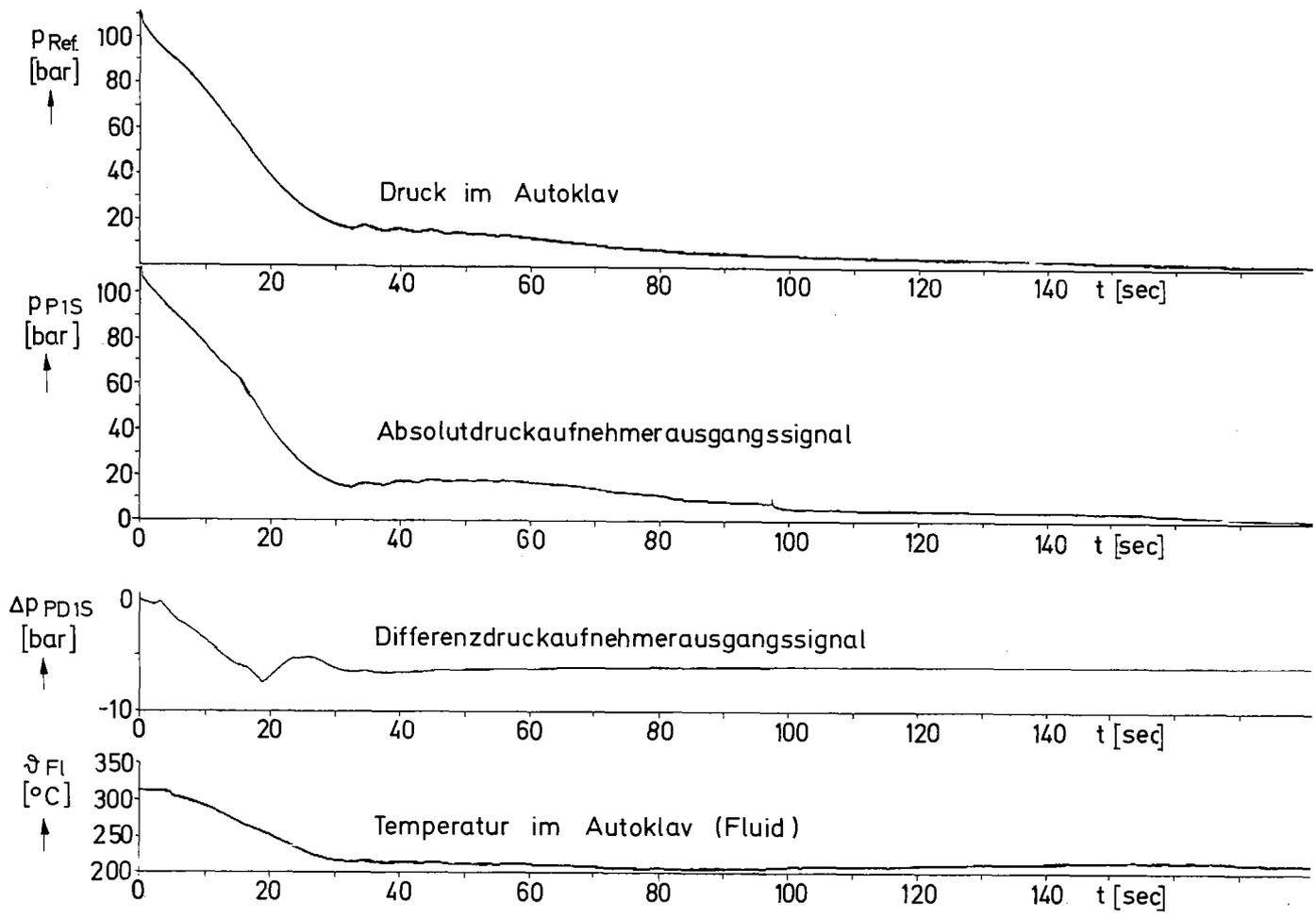


Abb. 06.01.01/02A-1 : Frequenzgangfunktion des Beschleunigungsaufnehmers Z 10 295



- 4100-12 -



Abb.06.01.01/02A-2: Verhalten der Druckaufnehmer P1S und PD1S beim Blowdown
Versuch Nr. 8

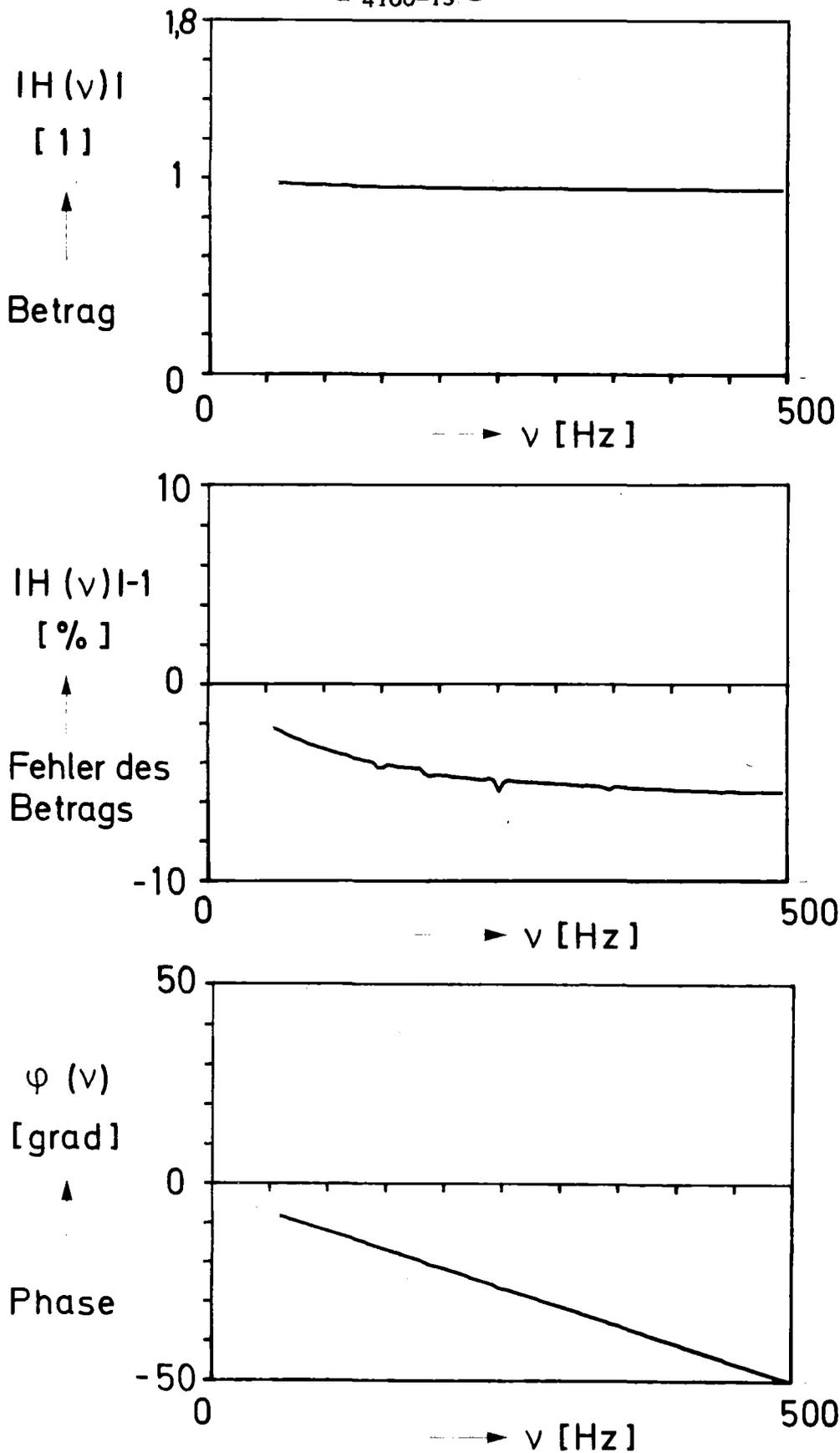
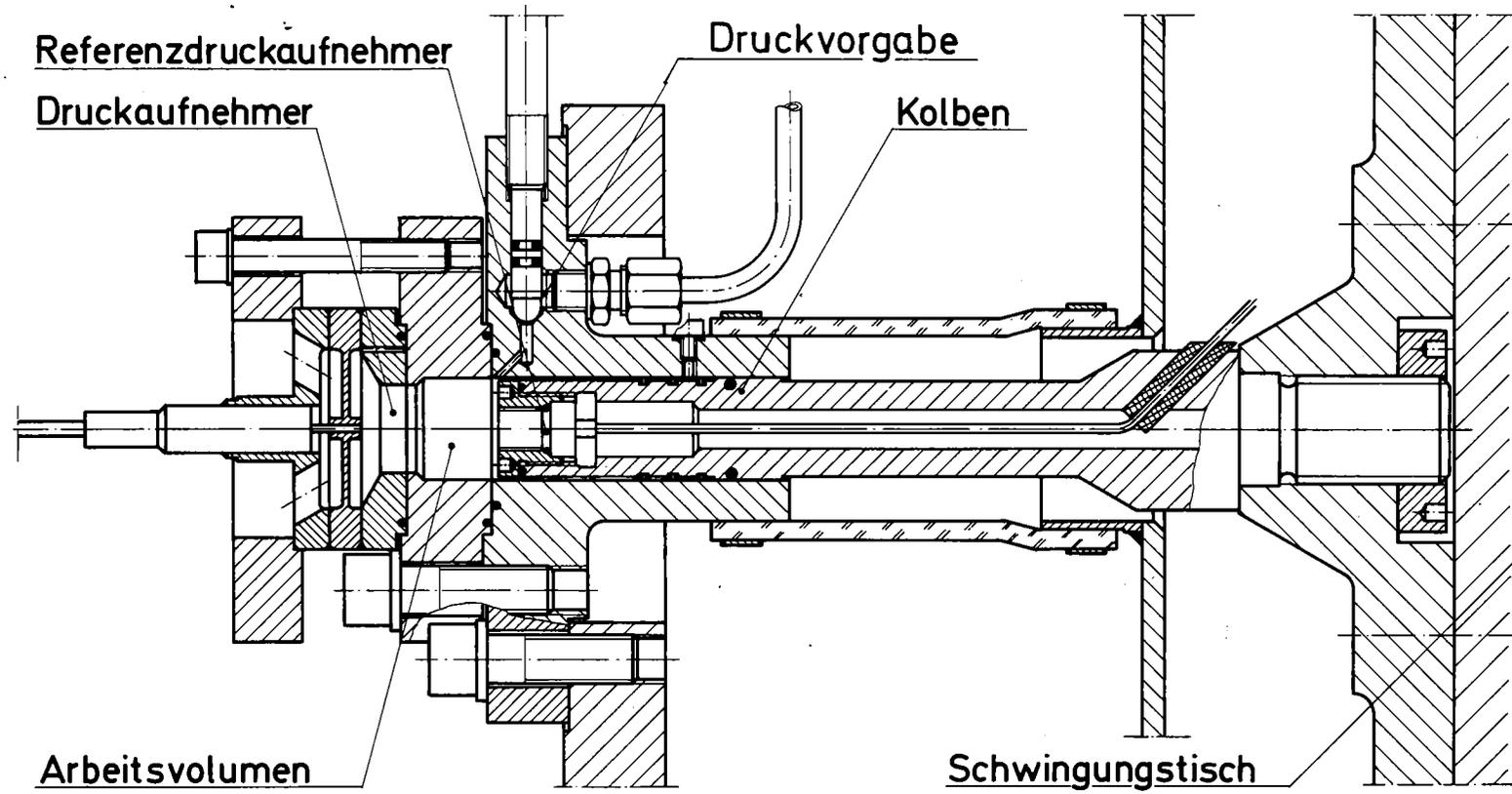


Abb. 06.01.01/02A - 3 : Frequenzgangfunktion des Differenzdruck -
aufnehmers PD 1S.



- 4100-14 -



Abb. 06.01.01/02 A - 4: Vorrichtung zur dynamischen Kalibrierung von Druckaufnehmern

06.01.02 Entwicklung und Verifizierung von Codes zur dynamischen Beanspruchung von RDB-Einbauten

06.01.02/01A Weiterentwicklung und Verifizierung gekoppelter fluid-struktur-
PNS 4125 turodynamischer Codes zur Analyse der dynamischen Spannungen und Verformungen von RDB-Einbauten bei Kühlmittelverluststorfällen in LWR

(H.H. Bechler, G. Enderle, B. Göller, G. Hailfinger, F. Katz, F. Kedziur, R. Krieg, A. Ludwig, H. Mösinger, W. Olbrich, E.G. Schlechtendahl, U. Schumann, IRE)

Einleitung

Das Vorhaben umfaßt die Entwicklung fluid-strukturdynamischer Codes. Die Arbeiten erfolgen in Anlehnung an die HDR-Blowdown-Experimente. Durch den Vergleich mit den dort erhaltenen Daten erfolgt die Verifizierung der Codes. Daneben sind ergänzende Laborversuche ebenfalls zur Codeteilverifikation vorgesehen (Vorhaben PNS 4126).

Durchgeführte Arbeiten und Ergebnisse

1. Fluiddynamik

Das Programm DRIX-2D zur Berechnung von transienten Zweiphasenströmungen wurde vor allem für drei verschiedene Anwendungen eingesetzt:

- a) HDR-Blowdown-Fälle
- b) Untersuchung des Einflusses der Modelldimensionalität (1D oder 2D) bei stationärer Rohrströmung
- c) Effekt einer Druckwelle auf einen im Dampf schwebenden Wassertropfen.

Zu a): Es wurden zwei HDR-Blowdownversuche (1 m-Stutzen, 270 °C; 5 m-Stutzen, 290 °C) bis 150 ms nach Bruch mit DRIX-2D vorausberechnet. Der Einfluß einer Prallplatte vor der Bruchöffnung und die Kraft auf dieser Prallplatte wurden untersucht. Im Gegensatz zu früheren Rechnungen wurde mit einer feinen Diskretisierung der Geometrie gerechnet. Auch der Bruchstutzen selbst wurde zweidimensional behandelt. Die Ergebnisse werden zur Zeit ausgewertet. Deutlich erkennbar ist die Separation der Phasen aufgrund der Umlenkung durch die Prallplatte (siehe Abb. 06.01.02/01A-1).

Zu b): Die Untersuchungen über den Einfluß der Dimensionalität in Rechnungen mehrdimensionaler Codes wurden fortgeführt. Abb. 06.01.02/01A-2 zeigt einen Vergleich von 1D- und 2D-Rechnungen mit DUESE und DRIX-2D. Ergänzend zum Vergleich der Codes DUESE (1D) und DRIX-2D wurde mit den Codes STRUYA und YAQUIR eine charakteristische Zweiphasenströmung des bevorstehenden Düsenexperiments (siehe 06.01.02/02A) untersucht. Als Vergleich mit Codes anderer Institutionen (Uni Karlsruhe und Lüttich) wurde die Strömung eines idealen Gases (einfache Zustandsgleichung!) durch die HENRY-Düse mit STRUYA berechnet. Es zeigte sich, daß bei dem in STRUYA benutzten Diskretisierungsverfahren (selbst eine 1D-Rechnung für ein Rohr ergibt pro axialer Position zwei Geschwindigkeitswerte) der bei anderen Codes festgestellte Unterschied zwischen 1D- und 2D-Rechnung nicht auftritt.

Ergänzend wurde ein anschauliches, analytisches Modell entwickelt, das unter gewissen Annahmen den Unterschied im Druckabfall bei ein- bzw. zweidimensionaler Berechnung einer Düsenströmung bestimmt.

Das Hauptergebnis dieser Vergleiche ist die Erkenntnis, daß eine zweidimensionale Rechnung gegenüber der eindimensionalen prinzipiell einen höheren Druckabfall in der Düsenströmung liefert. Eine abschließende Veröffentlichung ist in Vorbereitung.

Zu c): Von Patel und Theofanous (Purdue University West Lafayette) wurde experimentell festgestellt, daß ein im Wasser schwebender Quecksilbertropfen platzt, wenn ihn eine Druckwelle durchdringt. Dieses überraschende Phänomen ist bislang nicht eindeutig geklärt. Mit dem Zweiphasencode DRIX-2D konnte dieser Effekt an einem in Dampf schwebenden Wassertropfen nachgewiesen werden. Es konnte gezeigt werden, daß durch die Reflektion der Druckwelle am Tropfen in dessen Innern ein Überdruck induziert wird, der zum Zerplatzen (Expansion) des Tropfens führt. Abb. 06.01.02/01A-3 zeigt für verschiedene Zeiten nach Auftreffen einer Druckwelle auf einen Wassertropfen, daß die Flüssigkeitgeschwindigkeit auf der gesamten Tropfenoberfläche positiv, d.h. nach außen gerichtet ist.

Mit dem Code FLUST wurden alle beim Blowdown beteiligten Komponenten des HDR zweidimensional modelliert. Je ein Bereich für Innenraum mit oberem Plenum, Ringraum, Bruchstützen und Containment wurden aneinandergeschaltet. Mit diesem

geometrischen Modell wurde die kompressible, homogen zweiphasige Strömung beim Blowdown berechnet. Die Vorausberechnung der HDR-Blowdownversuche 1 und 3 wurde abgeschlossen.

Abb. 06.01.02/01A-4 zeigt den Druck in Ringraum, Stutzen, Innenraum und unterem Plenum 30 msec nach Beginn des Versuches 3. Aus der Reliefdarstellung des Druckes ist die Modellierung der Komponenten ersichtlich. Abb. 06.01.02/01A-5 zeigt den Verlauf des Druckes im Ringraum, im Stutzen und im Innenraum. In dieser Abbildung ist zu erkennen, daß ab etwa 30 ms der Druck im System dadurch beeinflußt wird, daß im Innenraum Sättigungsbedingungen erreicht werden ($p_{\text{sat}}(310\text{C}) = 9.87 \text{ MP}_a$). Dadurch erhöht sich ab etwa 45 ms auch der Druck im unteren Plenum und im Ringraum.

Zur Darstellung der FLUST-Ergebnisse wurde das Programm FLUSTPLOT erstellt, das die Feldgrößen Druck, Dichte, innere Energie, Temperatur, Dampfgehalt und Geschwindigkeit in Form von Reliefs oder Höhenlinien $f(x,y)$, als Diagramme $f(t)$ und die Geschwindigkeiten auch als Vektorplots darstellen kann. Die dynamischen Vorgänge können auch durch Erzeugung von Filmen anschaulich gemacht werden.

Die Dokumentation von FLUSTPLOT ist abgeschlossen, diejenige der 2D-Version von FLUST weitgehend fertiggestellt.

Der am LASL entwickelte TRAC-Code wurde einer eingehenden Untersuchung unterzogen. Testrechnungen wurden durchgeführt und die Möglichkeiten einer Implementierung geprüft.

Im Zusammenhang mit einem Vergleich der in verschiedenen Codes zugrundeliegenden Grundgleichungen der Fluidodynamik wurden auch neuere Theorien (polare Fluide, mikropolare Fluide) im Hinblick auf ihre Verwendbarkeit zur Beschreibung von Mehrphasenströmungen überprüft. Ein eingehendes Literaturstudium zeigte jedoch keine positiven Ansätze in dieser Richtung. Ein Grundproblem aller bekannten Kontinuumsmodelle für Zweiphasendynamik liegt in der Tatsache, daß sowohl das Dichtefeld wie auch das Geschwindigkeitsfeld Diskontinuitäten enthalten, so daß die Gültigkeit der differentiellen Erhaltungssätze für Masse, Impuls und Energie eigentlich nicht vorausgesetzt werden darf. Aus diesem Grunde wurde ein Ansatz für eine Theorie entwickelt, bei der von den integralen Erhaltungssätzen für Masse, Impuls, Drall, Schwerpunkt und Energie ausgegangen

wird. Zunächst wurde jedoch die Energiegleichung außer Betracht gelassen. Für Verteilungsfunktionen zweiter Ordnung im Raum läßt sich mit dieser Theorie ein konsistenter Satz von Differentialgleichungen für 16 skalare Zustandsgrößen endlicher Kontrollvolumina ableiten, die an die Stelle von vier Größen (Dichte + 3 Geschwindigkeitskomponenten) der konventionellen Kontinuumsmechanik treten. Die zusätzlichen 12 Zustandsgrößen entsprechen den jeweils drei räumlichen Ableitungen der vier konventionellen Zustandsgrößen.

2. Strukturdynamik

Die Entwicklungsarbeiten am Code CYLDY3 zur Schalendynamik des Kernmantels wurden fortgeführt. CYLDY3 basiert auf einer analytischen Integration der partiellen Differentialgleichungen für eine biegesteife Zylinderschale (Diff.-Gl. nach Flügge, erweitert durch Trägheitsterme). Im Gegensatz zum Vorläufer CYLDY2 treten bei der Integration keine Vernachlässigungen oder Diskretisations-Fehler auf. Mit CYLDY3 soll für alle anderen Codes, die bisher zur Beschreibung der Schalendynamik des Kernmantels eingesetzt wurden und voneinander abweichende Ergebnisse liefern, eine zuverlässige Vergleichsbasis geschaffen werden.

Die im Vergleich zu den bekannten Näherungsmethoden recht schwierigen Entwicklungsarbeiten führten im letzten Berichtshalbjahr zu den ersten Erfolgen. Einige Hundert quasi-exakte Werte für die niedrigsten Eigenfrequenzen konnten berechnet werden. Ein erster Vergleich mit den älteren CYLDY2-Ergebnissen zeigt gute Übereinstimmung der Frequenzen bei Verformungsmodes mit Umfangsordnungen gleich oder größer 2. Bei den Atmungsmodes (Umfangsordnung 0) und den Biegemodes (Umfangsordnung 1) sind dagegen die CYLDY2-Ergebnisse stärker fehlerbehaftet.

3. Fluid-Struktur-Kopplung

Für den Code STRUYA wurde wegen der sehr hohen Rechenzeiten bei detaillierten Modellen (bis zu 20 Stunden für 100 msec) eine Restart-Möglichkeit bereitgestellt. HDR-Blowdown-Rechnungen mit einem detaillierten Modell (über 300 Fluidmaschen), die früher wegen Instabilität nach ca. 20 msec Problemzeit abgebrochen werden mußten, wurden mit dem inzwischen geänderten CYLDY2-Modell erfolgreich über die gesamte Blowdownzeit hinweg durchgeführt. In Einzelfällen traten noch ungeklärte Instabilitäten auf. Aus den STRUYA-Anwendungen zur

Untersuchung der Dimensionalitätseinflüsse (siehe vorherige Seite) ergaben sich Änderungen an den diskreten Impulsgleichungen. Mit der Erstellung eines vorläufigen STRUYA-Handbuchs wurde begonnen. Wegen des hohen Rechenaufwandes einer STRUYA-Anwendung und der nicht voll beseitigten Stabilitätsprobleme werden künftig gekoppelte Rechnungen für HDR fast ausschließlich mit FLUX durchgeführt.

Die FLUX-Versionen FLUX1 für inkompressibles und FLUX2 für kompressibles Fluid zur dreidimensionalen Analyse der Wechselwirkung Kernmantelschale-Fluid beim Blowdown eines DWR sind vorläufig fertiggestellt. Das verwendete implizite Differenzenverfahren erwies sich als stabil, das Lösungsverfahren für die umfangreichen Gleichungssysteme als effektiv (dreidimensionale FLUX-Rechnung schneller als zweidimensionale STRUYA-Rechnung bei gleicher Diskretisierung). Die theoretischen Grundlagen des Verfahrens sowie die Ergebnisse einer Reihe von Anwendungsrechnungen wurden dokumentiert (Veröffentlichung zu FLUX1 im Druck [3], zu FLUX2 in Vorbereitung [5]). Anhand einer umfangreichen Parameterstudie mit verschiedenen Maschennetzen wurde u.a. der Einfluß der Diskretisierung analysiert. Die maximale Auflösung betrug $83 \times 33 \times 8$ Maschen ($z \times \psi \times r$) im Druckbehälter und 33×32 ($\psi \times z$) Strukturmoden bei einer Zeitschrittweite von 10^{-4} s. Es wurde gefunden, daß die Verformungen des Kernmantels schon ab 10×10 , die Beschleunigungen, Drucke und Spannungen ab 16×16 Strukturmoden weitgehend unabhängig von der Diskretisierung sind. Eine Variation der Schallgeschwindigkeit zeigte eine nur schwache Abhängigkeit der Verformung von diesem Parameter. Insbesondere liefern Rechnungen für inkompressibles Fluid eine gute und bezüglich der Spannungen im Kernmantel konservative Abschätzung für die Kernmantel-Belastungen. Die größten Unsicherheiten im Modell bilden die Dämpfungsparameter für Struktur und Fluid und hinsichtlich der Beschleunigungen die Bruchöffnungszeit.

Mit FLUX2 wurden die Blowdown-Versuche von Batelle (RS16-DWR5) [2] nachgerechnet.

Abb. 06.01.02/01A-6 zeigt eine Folge von Druckfeldern mit zunehmender Druckentlastung. Anhand dieses Bildes wird die im Vergleich zum HDR und erst recht zum DWR schlanke Form des Druckbehälters deutlich. Eine weitere Besonderheit des RS16-Experiments ist das Vorhandensein eines "Bypass" an der oberen Kernmanteleinspannung. Der Anteil der Bypass-Querschnittsfläche am Ringraumquerschnitt beträgt zwar nur 3,9 %, jedoch ist dieser Querschnitt groß genug, um das Druckfeld im oberen Plenum unmittelbar zu beeinflussen, wie Abb. 06.01.02/ 01A-6 zeigt.

Zur Zeit $t = 2$ ms ist deutlich eine geringe lokale Druckabsenkung im Innenraum in Stutzennähe erkennbar.

In der Abb. 06.01.02/01A-7 sind gerechnete FLUX2-Ergebnisse (dicke Kurven) mit den Meßwerten für verschiedene Druckmeßstellen (dünne Kurven) verglichen. Die Meßstellenbezeichnungen entsprechen den Definitionen in [2]. Während in FLUX2 der Druck im Stutzen im wesentlichen auf den als Randbedingung vorgegebenen Sattedampfdruck abfällt, zeigt das Meßsignal 99 ein anfängliches Unterschwingen, das auf Nichtgleichgewichts-Zweiphaseneffekte zurückgeführt werden kann. Dieser Effekt ist aber für den weiteren Verlauf offenbar nicht wesentlich.

Die Druckwellenausbreitung axial im Ringraum ergibt sich aus den Meßstellen 83 und 90. Die theoretischen Wellenlaufzeiten, wie sie aufgrund des Abstandes von der Bruchstelle und der Schallgeschwindigkeit ($a = 1070$ m/s) des Fluids sich ergeben, werden von der Rechnung präzise wiedergegeben. Die quantitative Übereinstimmung zwischen Rechnung und Messung ist zufriedenstellend.

Der Code SING-S ist auf gekoppelte fluid-strukturdynamische Probleme mit weitgehend beliebiger, dreidimensionaler Geometrie anwendbar. Für die Fluidkompressibilität muß eine grobe Simulierung ausreichend sein, oder sie muß ganz vernachlässigt werden können. Das fluiddynamische Teilproblem (Code SING1) wird mit Hilfe eines fortgeschrittenen Singularitätenverfahrens (Andere Bezeichnungen: Boundary Integral Equation Method, Panel-Verfahren, Verfahren finiter Oberflächenelemente) beschrieben. Es reduziert das dreidimensionale fluiddynamische Problem auf ein zweidimensionales mathematisches Problem in den Fluidrandflächen. Deshalb ist eine Diskretisierung auch nur für diese Randfläche erforderlich. Genauere Beschreibung in [7] sowie im letzten Halbjahresbericht. Das strukturdynamische Teilproblem wird mit Hilfe von Massen und Steifigkeitsmatrizen beschrieben, die entweder mit Hilfe von finiten Elementen oder anderen Verfahren aus der Strukturmechanik gewonnen werden können. Die Koppelung wird durch gegenseitige Substitutionen der den beiden Teilproblemen zugeordneten Unbekannten erreicht (simultanes Kopplungsverfahren). Man erhält hierbei mathematische Beziehungen, die formal mit den bekannten Bewegungsgleichungen aus der Strukturmechanik identisch sind. Lediglich die Massen und Steifigkeitsmatrizen werden modifiziert.

Bisher wurde SING-S im wesentlichen zur Analyse der Kugelschalenschwingungen von Siedewasserreaktor-Containments mit Druckunterdrückungssystemen eingesetzt. Einen 60°-Ausschnitt mit der zur Beschreibung des fluiddynamischen

Teilproblems notwendigen Oberflächen-Diskretisierung des Wasser-Pools ist in Abb. 06.01.02/01A-8 zu sehen. Das Problem ist 3-fach periodisch bezüglich des Umfanges. Lediglich der Kugelschalenteil, der die äußere Wand der Kondensationskammer bildet, wird als flexible Struktur behandelt. Die Steifigkeitsmatrix für diesen Kugelschalenteil wurde mit Hilfe des eigens hierfür entwickelten Programmes SPHER1 entwickelt (Standard Finite Elemente hatten sich als nicht brauchbar erwiesen). Mit Hilfe von SPHER1-Untersuchungen ergab sich, daß Kugelschalendeformationen fast ausschließlich nur in jenen Punkten auftraten, in denen die Belastungen erfolgten. Aus diesem Grunde schien eine korrekte Beschreibung der Dynamik jener Kugelschalenteile, die nicht Wand der Kondensationskammer sind, wenig relevant. Als Anregungsmechanismus dient eine kollabierende Dampfblase am Ende eines der Kondensationsrohre, die den aus dem Primärsystem austretenden Dampf in den Wasser-Pool leiten. Der Radius der kollabierenden Dampfblase als Funktion der Zeit ist Eingabeparameter. Für einen Dampfblasenradius von ca. 1 m und eine Kollapszeit von 0.1 sec ergaben sich mit SING-S die in Abb. 06.01.02/01A-9 dargestellten Radialverschiebungen der Containmentkugel. Sie beziehen sich auf die in Abb. 06.01.02/01A-8 gekennzeichneten Punkte.

Zwischenergebnis sind die Eigenschwingungen der Kugelschale unter Berücksichtigung des mitbewegten Wasser-Anteils. Die vier niedrigsten Eigenschwingungsfrequenzen mit den zugehörigen Formen sind in Abb. 06.01.02/01A-10 angegeben. Ein Vergleich mit Experimenten (Abblase-Versuche) am Reaktor Brunsbüttel zeigt, daß die unterste berechnete Eigenfrequenz mit 9,4 Hz etwas tiefer liegt als der gemessene Wert von etwa 11,5 Hz. Ursache dürfte eine Aussteifung im unteren Bereich der Kugelschalenwand der Kondensationskammer sein. Diese Aussteifung soll in zukünftigen Berechnungen berücksichtigt werden. Die niedrigste Eigenfrequenz des in Rede stehenden Kugelschalenausschnittes ohne Wasserbeaufschlagung liegt über 50 Hz.

Geplante Weiterarbeit

Schwerpunkt der künftigen Arbeiten wird die Koppelung von DRIX-2D und FLUX mit dem in FLUST enthaltenen homogenen Gleichgewichtsmodell innerhalb bzw. an FLUST.

Das DRIX-2D-Modell wird anhand der im nächsten Berichtszeitraum durchzuführenden Düsenexperimente verifiziert werden. Die Arbeiten an den Grundgleichungen der Kontinuumsmechanik auf der Basis integraler Erhaltungssätze werden fortgesetzt.

Die mit verschiedenen Strukturdynamik-Codes berechneten Eigenfrequenzen für den Kernmantel sollen anhand von CYLDY3-Rechnungen überprüft werden. Außerdem ist zu entscheiden, ob und gegebenenfalls in welchem Umfang der Vorläufer-Code CYLDY2 durch die Neuentwicklung CYLDY3 ersetzt wird.

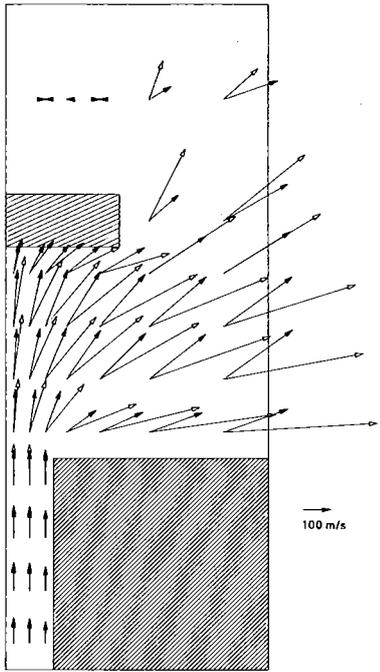
FLUX wird als Standardcode für gekoppelte Fluid-Strukturdynamik eingesetzt. Bei den Berechnungen zum dynamischen Verhalten von Druckunterdrückungssystemen - durchgeführt mit SING-S - soll die im unteren Bereich der Kondensationskammer vorhandene Versteifung der Kugelschale berücksichtigt werden. Gleichzeitig wird im Kugelschalenbereich eine Erhöhung der Anzahl der Freiheitsgrade angestrebt.

Die Dokumentation aller Codes wird auf den Mitte 1978 erreichten Stand gebracht.

Literatur

- [1] F. Kedziur, N. Moussiopoulos, U. Schumann, K. Stölting: PWR-Depressurization and its Hydraulic Analogy; Nuclear Engineering and Design 47 (1978) 25-34
- [2] BATTELLE-Institut e.V. Frankfurt: Ergebnisse der ersten DWR-Versuche mit Einbauten (DWR1-DWR5). Bericht DF-RS 0016B-10-1 (1977)
- [3] U. Schumann: Dynamic of a nuclear-reactor shell-structure in an incompressible fluid. To appear in: U. Müller, K.G. Roesner, B. Schmidt (ed.): RECENT DEVELOPMENTS IN THEORETICAL AND EXPERIMENTAL FLUID MECHANICS-COMPRESSIBLE AND INCOMPRESSIBLE FLOWS. Springer Verlag (1978)
- [4] F. Kedziur: Investigation of strongly accelerated two-phase flow; Int. Centre for Heat and Mass Transfer, 1978-Int. Seminar, Sept. 4-9, Dubrovnik, Yugoslavia
- [5] U. Schumann: Effektive Berechnung dreidimensionaler Fluid-Struktur-Wechselwirkung beim Kühlmittelverluststörfall eines Druckwasserreaktors - FLUX. KFK 2645, in Vorbereitung (1978)

- [6] H. Mösinger: Assessment of a drift-flux approximation for a strongly transient two-phase flow. Specialists' Meeting on Transient Two-phase Flow, Paris (1978)
- [7] R. Krieg: Coupled Problems in Transient Fluid and Structural Dynamics in Nuclear Engineering. Part 1: Safety Problems Solved by Flow Singularity Methods. Appl. Math. Modelling 2 (1978), 81-89
- [8] B. Göller, G. Hailfinger, R. Krieg: Vibrations of the Pressure Suppression System of a Boiling Water Reactor. Int. Conf. Vibration in Nucl. Plant, May 78, Keswick, U.K.
- [9] B. Göller, G. Hailfinger, R. Krieg: Schwingungen im Druckunterdrückungssystem von Siedewasserreaktoren mit flexiblem, wasserbeaufschlagten Kugel-Containment. Reaktortagung 1978, Hannover, S. 359 - 362



Geschwindigkeitsfeld an der Prallplatte 100 ms nach Bruch (5m-Stutzen) ↑ Wasser ↓ Dampf

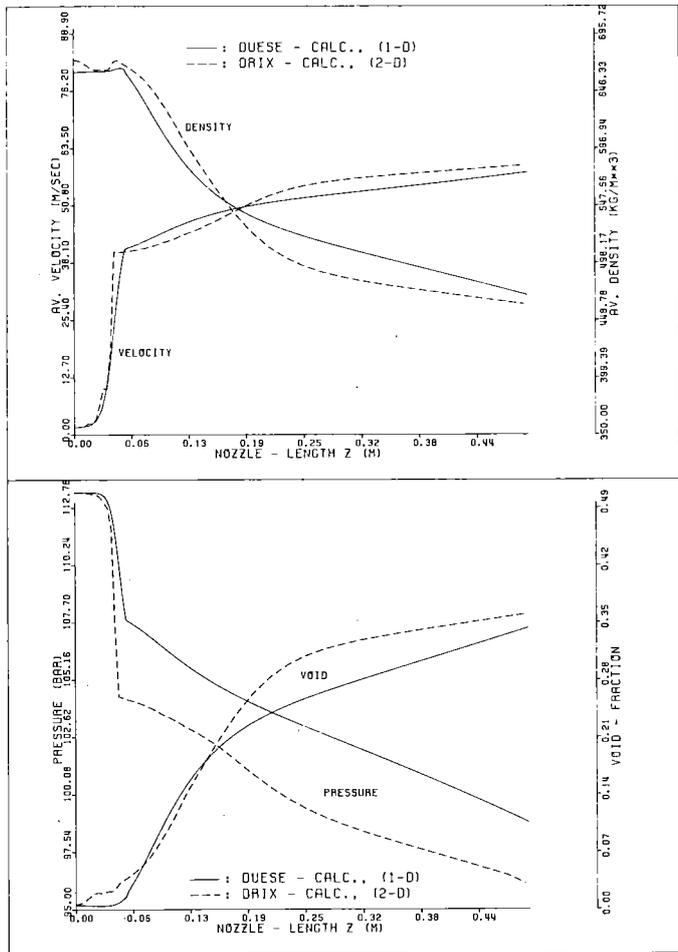


Abb. 06.01.02/01A-1: Zweiphasenströmung mit Prallplatte

Abb. 06.01.02/01A-2: Vergleich von 1D- und 2D-Berechnungen für das Düsenexperiment (06.01.02/02A)

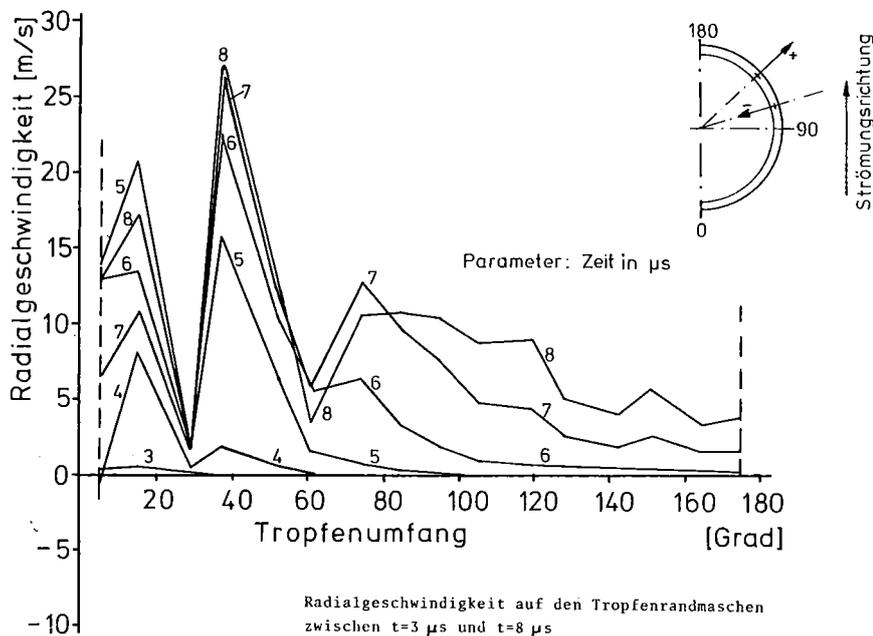


Abb. 06.01.02/01A-3: Eine Druckwelle führt zum Platzen eines Wassertropfens (Geschwindigkeit des Wassers überall positiv)

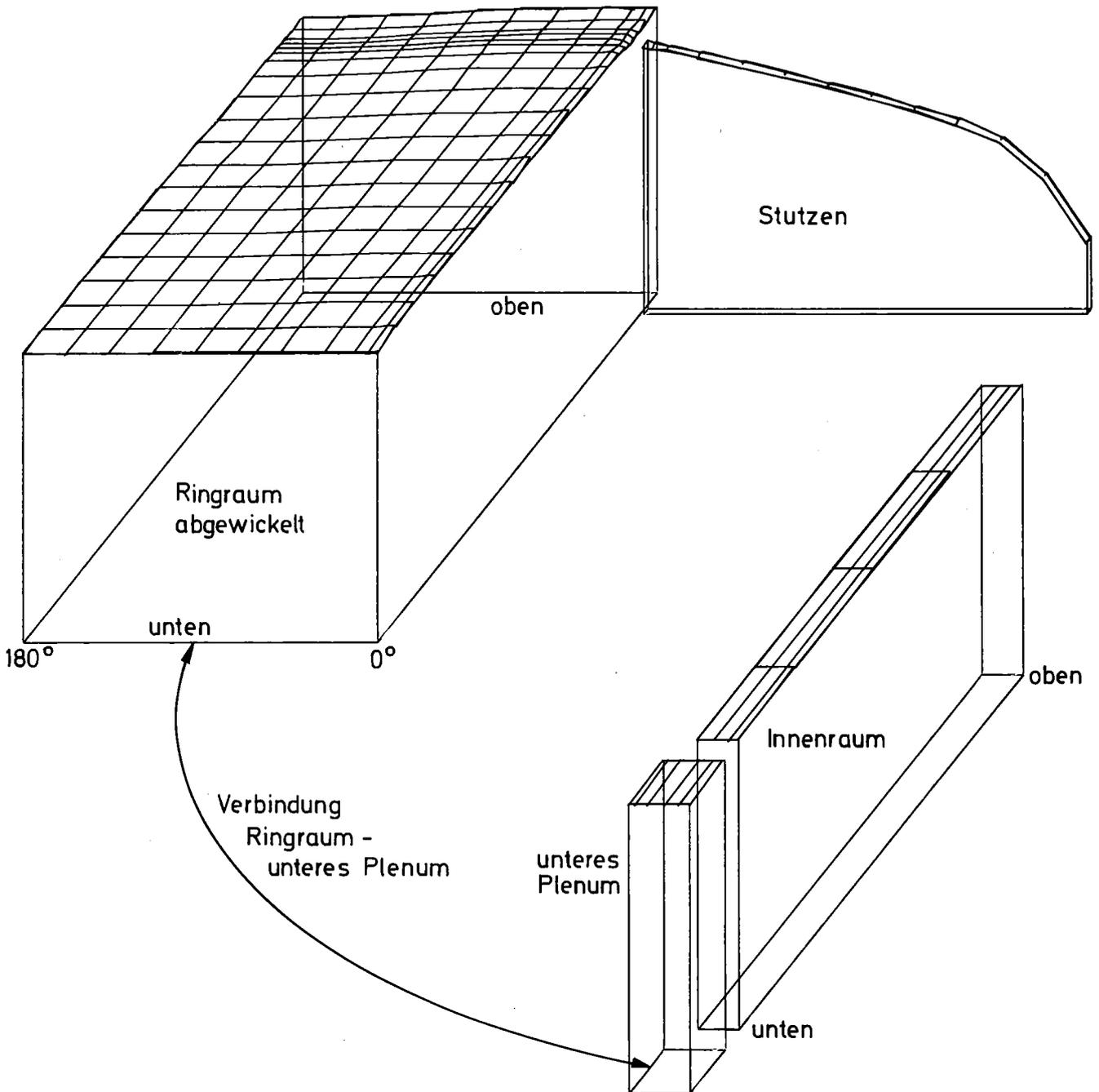


Abb. 06.01.02/01A-4 . Druck im HDR 30 ms nach Beginn des Blowdownversuches 3, berechnet von FLUST.

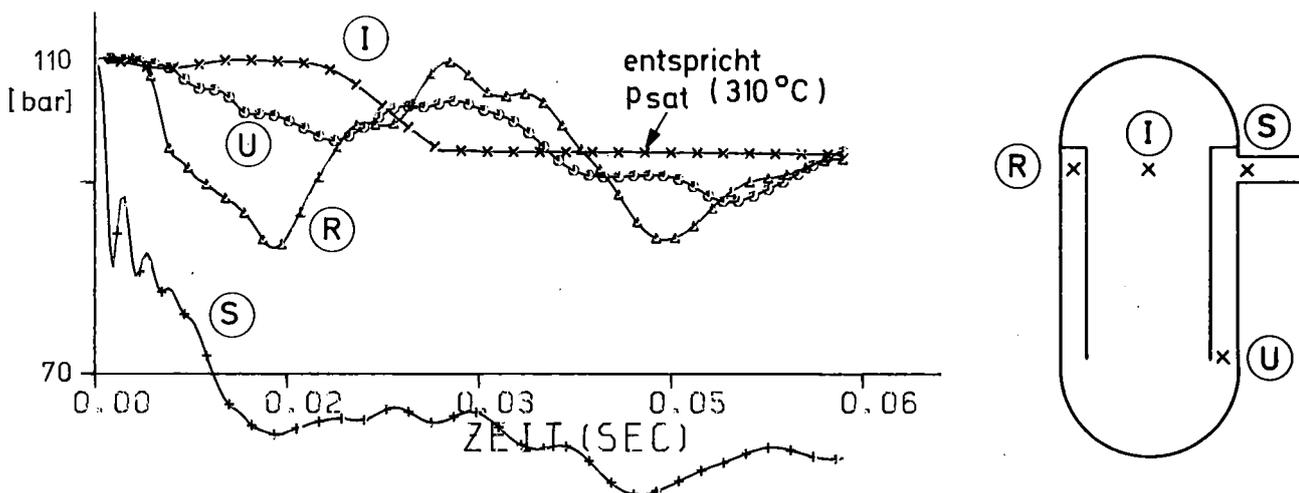


Abb. 06.01.02/01A-5 Druckverlauf im HDR, Blowdownversuch 3, berechnet von FLUST.

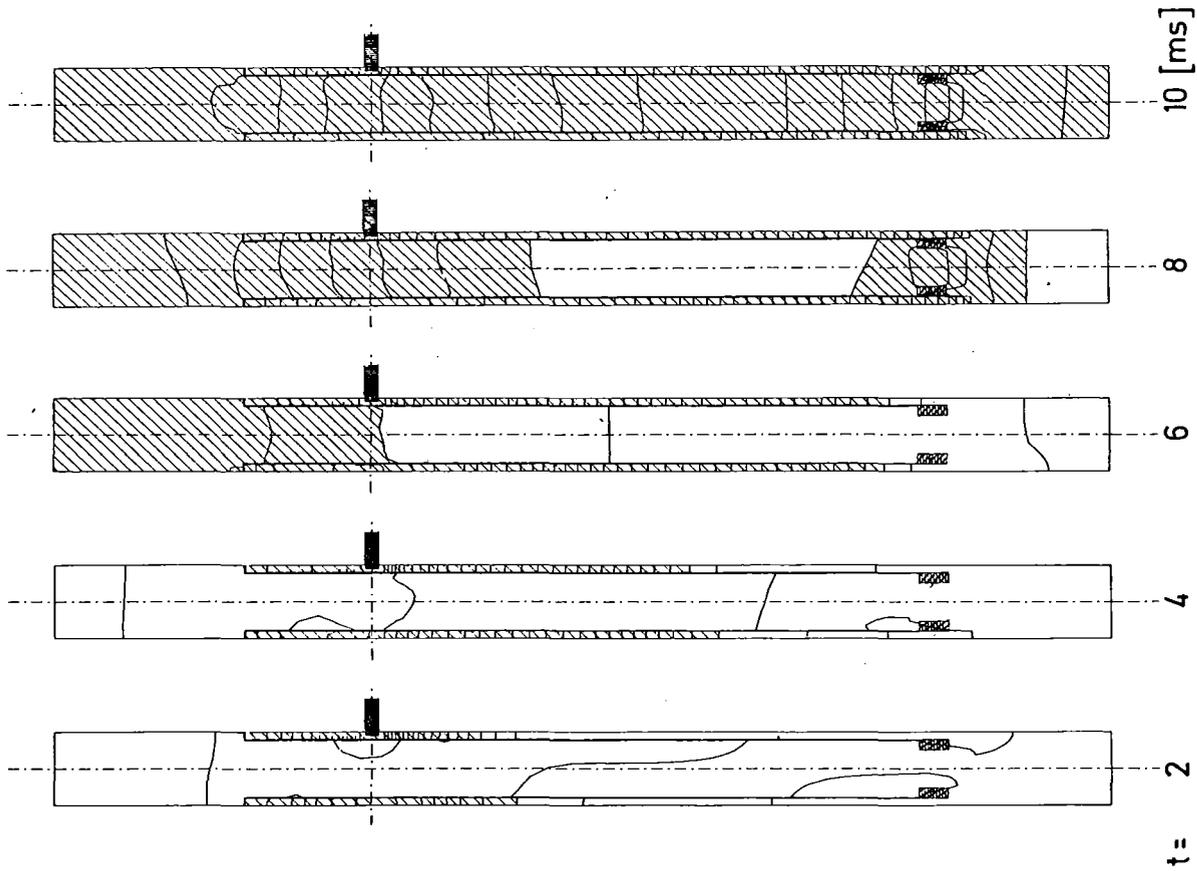
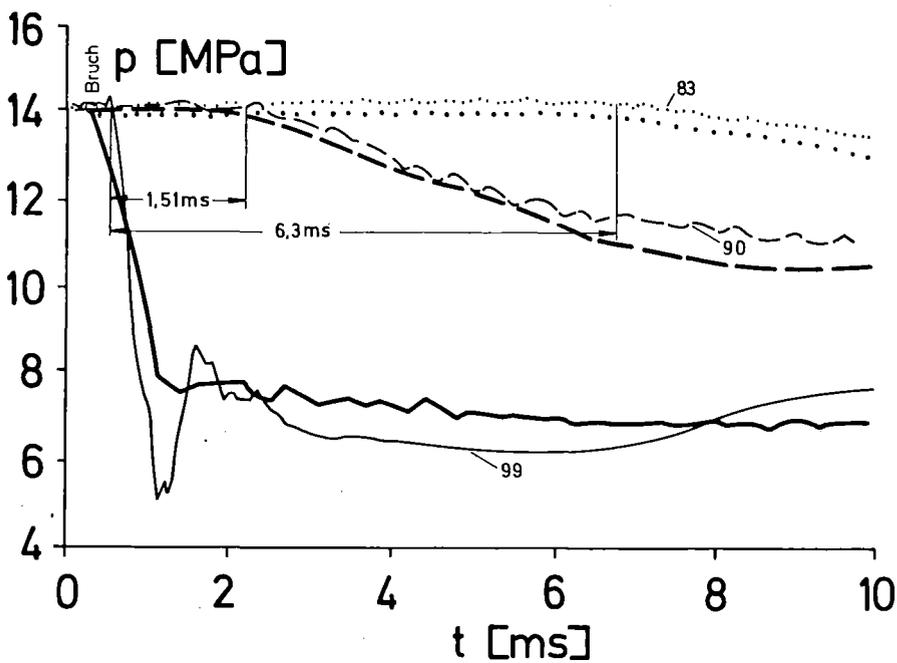


Abb. 06.01.02/01A-6: Druckwellen-Ausbreitung im RS16- Behälter mit Struktur-Rückwirkung; Höhenlinien-Differenz, $\Delta p = 1$ bar. Schraffiert sind Bereiche mit einer Druckab- senkung von mehr als 2 bar. Fall R2.



RS16/DWR5

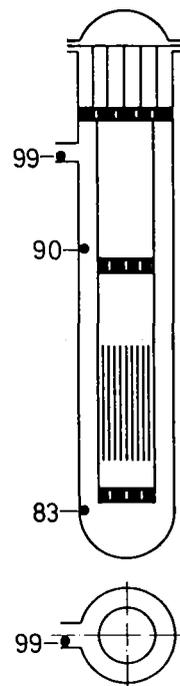


Abb. 06.01.02/01A-7: Ausbreitung der Entlastungswelle in den RS16-Ringraum mit Angabe der Laufzeiten. Dünne Kurven: Experiment, dicke Kurven: Rechnung, Fall R2.

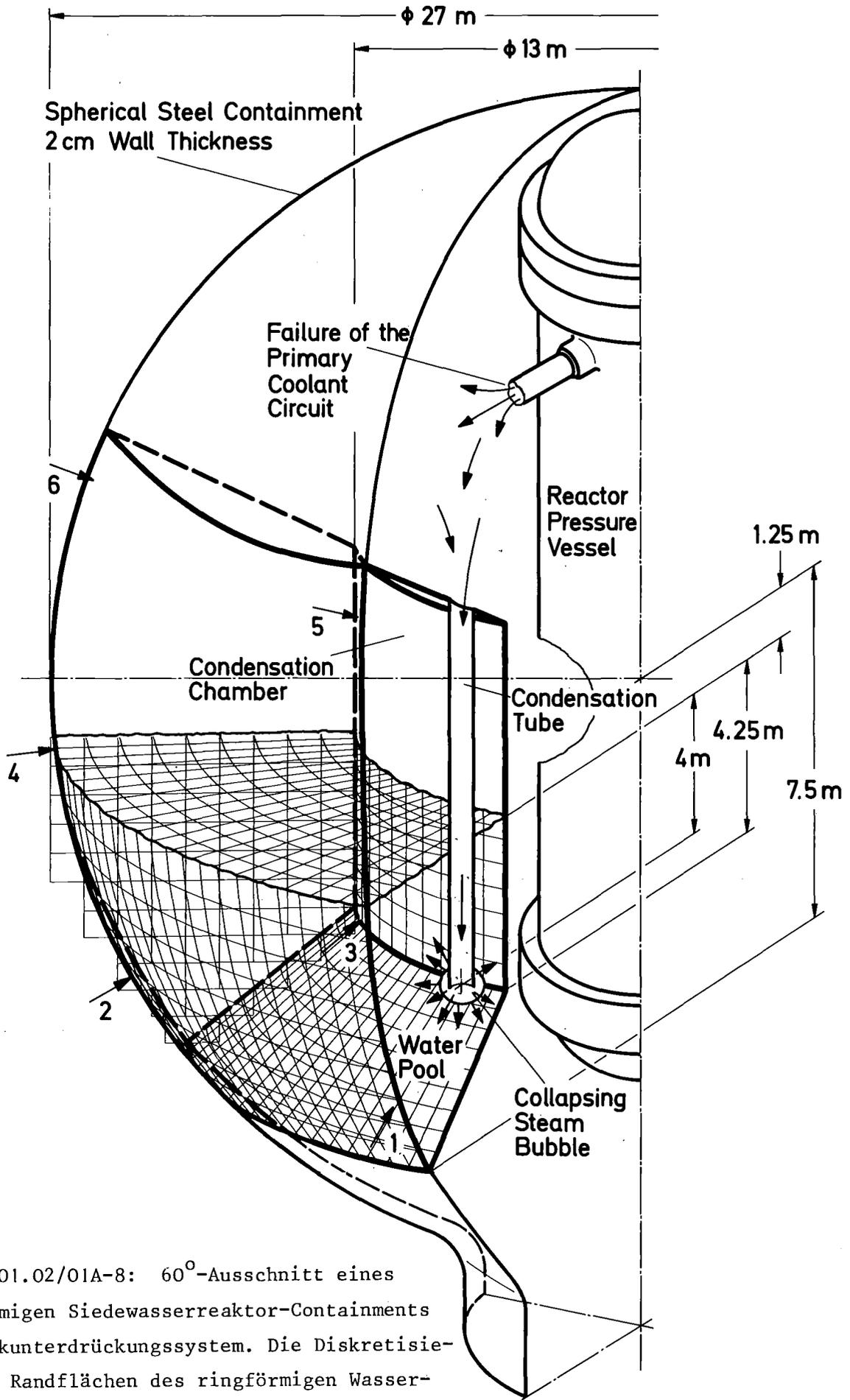
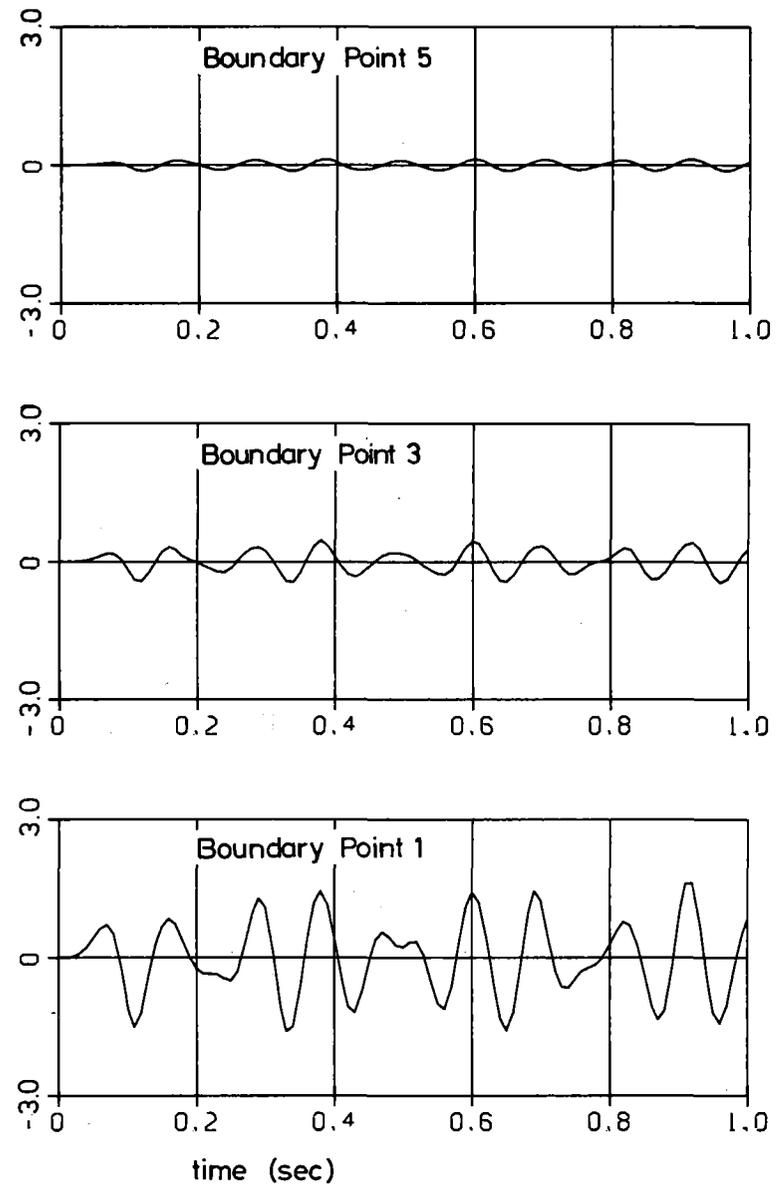
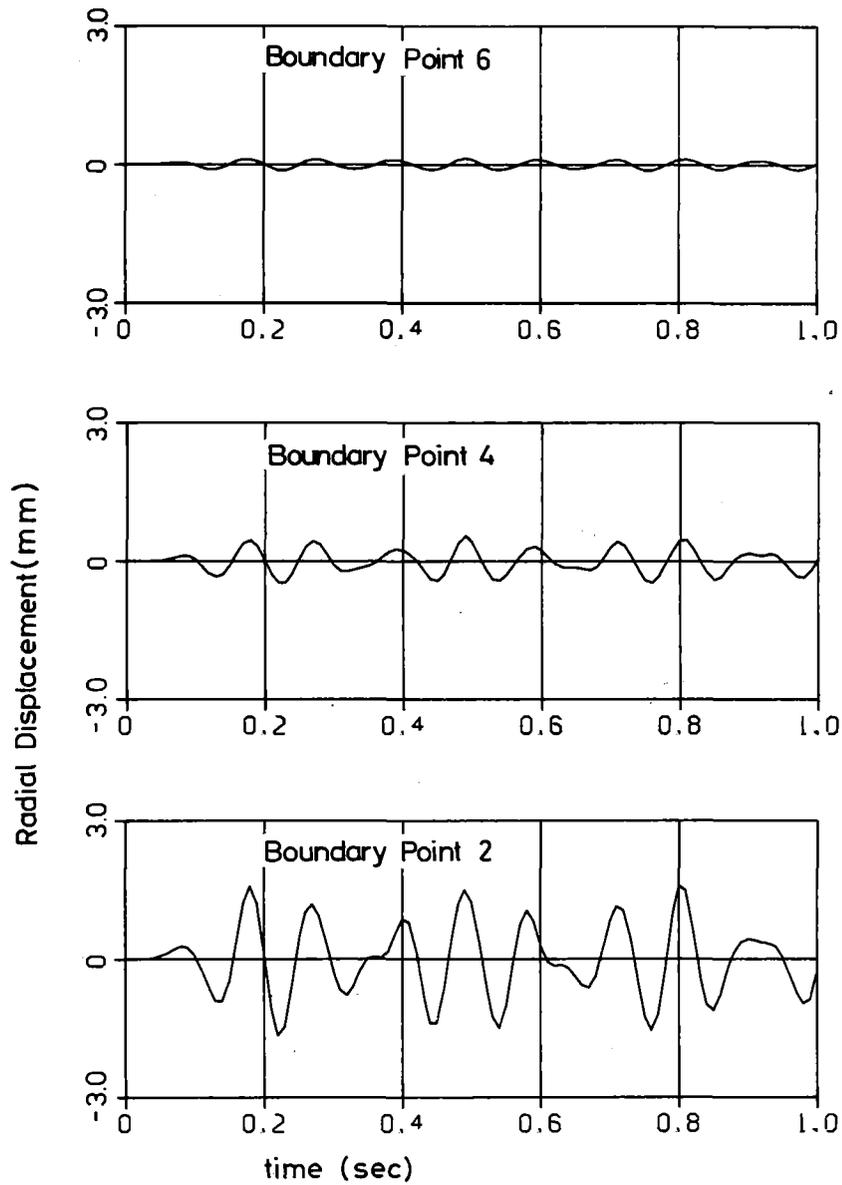


Abb. 06.01.02/01A-8: 60°-Ausschnitt eines kugelförmigen Siedewasserreaktor-Containments mit Druckunterdrückungssystem. Die Diskretisierung der Randflächen des ringförmigen Wasser-Pools in der Kondensationskammer ist angedeutet.



- 4100-28 -

Abb. 06.01.02/01A-9: Radiale Kugelschalenverschiebungen als Funktion der Zeit für die in der vorangegangenen Abbildung dargestellten Punkte. Anregung durch Kollaps einer Dampfblase. Blasendurchmesser etwa 1 m, Kollapszeit 0,1 sec

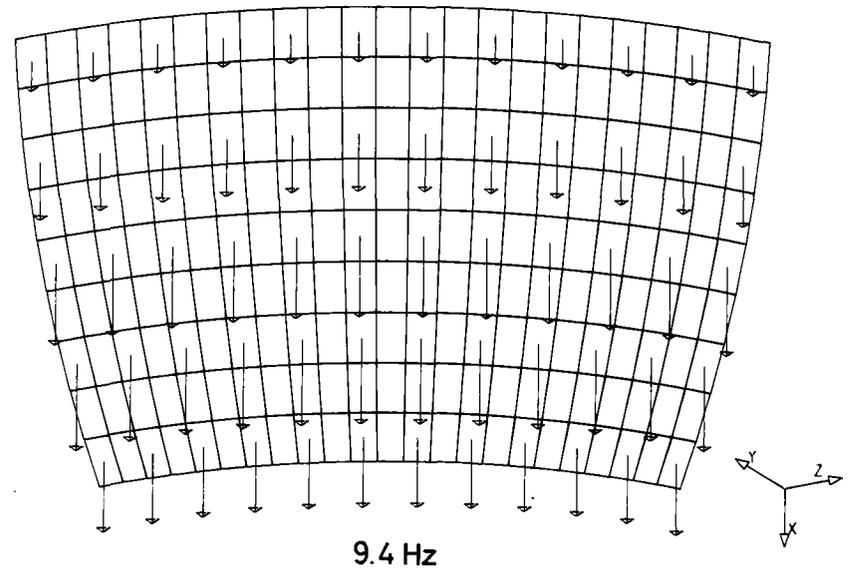
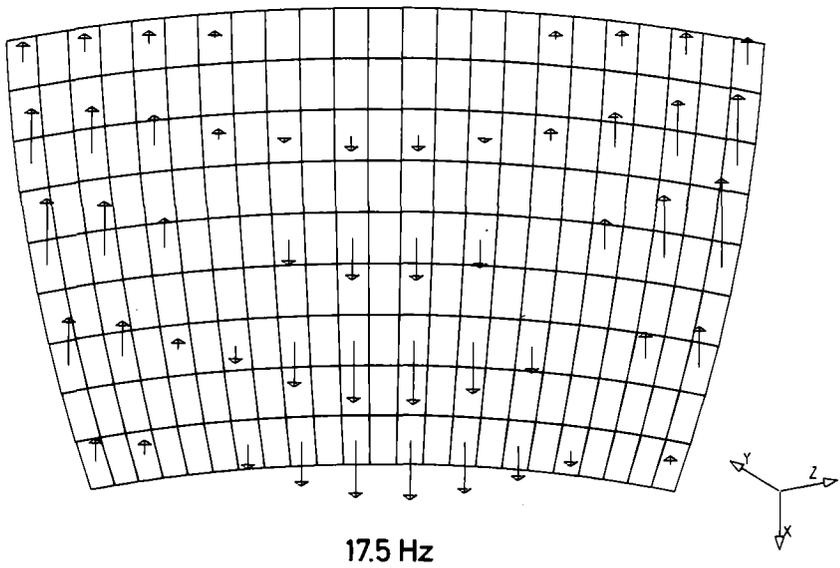
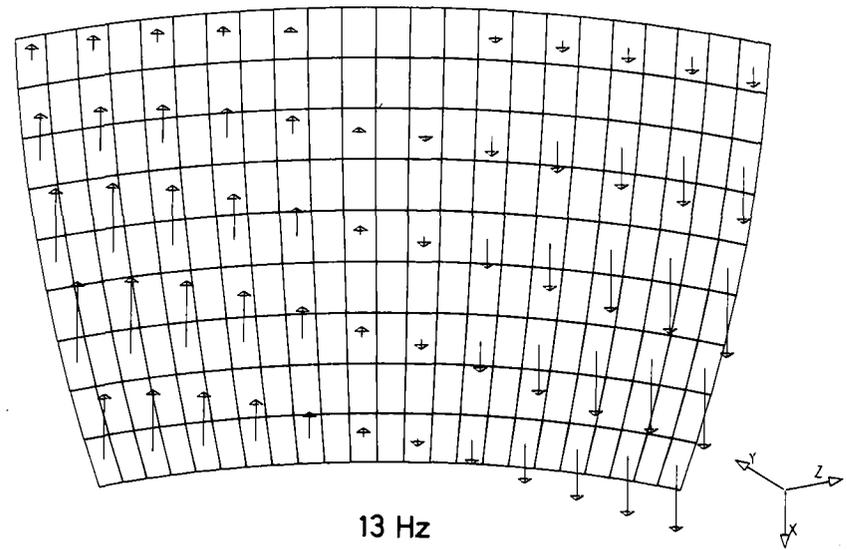
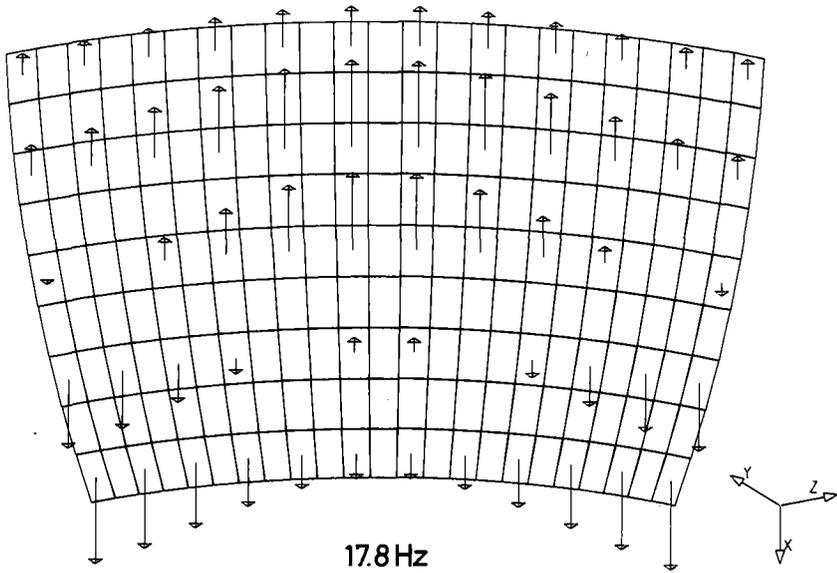


Abb. 06.01.02/01A-10: Eigenschwingungsformen und Frequenz der Kugelschale unter Berücksichtigung der mitzubewegenden Wassermassen des Pools. Es ist nur der benetzte Schalenteil dargestellt.

06.01.02/02A Laborversuche zur Abstützung von fluid-strukturdynamischen
PNS 4126 Rechenprogrammen zur Beschreibung der Anfangsphase bei Kühlmittelverluststörfällen

(J. Kadlec, F. Kedziur, R. Krieg, E. Wolf, IRE)

Einleitung

Das Vorhaben stellt eine Ergänzung der HDR-Blowdown-Experimente dar und dient zusammen mit diesen der Verifizierung gekoppelter fluid-strukturdynamischer Codes, die unter 06.01.02/01A für die Analyse der dynamischen Spannungen und Verformungen von RDB-Einbauten bei Kühlmittelverluststörfällen entwickelt werden. Im Mittelpunkt stehen Details wie z.B. Core-Einbauten, die in den HDR-Großversuchen nicht in der notwendigen Detaillierung untersucht werden können.

In den vorangegangenen Halbjahresberichten war dieser Beitrag Teil des Vorhabens 06.01.02/01A.

Durchgeführte Arbeiten und Ergebnisse

1. Laborexperimente zur Zweiphasenströmung

Die Teststrecke (Düse) und die Dichtemeßeinrichtungen zur Verifizierung von Nichtgleichgewicht-Zweiphasen Rechenprogrammen (s. Abb. 06.01.02/02A-1) wurden fertiggestellt und nach kleineren Anpassungsschwierigkeiten im Wasser-Dampf-Kreislauf des IRB installiert. Die heiße Druckprobe war erfolgreich. Die Meßwertaufnehmer wurden kalibriert und die zugehörige Elektronik einsatzbereit gemacht. In Zusammenarbeit mit dem LIT (H. Löffel, Meichelböck, Zeidler, Nitz, Wolf) erfolgte der Einbau der γ -Dichtemeßeinrichtungen sowie deren Eichung. Der Beginn der Experimente wurde teils durch personelle Engpässe, teils durch administrative Schwierigkeiten innerhalb des KfK verzögert. Bei der Eichung der Dichtemeßeinrichtung mußten aufgrund eines Konstruktionsfehlers einer Fremdfirma sämtliche Quellenbehälter neu konstruiert und gefertigt werden.

Der zur Auslegung und Nachrechnung der Düsenexperimente eingesetzte Code DUESE (der Code basiert auf den DRIX-2D Modellen) wurde weiter im Detail verbessert

(Berechnung des kritischen Massenstroms). Mit seiner Hilfe wurde das Versuchsprogramm für den Wasser-Dampf bzw. Wasser-Luft Kreislauf erstellt (s. Abb. 06.01.02/02A-2). Nach Abschluß der Vorversuche sollen die Hauptexperimente ab August 78 stattfinden.

2. Laborexperimente vom Blowdown-Type

Es wurde entschieden, daß als erster Untersuchungskomplex die bei den HDR-Großversuchen nicht modellierten Core-Details in Angriff genommen werden. Dazu wurden die konstruktiven Einzelheiten der Brennelemente und ihrer Halterungen von bestehenden Druckwasserreaktoren studiert. Es wurde deutlich, daß die Formgebung der unteren Tragplatte und die Einströmverhältnisse am Brennelementfuß sehr komplex sind. Da Reibungseffekte bei diesen Geometrien nicht vernachlässigbar sein dürften, wird eine maßstäbliche Modellierung zumindest von Ausschnitten für erforderlich gehalten. Bei Verwendung des vorhandenen Autoklaven bedeutet dies, daß Core-Ausschnitte mit maximal 300 mm Durchmesser und einer Länge von maximal 2 m untersucht werden können (Tatsächliche Länge der Brennelemente ca. 5 m). Um den Einfluß des Detaillierungsgrades zu studieren (Nachrechnung nur bei stark vereinfachten Geometrien möglich) wird es als zweckmäßig erachtet, Experimente mit einfacheren und komplizierteren Nachbildungen zu fahren. Außerdem ergab sich, daß die zwischen Kernmantel und Kernumfassung bestehende Verrippung eine noch genauer zu untersuchende Versteifung des Kernmantels mit sich bringt.

3. Laborexperimente mit periodischer Anregung

Zur experimentellen Untersuchung der fluid-strukturdynamischen Koppelung unter gut definierten Bedingungen wurden Versuche mit einem dünnwandigen, kreisförmigen Zylinder geplant. Diese Experimente sollen insbesondere zur Verifikation des unter 06.01.02/01A entwickelten Codes SING-S dienen. Wie aus Abb. 06.01.02/02A-3 hervorgeht, sind verschiedene Versuchsvarianten vorgesehen:

- a) Wasserfüllung mit freier Oberfläche,
- b) Wasserfüllung ohne freie Oberfläche,
- c) Anordnung liegend, d.h. nichtrotationssymmetrische Geometrie,
- d) Starrer Verdrängungs-Zylinder, d.h. Ähnlichkeit mit DWR-Blowdown-Problematik,
- e) Starrer Verdrängungs-Zylinder ohne freie Oberfläche, d.h. Dämpfung infolge scharfer Kantenumströmung,
- f) Wasserfüllung mit definierter Anfangs-Strömungsgeschwindigkeit.

Zur Untersuchung des Einflusses der Fluid-Viskosität auf die Dämpfung soll darüber hinaus die Viskosität variiert werden (z.B. verschiedene Wassertemperaturen).

Die Systemanregung soll mit Hilfe eines Shakers erfolgen. Der Zylinder mit Beschleunigungsaufnehmern soll instrumentiert werden, derart, daß Schwingungsmodes bis zur 4. Axialordnung und zur 6. Umfangsordnung bestimmt werden können.

Geplante Weiterarbeit

Ab August 1978 sollen die geplanten Düsenexperimente in Zusammenarbeit mit dem IRB und dem LIT am Wasser-Dampf-Kreislauf des IRB durchgeführt werden. Abhängig von den Ergebnissen der ersten Versuchsauswertung wird über die Durchführung einer zweiten Versuchsreihe zu entscheiden sein.

Für die Laborexperimente vom Blowdown-Type sollen die Versuchseinbauten entworfen werden. Für die Laborexperimente mit periodischer Anregung sind der kreisförmige Zylinder, der Shaker und die Instrumentierung zu beschaffen.

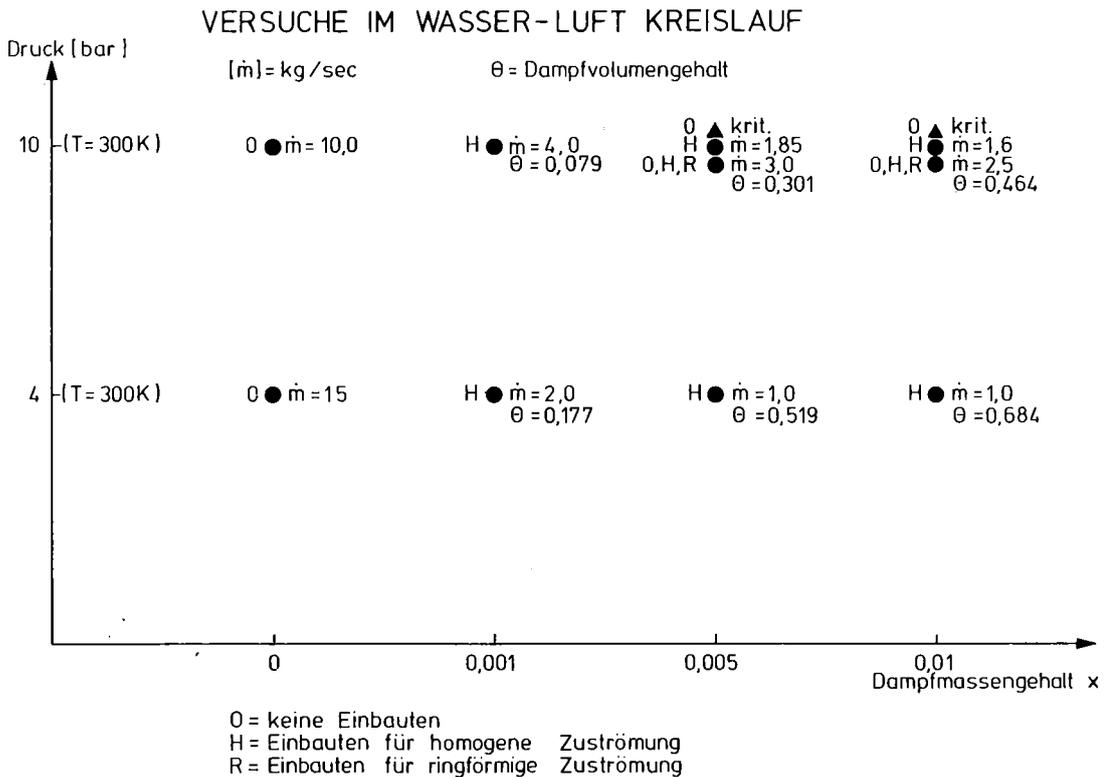
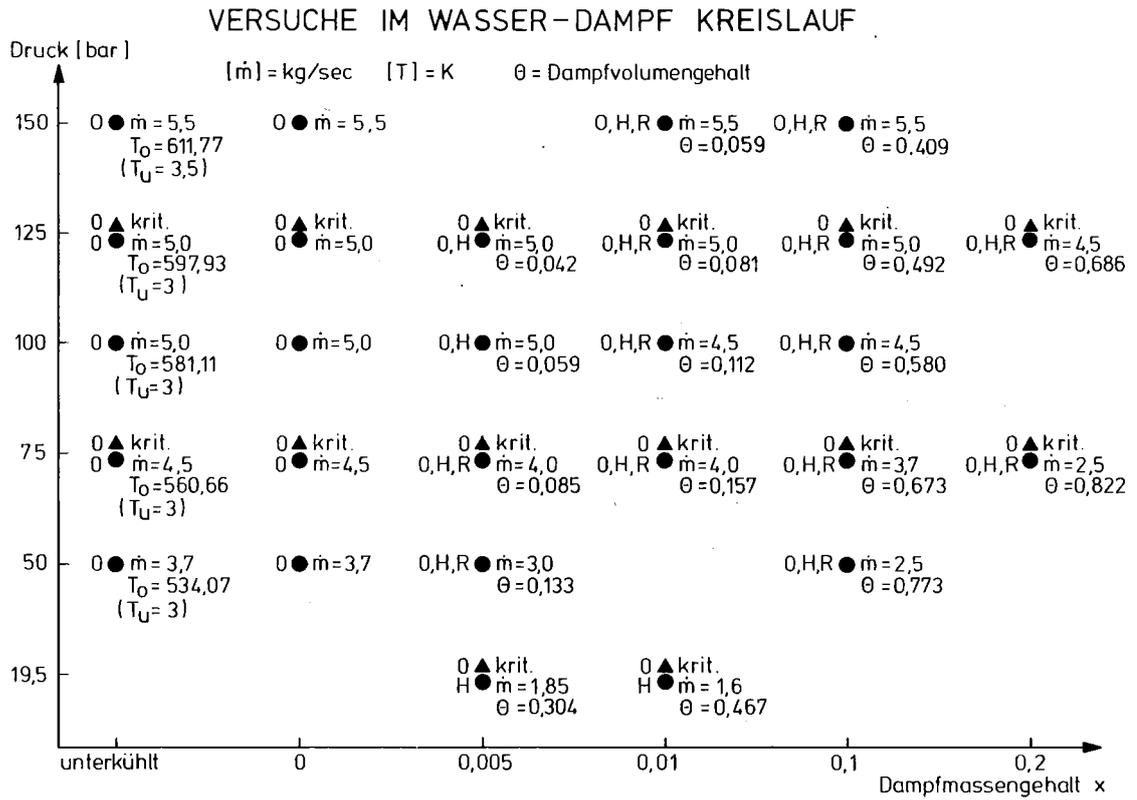


Abb. 06.01.02/02A-2: Versuchsmatrix für die Düsenexperimente

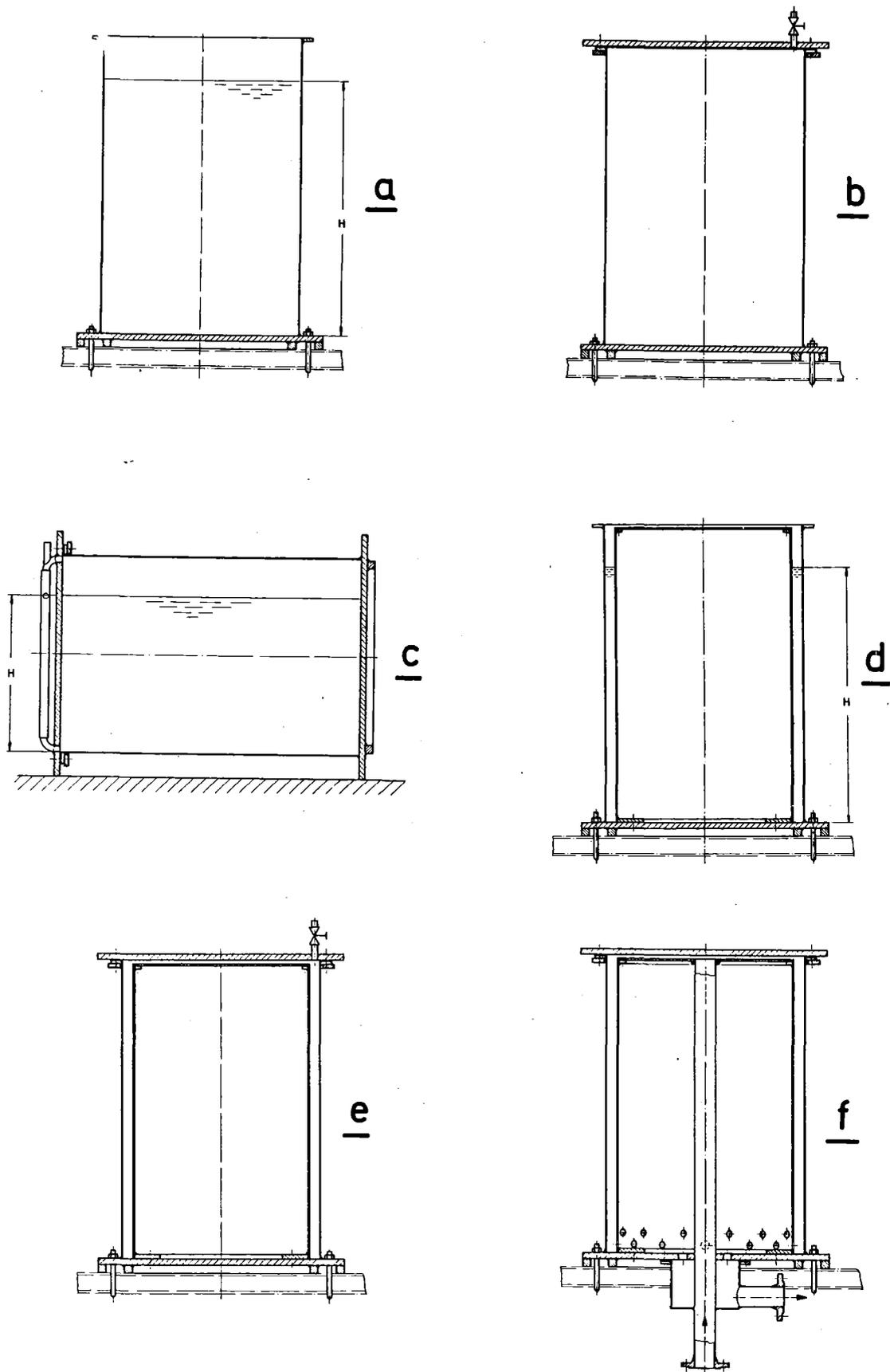


Abb. 06.01.02/02A-3: Geplante Varianten der Laborexperimente mit periodischer Anregung

- 06.01.03 Entwicklung von Zweiphasen-Massenstrom-Meßverfahren und Anwendung bei den Blowdown-Experimenten
- 06.01.03/01A Entwicklung eines Radionuklidverfahrens zur Massenstrom-
02A messung instationärer Mehrphasenströmungen
- PNS 4135/36 (R. Löffel, H. Meichelböck, W. Nitz, S. Stiefel, D. Wolf, W.D. Zeidler, LIT; A. Suppan, W. Link, RBT)

1. Durchgeführte Arbeiten

1.1 Geschwindigkeitsmessung

Am Gemeinsamen Versuchsstand wurden weitere Radiotracerexperimente durchgeführt. Die Vergleichsmessungen mit den LOFT- und SEMISCALE-Instrumentierungen am 3"-Rohr wurden abgeschlossen. Die Auswertung der im 2. Halbjahr 1977 und im Berichtszeitraum durchgeführten Radiotracermessungen wurde fortgesetzt.

1.2 Dichtemessung

Die Ende 1977 fertiggestellten 6-Strahl- γ -Dichtemeßanlagen für die Rohre der Nennweiten 50 mm und 65 mm bzw. 3" wurden in Betrieb genommen.

2. Erzielte Ergebnisse

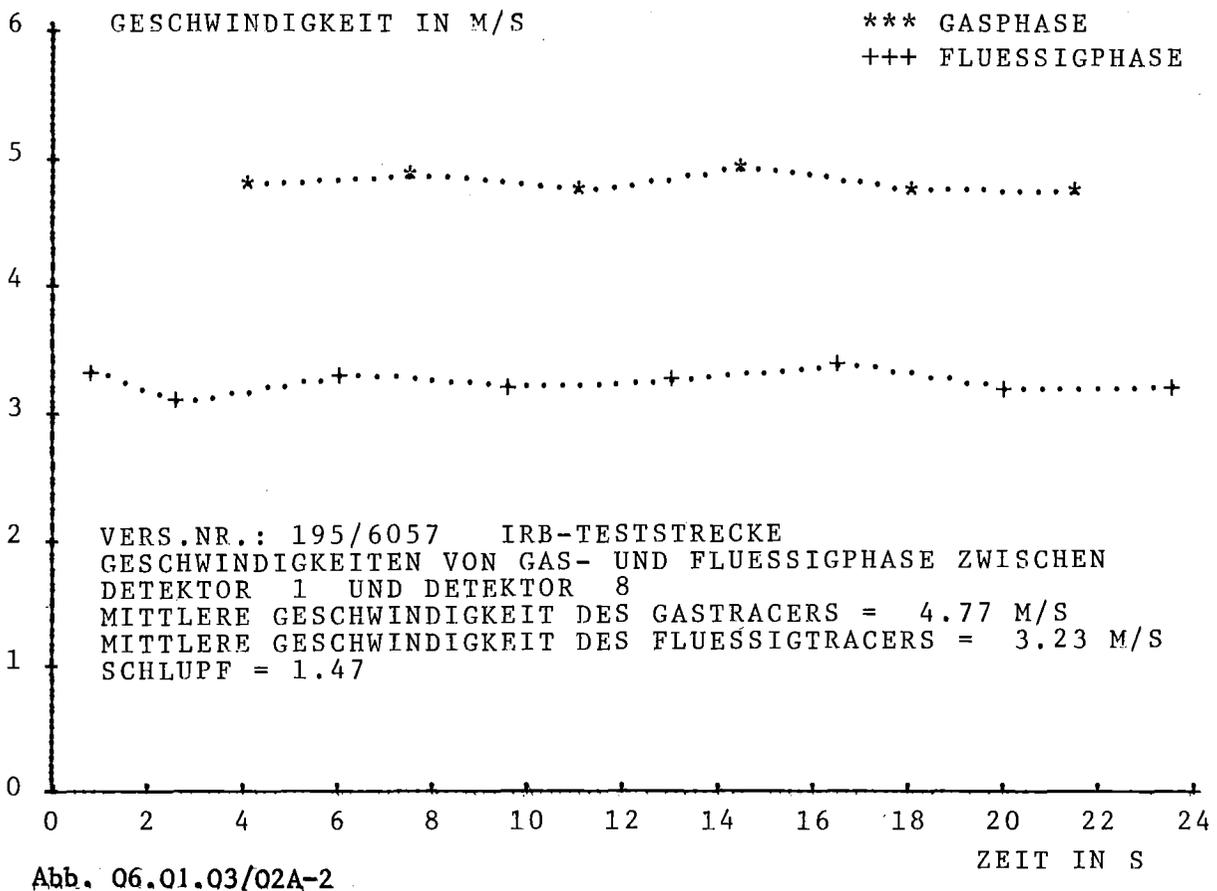
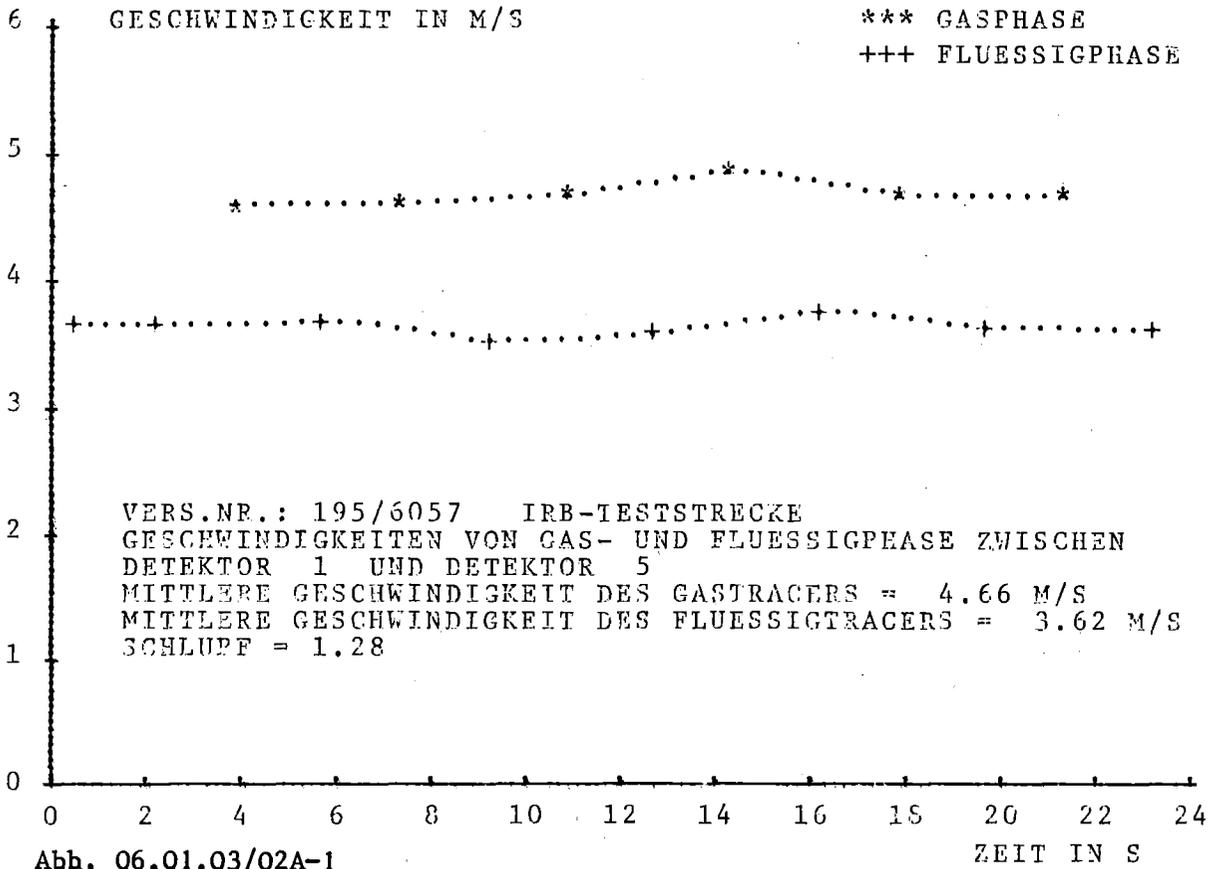
2.1 Geschwindigkeitsmessung

Bei den bisher ausgewerteten Vergleichsmessungen traten Geschwindigkeiten von 0,1 bis 40 m/s für beide Phasen auf. Dabei ergaben sich Schlupffaktoren von $S = 0,6$ bis 8,0. In den Abb. 06.01.03/02A-1 bis 6 werden einige typische Ergebnisse wiedergegeben. Sie zeigen einerseits den Verlauf der Phasengeschwindigkeiten über der Zeit an einem bestimmten Rohrabschnitt (vgl. Abb. 06.01.03/02A-1 bis 4) und den Verlauf der Phasengeschwindigkeiten sowie des Schlupfes über der Rohrlänge andererseits (vgl. Abb. 06.01.03/02A-5 und 6). Bei verschiedenen Versuchen traten Schlupffaktoren kleiner 1 auf. Dies war zurückzuführen auf eine abrupte Querschnittserweiterung des Rohres von NW 50 auf NW 65 bzw. NW 100. Bei Eintritt in den erweiterten Rohrquerschnitt nahm die Gasgeschwindigkeit entsprechend ab

(Kontinuitätsbedingungen), während die Flüssigphase zunächst mit nahezu gleichbleibender Geschwindigkeit weiterströmte. Bei vielen Versuchen (auch bei denen ohne Querschnittsveränderung des Rohres) war festzustellen, daß die Flüssiggeschwindigkeit längs der Rohrachse abnahm, während die Gasgeschwindigkeit konstant blieb oder sogar anstieg. Dies war vorzugsweise bei Schichtenströmungen zu beobachten und hängt offensichtlich mit der längs der Rohrachse zunehmenden Phasenseparation zusammen.

2.2 Dichtemessung

Die 6-Strahl- γ -Dichtemeßanlage (vgl. Abb. 06.01.03/02A-7) lieferte bereits erste zufriedenstellende Ergebnisse. Allerdings zeigen die Meßketten noch Instabilitäten, die vorwiegend auf das Verhalten der Photomultiplier zurückzuführen sind. Es wird zur Zeit versucht, durch Einbau einer zusätzlichen Peakstabilisierung eine bessere Stabilität der Meßketten zu erreichen. Bisher werden auftretende Signalshiften durch Eichmessungen und Korrekturrechnungen eliminiert. In Abb. 06.01.03/02A-8 sind einige typische Dichtemeßsignale mit den daraus resultierenden Strömungsformen gezeigt.



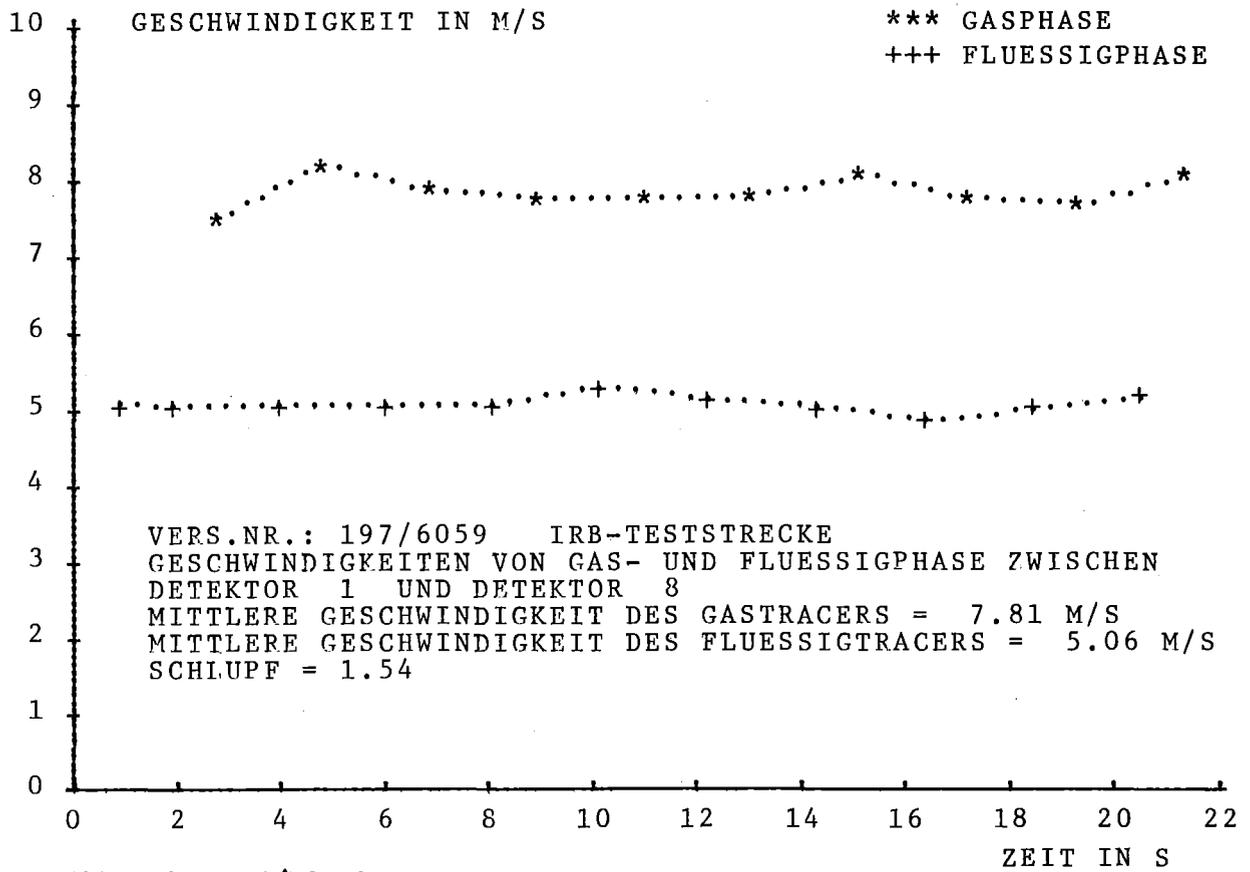


Abb. Q6.Q1.03/02A-3

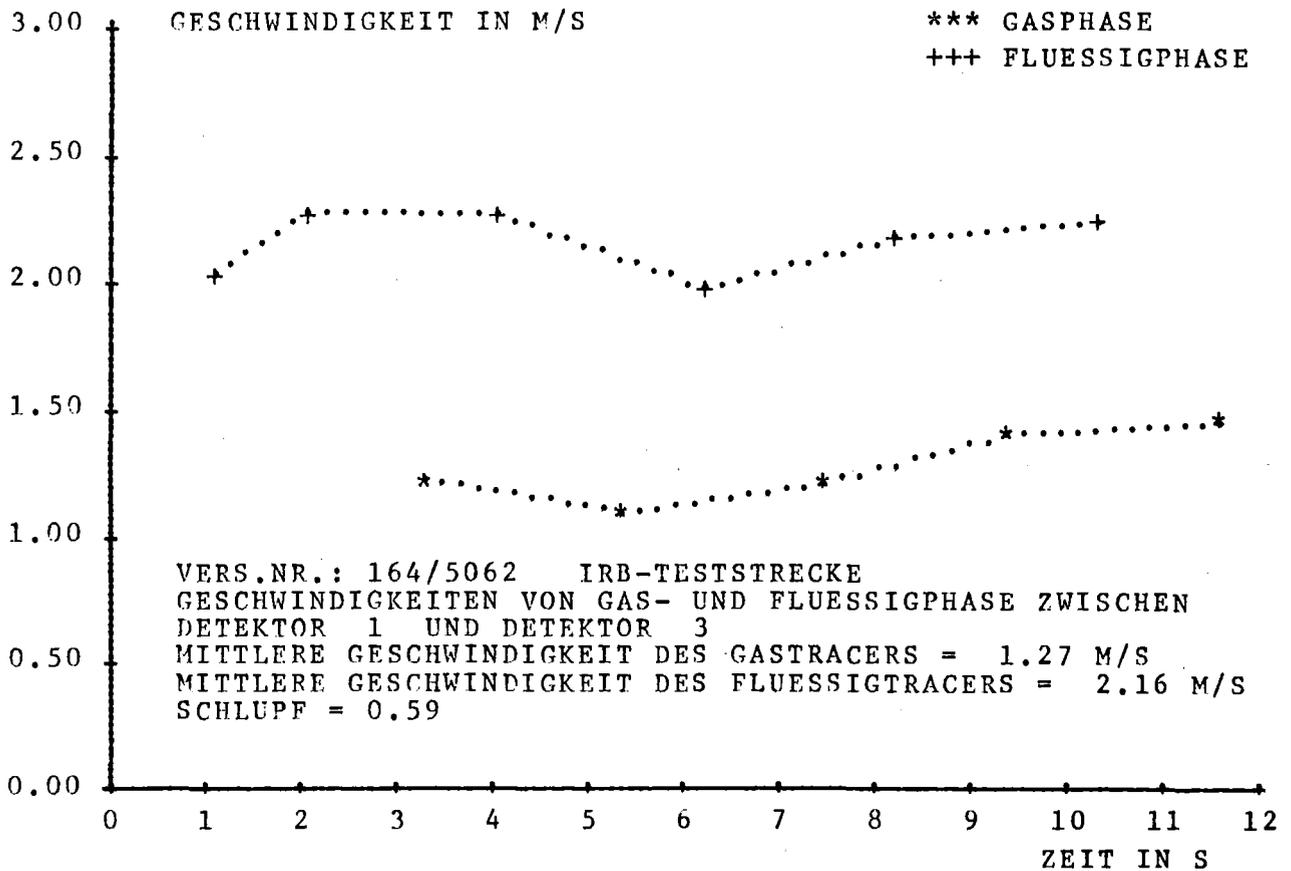
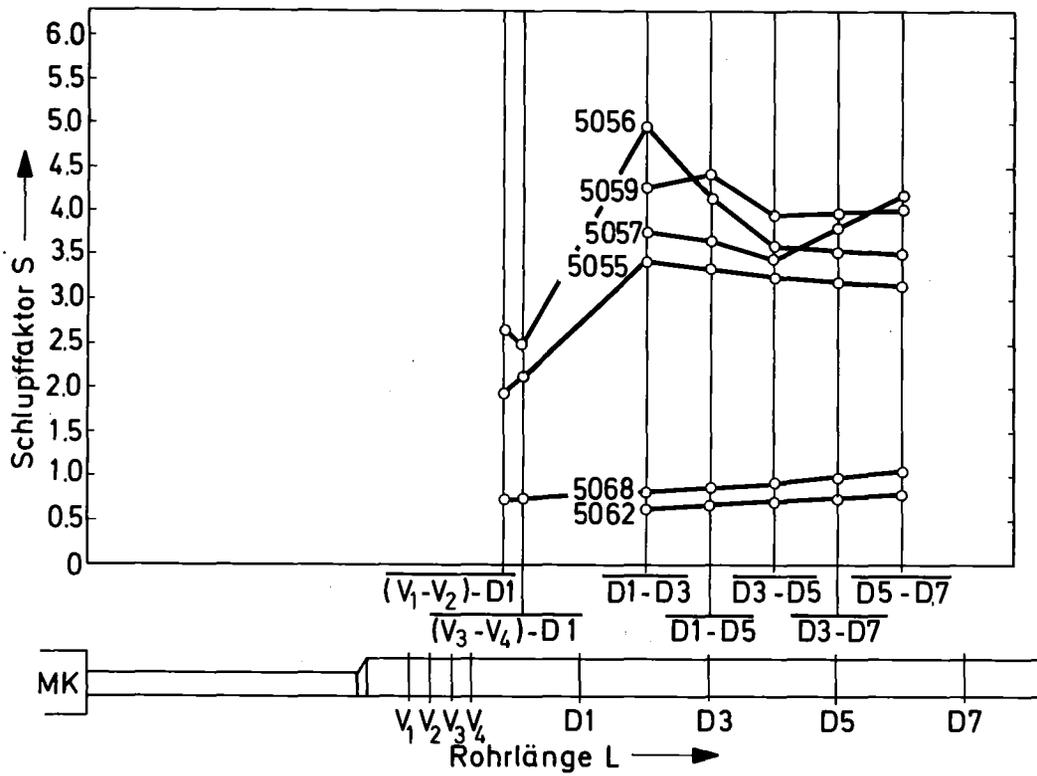
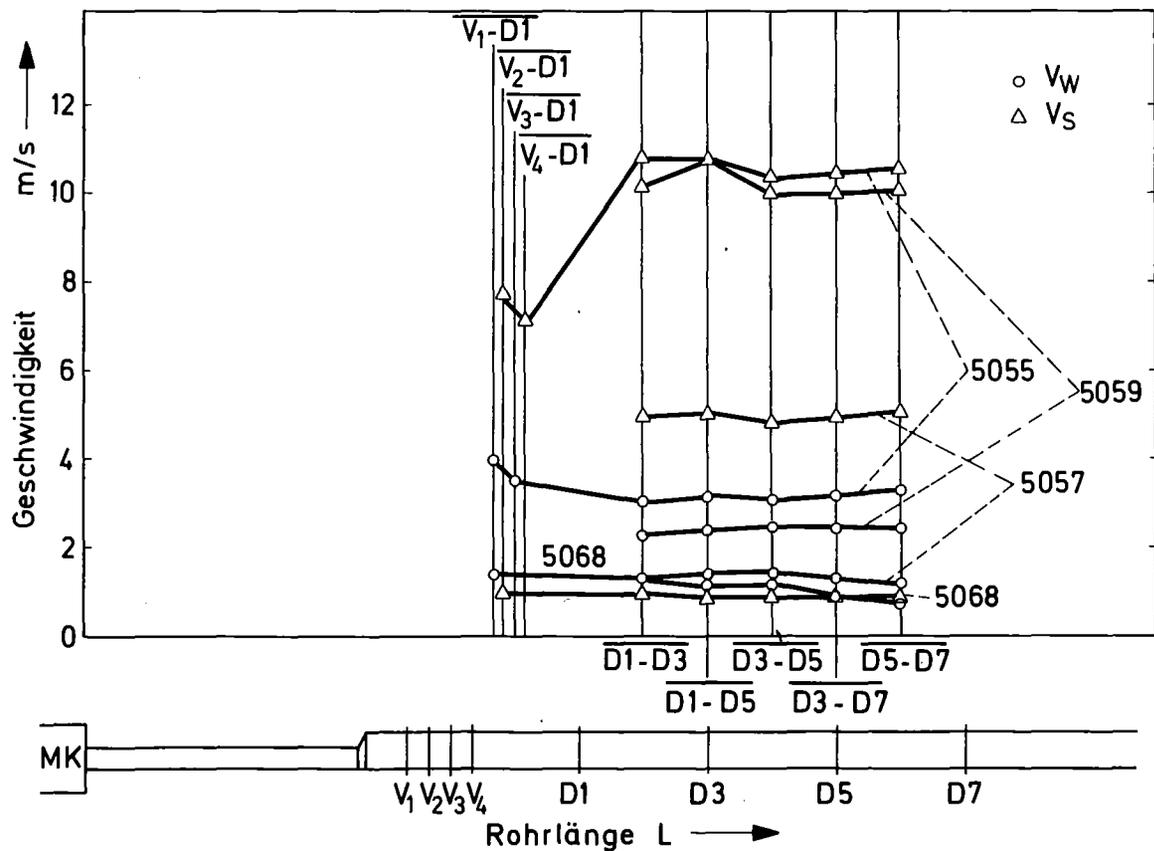


Abb. Q6.Q1.03/02A-4



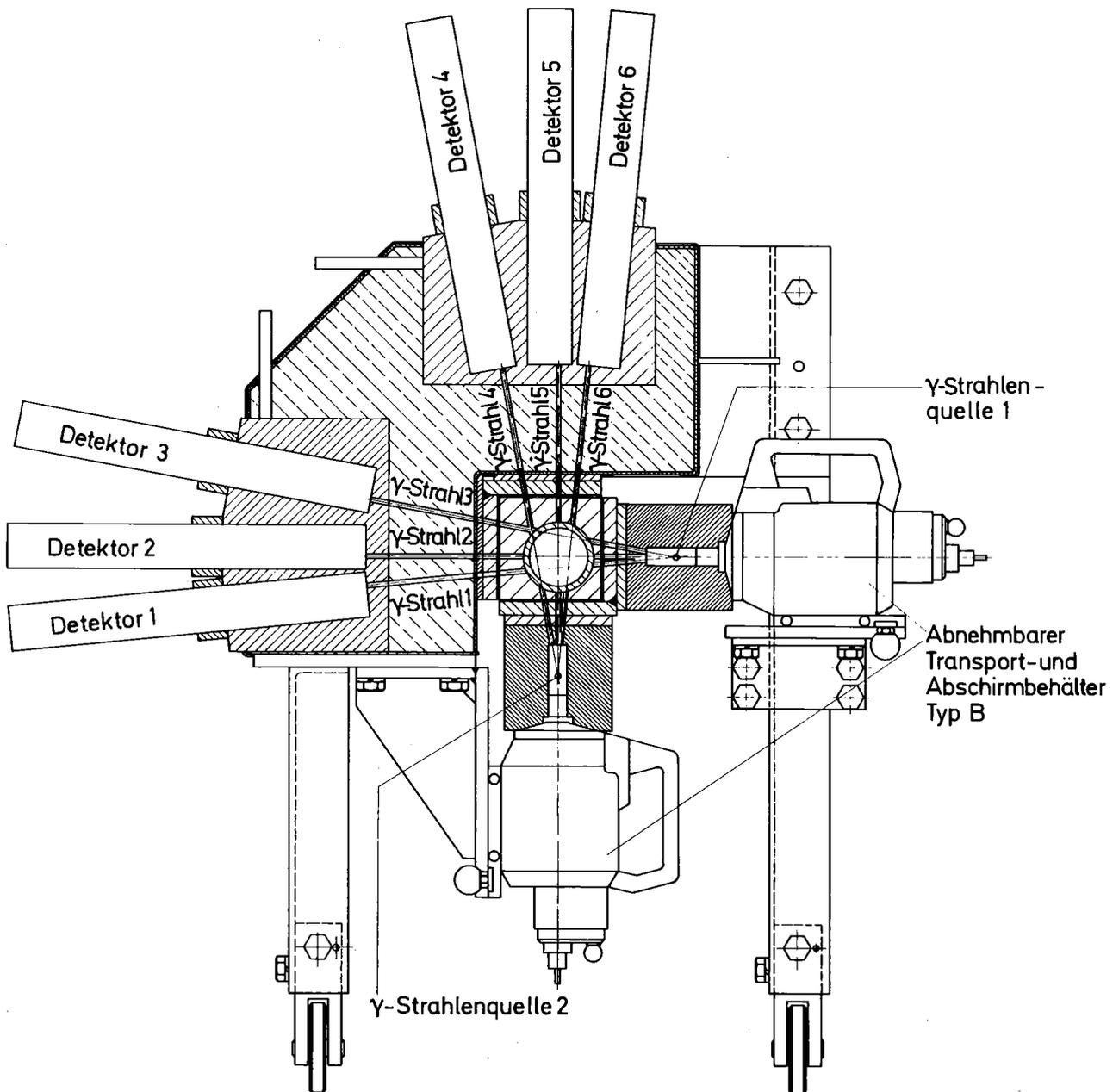
Verlauf des Schlupfes in der Teststrecke

Abb. 06.01.03/02A-5

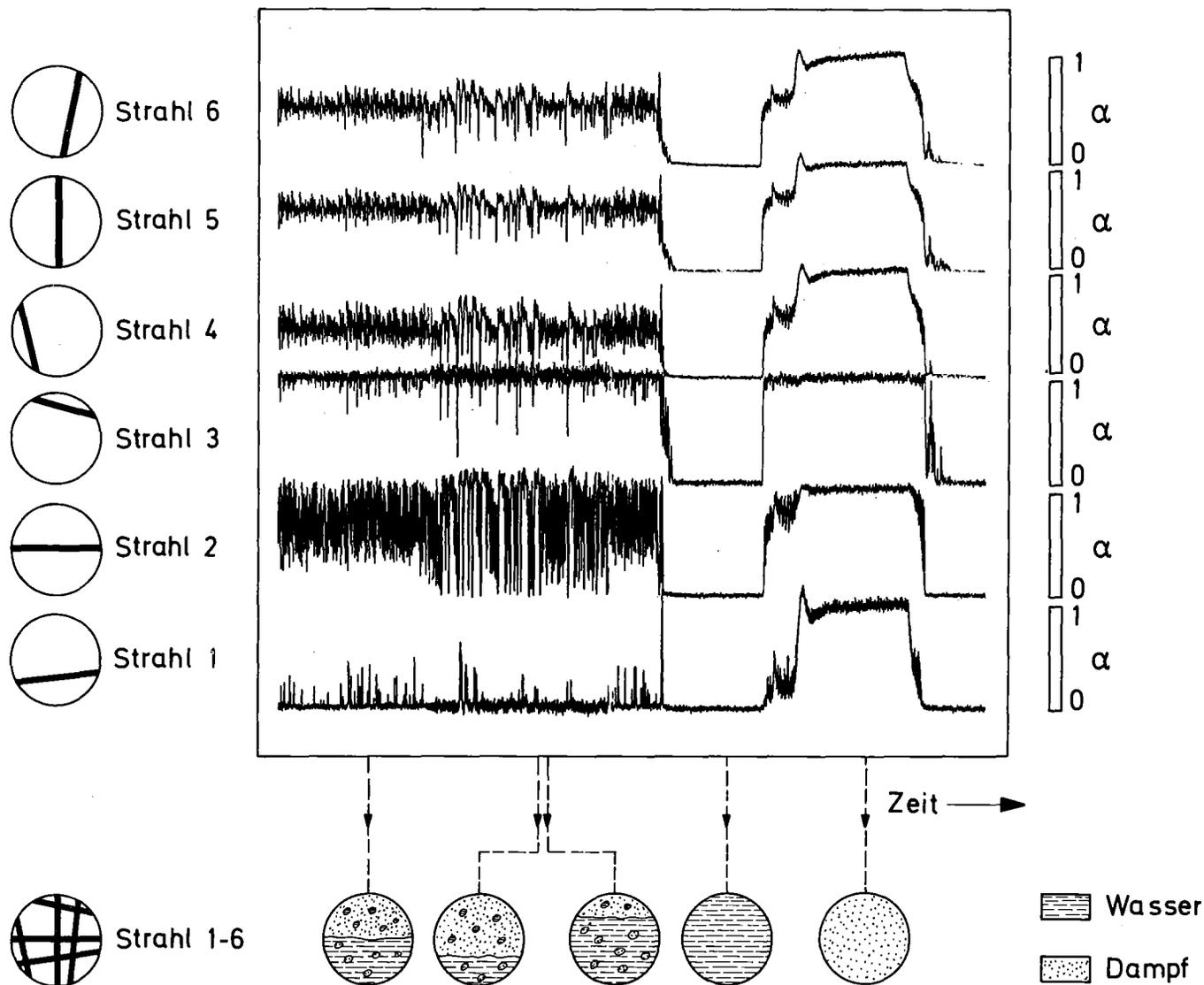


Geschwindigkeitsverlauf beider Phasen in der Teststrecke

Abb. 06.01.03/02A-6



6-Strahl- γ -Dichtemeßanlage
Übersichtsdarstellung



6-Strahl-Dichtemessung einer Zweiphasenströmung (Dampf/Wasser) in der Teststrecke NW65

06.01.03/03A Gemeinsamer Versuchsstand zum Testen und Kalibrieren
PNS 4137 verschiedener Zweiphasen-Massenstrommessverfahren

(J. Reimann, A. Demski, H. John, St. Müller, L. Pawlak,
E. Wanner - IRB)

Bei Experimenten zum Kühlmittelverluststörfall ist die genaue Kenntnis des zweiphasigen Massenstroms von großer Bedeutung. Zielsetzung dieser Arbeit ist der Test, die Kalibrierung und der Vergleich verschiedener Zweiphasen-Massenstrom-Meßverfahren. Im Berichtszeitraum lagen die Schwerpunkte bei der Durchführung folgender Arbeiten:

1. Ergänzende Tests der LOFT-Instrumentierung, Auswertung der gesamten Tests der LOFT- und Semiscale-Instrumentierung

Im Anschluß an die im 2. Halbjahr 1977 durchgeführten Tests der LOFT- und Semiscale-Massenstrom-Instrumentierung wurden breitere Tests des LOFT-DTT (free field drag disc turbine transducer) kombiniert mit einem 3-Strahl Gamma-Densitometer, eingebaut in eine horizontale 3" Teststrecke, durchgeführt. Die Versuchspunkte lagen im wesentlichen im Bereich hoher Massenstromdichten und kleiner Dampfgehalte. Als Referenzdensitometer wurde wiederum das Semiscale-Scanning Densitometer verwendet; außerdem waren noch 2 weitere Mehrstrahl-Densitometer (KfK-LIT, PNS 4136) im Einsatz. Die Bestimmung der Strömungsform erfolgte mit 2 fest installierten Impedanz-Sonden, die einen Abstand von 5 mm von der oberen bzw. unteren Kanalmantellinie besaßen. Bei einigen Versuchen wurden zusätzlich mit dem Radionuklidverfahren (KfK-LIT, PNS 4136) Phasengeschwindigkeiten gemessen.

Ein Großteil der Daten aus den Tests der LOFT- und Semiscale-Verfahren wurde ausgewertet und zusammen mit den amerikanischen Experimentatoren ein erster Entwurf des gemeinsamen Abschlußberichtes erstellt.

Die Meßergebnisse weichen zum Teil in erheblichem Maße von den Referenzwerten ab, zum Teil verursacht durch die mehr oder weniger lokale Messung des DTTs. Zur Interpretation dieser Abweichungen war die Information über die Phasenverteilung gemessen mit Impedanz-Sonden (5" Teststrecke: eine traversierbare Sonde) von großem Vorteil. Die aus der Kombination Radionuklidverfahren und

LOFT-Densitometer ermittelten Massenströme besaßen eine sehr viel höhere Genauigkeit. Der Abschlußbericht wird in Kürze fertiggestellt.

2. Messung der Gemischdichte bzw.- Verteilung mit diversen Gamma-Densitometern bzw. einer traversierbaren Impedanz-Sonde

Die Bestimmung der über den Querschnitt gemittelten Gemischdichte geschieht mit Mehrstrahl-Gamma-Densitometern. Aus der Analyse der Einzelstrahlen kann - bei Annahme von bestimmten Modellen - zu dem die Strömungsform bestimmt und die Phasenverteilung (Dichteverteilung, bzw. Verteilung des Dampfvolumentanteils) berechnet werden. Als Referenzdensitometer für den Kreislauf wurde ein serielles 5-Strahl Gamma-Densitometer für den Teststreckendurchmesser von 50 mm entwickelt. Durch Fertigung einer speziellen Teststrecke mit entsprechendem Beryllium Ring wurde das amerikanische Referenz-Densitometer, das Scanning Densitometer, für Versuche mit der 50 mm Teststrecke modifiziert. Abb. 06.01.03/03A-1 zeigt eine schematische Darstellung dieser Densitometer. Die Bestimmung der Strömungsform sowie die Messung der Phasenverteilung erfolgte mit einer traversierbaren Impedanz-Sonde. Die Versuche wurden mit Luft-Wasser-Strömung bei ca. 0,5 MPa und Dampf-Wasser-Strömung bei 1,0; 2,5; 5,0; 7,5 und 10 MPa durchgeführt.

Die Abb. 06.01.03/03A-2 bis 4 (nach /1,2,3/) zeigen für verschiedene Strömungsformen (schematisch links unten dargestellt) den zeitlichen Verlauf der Sonden-signale mit verschiedenen Zeitauslösungen (links oben) und die Verteilung des lokalen Dampfvolumentanteils α über dem dimensionslosen Wandabstand (rechts oben). Die lokale Gemischdichte ergibt sich durch eine einfache Beziehung aus dem lokalen Dampfvolumenteil. Die Betriebspunkte sind charakterisiert durch die "superficial velocities" des Wassers C_w bzw. Gases C_g (rechts unten). Diese Beispiele zeigen, daß für jede Strömungsform die Sonden-signale und die Phasenverteilung eine charakteristische Form besitzen. In Abb. 06.01.03/03A-5 sind Verteilungen des Dampfvolumentanteils bei verschiedenen Betriebspunkten bei Dampf-Wasser-Strömung bei $p=7,5$ und 10 MPa dargestellt. Bei konstantem C_w und steigendem C_g werden verschiedene Strömungsformen durchlaufen. Abb. 06.01.03/03A-6 zeigt bei ungefähr konstant gehaltenen superficial velocities den Einfluß des Druckes auf die Strömungsform und Phasenverteilung: mit zunehmendem Druck wird das Gebiet der

Schwallströmung (slug flow) kleiner, ebenso die maximalen Steigungen $d\alpha/dy$ in den Phasenverteilungskurven; es besteht eine Tendenz der Homogenisierung der Strömung.

Abb. 06.01.30/03A-7 zeigt einen Vergleich der Dampfvolumenanteile gemessen mit den Einzelstrahlen des seriellen Gamma-Densitometers ($\alpha_{i\gamma-D}$) mit den über die entsprechende Höhe integrierten Werte der Impedanz-Sonde (α_{iI-P}). Eine völlige Übereinstimmung sollte sich bei rein geschichteter Strömung (α nur abhängig von y) ergeben. Eine solche Phasenverteilung ist bei den in weiten Bereichen variierenden Strömungsparameter i.a. nicht zu erwarten. Der Vergleich zeigt jedoch, daß der Schwerkrafteinfluß in allen Fällen sehr dominierend ist. Zur Berechnung der über den Querschnitt gemittelten Werte des Dampfvolumenanteils α bzw. der Gemischdichte wurden die Einzelstrahlen beider Gamma-Densitometer entsprechend ihrer Länge gewichtet. Die Auswertung der ca. 70 Versuchspunkte ergab, daß ca. 80 % der Meßergebnisse beider Vorrichtungen weniger als ± 3 % differieren. Die Abweichungen sind systematisch, wie sich bei Auftragung des Verhältnisses α_{5-B} (5-Beam-Densitometer) zu α_{SC} (Scanning Densitometer) über dem homogenen Dampfvolumenanteil α_{HO} erkennen läßt.

Abb. 06.01.03/03A-8 zeigt eine solche Darstellung für Dampf-Wasser-Versuchspunkte bei 2,5 und 5,0 MPa. Bei konstantem C_w nahmen die Abweichungen mit steigendem C_g zunächst zu, bei hohem C_g wieder ab. Bei dieser Variation der superficial velocities werden sehr verschiedenartige Strömungsformen bzw. Phasenverteilungen durchlaufen. Nimmt man an, daß die α_{SC} -Werte richtig sind, so lassen sich die Abweichungen von α_{5-B} dadurch erklären, daß die einfache Längenwichtung der Strahlen bei speziellen Strömungsformen nicht den genauen Wert des Querschnittsmittelwertes liefern. Diese Aussage gilt naturgemäß noch stärker für die üblicherweise verwendeten 2 bzw. 3-Strahl-Meßverfahren. Eine Verbesserung der Genauigkeit kann dadurch erreicht werden, daß durch Analyse der Einzelstrahlen grob die Phasenverteilung bestimmt wird und mit einem entsprechenden Modell für die Phasenverteilung der Querschnittsmittelwert berechnet wird. Dieses für 3-Strahl-Densitometer eingesetzte Verfahren nach /4/ wird derzeit für das 5-Strahl-Densitometer erweitert.

Eine für die Zweiphasenströmung wichtige Größe ist der Schlupf, der sich aus der Beziehung $S = \frac{\alpha_{HO}}{1-\alpha_{HO}} \cdot \frac{1-\alpha_{5B}}{\alpha_{5B}}$ errechnen läßt. In Abb. 06.01.03/03A-9 wurde für

Dampf-Wasser-Strömung bei $p = 2,5$ und 5 MPa der Schlupf S über dem homogenen Dampfvolumenteil α_{Ho} aufgetragen. Der Schlupf steigt mit zunehmendem Dampfurchsatz (C_g) zunächst an, bei hohen Werten und Ausbildung einer Ring-Spritzer-Strömung nimmt der Schlupf wieder ab. Eine detaillierte Analyse dieser Ergebnisse wird zur Zeit durchgeführt.

3. Geschwindigkeitsmessung durch Signalkorrelation verschiedener Sondentypen sowie mit einem Pitotrohr

Im Sept. 1977 fanden umfangreiche Tests des Temperaturkorrelations-Verfahrens (TU-Berlin, RS 135) statt. Die Betriebspunkte lagen dabei im wesentlichen im Bereich der Schwallströmung (slug flow) und Ring-Spritzerströmung (annular droplet flow). Die Versuche im Berichtszeitraum bei hohen Massendichten und kleinen Dampfgehalten hatten als Ziel, das Verfahren in disperser Blasen bzw. Tropfenströmung zu testen; Strömungszustände, die vorwiegend auch bei den RS 135 Blowdown-Versuchen zu erwarten sind. Drei Thermoelemente wurden längs der Rohrachse mit Abständen von 20 und 50 mm in die horizontale Teststrecke mit 20 mm Innendurchmesser (gleicher Durchmesser wie beim RS 135 Blowdown-Versuchsstand) eingebaut. Zur Detektion der Strömungsform wurde eine Impedanz-Sonde verwendet. Mit dieser sowie 2 weiteren Sonden (gleiche Anordnung wie die Thermoelemente) wurden ebenfalls Korrelationsmessungen durchgeführt. Außerdem wurde untersucht, inwieweit ein Pitotrohr zur Geschwindigkeitsmessung in zweiphasiger Strömung geeignet ist.

Die Standzeit der Thermoelemente betrug i.a. nur wenige Stunden. Es waren nur wenige Ersatzthermoelemente vorhanden, so daß diese Versuche nach ca. 2 Versuchstagen beendet waren. Die Signale wurden auf Band gespeichert und werden mit dem im Rahmen des Vorhabens RS 135 entwickelten transienten Rechenverfahrens ausgewertet. Eine on-line Auswertung auf einem Korrelator (Hewlett Packard 3721A) ergab keine eindeutigen Korrelationsmaxima.

Was die Impedanz-Sonden anbelangt, so mußte während der gesamten Versuchsdauer eine Sonde ausgewechselt werden. Die on-line Auswertung ergab deutlich ausgeprägte Kreuzkorrelationsmaxima. Die errechneten Geschwindigkeiten mit den 3 Kombinationen von je 2 Sonden stimmten gut überein, liegen aber meist deutlich höher als die homogene Geschwindigkeit. Die mit dem Pitotrohr ermittelte Geschwindigkeit (nach dem Verfahren von /5/ war etwa gleich

dem Wert aus der Signalkorrelation der Impedanz-Sonden.

Abb. 06.01.03/03A-10 zeigt erste Auswertungen nach dem Verfahren der TU-Berlin (von Dr. Lübbesmeyer freundlicherweise zur Verfügung gestellt). Eine Vermessung der Abstände der Impedanz-Sonden nach Beendigung der Versuche ergab, daß die in der Abbildung angenommenen Abstände nicht stimmten; die dargestellten Geschwindigkeitswerte sind mit dem Faktor 0,96 (oben) bzw. 0.9 (unten) zu korrigieren. Die angegebenen mittleren Geschwindigkeiten sind korrigiert worden. Gezielte Untersuchungen der Abweichungen werden erfolgen, wenn alle Daten vorliegen.

4. Erste Tests des True Mass Flow Meters (TMFM)

In Vorversuchen wurde ein TMFM (KfK-IRE, PNS 4236) in Dampf-Wasser-Strömung eingesetzt. Dieses TMFM ist für kurze Einsatzzeiten bei Blowdown-Versuchen ausgelegt, die durch die längeren Versuchszeiten in stationärer Strömung verursachte Aufheizung der gesamten Meßapparatur machte einige konstruktive Änderungen erforderlich.

Literatur:

/1/ Reimann, J.; John, H.

Phasenverteilung in horizontaler Luft-Wasser- sowie Dampf-Wasser-Strömung. Reaktortagung, Hannover, 4.-7. April 1978, Deutsches Atomforum e.V., Kerntechnische Ges. im Dt. Atomforum e.V. Leopoldshafen 1978: ZAED. S. 170-73

/2/ Reimann, J.; John, H.; Müller, St.

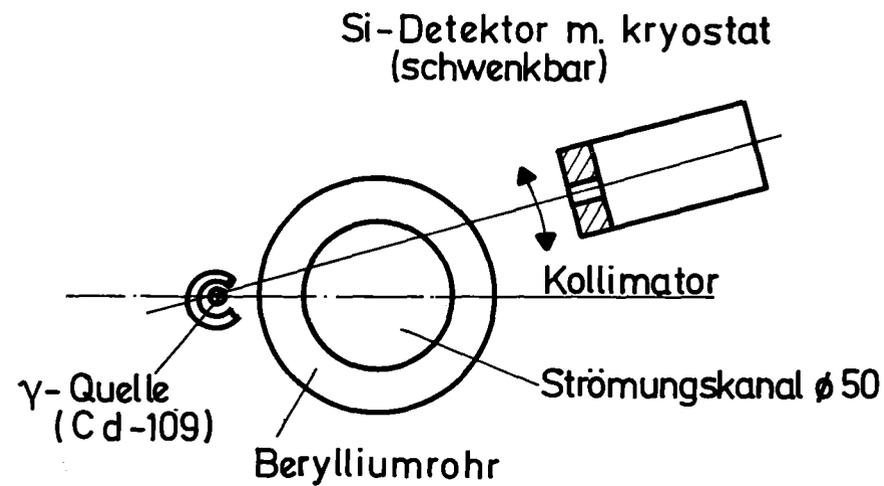
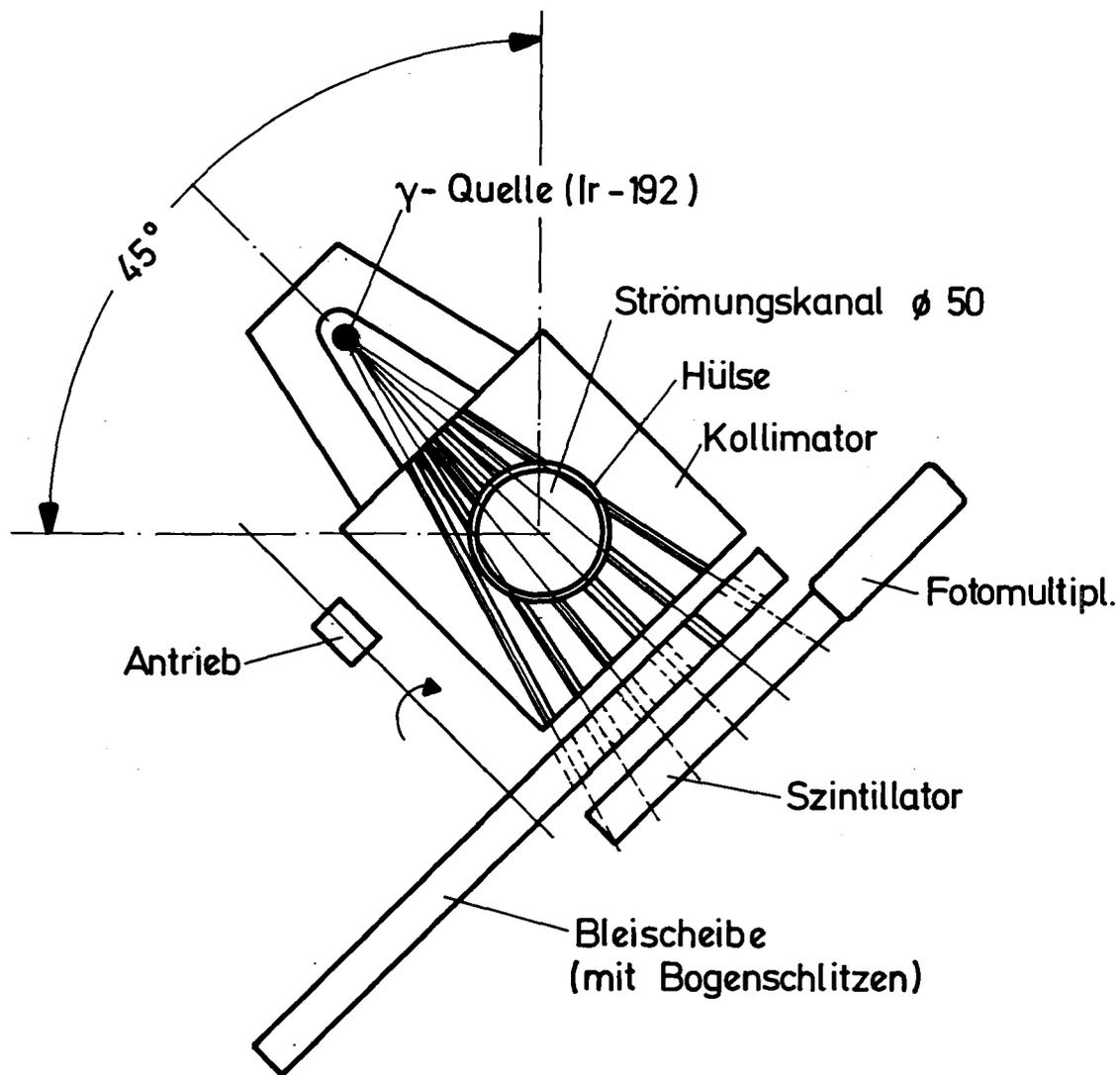
Impedance probe for detecting flow regime and measuring the phase distribution in horizontal air-water and steam-water flow. Two-Phase Flow Instrumentation Review Group Meeting, Troy, N.Y., March 13-14, 1978

/3/ Reimann, J.; John, H.

Measurements of the phase distribution in horizontal air-water and steam-water-flow. Specialists' Meeting on Transient Two-Phase Flow, Paris, June 12-14, 1978

/4/ Lassahn, D.G.; "LOFT Three-Beam Densitometer Data Interpretation",
TREE-NUREG-1111; 1976

/5/ Anderson, G.H. and Mantzouranis, G.B., "Two-Phase (Gas/Liquid) Flow
Phenomena II, Liquid Entrainment", Chemical Engineering Science, Vol.12,
No. 9, p. 233-242.



- 4100-49 -

Abb.06.01.03 /03A -1



KfK 5 Strahl γ -Densitometer - EG & G Scanning γ -Densitometer

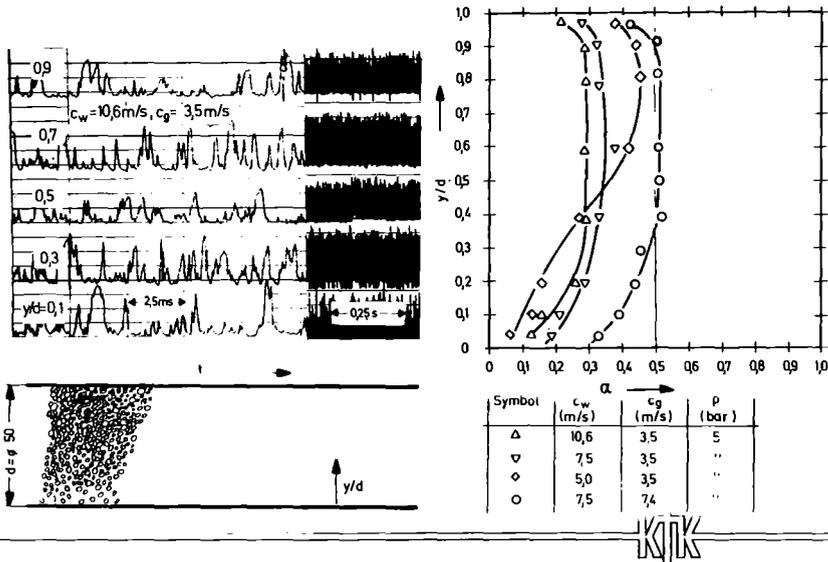


ABB. 06.01.03/03A-2: HORIZONTALE LUFT-WASSER-STRÖMUNG: DISPERSE BLASEN-STRÖMUNG

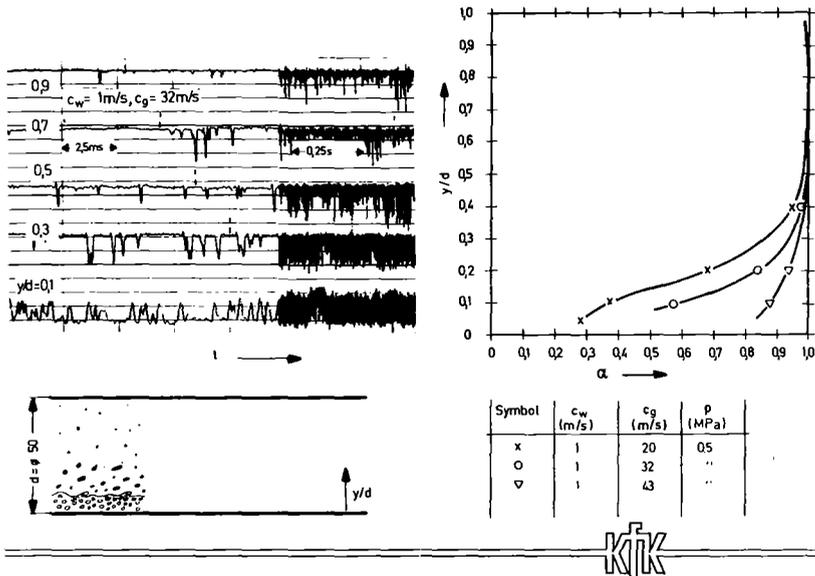


ABB. 06.01.03/03A-3: HORIZONTALE LUFT-WASSER-STRÖMUNG: RING-SPRITZER-STRÖMUNG

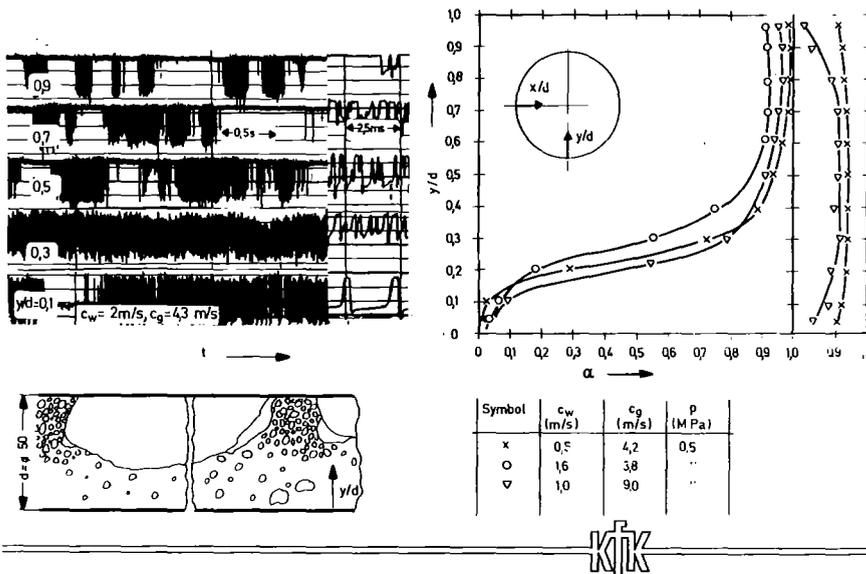
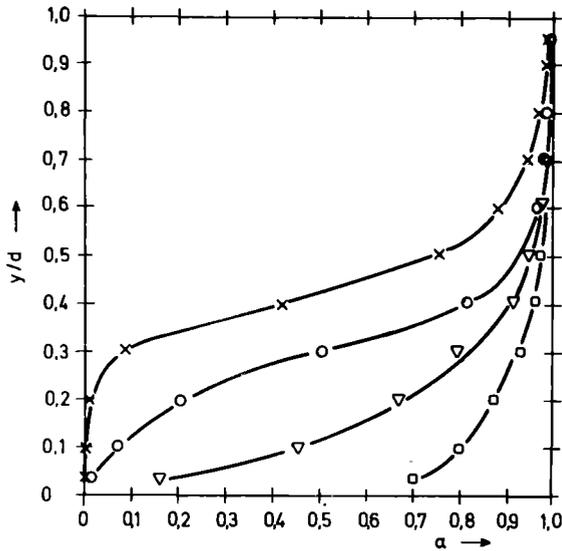
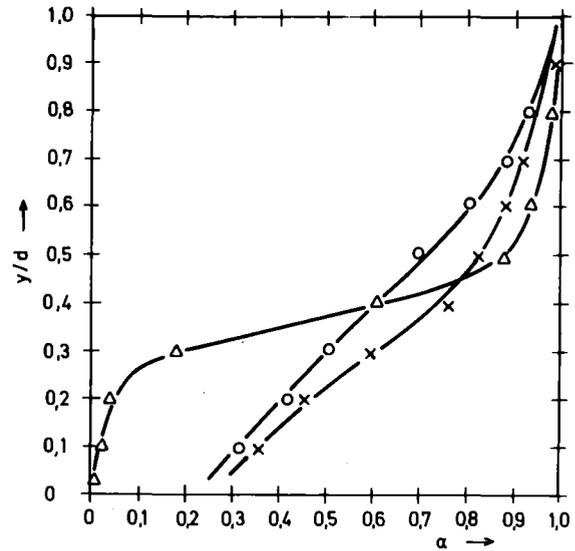


ABB. 06.01.03/03A-4: HORIZONTALE LUFT-WASSER-STRÖMUNG: SCHWALL-STRÖMUNG



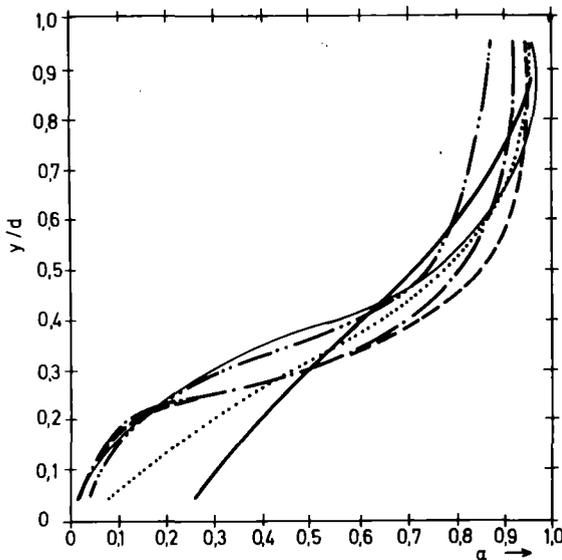
Symbol	c_w (m/s)	c_g (m/s)	p (MPa)	Flow Regime
x	1,10	2,1	7,5	Slug
o	1,07	5,7	7,5	Strat. - Disp.
▽	1,05	11,0	7,5	Annul. - Droplet
□	1,07	20,0	7,5	Annul. - Droplet



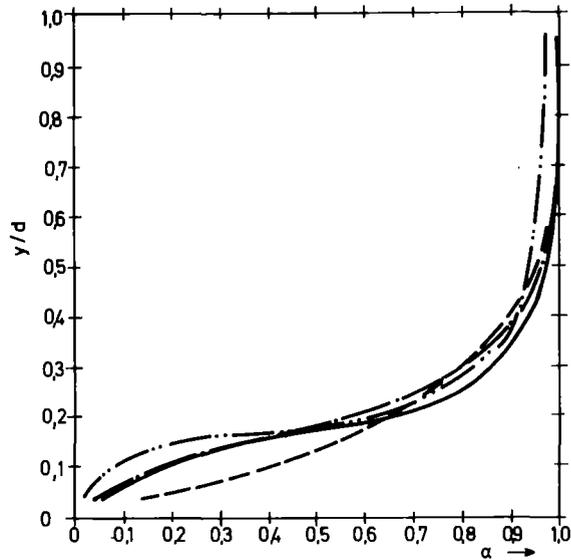
Symbol	c_w (m/s)	c_g (m/s)	p (MPa)	Flow Regime
△	1,0	2,5	10	Slug
o	2,0	5,1	10	Strat. - Disp.
x	2,0	6,9	10	Strat. - Disp.



ABB. 06.01.03/03A-5: VERTEILUNG DES LOKALEN DAMPFVOLUMENANTEILS BEI $p = 7,5$ UND $p = 10$ MPa



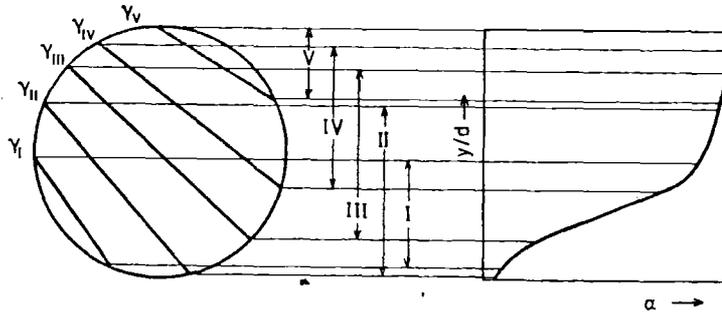
Symbol	Fluid-Syst.	c_w (m/s)	c_g (m/s)	p (MPa)	Flow Regime
---	Air-Water	2	4,1	0,5	Slug
---	Steam-Water	2	4,6	1,1	Slug
---	Steam-Water	2	4,7	2,6	Slug
---	Steam-Water	2	4,9	5,0	Slug
.....	Steam-Water	2	5,3	7,5	Strat.-Disp.
---	Steam-Water	2	5,1	10,0	Strat.-Disp.



Symbol	Fluid-Syst.	c_w (m/s)	c_g (m/s)	p (MPa)	Flow Regime
---	Air-Water	1	9	0,5	Slug
---	Steam-Water	1	10	1,0	Slug
---	Steam-Water	1	10	2,5	Slug
---	Steam-Water	1	10	7,5	Annul.-Droplet



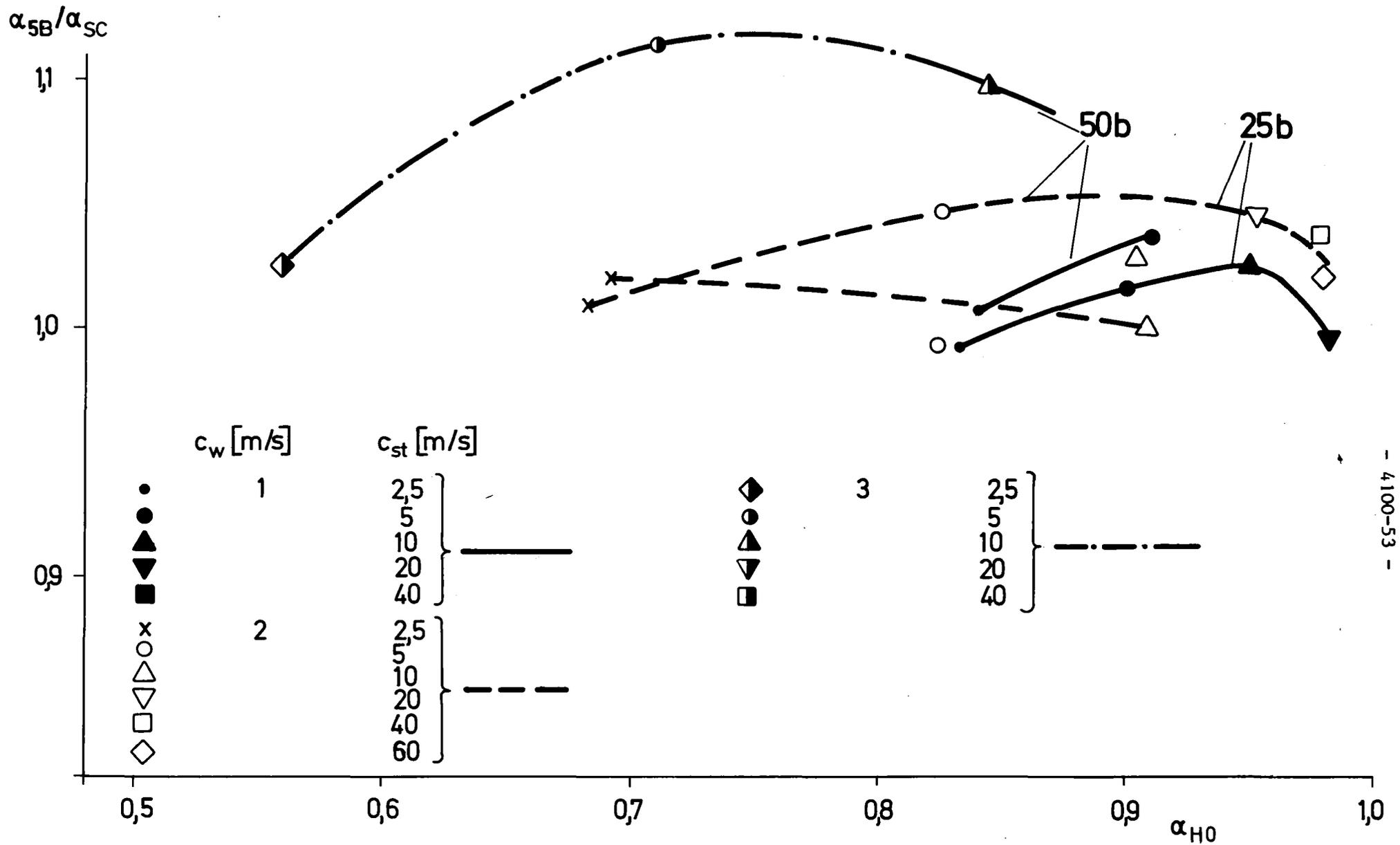
ABB. 06.01.03/03A-6: VERGLEICH DER PROFILE DES LOKALEN DAMPFVOLUMENANTEILS, BEI LUFT-WASSER- SOWIE DAMPF-WASSER-STRÖMUNG BEI VERSCHIEDENEN DRÜCKEN



Fluid System	p (MPa)	c_w (m/s)	c_g (m/s)	$\bar{\alpha}_I$ (%)		$\bar{\alpha}_{II}$ (%)		$\bar{\alpha}_{III}$ (4)		$\bar{\alpha}_{IV}$ (%)		$\bar{\alpha}_V$ (%)		$\bar{\alpha}_D$ (%)	S (1)
				γ -D	J-P	γ -D	J-P	γ -D	J-P	γ -D	J-P	γ -D	J-P		
Air-Water	0.5	1.0	20	66	73	81	82	91	92	97	98	95	98	87	3,166
" "	0.5	1.0	43	86	94	93	95	97	98	98	99	97	99	95	2.39
" "	0.5	1.6	3.6	20	42	47	58	66	72	88	88	95	93	64	1.29
" "	0.5	7.5	3.5	23	29	24	29	37	32	38	33	33	31	34	0.92
" "	0.5	7.5	7.4	39	47	49	48	53	50	54	52	47	48	50	1.00
" "	0.5	10.6	3.5	18	24	25	25	27	27	28	28	23	26	25	0.98
Steam-Water	1.1	2.0	4.6	23	36	47	49	63	69	81	87	82	92	60	1.80
" "	2.5	1.0	10	53	59	69	72	85	89	94	97	95	98	81	2.25
" "	2.5	2.0	4.7	29	42	49	58	63	72	82	89	86	94	73	1.38
" "	5.0	2.0	4.9	26	28	48	47	66	66	82	82	88	93	63	1.46
" "	7.5	1.1	2.1	26	19	42	48	58	58	78	82	84	97	58	1.29
" "	7.5	1.07	5.6	45	42	63	58	76	77	88	90	87	98	73	1.92
" "	7.5	1.05	11	68	68	79	77	86	86	89	97	86	99	82	2.08
" "	7.5	1.07	20	91	90	90	91	92	95	92	97	88	98	90	1.93
" "	7.5	2.0	5.3	40	39	60	54	72	71	81	84	85	95	68	1.10
" "	10	0.5	2.5	51	45	63	60	77	70	96	95	97	98	77	1.45
" "	10	1.0	2.5	31	28	50	50	67	62	86	89	96	98	67	1.16
" "	10	2.0	5.1	47	49	64	56	74	69	80	82	86	96	71	1.03



ABB. 06.01.03/03A-7: VERGLEICH DER ERGEBNISSE AUS 5 STRAHL
Y DENSITOMETER- UND IMPEDANZ-SONDE



- 4100-53 -

Abb.06.01.03/03A-8



5 Strahl - Scanning - γ - Densitometer - Vergleich bei 25 u. 50 bar

- 4100-54-

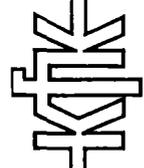
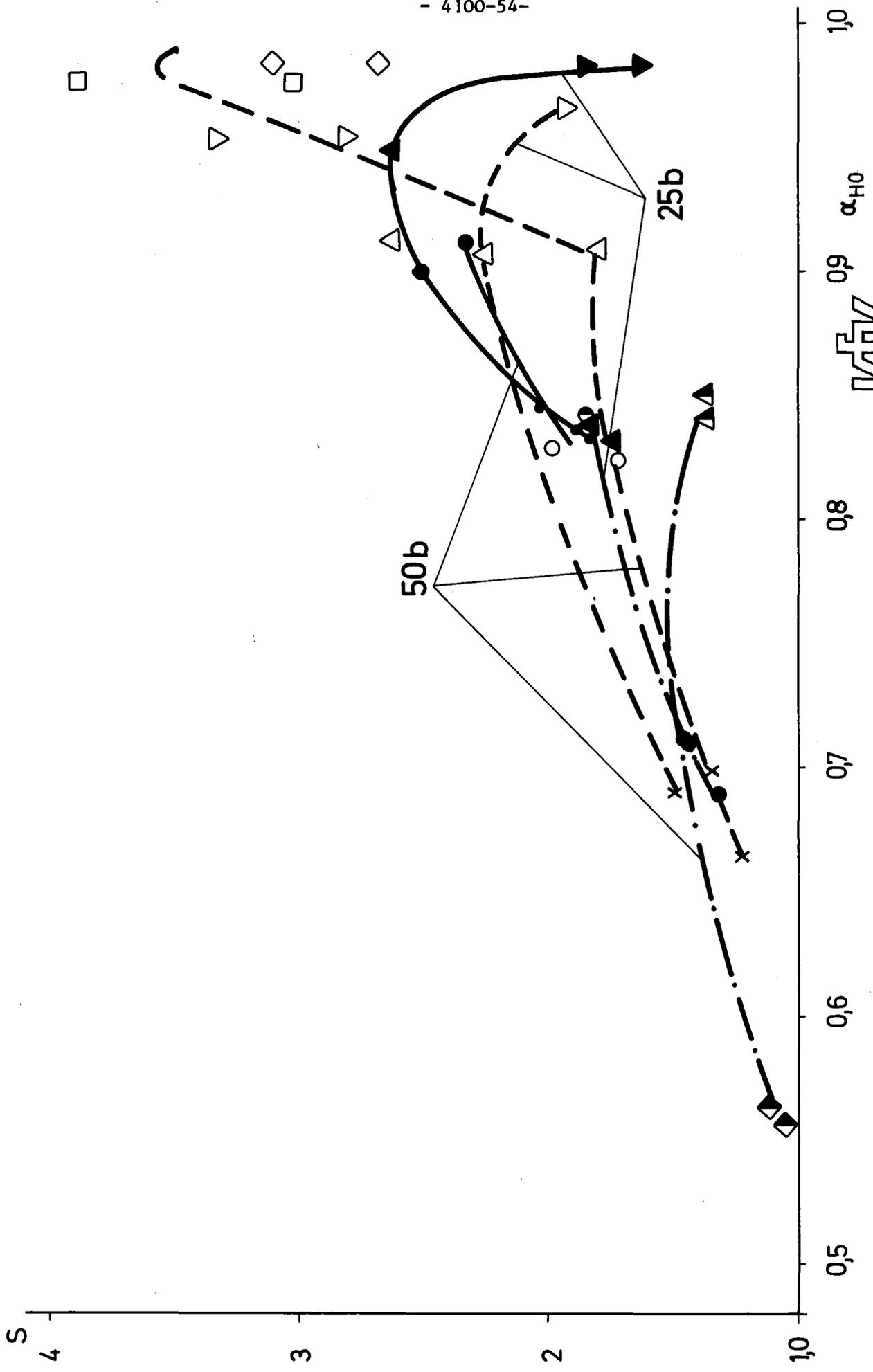
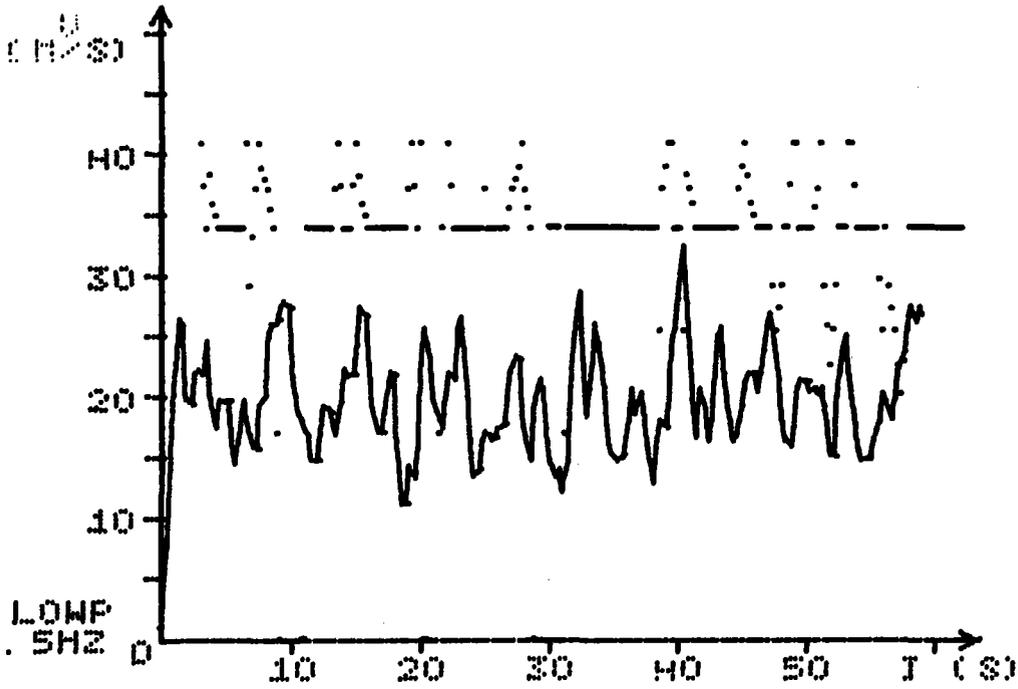


Abb.06.01.03/03A-9

Schlupf in Dampf-Wasser bei 25 u. 50 bar

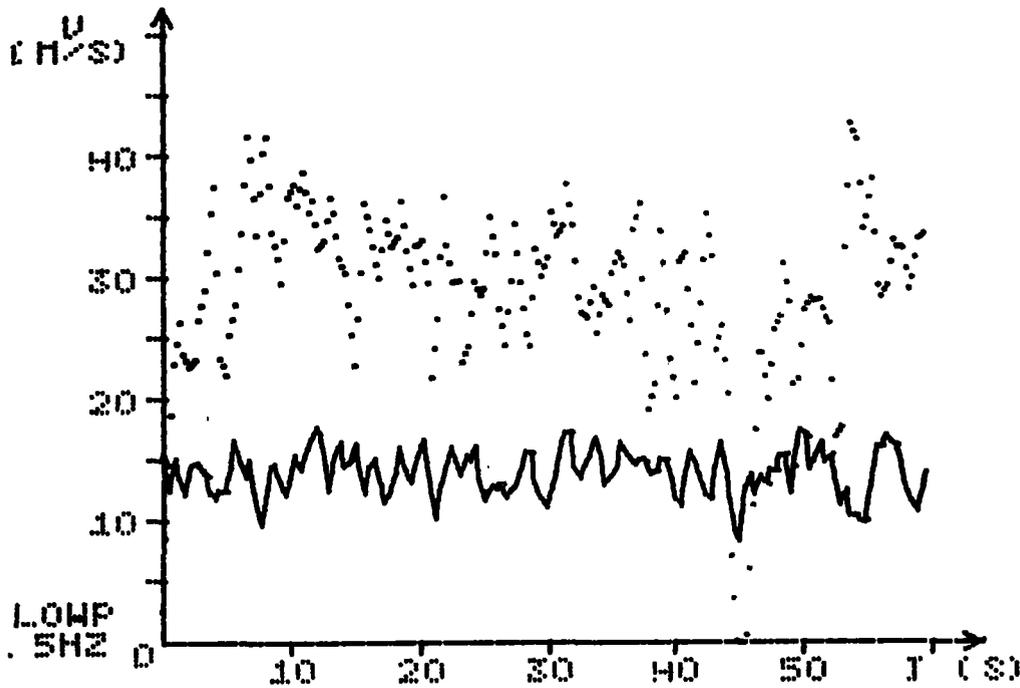


$p = 30 \text{ bar}$
 $\alpha_{\text{hom}} = 82 \%$

zeitlich gemittelte
Geschwindigkeiten:

$C_{\text{hom}} = 28,5 \text{ m/s}$
 $C_{\text{TE}} = 20 \text{ m/s}$
 $C_{\text{I-S}} = 30,7 \text{ m/s}$

Abstand der Thermoelemente: 75 mm
Abs. and der Impedanz-Sonden: 50 mm
Tiefpassfilterung: 800 Hz



$p = 30 \text{ bar}$
 $\alpha_{\text{hom}} = 57 \%$

zeitlich gemittelte
Geschwindigkeiten:

$C_{\text{hom}} = 15,5 \text{ m/s}$
 $C_{\text{TE}} = 14,4 \text{ m/s}$
 $C_{\text{I-S}} = 26 \text{ m/s}$

Abstand der Thermoelemente: 75 mm
Abstand der Impedanz-Sonden: 75 mm
Tiefpassfilterung: 600 Hz



ABB: 06.01.03/03A-10: GESCHWINDIGKEITSVERLÄUFE DURCH SIGNAL-
KORRELATION VON THERMOELEMENTEN (DURCHGEZOGENE LINIE) UND IM-
PEDANZ-SONDEN (PUNKTIERT)

06.01 SICHERHEIT UND UMGEBUNGSSCHUTZ VON KKW

PNS-Teilprojekt 4200 - Brennelementverhalten bei Störfällen

06.01.04	Entwicklung und Verifizierung eines Code- systems zum BE-Verhalten bei Störfällen	4200-1
06.01.06	Materialverhalten von Zircaloy bei Stör- fällen	4200-34
06.01.07	Brennstabverhalten in der Blowdown-Phase eines Kühlmittelverluststörfalles	4200-87
06.01.08	Inpile-Experimente im DK-Loop des FR2	4200-96
06.01.09	Brennstabverhalten in der Wiederauffüll- und Flutphase eines Kühlmittelverlust- störfalles (REBEKA-Programm)	4200-103
06.01.10	Auswirkungen von Kühlkanalblockaden auf die Kernnotkühlung	4200-121

06.01.04 Entwicklung und Verifizierung eines Codesystems
PNS 4231 zum BE - Verhalten bei Störfällen

06.01.04/01A Theoretische Untersuchungen zum Brennstabverhalten bei
 02A Kühlmittelverluststörfällen
 03A

(R. Meyder, IRE; H. Borgwaldt, INR, H. Unger, IKE Stuttgart)

Die Zielsetzung der theoretischen Untersuchungen zum Brennstabverhalten beim Kühlmittelverluststörfall von Leichtwasserreaktoren ist in KFK 1787 beschrieben. Die vorliegenden theoretischen Arbeiten werden in enger Zusammenarbeit zwischen den KfK/INR und dem Institut für Kernenergetik der Universität Stuttgart (IKE) durchgeführt.

Im Berichtszeitraum wurden vorwiegend Anwendungs- und Vergleichsrechnungen mit SSYST und anderen Programmen sowie Modellverbesserungen und Weiterentwicklungen von SSYST-Moduln durchgeführt.

1. Anwendung von SSYST

1.1 Weiterführung von SSYST-Rechnungen zum Vorhaben 06.01.09 (REBEKA)

Bearbeiter: M. Schindler, IKE

Zur Durchführung der Bündelversuche mit Brennstabsimulatoren im Rahmen von REBEKA wurden mit SSYST Begleitrechnungen für Einzelstabgeometrie erstellt. Ihre Ergebnisse sollen unter anderem Planung und Ablauf des Versuchsprogramms unterstützen.

Für den deutsch-amerikanischen "Fuel-Code-Development Workshop" (29.5. - 2.6.1978) in Karlsruhe wurden weitere SSYST-Rechnungen am Experiment getestet. Als Vergleichsexperiment von deutscher Seite wurden die ersten Bündelexperimente an der Versuchsanlage REBEKA (PNS 4238) /1/ nachgerechnet.

Die beim Experiment verwendeten elektrisch beheizten Brennstabsimulatoren und die in /1/ beschriebene Versuchsführung wurden mit SSYST modelliert.

Entsprechend der Versuchsführung erfolgte die Rechnung in drei Stufen:

- 1) Ermittlung der Anfangsgeometrie für eine homogene Anfangstemperatur von 500°C und einem Innendruck von 70 bar.
- 2) Eine transiente Rechnung für die 38 s dauernde Aufheizphase bei einer maximalen Stableistung von 2620 W/m.
- 3) Eine transiente Rechnung für die Flutphase bei einer Stableistung von 2020 W/m.

Bei der transienten Rechnung kamen die folgenden Moduln mit den wesentlichen physikalischen Modellen zum Einsatz: ZIRKOX, WUEZ, ZET-1D, ODRUSPA, STADEF.

Es konnte gezeigt werden, daß bei gleichen thermischen Randbedingungen an der Staboberfläche die Rechnungen für den im Experiment verwendeten elektrisch beheizten Brennstabsimulator sowie für einen äquivalenten Nuklearstab zu gleichen Verläufen der Hüllrohrtemperaturen führen, wenn während der anfänglichen Aufheizphase die Stableistung entsprechend der unterschiedlichen Wärmekapazität von Simulator und Brennstab angepaßt wird.

Für einen direkten Vergleich mit den Rechnungen mit dem Programm FRAP waren Wärmeübergangsbedingungen an der Staboberfläche aus dem Experiment vorgegeben. Die Hüllrohrtemperaturen und Dehnungsverläufe aus den Rechnungen mit beiden Programmen stimmten in befriedigender Weise überein.

Eine bessere Übereinstimmung mit dem Experiment lieferten Rechnungen mit geringfügig modifizierten thermischen Randbedingungen in der anfänglichen Aufheizphase (Abb. 06.01.04/01A-1).

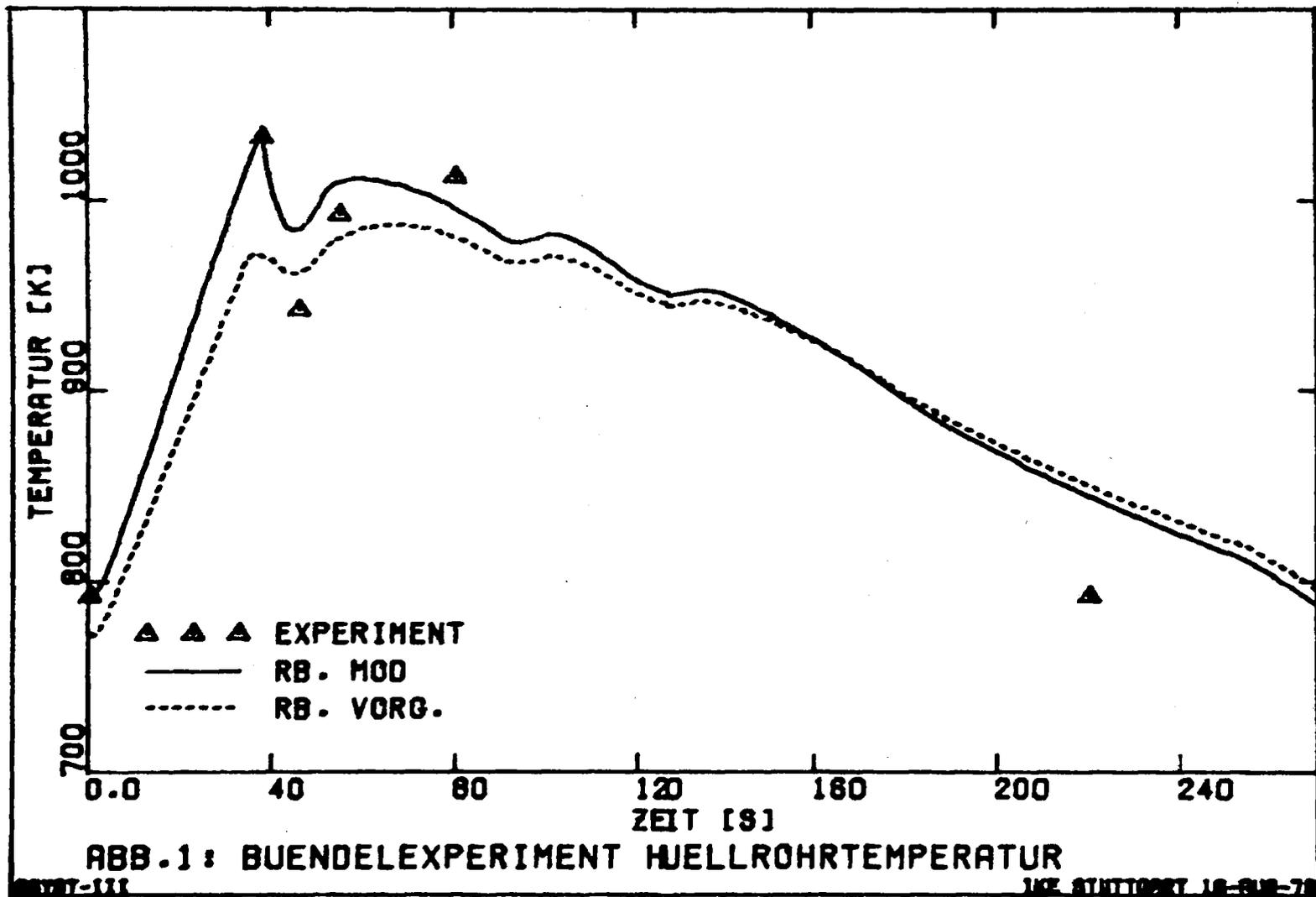


Abb. 06.01.04/01A-1: Temperaturverlauf der Hülle für das REBEKA-Bündelexperiment Nr. 1

1.2 Nachrechnung der COSIMA Experimente (06.01.07.)

Bearbeiter: R. Meyder, S. Stefanova, IRE

Für die Nachrechnung der COSIMA-Experimente /2/ mit SSYST wurde ein Fall mit 30 bar Innendruck ausgewählt (V44). Der Brennstabsimulator wird durch 3 axiale Knoten im beheizten Bereich und jeweils 2 Knoten im unteren und oberen Plenum dargestellt. Die radiale Auflösung des Stabes berücksichtigt den wahren Aufbau des Stabes, da jedoch die unterschiedlichen thermischen Dehnungen des Graphit und des Al_2O_3 vom Modul STADEF nicht berücksichtigt werden können, wurde für die Zonen innerhalb des Gasspalts eine während der Transienten unveränderte Geometrie, entsprechend dem Ausgangstemperaturfeld, angenommen. Zur Bestimmung der Ausgangsspaltweite wurden zunächst verschiedene Annahmen getroffen, nämlich:

- a) freie thermische Dehnung
- b) thermische Dehnung eines Zylinders axial eingespannt
- c) thermische Dehnung eines Zylinders axial nicht eingespannt
- d) kalte Geometrie

Der sich mit diesen Annahmen ergebende Verlauf der Hüllrohrtemperatur ist in Abb. 06.01.04/01A-2 dargestellt. Man erkennt deutlich den Einfluß der unterschiedlichen Ausgangsspaltweite auf die Temperatur. Bemerkenswert ist, daß die Übereinstimmung mit dem gemessenen Temperaturverlauf im Fall d am besten ist, obwohl seine Ausgangsspaltweite im Vergleich zur wirklichen zu groß ist. Eine Erklärung dieses Verhaltens kann sowohl in den Randbedingungen (α_{km} zu hoch), als auch in dem weichen Verhalten der Hülle liegen. Nach den SSYST-Rechnungen schließt sich nämlich schon nach zwei Sekunden (Fall d) nach Blowdown-Beginn der Spalt zwischen Hülle und Al_2O_3 -Pellet und kann dadurch zu einer raschen Entspeicherung der Wärme des Simulators und damit zu geringeren Hüllrohrtemperaturen führen. Die weiteren Untersuchungen zu diesem Thema werden zeigen, welcher Effekt von den beiden genannten der wichtigere ist.

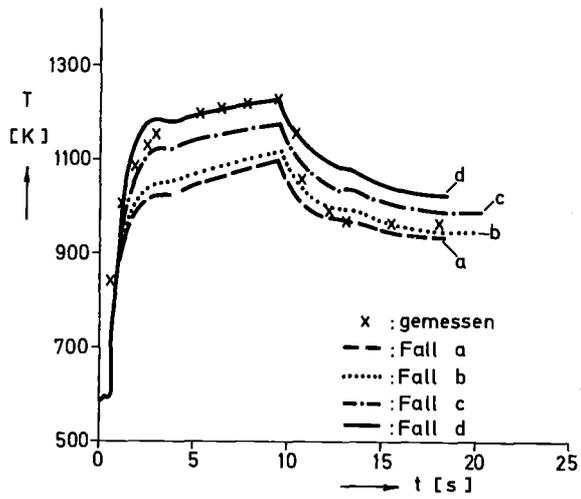


Abb. 06.01.04/01A-2: Verlauf der Hüllrohrtemperatur im untersten beheizten Knoten des COSIMA-Experiments. Die Ausgangsspaltweite steigt von a nach d.

1.3 Probabilistische Analyse des Brennstabverhaltens als Folge eines hypothetischen Kühlmittelverluststörfalls (KVS) eines DWR

Bearbeiter: W. Sengpiel, IRE

Die Arbeiten zur Probabilistik des Brennstabverhaltens sind fortgesetzt worden. Folgender Stand der Arbeiten ist erreicht:

- Die ersten 15 Einzelstabrechnungen im Rahmen der festgelegten Strategie der RELAP/SSYST-Simulationen zur Erzeugung der interessierenden "Response Surfaces" der Hüllrohrdehnungen sind durchgeführt worden. Sie dienen zunächst dazu, in Form von Sensitivitätsstudien den Einfluß einiger charakteristischer statistischer Variablen und deren Wechselwirkung auf das Ergebnis (Hüllrohrtemperaturen und -dehnungen) zu untersuchen und die physikalischen Zusammenhänge zwischen Temperatur/Dehnung und den statistischen Einflußgrößen zu verstehen (s.u.) In diesem Zusammenhang erfolgten außerdem
- der Einbau eines statistischen ZRY-Kriechgesetzes von Raff /3/ in den SSYST-Modul STADEF,
- der Einbau einer statistischen empirischen Beziehung für den Wärmeübergang an das Kühlmittel oberhalb der Quenchfront während der Flutphase ($\alpha = \alpha(t_{\text{aktuell}}/t_{\text{quench}})$) in den SSYST-Modul RAWAK (Abb. 06.01.04/01A-3).

Die Analyse des Brennstabverhaltens bei einem 2F-Bruch im kalten Strang einer Hauptkühlmittleitung beschränkt sich auf einen Reaktor der 1300 MW zu Beginn des 3. Zyklus. Dabei wird zunächst eine probabilistische Schadensumfangsanalyse für die Brennstäbe durchgeführt, die einen Abbrandzyklus durchlaufen haben, sich also am Anfang des 2. Zyklus befinden. Diese Brennstäbe sind aufgrund ihrer relativ hohen maximalen Leistungsdichten (F_q -Faktoren zwischen 1.8 und 2.5) thermisch am höchsten belastet.

Im Rahmen des festgelegten "experimental design" wird folgende Faktori-

sierungsstrategie angewendet:

1. Ebene

Mit RELAP4-Primärsystemanalysen werden zeitabhängige Kühlmitteldrücke und -enthalpien in den Reaktorplena berechnet. Dabei werden Nachzerfallsleistung (ANS-Faktor) und Reaktoranzugsleistung (100 % 106 %) in (wenigen) diskreten Schritten variiert.

2. Ebene

Auf der Basis der transienten thermodynamischen Randbedingungen in den Plena werden RELAP4-Einzelkanalanalysen durchgeführt. Zu den unter 1. variierten zwei statistischen Variablen/Modellparametern kommen folgende hinzu:

- Multiplikationsfaktor für den Wärmeübergang nach DNB
- radialer Leistungsformfaktor einschließlich Wasserspaltfaktor
- Sicherheitsfaktor F_g zur Berücksichtigung der Meß- bzw. Rechenungenauigkeiten der hot spot - Leistung

Ein Datenpool von ca. 50 RELAP4-Einzelkanalanalysen liefert die Blowdown-Randbedingungen (WÜ-Koeff., Kühlmittelenthalpie, Kühlmitteldruck) für die nachfolgenden SSYST-Einzelstabrechnungen.

3. Ebene

Durchführung von thermisch/mechanischen SSYST-Einzelstabanalysen. Eine statistische SSYST-Simulation erfordert einen vergleichsweise geringen Rechenaufwand (s. Abschn. 2.1), weshalb auf der Basis des "Hypercube Sampling Design" eine größere Anzahl von SSYST Simulationen durchgeführt werden kann (100..150). Zu den unter 1. und 2. in wenigen diskreten Schritten variierten statistischen Einflußgrößen kommen auf dieser 3. Ebene der SSYST-Einzelstabanalysen z.B. folgende hinzu:

- Wärmeübergangszahl im Spalt (Spaltweite/stationär und Wärmeleitfähigkeit des Spaltgases)
- Brennstabgeometrie (kalte Pellet- und Hüllrohradien)
- Wärmeleitfähigkeit von UO_2 und ZRY, spezif. Wärmekapazität von UO_2 und ZRY

- stationärer (Anfangs) Innendruck
- statist. Parameter des ZRY - Kriechgesetzes (NORA / 3 /)
- Restwassermenge im unteren Plenum am Blowdownende
- WÜ-Koeffizient während der Refill-Phase
- WÜ-Koeffizient während der Flutphase

Die Ergebnisse einiger ausgewählter Simulationsbeispiele machen den Einfluß des Leistungsfaktors F_q , der Spaltwärmeübergangszahl im stat. Anfangszustand, der Materialeigenschaften λ , c_p von UO_2 und ZRY und der Statistik des ZRY-Kriechgesetzes auf den Verlauf der Hüllrohrtemperaturen und -dehnungen in Stabmitte deutlich. Sie sind bezogen auf 106 % Reaktorleistung. In der Tabelle 06.01.04/01A-1 sind die zugrundegelegten Werte der statistischen Variablen angegeben. In Abb. 06.01.04/01A-4 sind die zeitlichen Verläufe der Hüllrohrtemperaturen und -dehnungen für die Fälle 102 und 103 (unterschiedliche F_q -Faktoren) dargestellt. Für den Fall 102 ist das Dehnverhalten entsprechend dem statistischen ZRY-Kriechgesetz variiert worden. Bei sonst gleichen Bedingungen liegt die Enddehnung (Fall 102) zwischen 10 und 14 %, während der Fall 103 ($F_q = 1.85$) maximal 3 % Enddehnung ergibt. Abb. 06.01.04/01A-5 zeigt den Verlauf der Wärmeübergangszahlen Brennstaboberfläche/Kühlmittel für die Fälle 102 und 003; deutliche Unterschiede treten in der Flutphase auf (s. Tabelle 06.01.04/01A-1 und Abb. 06.01.04/01A-3)). Infolge des besseren stationären Spaltwärmeübergangs in Fall 003 und damit der niedrigeren Speicherwärme im Brennstoff ist die Hüllrohrtemperatur am Blowdownende um ca. 60 K niedriger als in Fall 102, was zu einer deutlichen Verringerung der Enddehnung führt (2.5 % im Vergleich zu ca. 14 %, Abb. 06.01.04/01A-6). Die Abb. 06.01.04/01A-7 und 06.01.04/01A-8 zeigen einen sehr starken Einfluß der Unsicherheit in der Wärmeleitfähigkeit und der spezif. Wärmekapazität des Brennstoffs über die resultierende Speicherwärme auf die Hüllrohrtemperatur und die Hüllrohrdehnung (Anwachsen von ca. 5 % auf ca. 30 %), die Streubänder der Wärmeleitfähigkeit und der spezif. Wärmekapazität von UO_2 wurden mit $\bar{\lambda} + 0.175 \bar{\lambda}$ bzw. $\bar{c}_p + 0.1 \bar{c}_p$ angenommen, mit $\bar{\lambda}$ und \bar{c}_p als temperaturabhängigen Mittelwerten aus MATPRO /4/. Die Fälle 003 (Abb. 06.01.04/01A-6) und 004 (Abb. 06.01.04/01A-8) zeigen, daß eine Erhöhung des Anfangsinnendruckes von 60 auf 69 bar zu einer Erhöhung der Enddehnung von 2.5 % auf

Statist. Variable/Parameter	Simulations-Nr.						
	102	103	003	004	008	009	
ANS-Faktor	1.2	1.2	1.2	1.2	1.2	1.2	1) Der heiße stationäre Pellet- radius wurde um einen addi- tiven Term korrigiert, der Relocation näherungsweise erfaßt.
Reaktor-Anfangs- leistung [$\%$]	106	106	106	106	106	106	
Faktor max. Stab- leistung F_q	2.05	1.85	2.05	2.05	2.05	2.05	
Multiplikator für den WÜ-Koeff. nach DNB (Blowdown)	0.75	0.75	0.75	0.75	0.75	0.75	2) Der berechnete stationäre Spaltgasdruck wurde mit einem statist. Multiplikationsfak- tor variiert.
Spaltweite, stationär [n]	50	50	20 ¹⁾	20 ¹⁾	10 ¹⁾	15 ¹⁾	
Multiplikator Wärmeleitfähigk. Spaltgas	1	1	1	1	1	1	3) Die Streubreiten der Stoff- werte λ , c_p von UO_2 und ZRY wurden der ^P Stoffdatenbibliothek MATPRO /4/ entnommen.
result. $\alpha^{stat.}$ Gap [W/m^2k]	7500	6200	15000	15000	20000	20000	

Statist. Variable/Parameter	Simulations-Nr.						
	102	103	003	004	008	009	
Spaltgasdruck stationär $[\bar{\text{bar}}]$	62	62	60	$60 \cdot 1.15^{2)}$	$69^{2)}$	$69^{2)}$	4) NORA=0 bedeutet untere Grenze (Minimum) für die Dehngeschwindigkeit ϵ aus ZRY-Kriechgesetz, NORA=1 bedeutet obere Grenze (Maximum)
Wärmeleitf. $\text{UO}_2^{3)}$	$\bar{\lambda}$ (nom)	$\bar{\lambda}$	$\bar{\lambda}$	$\bar{\lambda}$	$\bar{\lambda} - 0.175 \bar{\lambda}$	$\bar{\lambda} - 0.1 \bar{\lambda}$	
spez. Wärmekap. "	\bar{c}_p (nom)	\bar{c}_p	\bar{c}_p	\bar{c}_p	$\bar{c}_p + 0.1 \bar{c}_p$	$\bar{c}_p + 0.1 \bar{c}_p$	
Wärmeleitf. ZRY	$\bar{\lambda}$ (nom)	$\bar{\lambda}$	$\bar{\lambda}$	$\bar{\lambda}$	$\bar{\lambda} - 0.1 \bar{\lambda}$	$\bar{\lambda} - 0.1 \bar{\lambda}$	
spez. Wärmekap. "	\bar{c}_p (nom)	\bar{c}_p	\bar{c}_p	\bar{c}_p	$\bar{c}_p + 0.035 \bar{c}_p$	$\bar{c}_p + 0.035 \bar{c}_p$	
stat. Faktor ⁴⁾ ZRY-Kriechgesetz (NORA)	1/0	1	1	1	1/0	1/0	
kalte Brennstab- geometrie (Pellet- u. Hüllrohrstrahlen)	nom. Werte	—————→					
Restwasser unt. Plenum	0	0	0	0	0	0	
$\alpha_{\text{Fill}} [\bar{\text{W/cm}^2 \text{k}}]$	20.	20.	20.	20.	20.	20.	
Multiplikator α_{Flut} (s. Abb. 06.01.04/01A-3)	1	1	0.8	0.8	1.	1.	

Tab. 06.01.04/01A-1: Werte der betrachteten statistischen Einflußgrößen/Parameter für einige ausgewählte SSYST-Simulationsbeispiele

5 % führt (unter den sonst in Tab. 06.01.04/01A-1 angegebenen Bedingungen). Zum wahrscheinlichkeitsbehafteten Hüllrohrbersten bei Anwendung des probabilistischen Versagenskriteriums führt nur der Fall 008 (Abb. 06.01.04/01A-9).

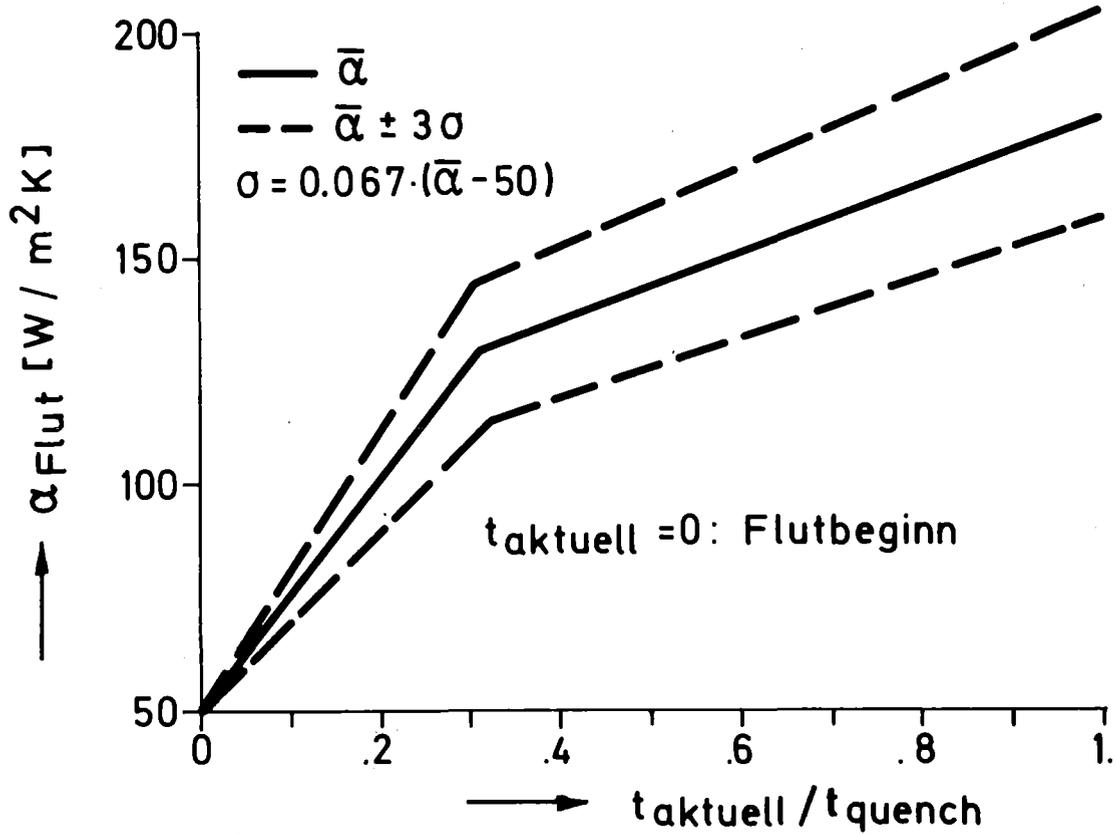


Abb. 06.01.04/01A-3:

Wärmeübergangszahl $\alpha_{\text{Flut}} = \alpha_{\text{Flut}}(t_{\text{aktuell}}, t_{\text{quench}})$, implementiert im SSYST-Modul RAWAK.

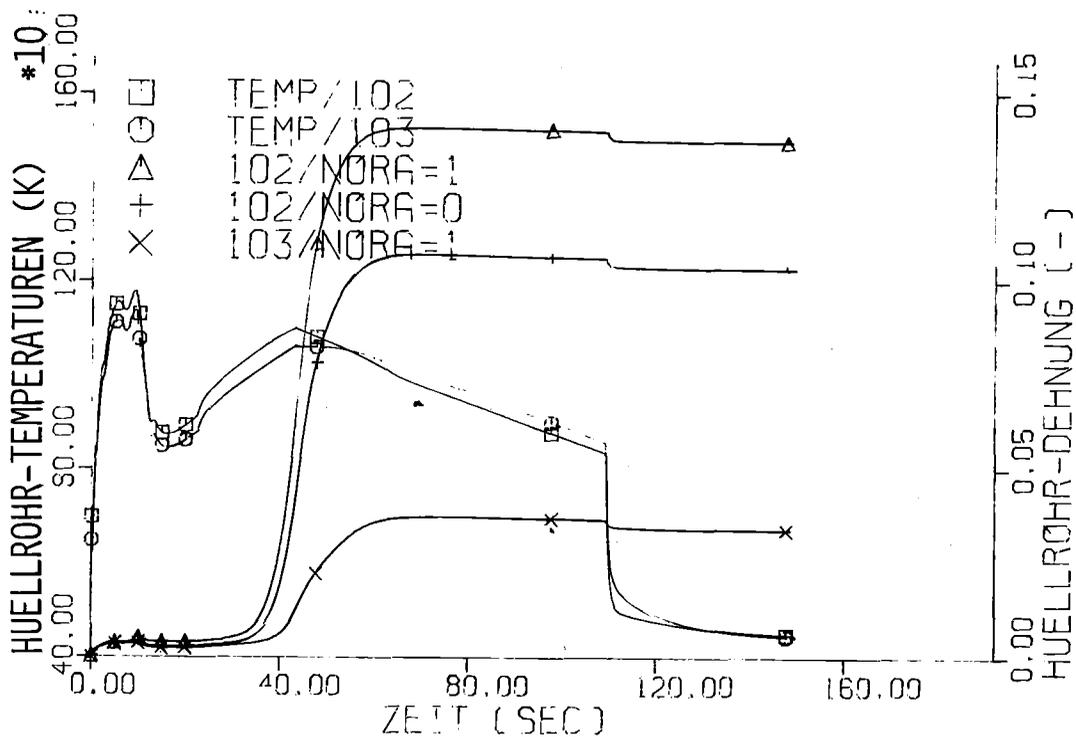


Abb. 06.01.04/01A-4:

Zeitlicher Verlauf von Hüllrohrtemperaturen und -dehnungen für die Simulationsfälle 102 und 103 bei Anwendung eines statist. ZRY-Kriechgesetzes.

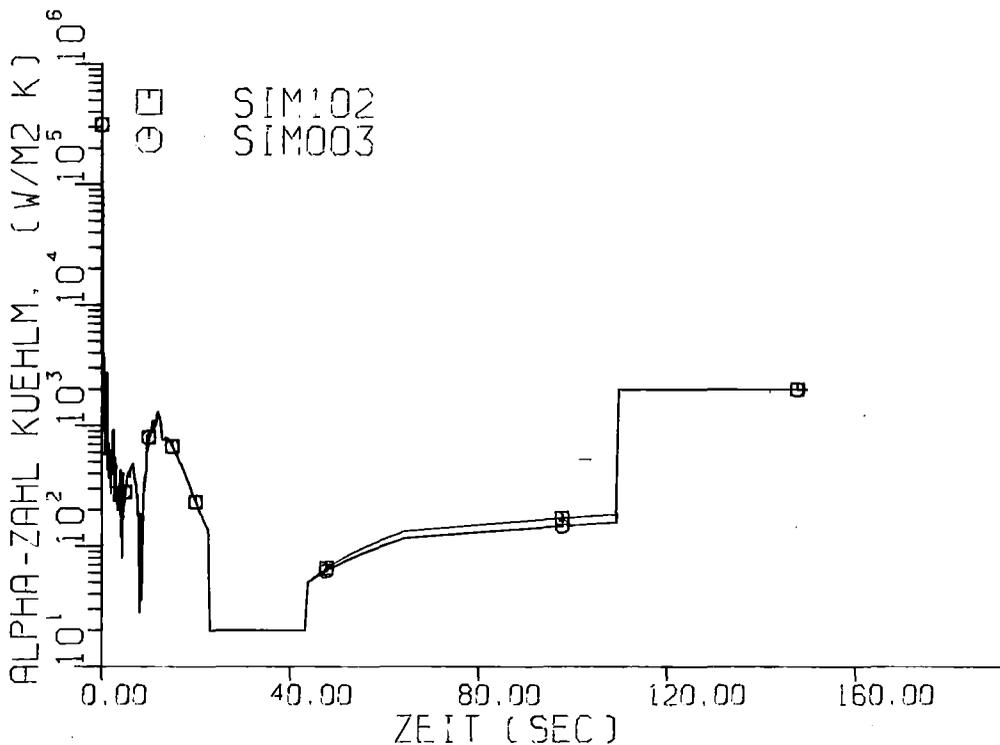


Abb. 06.01.04/01A-5:

Zeitlicher Verlauf der Wärmeübergangszahlen während des betrachteten KVS für die Fälle 102 ($\alpha_{Flut} = \bar{\alpha}_{Flut}$) und 003 ($\alpha_{Flut} = 0.8 \bar{\alpha}_{Flut}$).

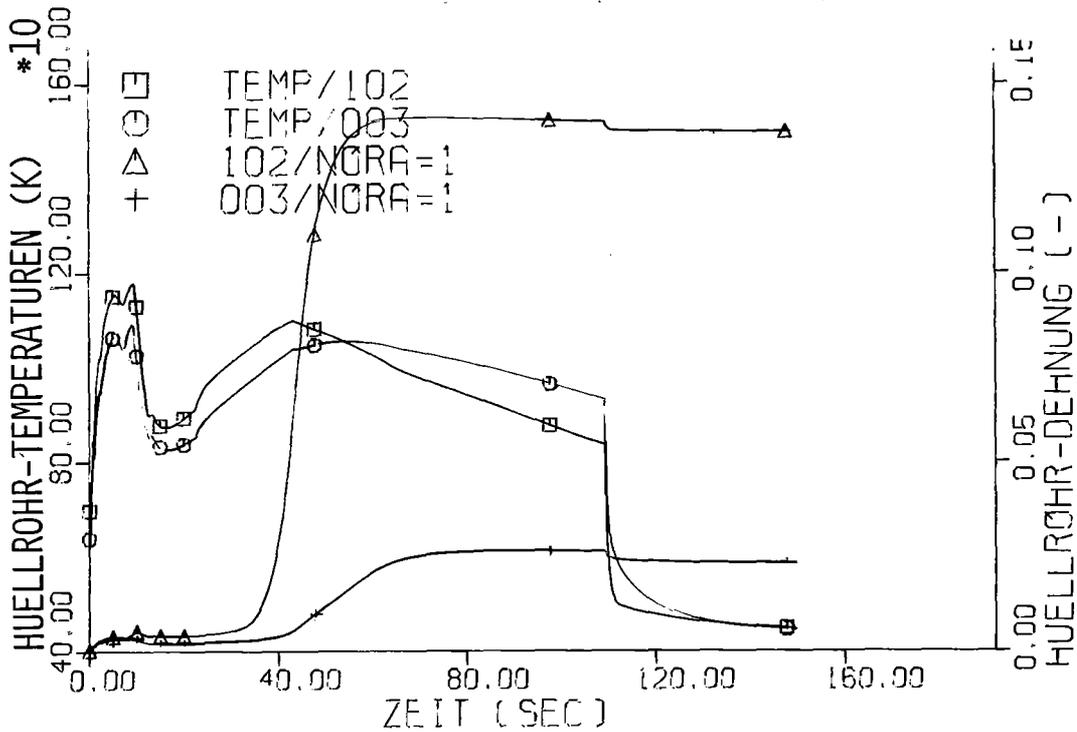


Abb. 06.01.04/01A-6:

Zeitlicher Verlauf von Hüllrohrtemperaturen und -dehnungen für die Simulationsfälle 102 und 003 (unterschiedliche stationäre Spaltwärmeübergangszahlen und Wärmeübergangszahlen Brennstab/Kühlmittel in der Flutphase).

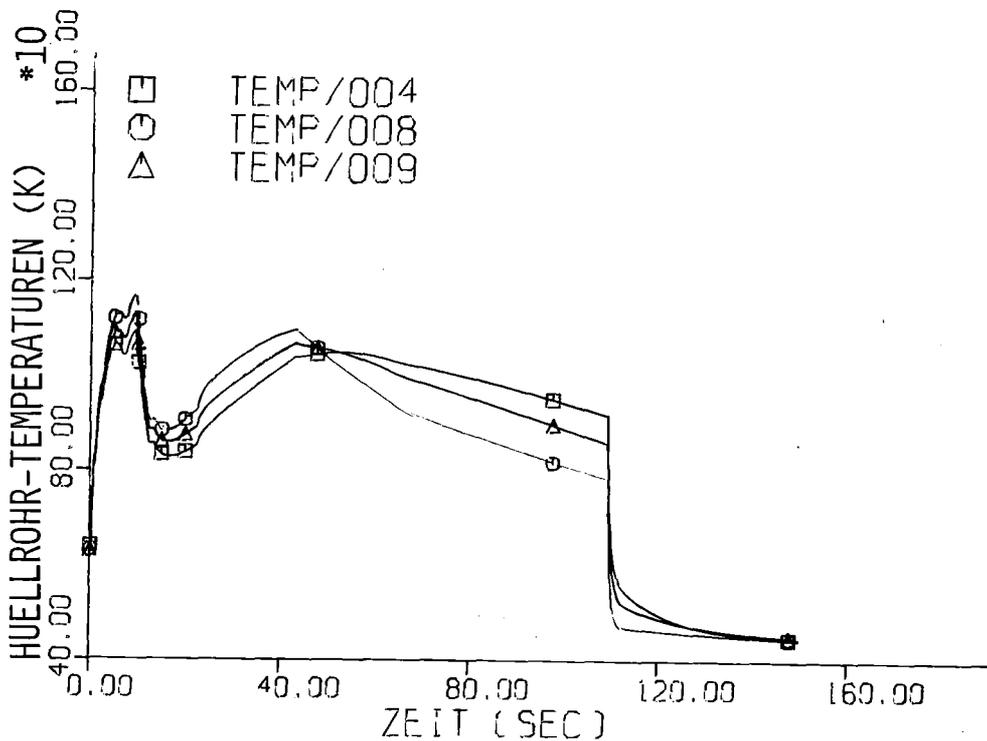


Abb. 06.01.04/01A-7:

Zeitlicher Verlauf der Hüllrohrtemperaturen für die Simulationsbeispiele 004, 008 und 009 bei Berücksichtigung der Unsicherheiten in den Stoffeigenschaften (λ , c_p) von UO_2 und ZRY (entsprechend Tab. 06.01.04/01A-1).

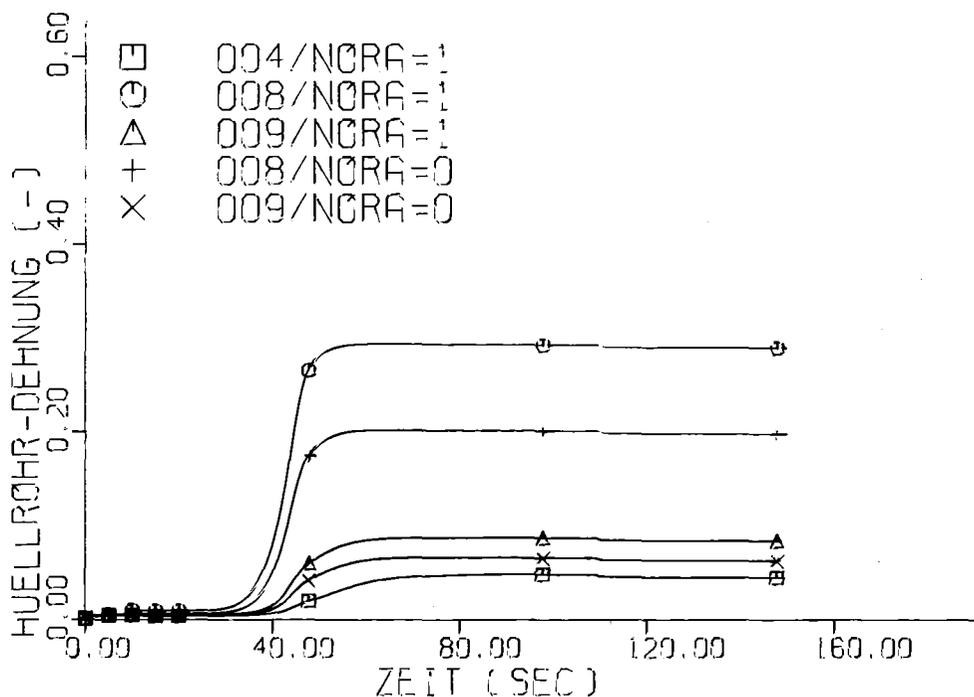


Abb. 06.01.04/01A-8:

Zu den Temperaturverläufen in Abb. 06.01.04/01A-7 gehörende Hüllrohrdehnverläufe bei Anwendung eines statistischen ZRY-Kriechgesetzes.

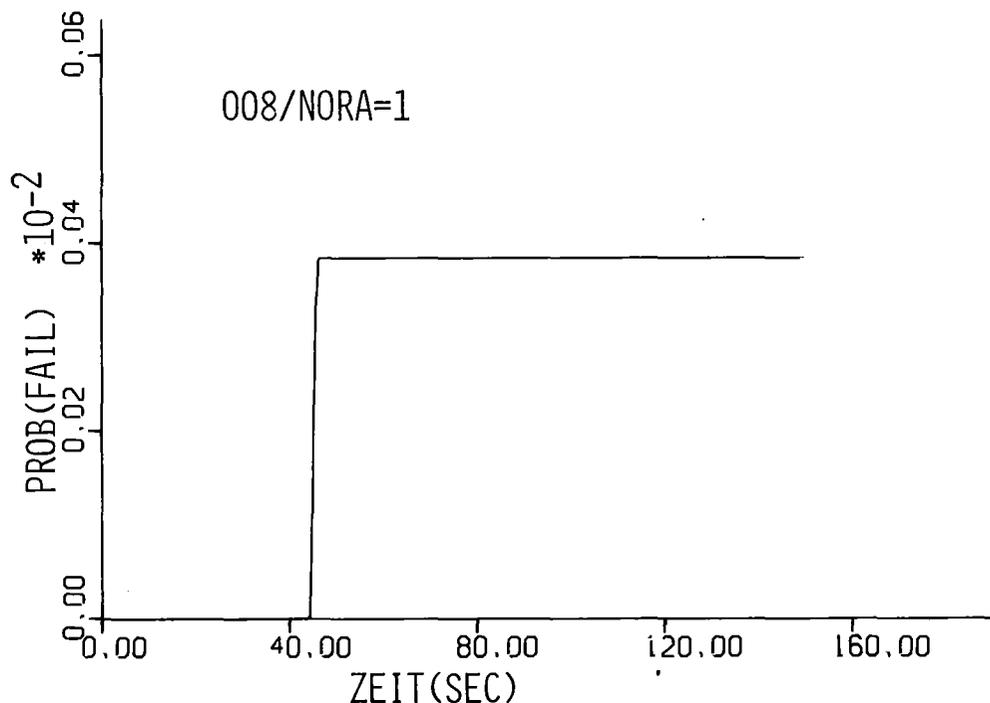


Abb. 06.01.04/01A-9:

Hüllrohr-Versagenswahrscheinlichkeit in Brennstabmitte,
Fall 008/NORA=1

2. Weiterentwicklung von SSYST

2.1 Optimierung der IBM-Version von SSYST

Bearbeiter: H. Borgwaldt , INR

Die zur Zeit auf der IBM/370-168 des Kernforschungszentrums Karlsruhe implementierte Version von SSYST benötigt für eine typische LOCA-Analyse etwa 10 min Rechenzeit. Im Rahmen einer vollständigen Nachrechnung eines LOCA-Störfalls beanspruchen die Primärsystem- und Einzelstab-Analysen mit dem RELAP4-Code erheblich mehr Rechenzeit. Jedoch verschieben sich die Gewichte, wenn man jeweils eine RELAP4-Rechnung (zur Ermittlung von Randbedingungen für die SSYST-Rechnungen) mit einer größeren Anzahl von SSYST-Folgerechnungen kombiniert. Dies ist möglich bei Parameterstudien, Modell-Vergleichen und insbesondere vorgesehen für die probabilistische Behandlung von LOCA-Störfällen (siehe Beitrag von H. Sengpiel). Man kann davon ausgehen, daß die Regressionsanalyse für die Bestimmung einer von vielen Einflußgrößen abhängigen Response-Surface eine sehr große Anzahl von SSYST-LOCA-Analysen erfordert. Es schien daher zweckmäßig, den Rechenzeitbedarf von SSYST-Rechnungen zu analysieren und zu prüfen, wo mit vertretbarem Aufwand spürbare Effizienzverbesserungen erreichbar sind. Da die Effizienz eines Codes wesentlich von Hard- und Software des Computer-Herstellers und teilweise von der Aufschlüsselung der Gemeinkosten der jeweiligen EDV-Installation abhängt, beziehen sich die folgenden Ergebnisse in erster Linie auf die oben angeführte IBM-Anlage.

Test-Rechnungen mit dem 1-dimensionalen, transienten Wärmeleit-Code ZET-1D lieferten deutliche Hinweise auf einen erheblichen Rechenzeit-Overhead: Bei Aufruf von ZET-1D in einer durch eine SPEICHER-Folge gebildeten Schleife hing der Rechenzeit-Bedarf fast nur von der Zahl der Durchläufe und lediglich schwach von der Anzahl der räumlichen Maschen ab. Zur Aufklärung dieses Effekts wurde ZET-1D schrittweise, unter Beachtung der für IBM-Fortran gültigen Optimierungsregeln umprogrammiert. Zusätzlich konnte

dabei eine bei der Berechnung der Koeffizienten für die numerische Integration notwendige Adress-Rechnung (für die Materialdaten) aus einer innersten in eine äußere Schleife verlegt werden. Für einen realistischen Testfall (3 Materialzonen, 200 Maschen) ergab sich folgende Aufschlüsselung der Rechenzeit/Zeitintegrationsschritt

<u>Tätigkeit</u>	<u>Standard-Version</u>	<u>Neue Version</u>
Daten-Transfer	12 msec	12 msec
Koeffizienten-Berechn.	42 msec	20 msec
Integrationsschritt	5,6 msec	4,2 msec
Gesamt	60 msec	36 msec

Als wichtigstes Ergebnis, das voraussichtlich auf einer Reihe ähnlicher Moduln übertragbar ist, erscheint die allein über die Koeffizienten-Berechnung erzielbare Effizienz-Verbesserung.

Als Hauptursache für den erwähnten Rechenzeit-Overhead konnte schließlich die bisherige Art der Behandlung von SPEICHER-Folgen von Steuerbefehlen ermittelt werden. Mit ihnen realisiert die SSYST-Steuersprache insbesondere die wichtigen Sprachelemente bedingter Sprung und Programmschleife. Im Prinzip erfolgt der Aufruf einer solchen SPEICHER-Folge derart, daß die SPEICHER-Folge von einer Datenbasis auf eine Arbeitsdatei kopiert wird, von der die Steuerbefehle sequentiell gelesen, interpretiert und ausgeführt werden. Neben dem Vorteil der Einfachheit steht als Nachteil, daß bei häufigem Aufruf, in einer Schleife, sehr oft formatierte Daten geschrieben, gelesen und interpretiert werden müssen. Die hierfür ausgewiesene Rechenzeit ist an unserer IBM-Anlage unerwartet hoch, höher als für die Ausführung typischer Moduln wie ZET-1D.

Es wurde daher eine grundlegend andere Art der Behandlung von SPEICHER-Folgen untersucht, die im Prinzip wie folgt vorgeht. Beim ersten Aufruf der SPEICHER-Folge werden die Steuerbefehle von der Datenbasis (in externer Darstellung) abgebildet auf einen adressierbaren Teil des Kernspeichers (in interner Darstellung). Danach und bei allen weiteren Aufrufen werden die bereits interpretierten Steuerbefehle aus dem Kernspeicher ausgeführt. Dies erspart sehr viel Rechenzeit; andererseits kompliziert sich die Programmlogik des Kerns von SSYST, in dem eine größere Anzahl von Routinen modifiziert werden müssen. Dies ist in-

zwischen weitgehend erfolgt.

Als Testfall wurde zunächst eine SPEICHER-Folge bestehend aus den Moduln ZET-1D (Standard- und neue Version), WUEZ (Wärmeübergang im Spalt), SPAGAD (Spaltgasdruck) und STADEF (Deformationsmodell) gewählt. Diese Folge wurde mit realistischen Daten in einer Schleife wiederholt gestartet, und es wurden die Ausführungszeiten nach dem Standard- und dem vorgeschlagenen Schema verglichen. Pro Durchlauf ergaben sich 250 msec bzw. 103 msec, d.h. eine Reduktion um etwa 60 Prozent.

Aufgrund dieses günstigen Verhaltens wird zur Zeit das schnellere Schema der Ausführung von SPEICHER-Folgen für die IBM-Version von SSYST so implementiert, daß alle für die LOCA-Analyse benötigten Moduln mit allen ihren Optionen aufgerufen werden können. Die schrittweise Konversion, die bis Ende 1978 abgeschlossen sein soll, wird durch die modulare Struktur von SSYST erheblich begünstigt.

Als Zwischenergebnis konnte am Ende des Berichtszeitraums mit der teilweise konvertierten Version bereits eine erste, fast vollständige LOCA-Rechnung durchgeführt werden. Sie benötigte eine Rechenzeit von 4 min und bestätigte damit die erwartete Effizienzverbesserung.

2.2 Entwicklung der Moduln BERST, WAEDI und ZETM-1D

Bearbeiter: L. Ehnis, W. Gulden, IKE

Zur Vereinfachung der Eingabe der Wärmequellen eines Brennstabs wurde der Modul WAEDI konzipiert, programmiert und getestet.

Der Modul BERST zur Berücksichtigung eines Berstkriteriums wurde getestet und implementiert /5/. Er bricht eine Modulfolge dann ab, wenn die berechnete Umfangsdehnung eine vorzugebende Maximaldehnung $EPS = f(T)$ überschreitet.

Um die bei ungünstiger Wahl der Mikrozeitschritte gelegentlich auftretenden numerischen Schwierigkeiten bei der Lösung der eindimensionalen Wärmeleitungsgleichung zu beheben, wurde in /6/ vorgeschlagen, auf das Differenzverfahren in der Zeitkoordinate zu verzichten und statt dessen das gekoppelte

System der einfachen Differentialgleichungen für die zeitabhängigen Temperaturen in einzelnen Radialknoten direkt zu lösen. Die dazu benutzte Methode wurde in den Wärmeleitmodul ZET-1D eingebaut, an verschiedenen Testbeispielen mit Erfolg getestet und als Modul ZETM-1D in SSYST integriert.

2.3 Entwicklung des Moduls ZETHYF

Bearbeiter: R. Schützle , IKE

Im Modul ZETHYF wurden die Massen- und Energiebilanzgleichungen überarbeitet.

Bei verschiedenen Testrechnungen hat sich nämlich gezeigt, daß das bisher angewendete Lösungsverfahren für die Bilanzgleichungen in der Flutphase sehr empfindlich auf die Anfangsbedingungen reagiert. D.h. bereits bei geringfügigen Abweichungen von einem sinnvollen Anfangszustand (z.B. stationär) für die Rechnung konnte keine stabile Lösung erreicht werden. Da bei späteren Produktionsrechnungen jedoch die Anfangsbedingungen aus anderen Modulen übernommen werden (z.B. ZETHYD und zum Teil auch aus WAK), erschien das bisher eingesetzte Verfahren ungünstig. Um die genannten Probleme zu umgehen, bot sich ein iteratives Verfahren an. Dieses Verfahren wurde im Berichtszeitraum für ein- und zweiphasiges Kühlmittel entwickelt und in ZETHYF eingebaut.

2.4 Entwicklung des Moduls AZI

Bearbeiter: R. Meyder, W. Sengpiel, IRE

An Einzelstabversuchen mit Brennstabsimulatoren wurde schon vor längerer Zeit festgestellt, daß azimutale Temperaturvariationen am Umfang des Brennstabhüllrohres einen bedeutenden Einfluß auf die Berstdehnung des Hüllrohres haben (PNS 4238, REBEKA). Unklar war aber, ob die Bedingungen unter denen dieser Effekt aufgetreten ist auch im Bündelverband bei für die Wiederauffüll- und Flutphase typischen Wärmeübergangszahlen auftreten kann. Dies wurde mit dem ersten Bündelexperiment in der REBEKA-Anlage nachgewiesen /1/.

Daraus ergab sich, daß auch in SSYST eine Möglichkeit geschaffen werden mußte, die in der Lage ist, solche Vorgänge zu beschreiben. Das Modell sollte möglichst einfach sein und zunächst weniger zur Vorausrechnung von Experimenten verwendet werden als viel mehr zur Nachrechnung, denn die Verschiebung der Brennstoffmitte aus der Hüllrohrmitte, die die entscheidende Verstärkung der azimuthalen Temperaturvariation verursacht, ist zwar beobachtet, aber in ihren physikalischen Ursachen noch nicht verstanden.

Die wesentlichen Merkmale des so entstandenen Moduls AZI sind wie folgt:

- arbeitet interaktiv mit allen bisher schon erstellten SSYST-Moduln
- betrachtet eine 180° -Brennstabscheibe ohne axiale Kopplung
- Brennstoff und Hülle behalten kreisförmige Querschnitte
- Verschiebung von Brennstoff aus Hüllrohrmitte ist stets maximal
- Randbedingungen und Wärmequellendichte konstant am Stabumfang
- behandelt Oxidation entsprechend der azimuthalen Temperaturverteilung
- berücksichtigt die azimuthal variierende Spaltweite
- löst das 2-D Wärmeleitproblem
- ermittelt die azimuthal variierende Kriechdehnung nach Schalentheorie.

Als erster Test für den Modul AZI wurde das Problem eines REBEKA-Simulatorstabes behandelt. Es ist dasselbe Problem, das auf dem deutsch-amerikanischen workshop, Ende Mai in Karlsruhe, behandelt wurde. AZI wurde auf einen der axialen Knoten im Leistungsmaximum angewendet.

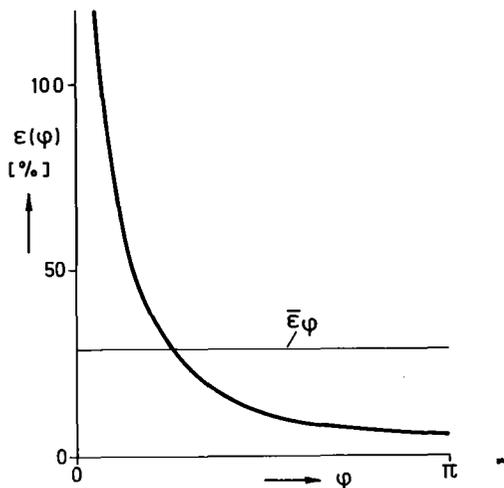


Abb. 06.01.04/01A-10

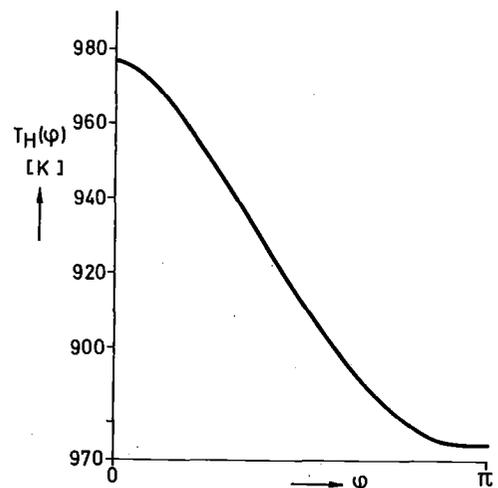


Abb. 06.01.04/01A-11

Abb. 06.01.04/01A-10 zeigt den Verlauf der Enddehnung am Stabumfang. Abb. 06.01.04/01A-11 den Temperaturverlauf azimuthal zum Zeitpunkt des Berstens. Als Berstdehnung wurde eine lokale maximale Dehnung von 100 % angenommen. Die sich so ergebende mittlere Umfangsdehnung ist etwa 30 %.

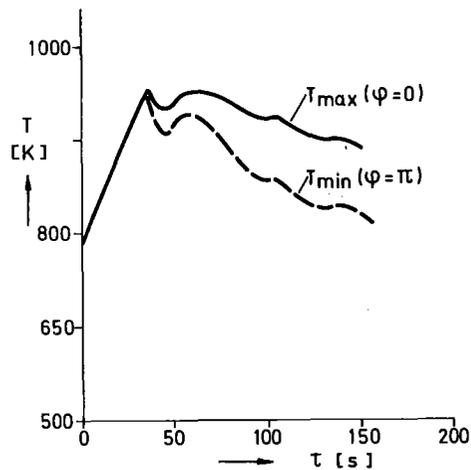


Abb. 06.01.04/01A-12

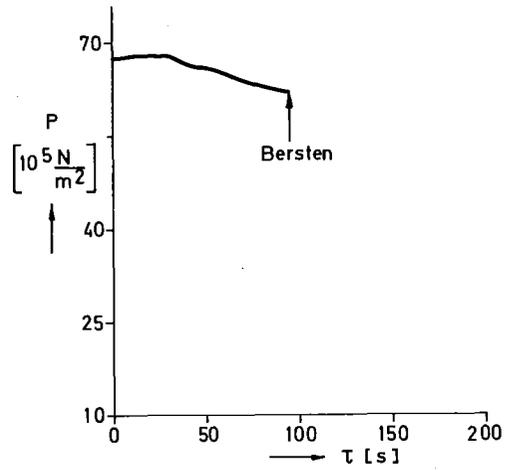


Abb. 06.01.04/01A-13

Abb. 06.01.04/01A-12 zeigt den transienten Temperaturverlauf des heißesten und der kältesten Winkelsegmentes. Ein Vergleich mit gemessenen Temperaturen ist nicht ohne weiteres möglich, da direkt vergleichbare Temperaturen nicht gemessen wurden. Am Verlauf des Innendruckes (Abb. 06.01.04/01A-13) ist zu erkennen, daß der Anstieg kleiner ist und früher beendet ist als im Experiment. Ebenso ist das Bersten deutlich früher als im Experiment aufgetreten. Trotz des Unterschieds in der Bruchzeit lassen die Daten über Enddehnung und azimuthale Temperaturdifferenz den Schluß zu, daß die wesentlichen Effekte modelliert sind und daß eine Überarbeitung

der Eingabedaten und Randbedingungen eine bessere Übereinstimmung zwischen Experiment und Rechnung erwarten lassen.

3. Entwicklung eines Modells zur Beschreibung der mechanischen Eigenschaften von Zry bei hohen Temperaturen

Bearbeiter: S. Raff, IRE

3.1 Bruchverhalten von Zry-4

3.1.1 Datenanalyse

Bei LOCA-Störfalluntersuchungen wurde als Berstkriterium bisher am häufigsten die Berstdehnung verwendet. Die Berstdehnung als Funktion der Temperatur liefert dem Deformationsmodell die maximal mögliche Dehnung, d.h. die Versagensdehnung, bei dem das Deformationsmodell zu stoppen ist.

Der Verlauf der Rohrberstdehnung über der Temperatur ist mit einem größeren Streubereich behaftet. Im Bereich der Phasenumwandlung ist diese Streuung besonders groß. Das Ziel der hier vorgenommenen Analysen ist, nach möglichen Ursachen dieser starken Streuungen zu suchen und zu ergründen, ob sich diese bei gutbekannten Randbedingungen verringern bzw. als Folge schlecht bekannter Randbedingungen erklären lassen.

Entsprechend dem PNS-Vorgehen bei der Entwicklung des Deformationsmodells wird gleichzeitig untersucht, ob und wie sich das Bruchverhalten aus ein-dimensionalen Zugversuchen auf das Rohrverhalten übertragen läßt. Der Vergleich zwischen Zug- und Rohrberstversuchen wird mit Hilfe von Vergleichswerten der wahren Spannung und Dehnung durchgeführt.

Bisher wurden ca. 300 isotherme Zugversuche (konstante Last bzw. konstante Dehngeschwindigkeit) und ca. 200 isotherme Rohrberstversuche (konstanter Innendruck) des IMF analysiert. (Alle Proben waren offenbeheizt, d.h. örtliche Temperaturschwankungen sind weitgehend ausgeschlossen).

Die Analyse hatte folgende Ergebnisse:

- Die Datenstreuung ist auch bei gut definierten isothermen Versuchen beträchtlich. Sie ist im Phasenumwandlungsgebiet mit

$\Delta\epsilon_{2\sigma} = 0.15 - 0.2$ (absolut) am größten ($\epsilon = \int \frac{d1}{1} =$ natürliche Dehnung; $\Delta\epsilon_{2\sigma} = 2$ -fache Standardabweichung der Dehnung). Außerhalb des Zweiphasengebiets ist die Streuung etwas geringer ($\Delta\epsilon_{2\sigma} \leq 0.1$). Abb. 06.01.04/01A-14 zeigt diesen Sachverhalt bei dehngeschwindigkeitsgesteuerten Zugversuchen.

- Wesentliche Parameter für die Bruch- bzw. Berstdehnung der vorliegenden Versuche sind der Sauerstoff, die Verformungsgeschwindigkeit und die Rekristallisation. Ihre Auswirkungen sind abhängig vom Phasenzustand des Materials. Die Rekristallisation bewirkt im α -Bereich für Temperaturen $600 \text{ C} \leq T \leq 750 \text{ C}$ eine Anhebung der Bruchdehnung ($T = 600 \text{ C}$ ist die niedrigste Versuchstemperatur). Im Phasenübergangsgebiet ist die Bruchdehnung signifikant von der Dehngeschwindigkeit abhängig (Abb. 06.01.04/01A-15). Dadurch wird das 2σ -Streuband in Abb. 06.01.04/01A-14 im Phasenübergangsgebiet gespreizt. (Die entsprechenden Versuche wurden in oxidierender Atmosphäre durchgeführt, d.h. die erreichte Oxidation ist von der Temperatur und Dauer des Versuchs abhängig). Die Oxidation bewirkt im β -Gebiet eine starke Verringerung der Bruchdehnung. Im Phasenübergangsgebiet bewirkt sie im wesentlichen eine Verschiebung der in diesem Gebiet liegenden Maximum- und Minimumwerte zu höheren Temperaturen, während die Dehnwerte nur schwach erniedrigt werden. Im α -Gebiet wird bei Versuchen in oxidierender Atmosphäre eher eine Erhöhung der Versagensdehnung beobachtet.

- Soweit sich die Temperaturbereiche der Zugversuche und Rohrversuche überdecken, zeigt sich eine gute Übereinstimmung der Versagensdehnungen (wahre Vergleichsdehnung) für beide Versuchsarten. In den Abb. 06.01.04/01A-16 und Abb. 06.01.04/01A-17 sind die Mittelwerte nebst 2σ -Varianzwerte aller Versuchstypen jeweils für Versuche in Argon bzw. Vakuum und in Dampf bzw. Luft eingetragen. Die größere Abweichung der dehngeschwindigkeitsgesteuerten Versuche in Abb. 06.01.04/01A-16 von den Kriech- und Berstwerten ist zum Teil durch die Rekristallisation (alle Proben dieser Versuchsführung waren nicht rekri-

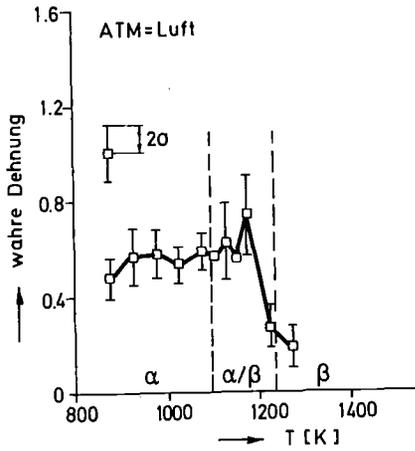


Abb. 06.01.04/01A-14:
Bruchdehnung von isothermen Spannungs-
Dehnungsversuchen in Luft

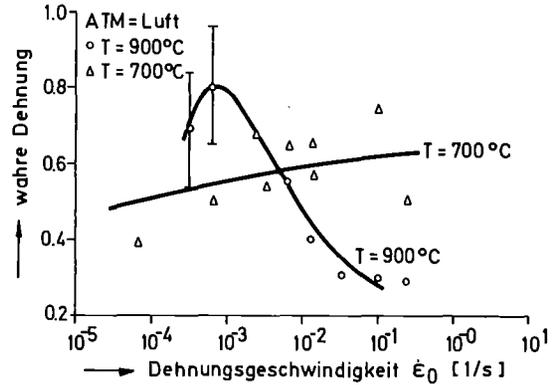


Abb. 06.01.04/01A-15:
Abhängigkeit der Bruchdehnung von der
Dehnungsgeschwindigkeit bei Spannungs-
Dehnungsversuchen

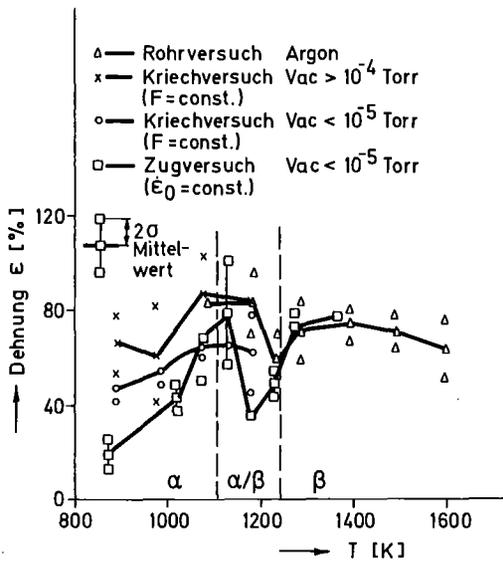


Abb. 06.01.04/01A-16:
Vergleich der Versagensdehnung
isothermer Zug- und Rohrversuche
in nichtoxidierender Atmosphäre

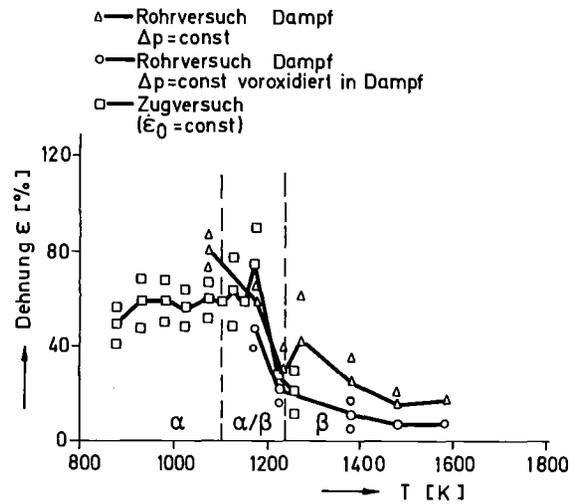


Abb. 06.01.04/01A-17:
Vergleich der Versagensdehnung iso-
thermer Zug- und Rohrversuche in
oxidierender Atmosphäre

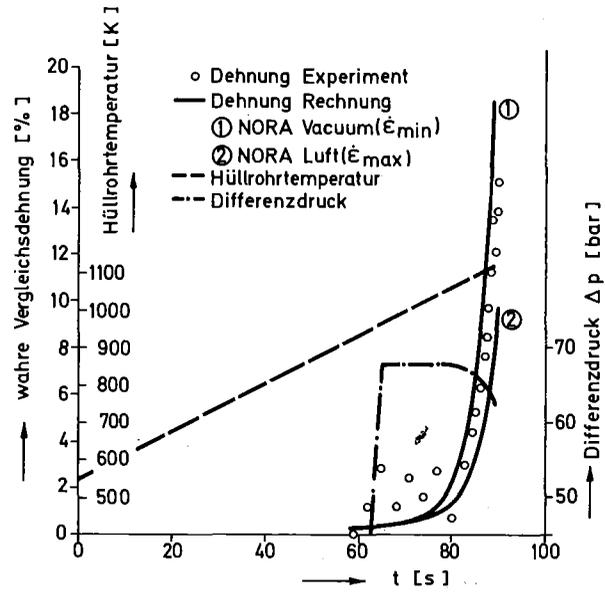


Abb. 06.01.04/01A-18:

Nachrechnung eines out-of-pile Simulatorberstexperiments
mit dem Deformationsmodell NORA

stallisiert) im α -Gebiet und den Einfluß der unterschiedlichen Versuchsführung (Lastgeschichte) auf die Versagensdehnung erklärbar. Damit zeigt sich, daß das Versagenskriterium ebenso wie das Deformationsmodell aus eindimensionalen Versuchen abgeleitet werden kann.

Die Analysen werden nun auf transiente Versuchsführungen ausgedehnt.

3.1.2 Berstkriterium für transiente Rohrverformung +)

Wird als Berstkriterium z.B. die Bruchdehnung über der Temperatur verwendet, so gilt dieses Kriterium streng genommen nur für solche Hüllrohrverformungen, die ähnlich den Versuchen ablaufen, wie sie dem Berstkriterium zugrunde liegen, d.h. das Berstkriterium enthält implizit die Last- und Temperaturgeschichte der Versuche, auf denen es basiert.

Der allgemeine Fall eines Berstkriteriums muß die jeweilige Verformungsgeschichte berücksichtigen.

Zur Zeit stehen zwei Kriterien zur Diskussion, die beide die Last- und Temperaturgeschichte berücksichtigen:

- "life fraction rule"
- "strain fraction rule"

3.1.2.1 Life fraction rule (LFR)

Die LFR stellt eine Verallgemeinerung der bei isothermen Kriech- und Rohrversuchen (konstante Last F bzw. konstanter Differenzdruck Δp) bekannten Beziehung zwischen der Anfangsspannung σ_0 und der Berstzeit τ_B dar. Diese läßt sich für den Kriechversuch bei Zugrundelegung eines Fließgesetzes der Form

$$\dot{\epsilon} = A(T) \sigma^n \quad (1)$$

aus der Bedingung ableiten, daß die Dehnung beim Bruch gegen unendlich geht. Man erhält dann die oben erwähnte Beziehung

⁺) Diese Arbeiten werden in enger Zusammenarbeit mit dem IMF II durchgeführt (vgl. 06.01.06/01A).

$$n A(T) \sigma_o^n \tau_R = 1 \quad (2)$$

$\tau_R =$ Bruchzeit, $\sigma_o = \sigma(\epsilon=0)$

Eine Verallgemeinerung auf einen temperatur- und lasttransienten Versuch führt auf die Beziehung

$$n \sigma_o^n \int_{t=0}^{t_R} A(T) f(t)^n dt = 1 \quad (3)$$

($f(t) = \frac{F}{F_o}$ ist eine auf die Ausgangslast F_o bezogene Last)

Zwischen den Berstkriterien "iso" (2) und "transient" (3) läßt sich nun die Beziehung

$$\int_{t=0}^{t_R} \frac{f(t)^n dt}{\tau(T, \sigma_o)_R} = 1 \quad (4)$$

herstellen, sodaß die Berstbedingung für den allgemeinen transienten Fall aus der Berstbedingung bei konstanter Last und konstanter Temperatur gewonnen werden kann.

Die Bruchzeit t_R läßt sich durch Auflösen des Integrals nach der oberen Grenze bestimmen.

Die Beziehung (4) ist der in der Literatur bekannten "life fraction rule"

$$\sum_i \frac{\Delta t_i}{\tau(T_i)_{\sigma_o}} = 1$$

sehr ähnlich, bei der die bei einer bestimmten Temperatur T_i verbrauchten Lebensanteile $\frac{\Delta t_i}{\tau(T_i)}$ solange aufsummiert werden, bis sich beim Bruch 1 ergibt.

Die Beziehung (4) wurde unter Voraussetzungen hergeleitet (z.B. $n \neq f(T)$), die nur näherungsweise oder bereichsweise in der Temperatur zutreffen. Sie gilt dann, wenn die Fließgeschwindigkeit $\dot{\epsilon}$ als Produkt einer Temperaturfunktion mit einem Potenzansatz der Spannung darstellbar ist.

Erste Überprüfungen der "life fraction rule" waren für isotherme lasttransiente Kriechversuche sowie temperaturtransiente Rohrberstversuche bei konstantem Differenzdruck im α -Bereich erfolgversprechend (siehe 06.01.06/01A).

3.1.2.2 Strain fraction rule (SFR)

Parallel zur Prüfung der Anwendbarkeit der LFR wird die ähnlich aufgebaute SFR

$$\int_{\epsilon=0}^{\epsilon_B} \frac{d\epsilon}{\epsilon_B(\dot{\epsilon}, T)} = 1$$

ausgewertet werden. Die SFR bezieht den momentanen Dehnungszuwachs auf die Bruchdehnung $\epsilon_B(\dot{\epsilon}, T)$, die bei isothermen Versuchen der entsprechenden Temperatur erreicht wird. Auch hier wird das transiente Versagen aus den Versagenswerten isothermer Versuche gewonnen.

Im Gegensatz zur einfachen Gesetzmäßigkeit der Funktion $\tau_R(\dot{\epsilon}, T)$, ist die Funktion der Bruchdehnung $\epsilon_B(\dot{\epsilon}, T)$ komplizierter. Beide Berstkriterien werden weiter verfolgt werden.

3.2 Weiterentwicklung des Deformationsmodells

Das auf der Basis eindimensionaler isothermer Zugversuche (konstante Last bzw. konstante Dehngeschwindigkeit) aufgestellte Deformationsmodell NORA /3/ wurde auf seine Übertragbarkeit auf Rohrversuche überprüft (α -Temperaturbereich). Sowohl für isotherme Versuche bei konstantem Innendruck, als auch bei temperatur- und drucktransienten Versuchen (Abb. 06.01.04/01A-18) waren die Ergebnisse zufriedenstellend. Dabei wurde von isotropem Materialverhalten ausgegangen. Diese Ergebnisse lassen ebenso wie die Analyse von Zugversuchen mit unterschiedlicher Orientierung der Längsachse zur Walzrichtung vermuten, daß die Anisotropie in diesem Temperaturbereich ($T > 700$) von untergeordneter Bedeutung ist.

Da NORA momentan nur Erwartungswerte nebst Streubreite für gutes Vakuum und für stark oxidiertes Material gibt, wurden einhüllende Dehnverläufe bestimmt. Es hat sich gezeigt, daß bei den hier nachgerechneten schwach oxidierten Hüllrohren die Dehnverläufe mit Vakuumwerten minimaler und

Sauerstoffwerten maximaler Kriechgeschwindigkeit eingegrenzt werden. Dieser so eingegrenzte Dehnbereich kann im betrachteten Temperaturbereich bereits durch eine Temperaturänderung von ca. 1 % überstrichen werden.

Weitere Analysen von Kriechversuchen haben gezeigt, daß der Unterschied des Modells für Vakuum und Luft unterhalb 750 C durch die hier stattfindende Rekristallisation erklärt werden kann.

4. Untersuchungen zur Temperaturverteilung in den Brennstäben

Bearbeiter: L. Ehnis , IKE

Entsprechend den Ausführungen im PNS-Quartalsbericht /7/ wurden 2D- und 3D Temperaturverteilungen in Stabbündeln mit vollständig geblähten Brennstäben berechnet. Für die Rechnungen wurden die am IKE verfügbaren stationären Wärmeleitprogramme WALE-2D und WALE-3D /8/ verwendet.

Die Diskussion und Wertung der erhaltenen Ergebnisse werden in Zusammenarbeit von IRE und IKE noch durchgeführt.

Ferner wurde der Einfluß einer teilweisen Hüllrohrisolation auf die azimutale Temperaturverteilung in einem Brennstab untersucht. Bei großen Deformationen an Brennstäben in Stabbündeln ist es nämlich möglich, daß ein Brennstab z.B. durch Aufblähen seiner Hülle in Kontakt mit seinem Nachbarstab kommt. Dadurch wird im Nachbarstab an dieser Stelle die Wärmeabfuhr beeinträchtigt. Es ist dabei von Interesse festzustellen, wie groß der Aufheizgradient $\partial T/\partial t$ ist und wie Temperaturverteilung und die Maximaltemperaturen dort sind.

Hierfür wurden Wärmeleitrechnungen in r, φ - Geometrie zur Abschätzung des Einflusses einer solchen Störung durchgeführt. Zum Beispiel wurde eine "Art Blowdown" in r, φ - Geometrie für ein axiales Segment simuliert. Wärmequelle und Randbedingungen wurden zeitabhängig von RELAP übernommen.

5. Rechnungen mit fremden Programmen

Bearbeiter: M. Mesina, W. Gulden, IKE

Die Vergleichsrechnungen zwischen CARO-D /9/ und FRAP-S /10/ wurde abgeschlossen. Die Rechenergebnisse wurden zu einem KFK-Primärbericht (06.01.04p02B) zusammengefaßt. Die zwischen den FRAP-S und CARO-D-Rechnungen auftretenden Unterschiede lassen sich auf die unterschiedlichen Modelle zur Berechnung der Wärmeübergangszahlen im Spalt (IFA419, Stab 12) und auf die Modelle zur Berechnung der Spaltgasfreisetzung (KWO Stab BE 127/BS 2879) zurückführen.

Für den Datentransfer zwischen dem Programm FRAP-S und SSYST wurden die Moduln FRAPDR und FRASSY entwickelt. Im Zusammenhang mit Testrechnungen im Berichtszeitraum wurden verschiedene Korrekturen und Weiterentwicklungen dieser Moduln abgeschlossen.

6. Ein Modell zur Berechnung der Leistungsverteilung in einem DWR

Bearbeiter: W. Bernnat, D. Lutz, W. Gulden, IKE

Als repräsentativer DWR wird ein 1300 MW-Kernkraftwerk zugrundegelegt. Geplant ist die Berechnung der Bestrahlungsgeschichte des Erstkernes sowie zweier Folgekerne. Die wesentlichen Aufgaben sind dabei die Erstellung bzw. Ergänzung der bereits vorhandenen Abbrandbibliothek, d.h. die vom Abbrand abhängigen Weniggruppenquerschnitte (Zellabbrandmethode) sowie die Durchführung der Kritikalitätsrechnungen (Berechnung der Leistungsverteilungen zu verschiedenen Zeitpunkten). Die Modelle zur Querschnittsberechnung und zur Berechnung der 3-D Leistungsverteilung werden im folgenden beschrieben.

Alle Zellrechnungen, die zur Homogenisation und Kondensation der Wirkungsquerschnitte zur Berechnung von makroskopischen 2-Gruppen Brennelementquerschnitten durchzuführen sind, basieren auf nahezu abbrandunabhängigen 60-Gruppen Wirkungsquerschnitten.

Die Berechnung der 60-Gruppen-Bibliothek geschieht mit dem Programmsystem RSYST, wobei im wesentlichen folgende Moduln eingesetzt werden:

- SPEKTRUMS (Berechnung von Resonanzquerschnitten, 99 Gruppenspektren f. schnellen Energiebereich)
- RESPU (Berechnung des Flußspektrums im Resonanzbereich)
- SPEKTRUM (Berechnung des thermischen 126-Gruppenspektrums)
- MITTEL/
WQMOD/WQS (Kombination des schnellen und therm. Energiebereichs und Kondensation auf 60 Gruppen)

Die Zell-Abbrandrechnungen werden für die verschiedenen Brennelementtypen, unter Berücksichtigung der zeitlichen Variation des Kühlmittel-Borgehalts sowie der Wasserdichte durchgeführt. Sie liefern die Nukliddichten für die Zellrechnungen.

Die Neutronenverteilung wird mit der Statikversion des 3-D Diffusionsprogramms QUABOX/CUBBOX /11/ für zwei Energiegruppen berechnet.

Literatur

- /1/ K. Wiehr:
Brennstabverhalten in der Wiederauffüll- und Flutphase eines Kühlmittelverluststörfalls
PNS Jahreskolloquium 1977 (KFK 2570)
- /2/ G. Class, K. Hain:
Blowdown-Versuchsanlage COSIMA
- Durchgeführte Arbeiten, Erste Ergebnisse
unveröffentlicht
- /3/ S. Raff:
Entwicklung eines Zry Deformationsmodells DEMOD
unveröffentlicht
- /4/ MATPRO Version 09
A Handbook of Materials Properties
TREE-NUREG-1005

- /5/ W. Gulden:
Versagenskriterien in SSYST-2
unveröffentlicht
- /6/ M. Mesina:
Die Lösung der eindimensionalen Wärmeleitung ohne Diskretisierung der Zeitkoordinate
unveröffentlicht
- /7/ L. Ehnis:
Berechnung des Temperaturfelds in einem Stabbündel bei totaler Kühlmittel-Blockade
unveröffentlicht
- /8/ L. Ehnis:
Numerische Lösung der mehrdim. stat. Fourierschen Wärmeleitgleichung in beliebigen Festkörpern
IKE-Bericht Nr. 4-19 (1973)
- /9/ R. Eberle, F. Wunderlich, I. Distler:
The KWU Fuel Rod Code CARO. IAEA Specialists Meeting on Fuel Element Performance Computer Modelling
Blackpool UK (March 13-17, 1978)
- /10/ J.A. Dearien et al.:
FRAP-S2: A Computer Code for the Steady State Analysis of Oxids Fuel Rods
TREE-NUREG-1107 (1977)
- /11/ W. Langenbuch, W. Maurer, W. Werner:
Coarse Mesh Flux Expansion Method for the Analysis of Space time Effects in Large LWR Cores (Version 111-1.11.1975)
Nuclear Science and Engineering (63, 1977, S. 437 - 456)

06.01.04/05A Bestimmung der Nachzerfallswärme von ^{235}U im Zeitbereich
PNS 4234 10-1000 sek

(K. Baumung, INR)

Durchgeführte Arbeiten, erzielte Ergebnisse

Aus Sicherheitsgründen, und zwar zur Vermeidung sowohl einer unnötig hohen Kontamination der Meßapparatur als auch einer Freisetzung von Radioaktivität in die Reaktorhalle, wurden einige Änderungen und Ergänzungen des Versuchsaufbaus vorgenommen.

Bei der Sicherheitsüberprüfung der Rohrpostanlage wurde festgestellt, daß das Kühlgebläse die geforderte Dichtigkeit von 10^{-5} mbar l/sek bauartbedingt nicht erfüllen konnte, andere Gebläse aber wegen der Forderung nach Ölfreiheit nicht einsetzbar waren. Schließlich wurde die folgende Änderung als annehmbar erachtet:

Die Wellendurchführung des Gebläses wurde mit zwei gegensinnig eingesetzten Simmeringen doppelt ausgeführt. Der Zwischenraum zwischen den Dichtringen wurde über die zur Anlage gehörenden Halogenfilter mit der FR2-Abluftanlage verbunden, so daß eventuell austretende Aktivitäten ordnungsgemäß abgeführt werden können.

Als größter anzunehmender Unfall wurde im Sicherheitsbericht bisher das Fraktionieren einer UO_2 -Brennstoffprobe innerhalb der Rohrpostanlage angesehen. Dabei würde ein großer Anteil der Gesamtaktivität freigesetzt, und die Rohrpost stark kontaminiert sowie durch die Probenreste blockiert, so daß ein umfangreicher Reparaturingriff nötig wäre. Da ein Auseinanderbrechen der Proben wegen der Sprödigkeit der chemisch aufgetragenen Hülle aus einer Nickel-Phosphor-Legierung (mit 8% Phosphor) nicht auszuschließen war, wurde die etwa 0,08 mm dicke

Schicht, nunmehr galvanisch, durch eine 0.15 mm starke, sehr duktile Glanznickelschicht verstärkt. Dadurch wird einmal das Zerbrechen der Probe verhindert und zum anderen wird der Wärmeaustausch der Proben mit dem adiabatischen Mantel des Kalorimeters, der ebenfalls glanzvernickelt wurde, noch weiter reduziert.

Als größter anzunehmender Unfall muß nunmehr ein Versagen der Hülle angenommen werden, wobei nur Spaltprodukte austreten, die Probe aber ihre Form behält. Dies kann, im Gegensatz zum Zerbrechen, durch die Überwachung der Probentemperatur während der Bestrahlung nicht eindeutig nachgewiesen werden. Um zu verhindern, daß aus einer schon zu Beginn der Bestrahlung undicht und damit für eine Messung der Nachzerfallswärme unbrauchbar gewordene Probe unnötig Radioaktivität abgegeben wird, wurde das Überwachungssystem um einen Kontaminationsmonitor erweitert. Dieser besteht aus zwei kleinen 1 1/2"-Na J-Detektoren, die am Schwebstofffilter des Kühlkreislaufs der Rohrpost und gleichzeitig deren größtem Volumenanteil montiert wurden. Beide Detektoren sind gegen Umgebungsstrahlung gut abgeschirmt. Ein Detektor ist zusätzlich auch gegen das Schwebstofffilter abgeschirmt und wird dazu benutzt, Änderungen der Untergrundstrahlung zu kompensieren. Die Zählraten der Detektoren werden dem Prozeßrechner zugeführt, der ihren Quotienten auf Änderungen überwacht. Um Fehlalarme, die das "Notausfahrtprogramm" einleiten würden, zu vermeiden, werden die Signale mit zwei unterschiedlichen Zeitkonstanten gemittelt und mit einem weit außerhalb der statistischen Schwankungen liegenden Schwellwert verglichen. Bei Überschreiten der Schwelle (oder anderen Störungen wie Gebläseausfall, Versagen des Kühlaggregats) wird die Bestrahlung unterbrochen und damit die Freisetzung von Radioaktivität auf ein Minimum begrenzt. Mehrere kalte Tests von Rohrpost und Kalorimeter wurden erfolgreich durchgeführt.

Geplanter weiterer Fortgang

Nach der technischen Abnahme und Erteilung der Arbeitserlaubnis soll mit den Bestrahlungsexperimenten begonnen werden.

06.01.06 Materialverhalten von Zircaloy bei Störfällen

06.01.06/01A Untersuchungen zum mechanischen Verhalten von Zircaloy-
PNS 4235.1 Hüllmaterial

(M. Boček, K. Dindorf, C. Petersen, G. Reiser (IMF/I),
H. Schneider, W. Schweiger und B. Seith, IMF/II)

1. Zur Quantifizierung der Geometrie geblähter Hüllrohre

Die Form geblähter Zry-Hüllrohre ist u. U. sehr unterschiedlich. Abhängig von den Randbedingungen der Verformung (Temperatur und Temperaturverteilung) kann eine axial stark lokalisierte Verformung (Balloon) bzw. als anderer Grenzfall eine über die Achse homogene Verteilung der Umfangsdehnung (Idealfall) auftreten. Dazwischen liegen Mischfälle (lokalisierte Balloons auf konisch geblähten Hüllrohren). Wir möchten auf eine Möglichkeit verweisen, die geometrischen Verhältnisse zu quantifizieren.

Bezeichnet $\epsilon_{\theta, \max}$ die maximale und $\bar{\epsilon}_{\theta}$ die über die Rohrachse gemittelte Umfangsdehnung, so ist

$$\epsilon_{\theta, \max} - \bar{\epsilon}_{\theta} > 0 \quad (1)$$

bezeichnet man

$$1 - \frac{\bar{\epsilon}_{\theta}}{\epsilon_{\theta, \max}} \equiv W_Z > 0 \quad (2)$$

wobei

$$\bar{\epsilon}_{\theta} = \frac{1}{Z_0} \int_{Z=0}^{Z=Z_0} \epsilon_{\theta}(Z) dz \quad (3)$$

so erhält man

$$W_Z = 1 - \int_{Z/Z_0 = 0}^1 \frac{\epsilon_{\theta}(Z)}{\epsilon_{\theta, \max}} \frac{dz}{Z_0} \quad (4)$$

Es gibt zwei Randwerte für W_Z , nämlich $W_Z \rightarrow 0$ für eine axial gleichförmige Verformungsverteilung und $W_Z \rightarrow 1$ für stark lokalisierte Balloons (siehe Abb. 06.01.06/01A-1). In der Abb. 06.01.06/01A-2a sind Zahlenwerte für W_Z angegeben für im FR2-Loop geblähte Zry-4 Hüllrohre. Drei von vier Stäben haben $W_Z > 0.5$, zeigen also die Tendenz zur Balloonbildung.

W_Z liefert eventuell die Möglichkeit, die zu erwartende "Schadensart" vorher zu bestimmen. So folgt - bei Beschränkung auf das z. Z. spärliche Versuchsmaterial - aus der Abb. 06.01.06/01A-2b, daß die Tendenz zu lokalisierten Balloons mit steigendem Berstdruck P_B (Abb. 06.01.06/01A-2b) bzw. steigender Heizrate $\Delta T / \Delta t$ (Abb. 06.01.06/01A-2d) offenbar zunimmt. Wie im weiteren Abschnitt dieses Berichts gezeigt wird, besteht zwischen der Heizrate und der Standzeit $\tilde{\tau}_F$ eines temperaturtransienten Berstversuchs ein von den Randbedingungen des Versuchs bestimmter Zusammenhang (siehe Abb. 06.01.06/01A-3). Demzufolge folgt das Ergebnis in Abb. 06.01.06/01A-2c, nämlich der Anstieg von W_Z mit fallender Standzeit $\tilde{\tau}$, zwangsweise aus dem in Abb. 06.01.06/01A-3 wiedergegebenem Zusammenhang.

2. Die Bestimmung der Standzeiten von Zry-Hüllrohren bei nichtstationären Beanspruchungsbedingungen (Berstkriterium)

Konkret ist die Frage zu klären nach der Lebensdauer von Zry-Hüllrohren, die unter einem monotonen Temperatur- und Innendruckanstieg verformt werden.

Als Ansatz einer Lösung dient die sog. Summenregel der Lebensanteile. (Engl.: Life Fraction Rule). Diese, angewandt auf einen z. B. Zugkriechversuch mit stufenweise ansteigender Temperatur, lautet:

$$\frac{\Delta t}{\tau_0} + \frac{\Delta t}{\tau_1} + \frac{\Delta t}{\tau_2} + \dots + \dots = \Delta t \sum_{T=T_0}^{\tilde{T}=T_B} \frac{1}{\tau_i} = 1 \quad (1)$$

Δt sind die (hier gleich angenommenen) Zeitintervalle bei den Temperaturen T_0, T_1, \dots, T_B , wobei \tilde{T} die Temperatur bezeichnet, bei der die Probe schließlich versagt. $\tau_0, \tau_1, \dots, \tau_B$ sind die Standzeiten bei den entsprechenden Temperaturen, gemessen im isothermen Kriechversuch bei konstanter Last (F). \tilde{T}_B ist die zu bestimmende Größe, sie ist im gegebenen Fall natürlich abhängig von dem Zeitintervall Δt .

In infinitesimaler Form lautet Gl. (1)

$$\int_{T_0}^{\tilde{T}_B} \frac{dt}{\tau(T)_F} = 1 \quad (2)$$

und diese ermöglicht im Unterschied zur Gl. (1) die Berechnung von \tilde{T}_B .
Für den temperaturtransienten Kriechversuch ist

$$dt = \frac{dT}{c} \quad (3)$$

Die Substitution von Gl. (3) mit $c = \text{konst.} \neq F(T)$ in Gl. (2) liefert

$$c = \int_{T_0}^{\tilde{T}_B} \frac{dT}{\tau(T)_{F,c}} \quad (4)$$

Für die Standzeit des temperaturtransienten Versuches folgt

$$\tau_{F,c}^{\sim} = \frac{\tilde{T}_B - T_0}{c} \quad (5)$$

Die Funktion $\tau(T)$ wird isothermen Zeistandversuchen (konstante Last) entnommen, für die gilt

$$\frac{T}{T-T_0} \ln(\tau_0/\tau_F) = P = \frac{Q}{RT_0} \neq f(T). \quad (6)$$

Es bedeuten $\tau_0 > \tau_F$ die Standzeiten bei den Temperaturen $T_0 < T$ und Q die im Kriechversuch gemessene (scheinbare) Aktivierungsenergie.

Die diesen Betrachtungen zugrunde liegenden Zeitstandkurven für Zry-4 sind in der Abb. 06.01.06/01A-3 wiedergegeben.

Die Beziehung Gl. (6) eingesetzt in Gl. (4) ergibt

$$c\tau_o = \int_{T_o}^{\tilde{T}_B} e^{P(1-T_o/T)} dT \quad (7)$$

In dieser Form jedoch divergiert Gl. (7).

Die Lösung bleibt endlich, wenn anstatt der Beziehung Gl. (6) die Funktion

$$\frac{T}{T-T_o} \ln(\tau_o/\tau_F^*) - \ln\left(\frac{2T}{PT_o} + 1\right) = P \quad \text{für } T \neq T_o \quad (8)$$

verwendet wird. Da stets $2T/PT_o \ll 1$, ist $\tau_F^*(T)$ für $T \neq T_o$ d. h. für die hier interessierenden Fälle praktisch identisch mit der ursprünglichen Funktion $\tau_F(T)$.

Gl. (8) eingesetzt in Gl. (7) liefert

$$\frac{P \cdot c \cdot \tau_o}{T_o} + 1 = \left[\left(\frac{\tilde{T}_B}{T_o}\right)^2 e^{P(1-T_o/\tilde{T}_B)} \right]_{F,c} \quad \text{für } \tilde{T}_B \neq T_o \quad (9)$$

Aus Gl. (9) können mittels Gl. (5) die $c(\tau)_{T,\sigma_o}$ -Funktionen berechnet und aus diesen wiederum können die in der Abb. 06.01.06/01A-4 wiedergegebenen $\gamma(\sigma_o)_{T,c}$ -Abhängigkeiten gewonnen werden. Mit abgebildet sind Ergebnisse von temperaturtransienten Rohrberstversuchen, die in verschiedenen Labors durchgeführt wurden. Die Übereinstimmung mit den berechneten Werten ist sehr gut, bedenkt man nämlich, daß zum einen oftmals die vorgegebenen Randbedingungen des Versuchs von jenen der Rechnung (σ_o, T_o) abweichen (betrifft hauptsächlich die KWU-Werte) und daß zum anderen die experimentellen Berstinnendruckwerte unter Annahme der Isotropie auf Zugspannungswerte (Vergleichsspannungen) umgerechnet wurden.

Ausgehend vom gleichen Prinzip, gilt analog für einen spannungstransienten "Kriechversuch" bei konstanter Temperatur T

$$\int_{\sigma_o}^{\tilde{\sigma}_B} \frac{dt}{\tau(\sigma)_T} = 1 \quad (10)$$

σ_o ist die Start- und $\overset{\sim}{\sigma}_B$ die Bruchspannung. Für $\tau(\sigma)$ folgt aus ISO-Zugkriechversuchen

$$\tau(\sigma) = \tau_o \left(\frac{\sigma}{\sigma_B} \right)^n \quad T=\text{konst.} \quad (11)$$

wo n die Neigung der Zeitstandkurven angibt.

mit $dt = \frac{d\sigma}{b}$ (12)

folgt aus Gl. (10), (11) und (12) und $b = \text{konst.} \neq f(\sigma)$

$$\overset{\sim}{\sigma}_B = \left\{ \sigma_o^n [b\tau_o (n+1) + \sigma_o] \right\}_{T,b}^{\frac{1}{n+1}} \quad (13a)$$

für

$$\sigma_o \ll b\tau_o (n+1)$$

d. h.

$$b \gg \frac{\sigma_o}{\tau_o (n+1)}$$

folgt

$$\overset{\sim}{\sigma}_B^{n+1} = [\sigma_o^n b\tau_o (n+1)]_{T,b} \quad (13b)$$

bzw. in dimensionsloser Darstellung

$$\log \left(\frac{\overset{\sim}{\sigma}_B}{\sigma_o} \right) = \frac{1}{n+1} \left[\log \frac{b\tau_o}{\sigma_o} + \log (n+1) \right]_{T,b} \quad (14)$$

Für die Standzeit folgt

$$\tau_{T,b}^{\sim} = \frac{\overset{\sim}{\sigma}_B - \sigma_o}{b} = b^{-\frac{1}{n(n+1)}} [\sigma_o^n \tau_o (n+1)]^{\frac{1}{n+1}} - \frac{\sigma_o}{b} \quad (15)$$

gemäß Gl. (13b) ist in der Abb. 06.01.06/01A-5 $\overset{\sim}{\sigma}_B$ als Funktion von b für drei Temperaturen T_o und unterschiedliche Startspannungen σ_o abgebildet. Die Übereinstimmung mit Ergebnissen aus entsprechenden Lasttransienten Zugversuchen an Zry-4 Flachproben ist sehr gut. Die experimentellen Werte liegen durchweg etwas über den berechneten. Dies ist verursacht durch den zusätzlichen dehnungsbedingten Spannungsanstieg $\Delta\sigma(\epsilon)$ an der Probe. Wird dieser berücksichtigt, so folgt für den wahren

zeitlichen Spannungsanstieg $b_w = b_w(\epsilon) = b_o(1+\epsilon)$, wo ϵ die nominelle Dehnung bedeutet. Diese Korrektur von b bewirkt bei gleichen $\hat{\sigma}_B$ -Werten eine Verschiebung der Messpunkte in der Abb. 06.01.06/01A-5 zu höheren b -Werten und sie verringert damit die Differenz zwischen Theorie und Experiment. Diese Übereinstimmung bestätigt die Richtigkeit der Gl. (2) und Gl.(10) zugrunde liegenden Annahmen.

Eine formale Übertragung der infinitesimalen Summenregel auf die Bruchdehnungen ϵ_B für einen temperaturtransienten Kriechversuch bei konstanter Last (englisch: Strain Fraction Rule), nämlich

$$\int_{T_o}^{\hat{T}_B} \frac{d\epsilon}{\epsilon_B(T)_F} = 1 \quad (16)$$

mit

$$d\epsilon = B_1 \frac{e^{-Q/RT}}{T} dt = \frac{B_1}{c} \frac{e^{-Q/RT}}{T} dT, \quad (17)$$

$B_1 \neq B_1(T)$, führt unter Verwendung von

$$\epsilon_B(T) = \epsilon_B(o) + k_1 T, \quad (18)$$

(was etwa näherungsweise für ISO-Zugkriechversuche zwischen 600°C und 750°C zutrifft) und $c \neq c(T)$ zum Ergebnis

$$\hat{T}_B = \frac{Q}{R} \left[\ln \frac{RB_1(\sigma)}{Qk_1 c} \right]_{F,c}^{-1} \quad (19)$$

Im Fall, daß die Beziehungen Gl. (16) und Gl. (2) im Inhalt identisch sind, sollten die Bruchtemperaturen \hat{T}_B ermittelt nach Gl. (19) und Gl. (9) gleich sein. Dies ist nicht der Fall. So folgt z. B. für die Randbedingungen: $T_o = 873$ K, $\sigma_o = 25$ MPa (dem entspricht $\tau_o = 2,7 \times 10^6$ sec) und $k_1 = 1 \times 10^{-3}$ /grad nach Gl. (9) $\hat{T}_B = 1153$ K und nach Gl. (19) $\hat{T}_B = 1563$ K. Die der Gl. (2) bzw. Gl. (10) zugrunde liegende Annahme wird durch die Übereinstimmung der Ergebnisse mit dem Experiment bestätigt. Gegen die Annahme von Gl. (16) spricht auch die aus Experimenten abzuleitende Tatsache, daß im gegebenen Fall nicht die Dehnung die Lebensdauer bestimmt. Diese ist bei gegebenem Werkstoffzustand allein abhängig von der Spannung und der Temperatur.

3. ISO-Berstversuche an der Anlage TUBA

In der TUBA-Anlage (ermöglicht Berstversuche an sehr kurzen Rohrabschnitten in einem radial gradientfreien Temperaturfeld) sind die ersten ISO-Berstversuche aus einer großen Versuchsserie durchgeführt worden.

Z. T. fanden diese Ergebnisse bereits Eingang in diesen Bericht (s. Abb. 06.01.06/01A-3). Noch abzuschließen sind Arbeiten am Verfahren zur digitalen Datenverarbeitung.

In nächster Zeit wird die Versuchsphilosophie in der Hauptsache an der Verifizierung der in Abschnitt 2. dieses Berichts entwickelten Vorstellungen orientiert sein. Gleichermaßen gilt dies auch für das Versuchsprogramm an der Instron-Anlage.

4. Nachuntersuchungen an In-pile verformten Rohren

Die Ergebnisse der zerstörenden Nachuntersuchungen von Rohrteilen, die in In-pile-Experimenten im DK-Loop des FR2 verformt wurden, sind in Zusammenhang mit der zerstörungsfreien Nachuntersuchung des RBT/IT (PNS 4237, ZV-Nr. 06.01.08/01A) zu sehen. Dort werden auch die wichtigsten Daten des Prüflings und des Versuchsablaufes dokumentiert. Im Berichtszeitraum wurden die nicht vorbestrahlten Prüflinge A 2.1, A 2.3 und B 1.2 (Besonderheit: Dampfeintritt durch Leck im Stab bereits vor LOCA-Transiente) einer zerstörenden Nachuntersuchung unterzogen. Aus den Brennstäben wurden in den heißen Zellen 4 Abschnitte herausgetrennt und metallographisch präpariert. Von den 4 Querschliffen liegen 2 Schliffebenen im Bereich der Hüllrohrberststelle, etwa in der Mitte des Risses und am unteren Rißende. Von den beiden anderen Schliffebenen liegt eine oberhalb und die andere unterhalb der Berststelle.

Von den Proben wurden zunächst im ungeätzten Zustand Makroaufnahmen und gezielt Mikroaufnahmen hergestellt, da auf diesen die Oxidschichten am besten sichtbar gemacht werden können. Mikrohärtemessungen wurden durchgeführt und anschließend die Proben geätzt, um das Gefüge des Zry sichtbar zu machen. Daraufhin wurden Aufnahmen mit Interferenzkontrast und im polarisiertem Licht hergestellt.

Die Beurteilung des Bildmaterials wird wie folgt aufgeteilt:

- a) Mechanisches Verhalten des Zry-4, Gefüge und Mikrohärtete in PNS 4235.1, ZV-Nr. 06.01.06/01A.
- b) Allgemeines Oxidationsverhalten des Hüllrohres, speziell in Hinblick auf Außenkorrosion in PNS 4235.2, ZV.-Nr. 06.01.06/02A.
- c) Beurteilung der Innenkorrosion in PNS 4235.3, ZV-Nr. 06.01.06/03A.

Da die Auswertungen unabhängig voneinander erfolgen, ist es nicht zu vermeiden, daß bestimmte Fragen, wie z. B. nach der maximalen Hüllrohrtemperatur, aufgrund unterschiedlicher Beurteilungskriterien, teilweise zu verschiedenen Ergebnissen führen.

Dies dokumentiert eben auch die Streubreite der Abschätzungen und damit deren Aussagekraft. Im Laufe der weiteren Nachuntersuchungen wird sich das Streuband sehr wahrscheinlich einengen lassen.

Im einzelnen ergaben sich für die 3 Prüflinge unter Punkt a) folgende Ergebnisse:

- Die Temperaturabschätzung aus dem Gefüge kam in allen drei Fällen zu niedrigeren Werten als die im Experiment gemessenen, extrapolierten und korrigierten Temperaturwerte.
- Die maximalen Umfangsdehnungen ergaben sich bei Stab A 2.1 zu $\epsilon_{0_{\text{U}}} = 40 \%$ bei Stab A 2.3 zu $\epsilon_{0_{\text{U}}} = 36 \%$ und bei Stab B 1.2 zu $\epsilon_{0_{\text{U}}} = 25 \%$.
- Die Härtewerte streuen bei Stab A 2.1 sehr stark und zeigen nicht das erwartete U-förmige Profil über die Rohrwandung.

Bei Stab A 2.3 ergaben sich U-förmige Profile über die Rohrwandung, wobei der Härteabfall an der Außenseite des Rohres steiler ist als an der Innenseite. Dies läßt auf unterschiedliches Sauerstoffangebot an den Innen- und Außenseiten des Rohres schließen.

Durch das erhöhte Sauerstoffangebot im Inneren des Stabes B 1.2 (Dampfeintritt durch Leck im Stab bereits vor der LOCA-Transiente) erhöhten sich die Härtewerte ganz allgemein. Das Härteprofil über die Rohrwand ist sehr flach.

Die Ergebnisse im einzelnen sind für den Stab A 2.3 im Primärbericht Nr. 06.01.06 P 03 A und für den Stab B 1.2 im Primärbericht Nr. 06.01.06 P 03B dargestellt. Die Ergebnisse des Stabes A.2.1 sind im Druck.

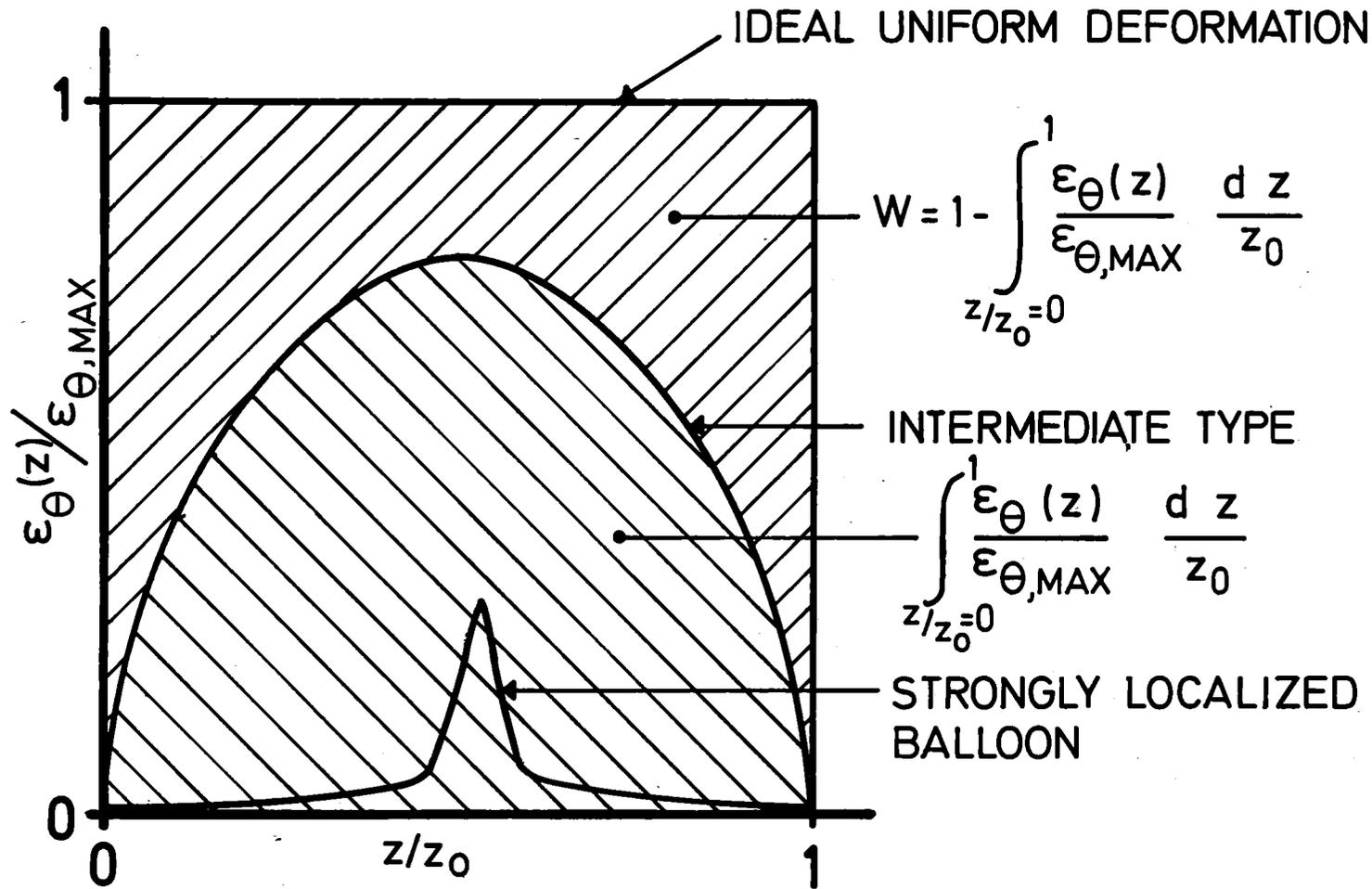


Abb. 06.01.06/01A-1: Zur Quantifizierung des Axialprofils geblähter Hüllrohre.

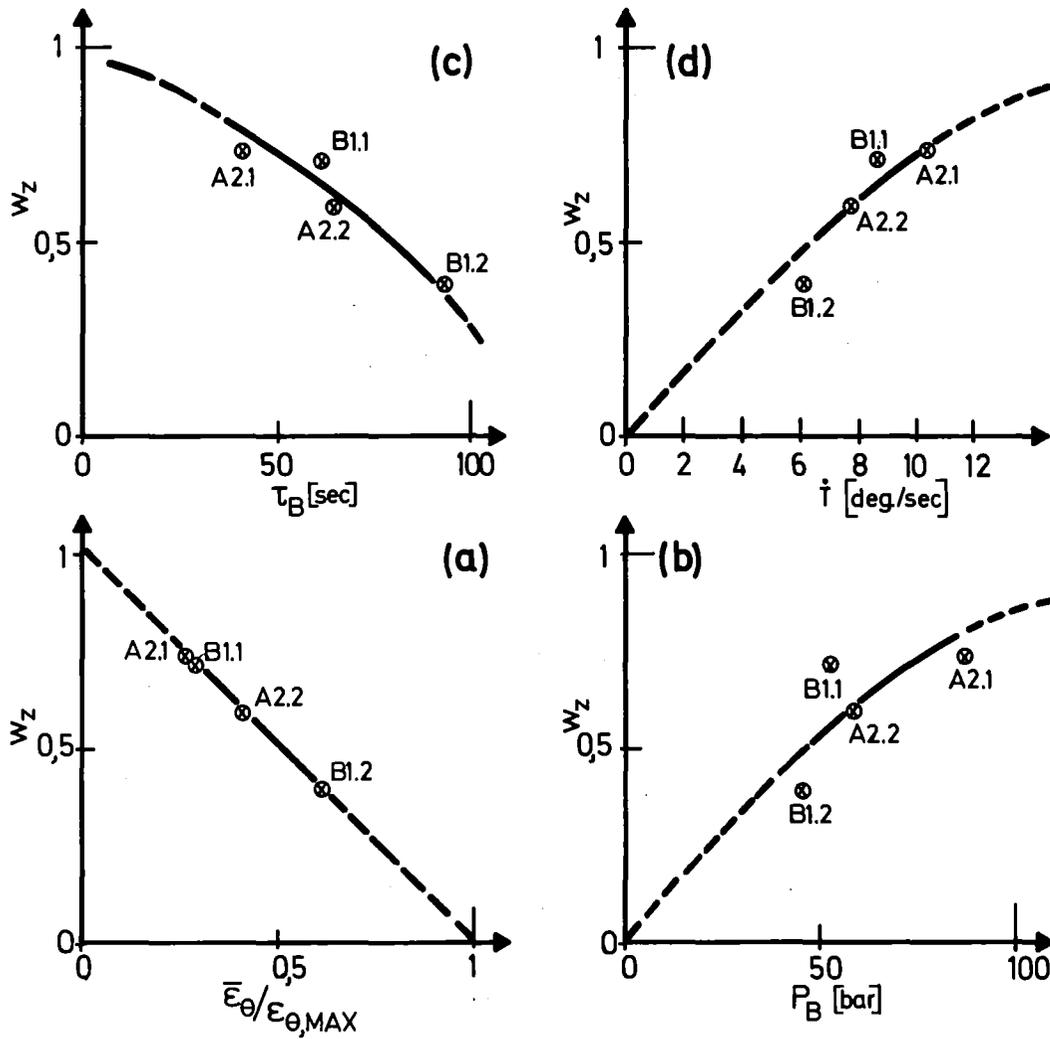


Abb. 06.01.06/01A-2: Abhängigkeit des w_z -wertes

- a) von dem Verhältnis der mittleren Umfangsdehnung zur maximalen Umfangsdehnung,
- b) vom Innendruck,
- c) von der Standzeit und
- d) von der Aufheizgeschwindigkeit.

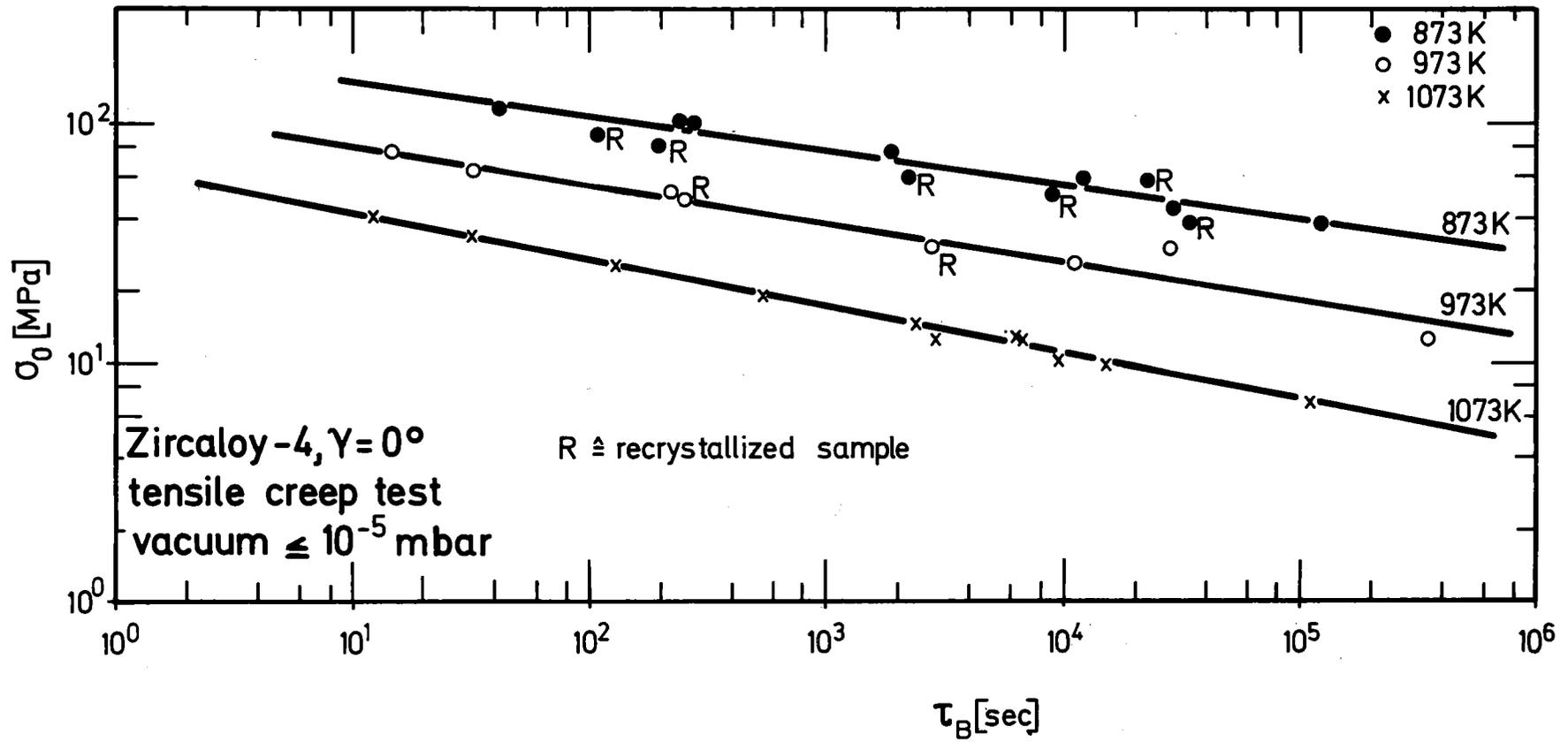


Abb. 06.01.06/01A-3: Zeitstandkurven aus Zugkriechversuchen bei konstanter Last für drei Temperaturen.

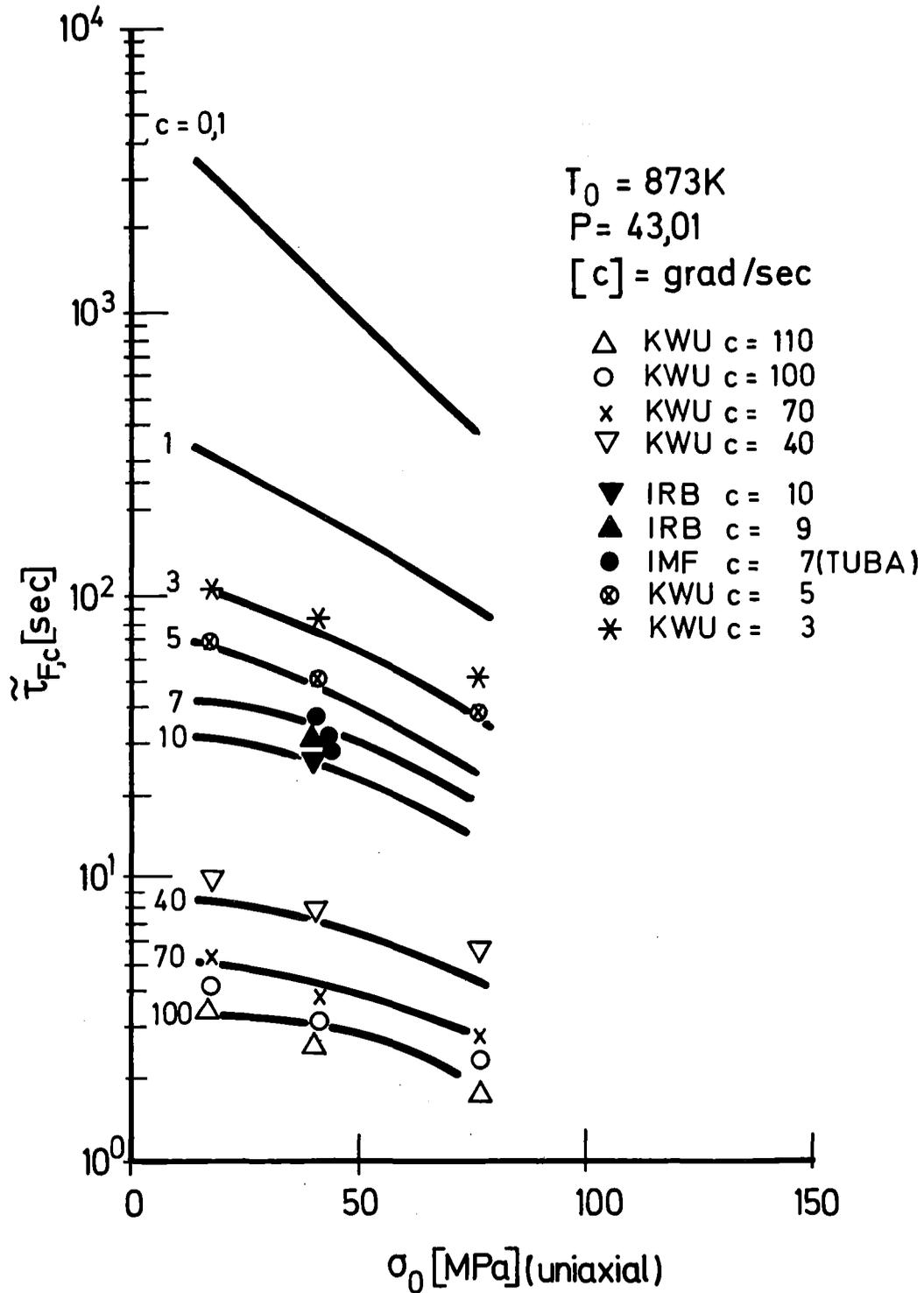


Abb. 06.01.06/01A-4: Vergleich der Standzeiten von Experiment und Rechnung (Kurven) bei temperaturtransienter Versuchsführung.

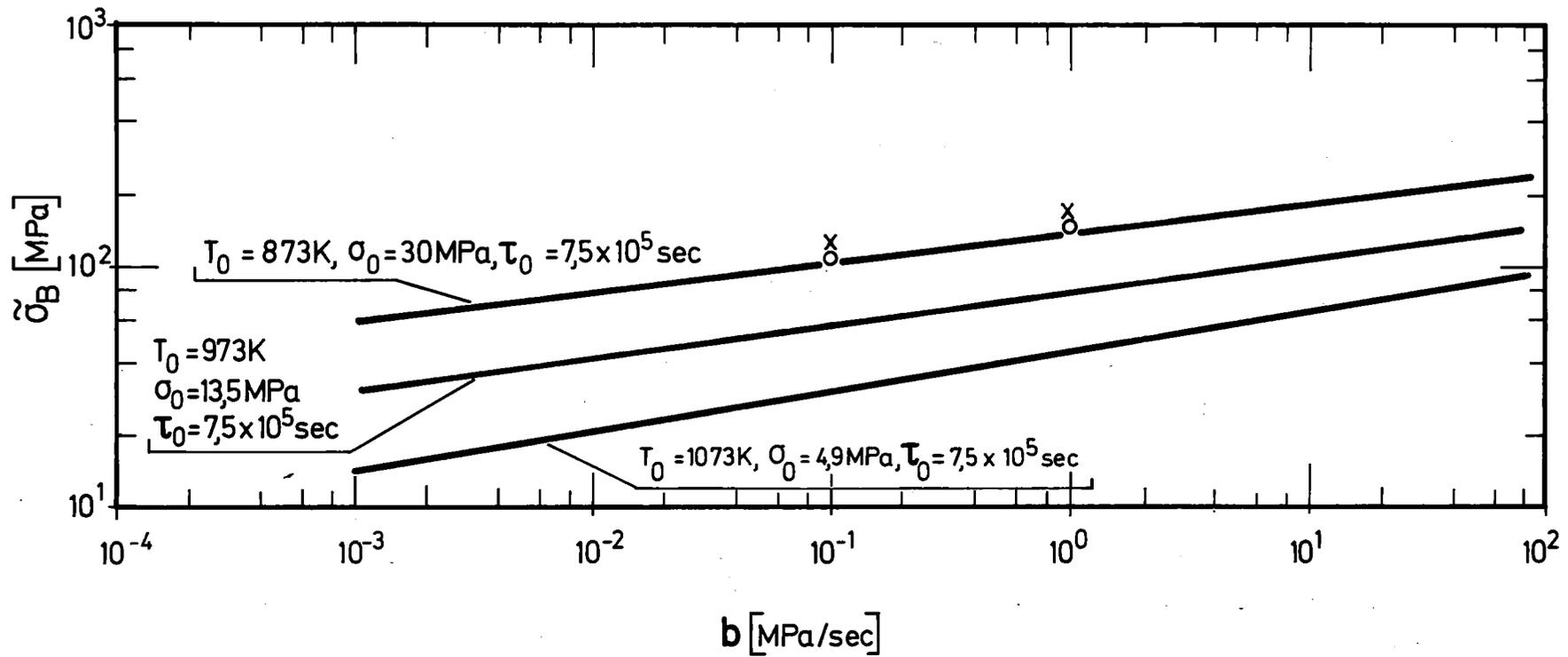


Abb. 06.01.06/01A-5: Vergleich von Experiment und Rechnung (Kurven) bei spannungstransienter Versuchsführung.

06.01.06/02A Untersuchungen zur Hochtemperatur-Wasserdampf-Oxidation von
PNS 4235.2 Zircaloy 4-Hüllrohren

(S. Leistikow, H. v. Berg, R. Kraft, E. Pott, G. Schanz, IMF II)

1. Oxidationskinetische Untersuchungen an ungespannten Rohrabschnitten
in Wasserdampf

1.1. Oxidationskinetische Untersuchungen

1.1.1 Abschätzung der im Kühlmittelstörfall durch die Dampf-
Oxidation des Zircaloy 4-Hüllrohrmaterials freigesetzten
Wärme im Vergleich zur Nachzerfallswärme

Im Rahmen des PNS-Teilprojektes 4235.2 wird der Oxidationsumsatz von Zircaloy 4-Hüllrohrmaterial durch Wasserdampf in Abhängigkeit von Temperatur und Zeit experimentell bestimmt. Für höhere Temperaturen wurde nachgewiesen, daß der gemessene Umsatz den mit der von Baker und Just [1] formulierten Beziehung errechneten Umsatz nicht erreicht. Bestätigt wird dies durch neuere Ergebnisse anderer Experimentatoren. Bei Benutzung der konservativen Baker-Just-Gleichung wird damit auch die im Störfallverlauf freigesetzte Reaktionswärme überschätzt. Vom Verhältnis dieser zur Nachzerfallswärme ist es hauptsächlich abhängig, ob sich dies auf die Berechnung des Störfall-Temperaturverlaufs wesentlich auswirkt. Im folgenden wird die bei der Dampfoxidation des Zircaloy 4 freigesetzte Reaktionswärme in Temperatur- und Zeitabhängigkeit errechnet und mit der Nachzerfallswärme verglichen.

Reaktionswärme für molaren Umsatz

Bei der Wasserdampf-Oxidation des Zircaloy-Hüllrohrmaterials wird an der Grenze Dampfraum/Hüllrohr die zur Spaltung der Dampf-moleküle erforderliche Wärmemenge zu unbekanntem Teil dem Dampf bzw. dem Hüllrohr entzogen. Dagegen wird an der Grenze zwischen dem bereits vorhandenen Oxid und dem darunterliegenden Metall die Reaktionswärme des Umsatzes mit Sauerstoff frei. Damit wird in erster Näherung die Reaktionswärme der Summenreaktion $Zr + 2H_2O \rightarrow ZrO_2 + 2H_2 - \Delta H$ im Hüllrohr freigesetzt. Für diese Reaktionsenthalpie, nach [1] in temperaturkonstanter Näherung 140 kcal/mol, gilt

nach [2]: $-\Delta H = 2912 - 0,0585 T[^{\circ}\text{R}][\text{Btu/lbm Zr}]$. Daraus ergibt sich nach Umrechnung:

$$-\Delta H = 147,6 - 5,336 \cdot 10^{-3} T[\text{K}][\text{kcal/mol}] \quad (\text{Gl.1}).$$

Reaktionsumsatz

Der Oxidationsumsatz entspricht dem vom Zircaloy aufgenommenen Sauerstoff. Diese Betrachtung ist konservativ, da zwar der überwiegende Sauerstoffanteil zu Oxid umgesetzt wird, ein geringer Teil aber lediglich im Metall gelöst wird. Bei isothermer Oxidation gilt nach eigenen Ergebnissen [3] in guter Näherung die folgende Abhängigkeit der Sauerstoffaufnahme τ von der Reaktionstemperatur und der Zeit:

$$\tau = 7,24 \cdot 10^{-1} \sqrt{t[\text{sec}]} \exp(-10481/T[\text{K}]) \quad [\text{g/cm}^2] \quad (\text{Gl.2})$$

nach der Baker-Just-Gleichung gilt entsprechend formuliert:

$$\tau_{\text{BJ}} = 2,03 \sqrt{t[\text{sec}]} \exp(-11449/T[\text{K}]) \quad [\text{g/cm}^2] \quad (\text{Gl.3})$$

Wärmeproduktion durch Oxidation

Die oxidative Wärmeproduktion ergibt sich durch Multiplikation des Reaktionsumsatzes mit der Reaktionswärme. Für die auf die Brennstablängeneinheit bezogene Wärmeproduktion W_{Ox} [Wsec/cm] gilt somit:

W_{Ox} [Wsec/cm] = $(-\Delta H)[\text{kcal/mol}] \cdot 4,186 \cdot 10^3 [\text{Wsec/kcal}] \cdot \tau [\text{gO}_2/\text{cm}^2] \cdot 1/32 [\text{mol/gO}_2] \cdot U[\text{cm}]$. Neben Umrechnungsfaktoren ist darin der Hüllrohrumfang $U = 1,075 \text{ cm}$ enthalten. Nach Einsetzen der Zahlenwerte erhält man:

$$W_{\text{Ox}} [\text{Wsec/cm}] = 441,8 \cdot (-\Delta H)[\text{kcal/mol}] \cdot \tau [\text{gO}_2/\text{cm}^2] \quad (\text{Gl.4})$$

$$W_{\text{Ox,BJ}} [\text{Wsec/cm}] = 441,8 \cdot (-\Delta H)[\text{kcal/mol}] \cdot \tau_{\text{BJ}} [\text{gO}_2/\text{cm}^2] \quad (\text{Gl.5})$$

Die Abhängigkeit der oxidativen Wärmeproduktion von der isothermen Reaktionstemperatur ist in der folgenden Tabelle für den Bereich 900-1200^oC dargestellt, die Abhängigkeit von der Reaktionszeit ist parabolisch (Quadratwurzelgesetz). Die momentane Reaktionswärmeleistung N_{Ox} bzw. $N_{\text{Ox,BJ}}$ [W/cm] erhält man aus der Wärmemenge durch Differenzieren nach der Zeit: $N_{\text{Ox}} = dW_{\text{Ox}}/dt$ bzw.

$N_{Ox,BJ} = dW_{Ox,BJ}/dt$. Daher gelten die Zahlenwerte in den beiden letzten Zeilen der Tabelle auch für die Ausdrücke $2\sqrt{t} N_{Ox}$ bzw. $2\sqrt{t} N_{Ox,BJ}$.

Tab.: 06.01.06/02A-1

Wärmeproduktion durch isotherme Dampfoxidation von Zircaloy 4-Hüllrohrmaterial bei 900-1200°C

T [K]	1173	1273	1373	1473
$-\Delta H$ [kcal/mol]	141,3	140,8	140,3	139,7
τ/\sqrt{t} [g/cm ² /sec ^{1/2}]	$9,53 \cdot 10^{-5}$	$1,92 \cdot 10^{-4}$	$3,50 \cdot 10^{-4}$	$5,88 \cdot 10^{-4}$
τ_{BJ}/\sqrt{t} [g/cm ² /sec ^{1/2}]	$1,17 \cdot 10^{-4}$	$2,52 \cdot 10^{-4}$	$4,85 \cdot 10^{-4}$	$8,55 \cdot 10^{-4}$
W_{Ox}/\sqrt{t} [Wsec/cm/sec ^{1/2}]	5,95	12,0	21,7	36,3
= $2\sqrt{t} N_{Ox}$ [sec ^{1/2} ·W/cm]				
$W_{Ox,BJ}/\sqrt{t}$ [Wsec/cm/sec ^{1/2}]	7,31	15,7	30,1	52,8
= $2\sqrt{t} N_{Ox,BJ}$ [sec ^{1/2} ·W/cm]				

Einfluß der Hüllmaterial-Voroxidation

Der Einfluß einer Zircaloy-Voroxidation aus dem Reaktorbetrieb wurde folgendermaßen berücksichtigt: Von den angenommenen Stärken der gebildeten Oxidschichten ausgehend wurden mit der empirischen Beziehung [3]

$$\text{Oxidschichtstärke } \phi [\text{cm}] = 2,80 \cdot 10^{-1} \sqrt{t [\text{sec}]} \exp(-10107/T[\text{K}]) \quad (G1.6)$$

die Zeiten errechnet, nach denen sich bei den jeweiligen KVS-Temperaturen diese Schichtstärken bilden würden. (Damit ist die nur in erster Näherung gültige Reduktion des Umsatzes entsprechend der Voroxidations-Schichtstärke zugrundegelegt). Mit Kenntnis dieser Zeiten wurden aus den noch zu besprechenden Diagrammen der Zeitabhängigkeit der integralen Reaktionswärme und der momentanen Reaktionswärmeleistung die nach Voroxidation gültigen Kurven graphisch ermittelt.

Nachzerfallswärme

Von der jeweiligen Stableistung ausgehend fällt die in den Brennstäben freigesetzte Leistung nach dem Abschalten des Reaktors mit Verzögerung ab. In den ersten Sekunden dominiert die Nachwärme aufgrund der verzögerten Neutronen und deren Multiplikation, später die Nachzerfallswärme aufgrund des Zerfalls der Aktivierungs- und Spaltprodukte. Das Niveau der Nachwärme wird daher von der Stableistung, der Einsatzdauer des Stabes, der Zerfallsprozeß-Palette und der Kühlzeit bestimmt.

Aus folgenden Gründen sind für diese Betrachtung hauptsächlich Stäbe mit kurzer Einsatzdauer von Interesse: Aufgrund der verminderten Stableistung nach längerer Einsatzdauer im Reaktor erreichen stark abgebrannte Stäbe keine hohen KVS-Temperaturen, obwohl Spaltprodukte mittlerer und langer Lebensdauer angereichert sind. Aufgrund der starken Temperaturabhängigkeit des Oxidationsumsatzes und der außerdem im langdauernden Einsatz gebildeten Vorkorrosionsschichten ist für solche Stäbe der Anteil der oxidativen Wärmeproduktion während des Störfallverlaufs erwartungsgemäß gering im Vergleich zur Nachzerfallswärme. Es kann jedoch nicht abgeschätzt werden, bei welcher Einsatzdauer und Stableistung der Anteil der Oxidationswärme am größten ist.

Auf der Basis einer Literaturlauswertung wurden von Baumung (KfK) folgende Nachzerfallsdaten zur Verfügung gestellt: Für eine angenommene Heißkanal-Stableistung von 500 W/cm und angenommene Bestrahlungszeit von 10, 30 und 100 d wurden die momentane Leistung N_z [W/cm] und die integrale Nachzerfallswärme W_z [Wsec/cm] in Zeitabhängigkeit zwischen 1 und 1000 sec errechnet und aufgelistet. Diese Werte entsprechen der gesamten dem Stab entstammenden Zerfallsenergie, unabhängig davon, ob sie in ihm verbleibt oder teilweise abgestrahlt wird. Nicht berücksichtigt ist dabei allerdings die durch die verzögerten Neutronen und deren Multiplikation bedingte Nachwärme.

Vergleich der Reaktionswärme mit der Nachzerfallswärme

Abb. 06.01.06/02A-1 zeigt die Zeitabhängigkeit der Reaktions- und der Nachzerfallswärme. Die Parameterdarstellung läßt die starke Temperatur-

abhängigkeit der Reaktionswärme gemäß den eigenen kinetischen Daten und die höheren Werte nach der Baker-Just-Korrelation erkennen. Ein mit der Nachzerfallswärme vergleichbares Niveau erreicht die Reaktionswärme nur für die angenommene KVS-Temperatur von 1200°C während weniger Sekunden.

Abb. 06.01.06/02A-2 zeigt in entsprechender Auftragung der momentanen Leistungen, daß die Reaktionswärmeleistung nur zu Beginn des KVS einen wesentlichen Anteil an der gesamten Wärmeleistung ausmacht.

Der Einfluß einer schon vorhandenen Oxidschicht aus dem Reaktoreinsatz auf die während eines hypothetischen, bei 1200°C stattfindenden KVS freigesetzte Reaktionswärme bzw. Reaktionswärmeleistung ist in den Abb. 06.01.06/02A-3 /02A-4 dargestellt. Gegenüber dem nicht voroxidierten Materialzustand reduzieren bereits sehr geringe Oxidschichtstärken den Störfall-Oxidationsumsatz drastisch, dickere Schichten nur noch weniger stark. Dieser Einfluß der Voroxidation ist für kurze Störfallzeiten wesentlich, mit zunehmender Störfalldauer aber immer geringer.

Diskussion

Der Vergleich der Reaktionswärmeproduktion mit der Nachzerfallswärme ist im Zusammenhang mit den gewählten vereinfachten Annahmen zu sehen. Bei der betrachteten extremen Stableistung von 500 W/cm und 10-100 d Einsatzzeit sind im Falle des KVS Heißstabbedingungen und damit relativ hohe Störfalloxidation garantiert. Von der als Vergleich herangezogenen Nachzerfallswärme ist angenommen, daß sie im Brennstab verbleibt; die Wärmeproduktion durch verzögerte Neutronen ist nicht betrachtet. Für geringere Stableistung wäre eine in erster Näherung proportional reduzierte Nachzerfallsleistung zu erwarten.

Um den Vergleich mit der Baker-Just-Korrelation zu ermöglichen, wurde angenommen, daß die Reaktionswärme dem vollständigen Umsatz des aufgenommenen Sauerstoffs zu Oxid entspricht. Der tatsächlich umgesetzte Sauerstoffanteil, der schwach temperatur- und zeitabhängig ist, macht bei den betrachteten Temperaturen ca. $3/4$ aus.

Mit diesem Faktor wäre die Reaktionswärme zu reduzieren. Sie vermindert sich damit gegenüber den mit der Baker-Just-Korrelation ermittelten Werten aufgrund der realistisch angesetzten Oxidationskinetik und des unvollständigen Sauerstoffumsatzes auf etwa die Hälfte.

Die gravierendste der gewählten Vereinfachungen ist die Annahme einer konstanten Störfalltemperatur. Durch den Temperaturanstieg in einem realistischen Störfallverlauf ergibt sich gegenüber dem hier für kurze Zeiten ausgewiesenen Reaktionsumsatz eine wesentliche Reduktion.

Aus den genannten Gründen ist die Reaktionswärme auch dann, wenn als Störfalltemperatur 1200°C angenommen wird, nur ein Bruchteil der Nachzerfallswärme. Die Störfalltemperatur wird damit hauptsächlich durch die Nachzerfallswärme bestimmt. Eine Abschätzung des Anteils der Zircaloy-Oxidation als Mitursache des Störfall-Temperaturanstiegs würde detaillierte Coderechnungen des Störfall-Temperaturverlaufs mit und ohne Berücksichtigung der Oxidationswärme erfordern.

2. Rohrinnendruck-Zeitstand- und Kriechversuche an einseitig verschlossenen Rohrkapseln Isotherm/isobare Versuche in Rohröfen

2.1 Untersuchungen in Wasserdampf

In einer zusammenfassenden Darstellung (Abb. 06.01.06/02A-5) werden die bislang zwischen 800 und 1300°C erzielten Ergebnisse der Rohrinnendruck-Zeitstandprüfung von Zircaloy 4-Rohrkapseln hinsichtlich der gemessenen maximalen Umfangs-Bruchdehnung als Funktion der Standzeit und für die Zustände wie angeliefert/metallisch sowie voroxidiert/2h, 800°C wiedergegeben. Man erkennt daraus die im α/β -Umwandlungsbereich ausgeprägte Tendenz zu erhöhter Duktilität, die durch die überlagerte Oxidation nur gemindert, nicht aber in den sonst üblichen Verlauf über die Standzeit verminderter Dehnung verändert wird. Das für den metallischen Aus-

gangszustand typische Bruch-Dehnungsniveau, auf das das Materialverhalten bei fortschreitender Standzeit (Oxidation) zurückgeht, ist temperaturabhängig: 1000°C/20-30%, 1100°C/10-15%, 1200°C/5-12%, 1300°C/<5%. Im Fall des Einsatzes voroxidierten Materials liegen die Umfangs-Bruchdehnungen praktisch in allen Fällen erheblich unter denen des metallischen Ausgangszustandes, jedoch sind auch hier Abweichungen vom allgemeinen Trend (Dehnungsabnahme bei längerer Standzeit) im α/β -Umwandlungsgebiet erkennbar.

Zusätzlich zu den für Zircaloy 4-Rohrkapseln bereits mitgeteilten Zeitstandfunktionen 800°C und in Analogie zu den Untersuchungen im α/β -Umwandlungsbereich bei 900°C wurden jeweils durch Einzelversuche, die zu den gewünschten Zeitpunkten unterbrochen wurden, fünf verschiedene Kriechkurven bei 800°C, 32-70 bar in Dampf gemessen. Bei gemeinsamer Auftragung dieser Kriechkurven (Abb. 06.01.06/02A-6) läßt sich folgendes erkennen:

- allen Kurven gemeinsam ist der Übergang vom sekundären zum tertiären Kriechbereich bei $\epsilon_U \leq 10\%$, wobei der weitaus größte Verformungsanteil dem Tertiärbereich zukommt,
- die maximalen Bruchdehnungen liegen bei Kapsel-Innendrücken von 50-70 bar resp. Standzeit von < 200 s zwischen $\epsilon_{UB} = 90-100\%$, sie zeigen jedoch bei niedrigeren Innendrücken eine fallende Tendenz (bei 30-40 bar auf etwa $\epsilon_{UB} = 70-80\%$).

Dieses mit zunehmender Standzeit rückläufige Dehnungsverhalten ist der fortschreitenden Oxidation der Kapselprobe unter äußerer Verfestigung durch Oxidbildung und Mischkristallhärtung zuzuschreiben und steht im Gegensatz zu dem Verformungsverhalten im α/β -Umwandlungsbereich bei 900°C, wo trotz Oxidation die Tendenz zu erhöhter Duktilität, d.h. einer über die Zeit stark ansteigenden Dehnung, noch deutlich gemessen werden konnte [4]. Die photographische und rasterelektronenmikroskopische Auswertung der gesamten Kriechversuche 800°C ist in der Durchführung. Ihre Ergebnisse werden im nächsten Halbjahresbericht mitgeteilt.

2.2 Untersuchungen in Luft

Rohrinnendruck-Kurzzeitstandversuche in Luft wurden wegen der angeblichen Vergleichbarkeit des Oxidationsangriffs von Luft gegen-

Über Dampf in der üblichen technischen Vorgehensweise bei 1000°C durchgeführt. Ihre Ergebnisse wurden in die bereits veröffentlichte Schar von Zeitstandfunktionen [5] in Argon und Dampf (auch nach Voroxidation) eingetragen (Abb. 06.01.06/02A-7) . Beim Vergleich mit der in Argon gemessenen Funktion ergab sich kein erheblicher Unterschied, z.B. keine Tendenz zu höherer Festigkeit und verminderter Dehnung wie sie in Dampf beobachtet worden war. Das kann vom Ausmaß der Oxidation, die bereits im ungespannten Zustand die Tendenz zu erhöhter Einwirkung hat [6], jedoch nicht verstanden werden. Das stark längsrissige Aussehen der Kapselproben mit z.T. schon weißer, zunehmend stöchiometrischer ZrO₂-Bedeckung (Abb. 06.01.06-02A-8) gibt Hinweise, die sich bei rasterelektronenmikroskopischer Betrachtung (Abb. 06.01.06/02A-9) und metallographischer Prüfung (Abb. 06.01.06/02A-10) zu folgender Erkenntnis verdichten. Die sich unter starker Volumenexpansion oberflächlich bildenden Korrosionsprodukte ZrO₂ und ZrN sind die Ursache für hohe Deckschichtwachstumsspannungen, unter denen die Deckschicht aufreißt. Einen gleichartigen Effekt übt die Kriechverformung der innendruckbeaufschlagten Kapselproben aus, so daß es nicht zu der Bildung einer äußeren, haften und rißfreien ZrO₂-Schale kommt, die die Festigkeit steigert und die Duktilität vermindern könnte. Während der Versuche treten - wie bei 900°C [4]-im Falle kurzer Standzeiten viele enge Risse, bei längeren Standzeiten weniger und breitere Risse auf. Die Abb. 06.01.06/02A-11 stellt Zeitstandversuche in Luft und Dampf bei 1000°C und etwa gleichem Innendruck gegenüber. Man erkennt die starke Tendenz der luft-exponierten Proben zu kürzeren Standzeiten bei relativ hohen Dehnungen, aber vor allem nochmals die gegenüber den Dampf-Versuchen rissige, nicht schützende Erscheinungsform der in Luft gebildeten Deckschichten. In Abb. 06.01.06/02A-12 werden die in Abhängigkeit von der Reaktionszeit gemessenen Deckschichtstärken von bei 1000°C luft- und dampfexponierten Kapselproben verglichen. Deutlich tritt der mit der mechanischen Desintegration der Deckschicht einhergehende Anstieg des oxidativen Gesamtumsatzes hervor, der selbst dem durch überlagerte Verformung beschleunigten Dampfumsatz davonläuft. Somit stellt die Oxidation in Luft aufgrund der defekten Oxidbedeckung keine mit Dampf vergleichbare Situation her. Das Werkstoffverhalten ähnelt vielmehr dem der Legierung in Argon, wobei jedoch bei Umrechnung von Innendruck p_i auf Tangen-

tialspannung σ_t im Fall einer längerfristigen Reaktion (700 und 900s) aufgrund der Dimensionsänderung unter konstantem Innendruck eine höhere effektive Spannung (wegen 20-25% oxidativer Schädigung der Wandstärke und der 44-57% Dehnung) berechnet resp. berücksichtigt werden muß.

3. Auswertung der metallographischen Heißzellen-Untersuchung von Brennstäben nach in-pile Experimenten

Nach den gemäß PNS-Vorhaben 4237 im DK-Loop des FR2 durchlaufenen Störfalltransienten werden in den Heißen Zellen Querschliffe der Brennstäbe metallographisch nachuntersucht. Für bisher 4 Brennstäbe (A 1.1, A 2.3, B 1.2, A 2.1) mit nicht vorbestrahltem Brennstoff ist der Oxidationszustand, die lokale Dehnung und das Gefüge des Hüllrohrs beurteilt worden.

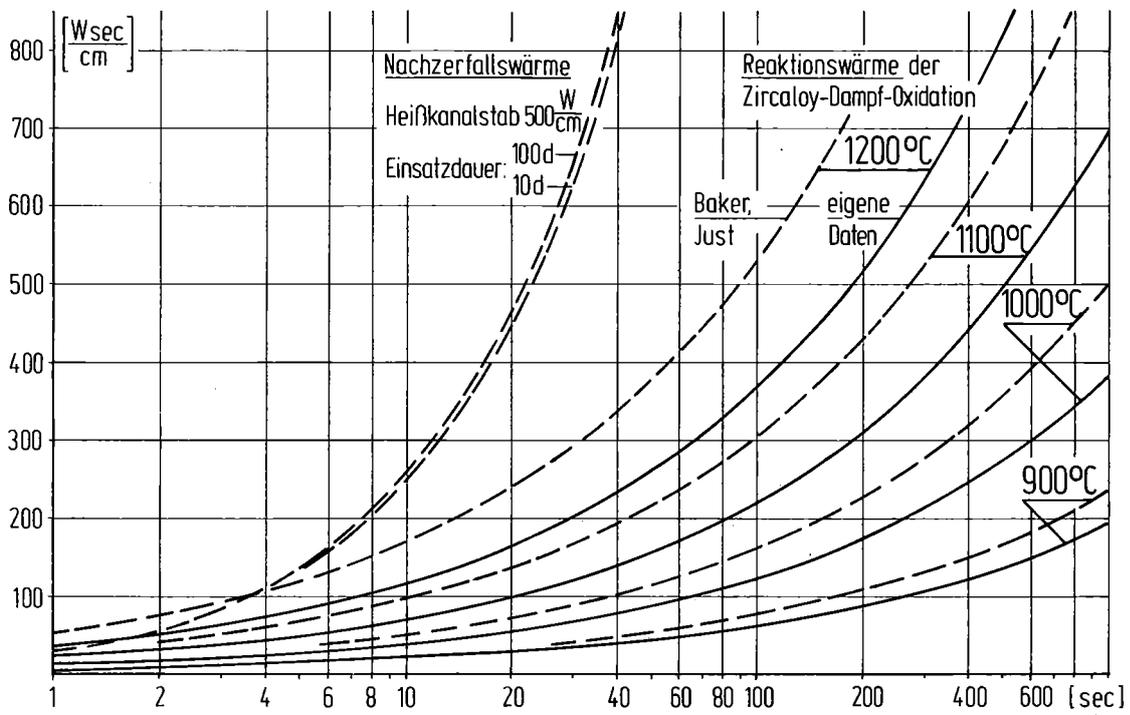
Ausmaß und Morphologie der dehnungsüberlagerten Dampf-Oxidation lassen bisher keinen in-pile-spezifischen Einfluß erkennen. Die Oxidation der Hüllrohr-Innenseite durch den nach dem Bersten eingedrungenen Dampf ist hauptsächlich auf die Nähe der Berststelle konzentriert. Die Beurteilung des Gefügezustandes erlaubt eine Abschätzung der lokal erreichten Höchsttemperatur und damit eine vergleichende Kontrolle der Temperaturmessung. Prinzipiell können darüberhinaus azimutale und axiale Temperaturgradienten nachgewiesen werden, welche wesentlich die Berst-Umfangsdehnung und die Beulenlänge mitbestimmen.

Einzelheiten sind der internen Berichterstattung über die Nachuntersuchung der einzelnen Stäbe zu entnehmen. Die Arbeiten werden mit der Untersuchung weiterer Brennstäbe fortgesetzt.

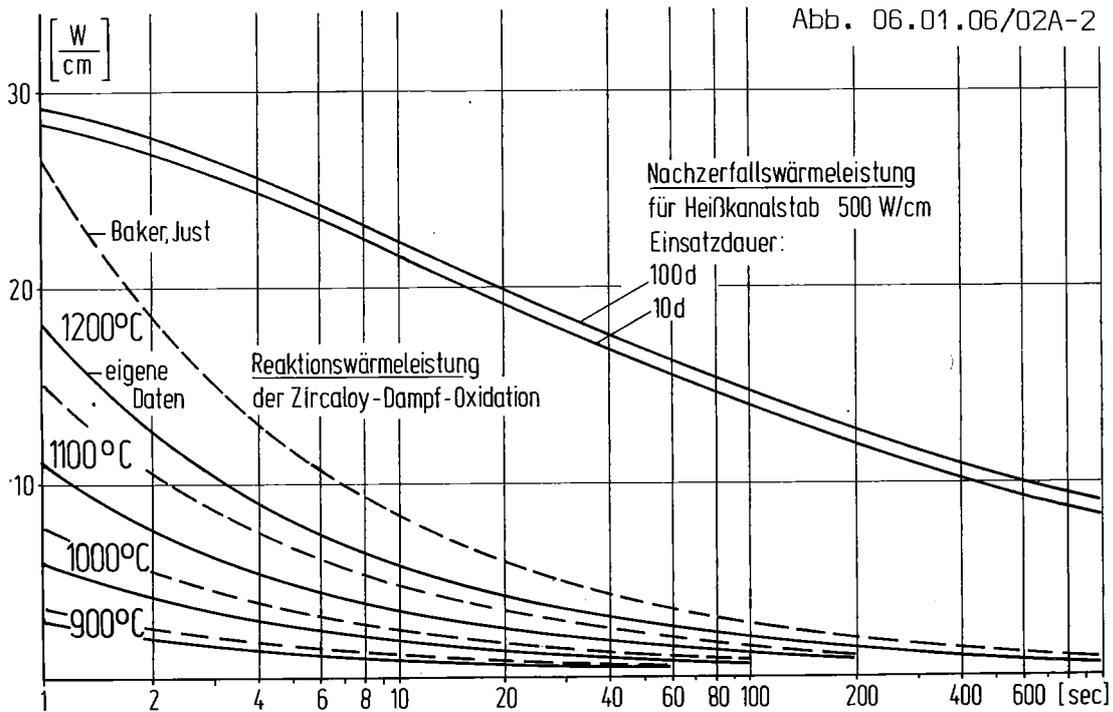
Nach Abschluß der Auswertung aller Stäbe mit nicht vorbestrahltem Brennstoff ist ein ausführlicher, vergleichender Bericht im Rahmen der Halbjahres-Berichtserstattung vorgesehen.

4. Literatur

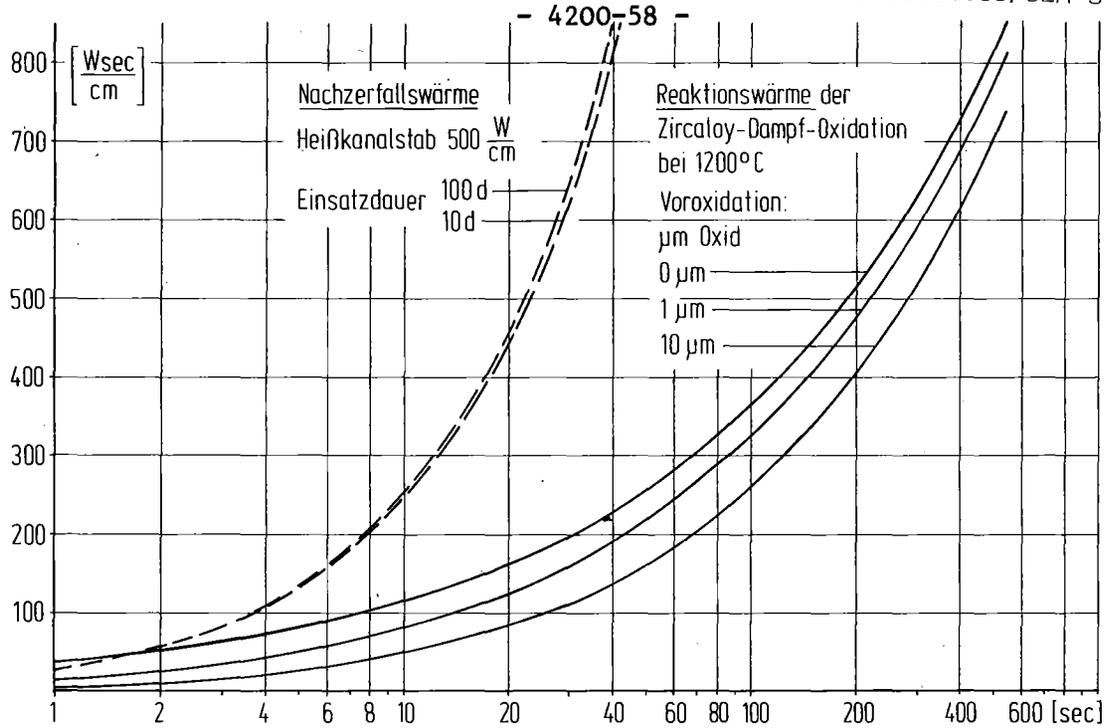
- [1] Baker, L., Just, L.C.: Studies of Metal-Water Reactions at High Temperatures. III. Experimental and Theoretical Studies of the Zirconium-Water Reaction. ANL-6548 (1962)
- [2] Scatena, G.J.: Fuel Cladding Embrittlement During a Loss-of-Coolant Accident. NEDO-10674, Okt. 1972
- [3] Leistikow, S., v. Berg, H., Jennert, D., Kraft, R., Schanz, G., Weis, R.: KFK-2435 (1977) S. 261-305
- [4] Leistikow, S., Kraft, R.: Creep-Rupture Testing of Zircaloy 4 Tubing under Superimposed High Temperature Steam Oxidation at 900°C Proc. Europ. Congr. Met. Corr. London 1977, S. 577-584
- [5] Leistikow, S., et al.
KfK-2600 (1978) 324-342
- [6] Leistikow, S., et al.
KFK-2262 (1976) 233-260



Zircaloy 4/Dampf-Hochtemperatur-Oxidation Reaktionswärme in Abhängigkeit von der Temperatur

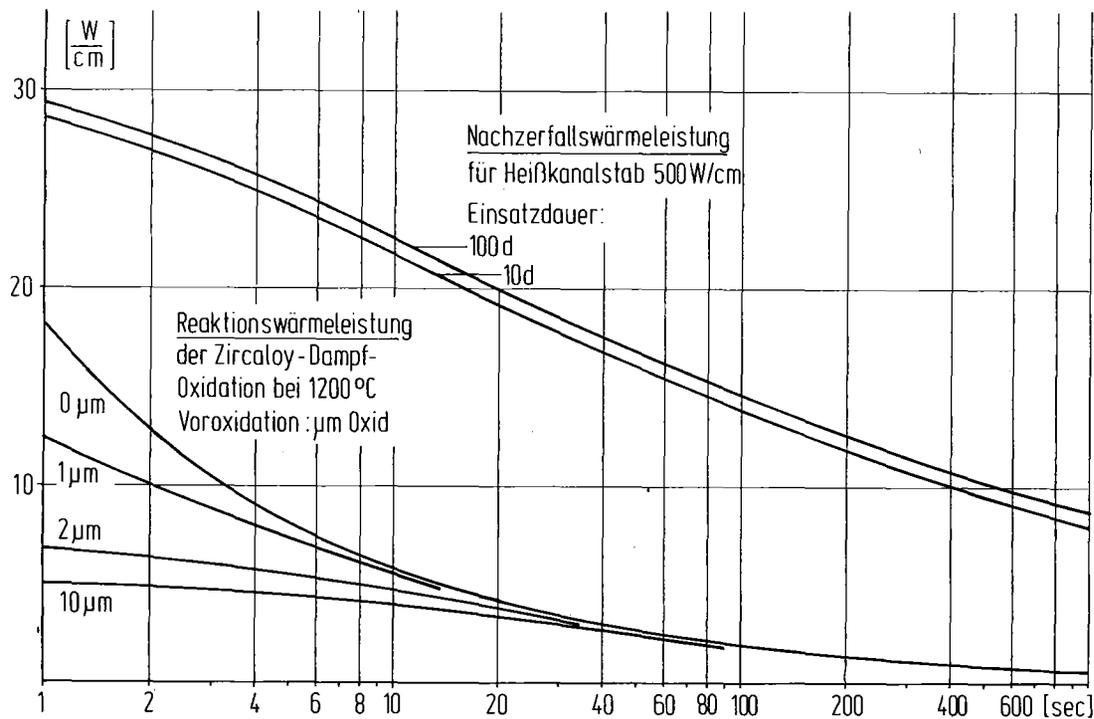


Zircaloy 4/Dampf-Hochtemperatur-Oxidation Reaktionswärmeleistung in Abhängigkeit von der Temperatur



Zircaloy 4 / Dampf-Hochtemperatur-Oxidation Reaktionswärme in Abhängigkeit von der Voroxidation

Abb. 06.01.06/02A-4



Zircaloy 4 / Dampf-Hochtemperatur-Oxidation Reaktionswärmeleistung in Abhängigkeit von der Voroxidation

ROHRINNENDRUCK-KURZZEITSTANDPRÜFUNG VON ZIRCALOY 4 ROHRKAPSELN IN DAMPF

Max. Umfangsdehnung geborstener Proben in Abhängigkeit von Standzeit, Temperatur und Voroxidation (• Anlieferungszustand, ▲ Vorox. 2h, 800°C)

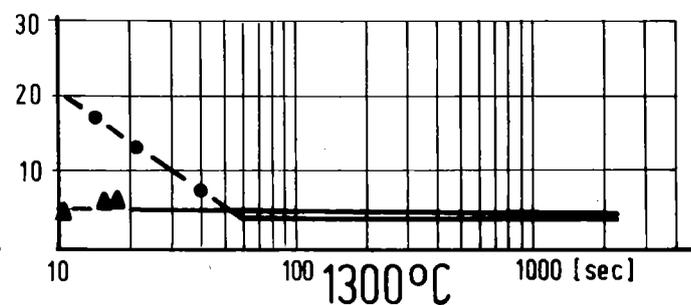
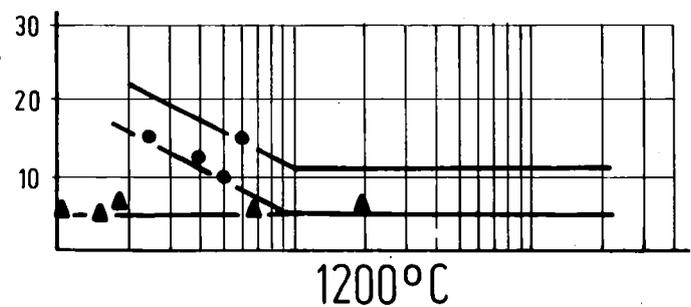
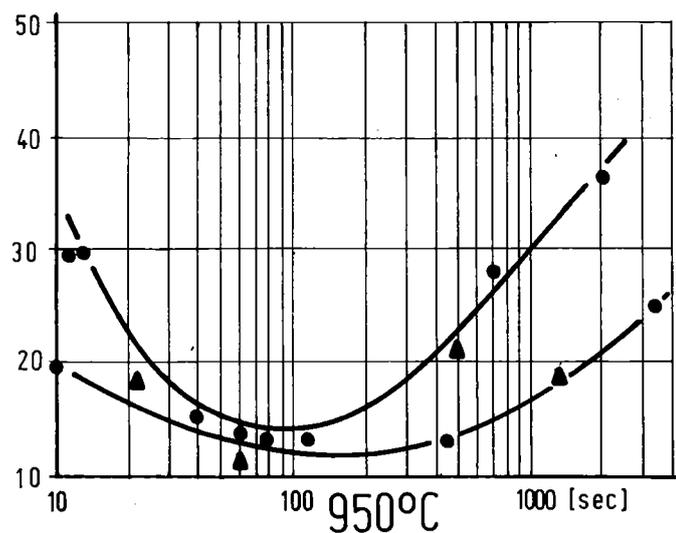
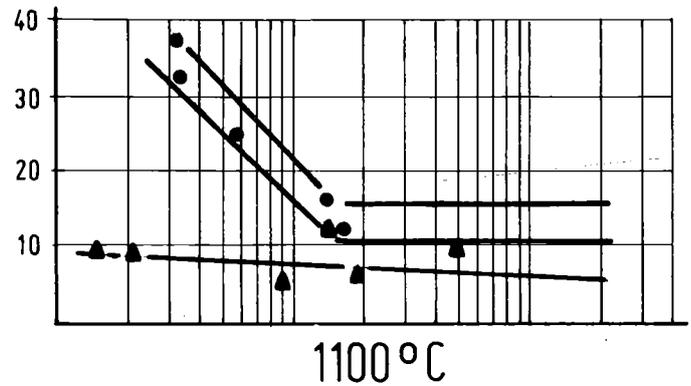
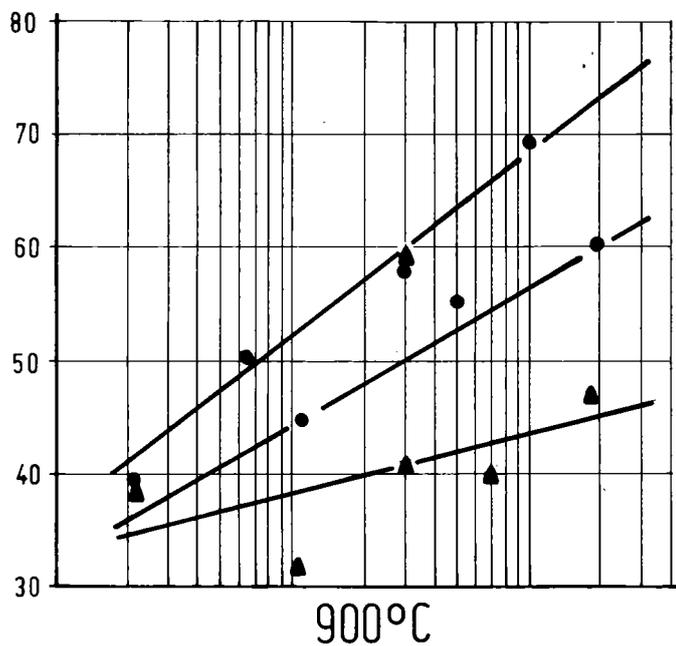
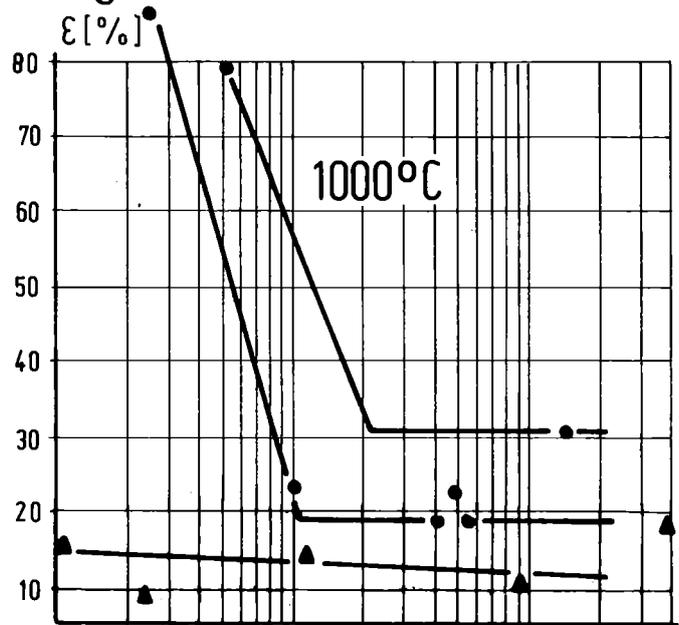
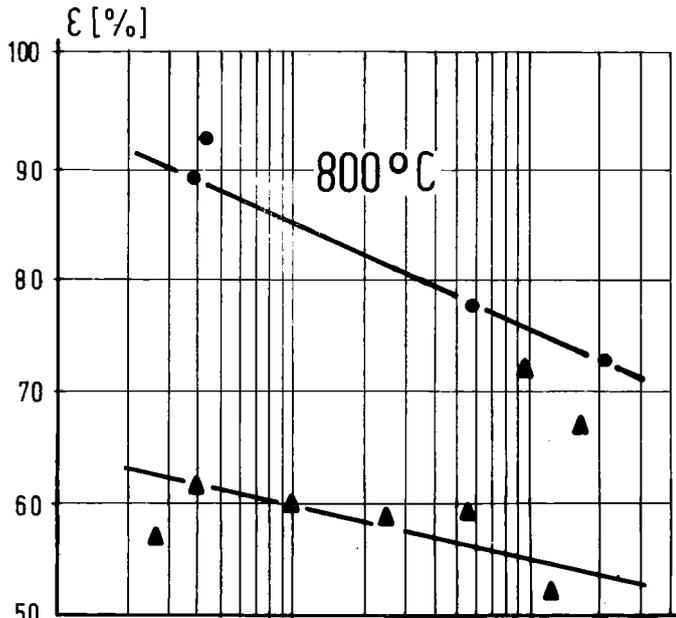
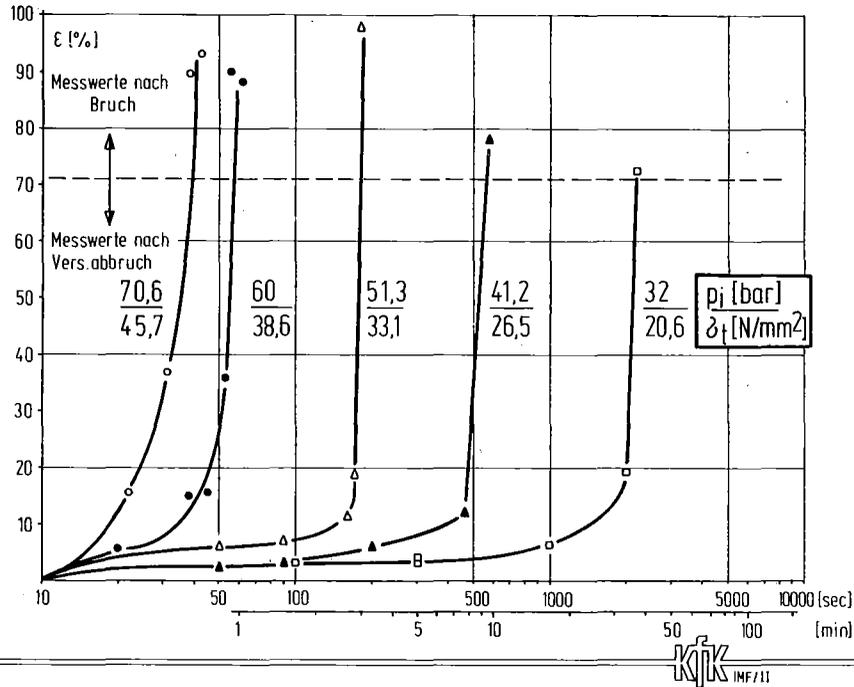
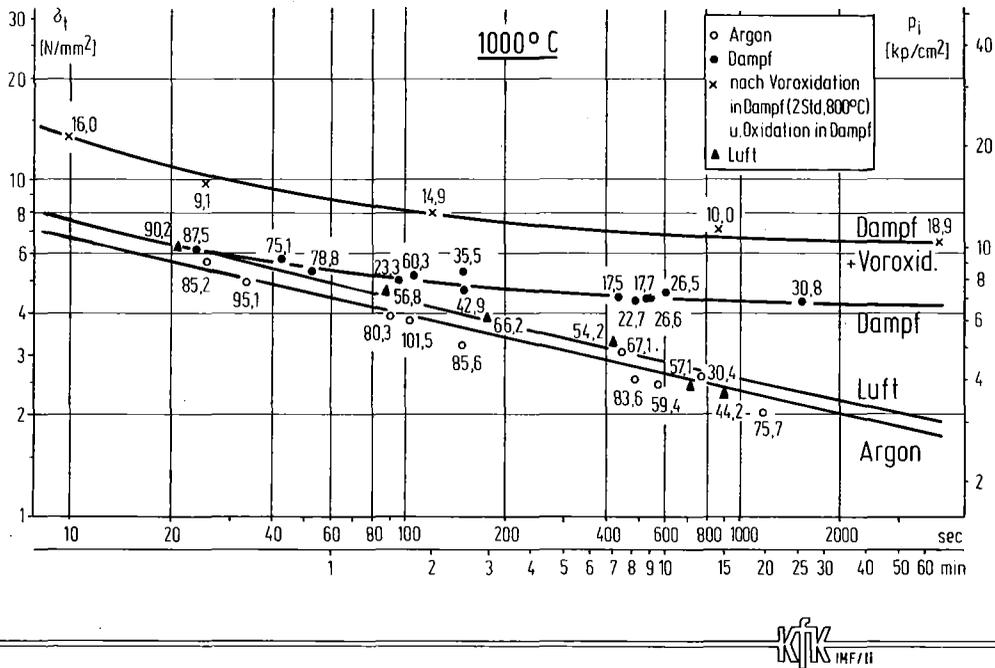


Abb. 06.01.06/02A-6



Rohrinnendruck-Kurzzeitstandprüfung von Zircaloy 4 Rohrkapseln in Dampf bei 800 °C

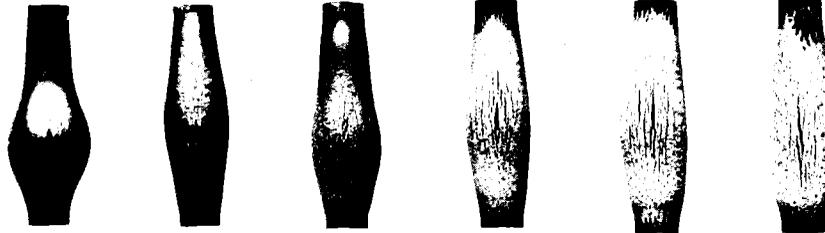
Abb. 06.01.06/02A-7



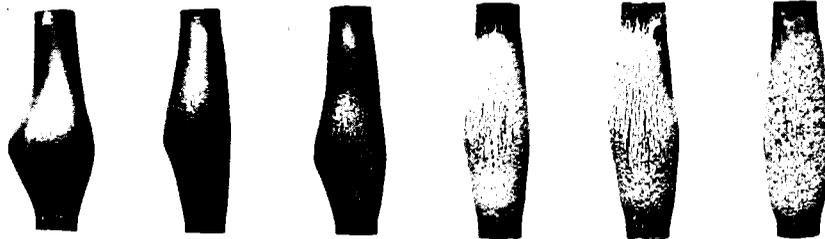
Rohrinnendruck-Kurzzeitstandprüfung von Zircaloy 4 Rohrkapseln (Angabe der Umfangsdehnung in%)

Abb. 06.01.06/02A-8

Frontansicht



t_B [min, sec], p_i [bar]	21"; 10,0	1'27"; 7,1	2'54"; 6,0	6'53"; 5,1	11'46"; 3,9	14'44"; 3,7
δ_i [N/mm ²], ϵ_B [%]	6,4; 90,2	4,6; 56,8	3,9; 66,2	3,3; 54,2	2,5; 57,1	2,4; 44,2



Seitenansicht



Rohrinnendruck-Kurzzeitstandprüfung von Zircaloy 4 Rohrkapseln in Luft bei 1000 °C

Abb. 06.01.06/02A-9

RFM-Oberflächenaufnahmen



$p_i = 7,1$ bar
 $\epsilon_B = 56,8$ %
 $t_B = 87$ sec

$p_i = 5,1$ bar
 $\epsilon_B = 54,2$ %
 $t_B = 413$ sec

$p_i = 3,7$ bar
 $\epsilon_B = 44,2$ %
 $t_B = 884$ sec

500 μ m



Rohrinnendruck-Kurzzeitstandprüfung von Zircaloy 4 Rohrkapseln in Luft bei 1000 °C

Abb. 06.01.06/02A-10

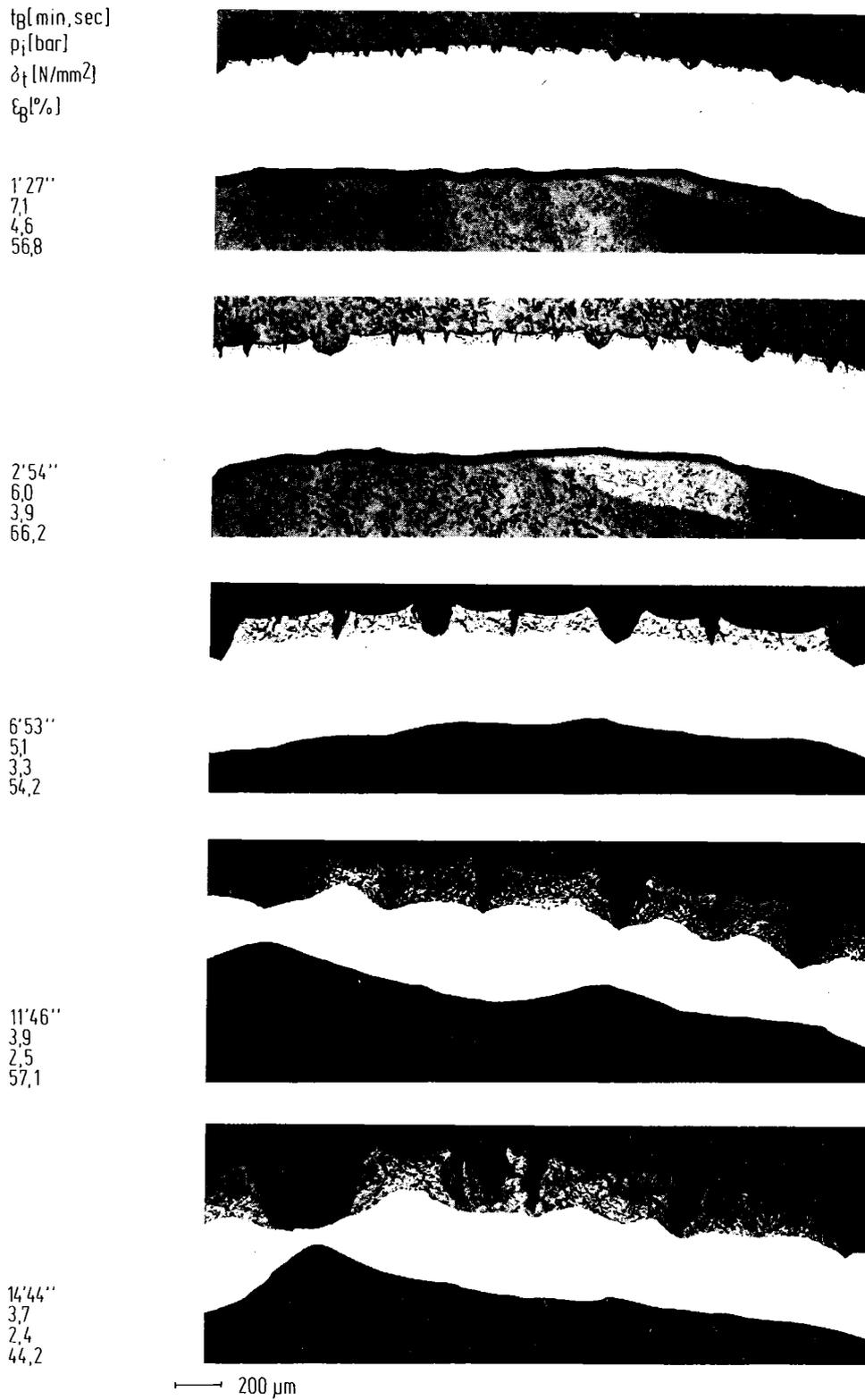
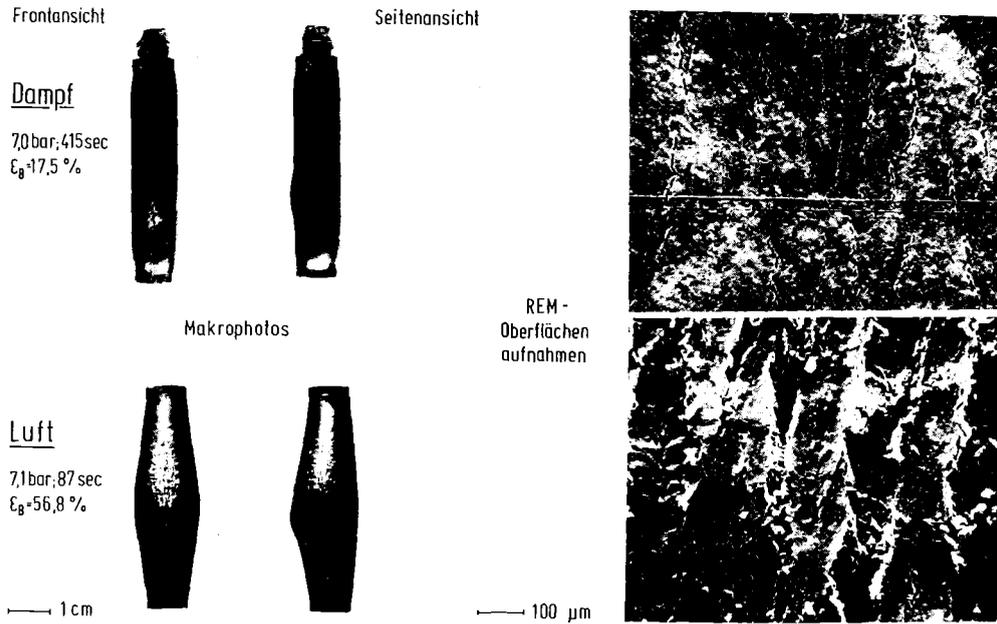
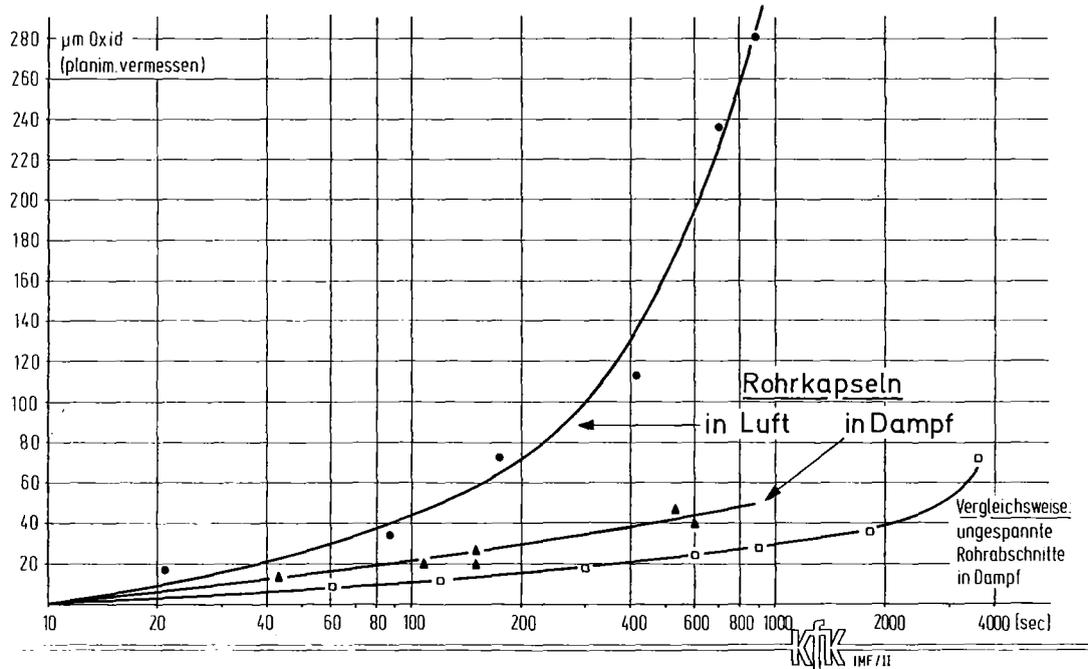


Abb. 06.01.06/02A-11



Rohrinnendruck-Kurzzeitstandprüfung von Zircaloy 4 Rohrkapseln in Dampf und Luft bei 1000 °C

Abb. 06.01.06/02A-12



Rohrinnendruck-Kurzzeitstandprüfung von Zircaloy 4 Rohrkapseln in Dampf und Luft bei 1000°C

06.01.06/03A Untersuchungen zum Einfluß des Oxidbrennstoffes und von
PNS 4235.3 Spaltprodukten auf die mechanischen Eigenschaften von
Zry-4-Hüllrohren bei LWR-Störfalltransienten

(P. Hofmann, C. Politis, H. Schneider; J. Burbach, K. Kurz
H. Metzger, H.T. Miller, E. Nold, G. Reiser, G. Rejman,
B. Scheckel; IMF I)

1. Spannungsrißkorrosionsverhalten von vorgeschädigten Zry-4-Hüllrohren gegenüber Jod

1.1 Allgemeines

Bisher wurde nur der Einfluß von elementarem Jod auf das Verformungs- und Bruchverhalten von fehlerfreien Zry-4-Hüllrohren (as-received) bei Temperaturen $\geq 700^{\circ}\text{C}$ untersucht [2,3,4,5]. Während des Reaktorbetriebes ist jedoch damit zu rechnen, daß in einem Teil der LWR-Hüllrohre Mikrorisse entstehen. Besonders häufige Leistungsänderungen des Reaktors können bei mittel- und hochabgebrannten Brennstäben zu mechanischen Schädigungen der Zry-Hülle infolge mechanischer Wechselwirkungen zwischen dem Brennstoff und Hüllmaterial führen [9]. In Gegenwart von reaktiven Spaltprodukten wie z.B. Jod kann es dann beim Überschreiten einer kritischen Grenzspannung im Hüllrohr und Jodkonzentration (siehe Abschnitt 2.) zum Versagen des Zry-4-Hüllrohres infolge Spannungsrißkorrosion (SRK) kommen. Im Hinblick auf das Brennstabverhalten bei LWR-Störfällen erhebt sich nun die Frage, welchen Einfluß Hüllrohrdefekte auf die mechanischen Eigenschaften des Zry-4 besitzen. Darüberhinaus ist der Einfluß von Jod auf das Verformungs- und Bruchverhalten der vorgeschädigten Hüllrohre von Interesse.

1.2 Versuchsdurchführung, Versuchsergebnisse

Die out-of-pile Experimente zur Ermittlung des SRK-Verhaltens von vorgeschädigten Zry-4-Hüllrohren erfolgten in der SRK-Apparatur, die in [4,5,10] beschrieben ist. Es wurden ausschließlich isotherme, isobare Zeitstandsuntersuchungen bei 800°C unter Schutzgas durchgeführt. Die Zry-4-Hüllrohre wurden innen durch unterschiedlich tiefe, scharfkantige Kerben ($\leq 150 \mu\text{m}$) vorgeschädigt. Die Länge der Kerben in der Hüllrohr-Innenoberfläche betrug 5-10 mm.

Wie die Versuchsergebnisse zeigen, haben die Kerben auch bereits in Abwesenheit von Jod einen deutlichen Einfluß auf das Verformungs- und Bruchverhalten der Zry-4-Hüllrohre. Je tiefer die Kerbe im Hüllrohr ist, desto geringer ist die Bruchdehnung (Abb. 06.01.06/03A-1). In Gegenwart von Jod kommt es bereits bei relativ niedrigen, durchschnittlichen mechanischen Beanspruchungen zu einem beschleunigten, verformungsarmen Versagen der Hüllrohre. An den Rißspitzen treten schon bei geringen mechanischen Hüllrohrbeanspruchungen große lokale Spannungserhöhungen auf, die bei der untersuchten Temperatur von 800°C offenbar nicht schnell genug durch plastische Verformung des Zry abgebaut werden können, so daß es zum Versagen der Hüllrohre infolge SRK kommt. Je tiefer die Kerben im Hüllrohr sind, desto kleiner ist die Bruchdehnung. Die Bruchdehnung der jodhaltigen Rohrproben geht bei 800°C von etwa 29 %, bei der fehlerfreien Versuchsprobe, auf ca. 9 % bei einer Probe mit einer 50 µm tiefen Kerbe und von 19 % auf etwa 0,4 % bei einer Probe mit einer 150 µm tiefen Kerbe zurück (Abb. 06.01.06/03A-2). Bei der Zry-Rohrprobe mit der 150 µm tiefen Kerbe wird gleichzeitig durch die Gegenwart von Jod die Standzeit von etwa 150 s auf ca. 5 s reduziert [4].

Metallographische Untersuchungen der geborstenen Rohrproben zeigen sehr deutlich, daß es in Abwesenheit von Jod zu einer Einschnürung der Probe an der Kerbe kommt. Der Bruch erfolgt dann, nach größeren plastischen Verformungen, duktil. In Gegenwart von Jod kommt es dagegen nur zu einer geringen plastischen Verformung der vorgeschädigten Probe. Die Probe geht ohne erkennbare Einschnürung an der gekerbten Stelle zu Bruch (Abb. 06.01.06/03A-3). Wie Untersuchungen der Bruchoberfläche mit dem Rasterelektronenmikroskop deutlich zeigen, erfolgt der Bruchverlauf bei der Jod enthaltenden Probe hauptsächlich interkristallin. Lediglich der Restbruch des Hüllrohres erfolgt duktil (Abb. 06.01.06/03A-4).

2. Einfluß der Jodkonzentration auf das Spannungsrißkorrosionsverhalten von Zry-4-Hüllrohren bei Temperaturen $\geq 700^{\circ}\text{C}$

2.1 Allgemeines, Versuchsdurchführung

Experimente zum Studium des mechanischen Verhaltens von Brennelement-Hüllrohren bei LWR-Störfällen haben ergeben, daß die Festigkeitseigen-

schaften des Hüllmaterials (Zry-4) von elementarem Jod, das bei der Kernspaltung als Spaltproduktelement entsteht, beeinflusst werden können [3,4,5,10]. In Gegenwart von Jod kann es zu einem spröden Versagen des Zry-4-Hüllrohres infolge Spannungsrißkorrosion (SRK) kommen. Die kritische Jodkonzentration, unterhalb der das Verformungs- und Bruchverhalten der Hüllrohre bei hohen Temperaturen nicht mehr beeinflusst wird, ist jedoch nicht bekannt. Es wurde daher der Einfluß unterschiedlicher Jodkonzentrationen auf die mechanischen Eigenschaften von Zry-4-Hüllrohren bei Temperaturen $\geq 700^{\circ}\text{C}$, wie sie bei LWR-Störfällen auftreten können, untersucht.

Es wurden sowohl temperatur- und drucktransiente Berstexperimente als auch isotherme, isobare Zeitstanduntersuchungen mit kurzen Zry-4-Hüllrohren zwischen 700 und 1000°C unter Schutzgas durchgeführt. Die Hüllrohre kamen im Anlieferungszustand und innen voroxidiert (ZrO_2 -Schicht : $7,15 \mu\text{m}$) zum Einsatz. Die Anfangskonzentration variierte zwischen $0,1$ und 1000 mg/cm^3 ($0,023$ - 230 mg/cm^2). Die Aufheizung der Rohrproben erfolgte mittels Wärmestrahlung. Während des Versuchs wurden die Hüllmaterialtemperatur und der Innendruck kontinuierlich gemessen.

2.2 Versuchsergebnisse

Wie die ersten out-of-pile Versuchsergebnisse zeigen, hängt die kritische Jodkonzentration, oberhalb der es zum verformungsarmen Versagen der Zry-4-Hüllrohre infolge SRK kommt, hauptsächlich von der Temperatur ab. Dünne Oxidschichten auf der Hüllrohrinnenoberfläche, die thermisch mechanische Vorbehandlung des Hüllrohres und die Versuchsführung haben einen zusätzlichen Einfluß auf die kritische Jodkonzentration.

Die kritische Jodkonzentration steigt im α -Gebiet des Zry ($< 850^{\circ}\text{C}$) mit der Temperatur an. Für Zry-Hüllrohre, die im Anlieferungszustand zum Einsatz kamen, beträgt sie nach den vorläufigen Versuchsergebnissen bei 800°C etwa 1 mgJ/cm^3 (1 mgJ/cm^3 entsprechen dabei dem in einem LWR-Brennstab erzeugtem Spaltjod nach einem Abbrand von etwa $1,5 \text{ At.}\%$). Bei den innen voroxidierten Rohrproben beträgt die kritische Jodkonzentration bei 800°C dagegen nur etwa $0,1 \text{ mg/cm}^3$. Offenbar wird durch die spröde ZrO_2 -Schicht, die bereits nach geringen Verformungen des Hüllrohres an zahlreichen Stellen aufreißt, die Reißentstehungsphase im Hüllmaterial stark verkürzt. Außerdem treten an den Reißspitzen Spannungserhöhungen auf,

die bereits bei geringeren Jodkonzentrationen zum Versagen der innen voroxidierten Zry-4-Hüllrohre infolge SRK führen. Oberhalb 850°C besitzt Jod praktisch keinen Einfluß mehr auf das Verformungs- und Bruchverhalten der Zry-4-Hüllrohre, unabhängig davon, ob sie im Anlieferungszustand oder innen voroxidiert zum Einsatz kommen.

3. Zerstörende Nachbestrahlungsuntersuchungen von LWR-Brennstäben des PNS-Vorhabens 06.01.08/01A (4237)

3.1 Allgemeines

Im DK-Loop des FR 2 wurden in-pile Experimente zum LWR-Brennstabverhalten beim Kühlmittelverluststörfall sowohl mit frischem, d.h. nicht vorbestrahltem als auch bestrahltem Oxidbrennstoff durchgeführt (siehe Abschnitt 06.01.08/01A). Metallographische Nachuntersuchungen der geborstenen Brennstäbe erfolgten bisher nur an den nicht vorbestrahlten Brennstäben A 2.3 und B 1.2 [8]. Die zerstörenden Nachuntersuchungen sollen Auskunft über das mechanische Verhalten des Zry-4-Hüllrohres, die Hüllrohroxidation und das Ausmaß der Innenkorrosion während der LOCA-Transiente geben. Im Rahmen dieses Beitrages soll ausschließlich die Innenkorrosion des Hüllrohres durch das UO_2 beurteilt werden. Die Beurteilung des mechanischen Verhaltens des Zry-4-Hüllrohres sowie der Außenoxidation durch den Wasserdampf erfolgt im Rahmen der PNS-Vorhaben 06.01.06/01A und 06.01.06/02A.

3.2 Beurteilung der Hüllrohrinnenkorrosion

Aufgrund der thermodynamischen Instabilität zwischen dem UO_2 und Zry finden chemische Wechselwirkungen zwischen dem Brennstoff und Zry statt, besonders bei höheren Temperaturen. Da während der LOCA-Transiente i.a. nicht mit einem guten Festkörperkontakt zwischen dem UO_2 und Zry zu rechnen ist, werden die Reaktionen bevorzugt über die Gasphase ablaufen. Dabei wird Sauerstoff vom UO_2 unter Reaktion mit dem Zry abgegeben. Es kommt daher zu einer Oxidation der Hüllrohrinnenoberfläche. Auch ein Teil der Spaltprodukte reagiert mit dem Zry-Hüllmaterial. Soweit diese Versuche jedoch mit frischem, d.h. nicht bzw. nur sehr kurz vorbestrahltem Brennstoff durchgeführt wurden, waren praktisch keine Spaltprodukte im Brennstab vorhanden. Es sind deshalb nur Oxidationsreaktionen zu erwarten.

Der Anteil der durch das UO_2 während des Versuchs verursachten Oxidationsreaktionen auf der Hüllrohrinnenoberfläche ist aber nach dem Bersten des Hüllrohres nicht mehr eindeutig feststellbar, da Wasserdampf in den Brennstab eindringt und mit dem Zry reagiert. Eine Oxidation des Zry-4-Hüllrohres von innen konnte nicht an allen untersuchten Schliffebenen festgestellt werden, insbesondere nicht an den von der Berststelle am weitesten entfernten Schliffebenen (Abstand Berststelle-Schliffebene > 100 mm) [8]. Sehr wahrscheinlich wird der in den geborstenen Brennstab eindringende Wasserdampf bereits in der Umgebung der Berststelle durch das Zry und UO_2 abgebunden oder das Hüllmaterial hat zum Zeitpunkt, da der Wasserdampf diese Ebenen erreicht, infolge Abschreckung (Fluten) des Brennstabes, eine zu niedrige Temperatur. Die Dicke der Oxidschichten auf der Hüllrohrinnenseite ist i.a. kleiner als die auf der Hüllrohraußenseite und ist radial und axial nicht gleichmäßig. Das Aussehen der inneren Oxidschichten deutet darauf hin, daß diese erst nach dem Bersten der Hüllrohre durch den eindringenden Wasserdampf entstanden sind, da innen - im Gegensatz zu außen - keine Risse in der Oxidschicht festzustellen sind. Offenbar ist bei beiden Versuchen der Sauerstofftransport vom UO_2 zum Zry relativ langsam, so daß es während der LOCA-Transiente nicht zur Bildung einer ZrO_2 -Schicht auf der Hüllrohrinnenoberfläche durch das UO_2 kommt. Mikrohärtmessungen über den Hüllrohrquerschnitt zeigen jedoch eindeutig eine Härtezunahme des Zry, die ihre Ursache in einer Sauerstoffaufnahme des Zry hat. Der Verlauf der Mikrohärt über den Hüllrohrquerschnitt der Schliffebenen zeigt sowohl innen als auch außen eine deutliche Zunahme der Mikrohärt des Zry [8]. Der Härtegradient ist an der Außenseite des Hüllrohres erheblich größer als an der Hüllrohrinnenseite, gleichzeitig geht jedoch die Aufhärtung von innen tiefer in das Hüllmaterial als von außen. Das deutet auf eine höhere Hüllrohrinnen- als Hüllrohraußentemperatur hin. Der Sauerstoff diffundiert bei höheren Temperaturen schneller und damit - bei gleicher Zeit - tiefer in das Zry. Die schnellere Sauerstoffdiffusion ist sehr wahrscheinlich auch der Grund, weshalb die absolute Härtezunahme des Zry-Rohres innen etwas geringer ist als außen.

4. Chemische Wechselwirkungen zwischen dem UO_2 und Zry unter Power Cooling Mismatch-Bedingungen

4.1 Versuchsdurchführung

Im Rahmen dieser out-of-pile Untersuchungen werden die chemischen Wechselwirkungen zwischen dem UO_2 und Zry bei Temperaturen zwischen 1000 und 1500°C untersucht. Unter PCM-Bedingungen ist der Außendruck (Systemdruck) deutlich größer als der Gasdruck im LWR-Brennstab, das Zry-Hüllmaterial kollabiert daher auf den Brennstoff ($\Delta p \approx 80$ bar). Die Glühexperimente wurden deshalb bei hohen UO_2 /Zry-Kontaktldrücken durchgeführt. Die Versuchsdurchführung wurde bereits im 2. PNS-Halbjahresbericht 1976 beschrieben [1]. Die am IMF I durchgeführten UO_2 /Zry-Reaktionsexperimente sind begleitende out-of-pile Experimente zu den in-pile durchgeführten PCM-Experimenten in der Power Burst Facility in Idaho [11]. Ziel dieser Untersuchungen ist es, die UO_2 /Zry-Reaktionskinetik sowie den Einfluß der chemischen Wechselwirkungen auf die mechanischen Eigenschaften des Zry-4 zu ermitteln.

4.2 Versuchsergebnisse

4.2.1 UO_2 /Zry-4-Reaktionskinetik

Das wesentliche Ziel der UO_2 /Zry-Reaktionsexperimente ist die quantitative, analytische Beschreibung der chemischen Wechselwirkungen. Es ist deshalb erforderlich, das Wachstum der bei der Reaktion zwischen dem UO_2 und Zry entstehenden Phasen in Abhängigkeit von der Temperatur und Zeit zu ermitteln. Über den Reaktionsablauf und die Phasenzusammensetzung wurde bereits ausführlich im letzten PNS-Halbjahresbericht berichtet [2]. Im gleichen Berichtszeitraum wurden die vorhandenen kinetischen Daten im Hinblick auf die ursprüngliche UO_2 /Zry-Phasengrenze korrigiert. Was interessiert, ist den Anteil der Hülle zu bestimmen, der durch die chemischen Wechselwirkungen mit dem UO_2 reagiert. Wie die Ergebnisse der Marker-Experimente mit Wolframdrähten an der UO_2 /Zry-Phasengrenze zeigen, liegt die ursprüngliche Phasengrenze nach den Reaktionsglühungen im Bereich der (U,Zr)-Legierung (α -U), die sich zwischen den beiden sauerstoffstabilisierten α -Zr(O)-Phasen befindet (siehe Abb. 06.01.06/03A-5) [6,7]. Die korrigierten Diffusionsdaten der Arrhenius-Darstellung sind in Abb. 06.01.06/03A-6 wiedergegeben. Der Reaktionsumsatz der Zry-Hülle, infolge chemi-

scher Wechselwirkungen mit dem UO_2 unter PCM-Bedingungen, lässt sich in Abhängigkeit der Zeit im Temperaturbereich zwischen 900 und 1500°C durch folgenden analytischen Ausdruck beschreiben:

$$\left(\frac{x}{t}\right)^2 = 0,70 \exp(-44000/RT)$$

x = Tiefe der Reaktionszone in der Zry-4-Hülle [cm]

t = Reaktionszeit [s]

T = Glühtemperatur [K]

Zum Vergleich sind die eigenen Diffusionsdaten mit den extrapolierten Daten von L.N. Grossmann [12] sowie M.W. Mallet et al [13] in Abb. 06.01.06/03A-7 dargestellt. Darüberhinaus wurden die Diffusionsdaten der UO_2/Zry -Reaktionen mit denen von $\text{UO}_2/\text{Wasserdampf}$ -Reaktionen verglichen. Man erkennt, daß die reinen Oxidationsreaktionen, wie sie an der Hüllrohräußenoberfläche stattfinden, nur geringfügig stärker sind als die Oxidationsreaktionen an der Hüllrohrinnenoberfläche durch das UO_2 . In Rechencodes zur Beschreibung des LWR-Brennstabverhaltens unter PCM-Bedingungen ist daher, neben der Außenoxidation, auch die Innenoxidation der Hülle zu berücksichtigen.

4.2.2 Bestimmung des Sauerstoffgehaltes in den verschiedenen UO_2/Zry -Reaktionszonen

Um Auskunft über den Sauerstoffgehalt der bei den chemischen Wechselwirkungen zwischen dem UO_2 und Zry entstehenden Phasen [$\alpha\text{-Zr(O)}_a$, (U,Zr)-Legierung, $\alpha\text{-Zr(O)}_b$] zu erhalten, wurden Auger-Elektronen-Spektroskopie-Untersuchungen (AES) durchgeführt. Die Versuchsergebnisse sind für verschiedene Reaktionsproben in Abb. 06.01.06/03A-8 dargestellt. Die dem UO_2 benachbarte $\alpha\text{-Zr(O)}_a$ -Phase besitzt den größten Sauerstoffgehalt von 4 bis 6 Gew.%, gegenüber 4 bis 5 Gew.% der $\alpha\text{-Zr(O)}_b$ -Phase an der Reaktionsfront im Zry-4-Hüllrohr. Die dazwischen befindliche (U,Zr)-Legierung ($\alpha\text{-U}$) enthält dagegen nur etwa 0,5 bis 2,5 Gew.% Sauerstoff [6,7]. Die beiden sauerstoffstabilisierten $\alpha\text{-Zr(O)}$ -Phasen sind aufgrund der hohen Sauerstoffgehalte stark versprödet. Bei Temperaturen $\geq 1400^\circ\text{C}$ erstreckt sich die sauerstoffbeeinflusste spröde Zone, auch ohne Außenoxidation, fast vollständig über den ganzen Hüllrohrquerschnitt. Bereits geringe

Krafteinwirkungen auf die Glühprobe haben daher bei Raumtemperatur ein Zerschneiden der Probe zur Folge.

Literatur

- [1] P. Hofmann et al.
2. PNS-Halbjahresbericht 1976. KfK 2435, S. 306-331
- [2] P. Hofmann et al.
2. PNS-Halbjahresbericht 1977, KfK 2600 (1978)
- [3] P. Hofmann
Hat Jod bei LWR-Störfällen einen Einfluß auf das Verformungs- und Bruchverhalten von Zry-4-Hüllrohren ?
Reaktortagung 1978, Hannover, S. 545-548
- [4] P. Hofmann
Does Iodine exert an influence on the deformation and rupture behavior of Zry-4 cladding tubes in LWR accidents ?
Enlarged Halden Program Group Meeting on LWR Fuel Performance, Loen, Norwegen, 4-9 June 1978
- [5] P. Hofmann
Influence of iodine on the strain and rupture behavior of Zry-4 tubing at high temperatures.
4 th International Conference on ZIRCONIUM IN THE NUCLEAR INDUSTRY, Stratford-upon-Avon, England, 26-29 June 1978
- [6] P. Hofmann, C. Politis
Chemical interactions between UO_2 and Zry-4 in the temperature range between 900 and 1500°C.
ibid
- [7] P. Hofmann, C. Politis
 UO_2 /Zry-Reaktionen bei Power Cooling Mismatch-Störfällen.
Reaktortagung 1978, Hannover, S. 541-544
- [8] P. Hofmann, C. Petersen, G. Schanz
In-pile-Experimente zum Brennstabverhalten beim Kühlmittelverluststörfall.
Teilberichte über die Nuklear Versuche A 2.3 und B 1.2; Ergebnisse der zerstörenden Nachuntersuchung (Metallographie) (1978, unveröffentlicht)

- [9] W.Vogl, J. Markgraf, I. Ruyter
Stand der Leistungsrampenversuche mit LWR-Brennstäben im
HFR Petten.
Reaktortagung 1978, Hannover, S.533-536
- [10] P. Hofmann et al.
1. PNS-Halbjahresbericht 1977, KfK 2500, S. 345-379
- [11] W.J. Quapp et al.
Thermal Reactor Safety Meeting of the ANS (CONF-770708),
August 1977, Sun Valley, Idaho, USA
- [12] L.N. Grossman, D.M. Rooney
Interfacial Reaction between UO_2 and Zry-2
GEAP-4679 (1965)
- [13] M.W. Mallett et al.
The Zirconium- UO_2 Reaction
BMI-1210 (1957)

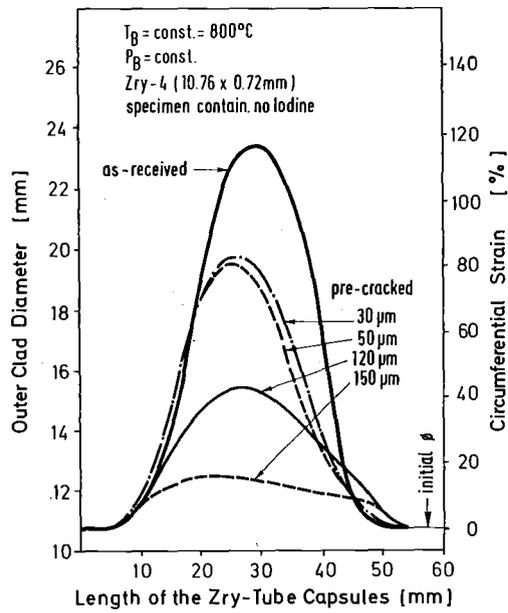


Abb. 06.01.06/03A-1: Verformung von vorgeschädigten Zry-4-Hüllrohren in Abhängigkeit von der Probenlänge für verschiedene Kerbtiefen in der Hüllrohrinnenoberfläche. Zeitstandtemperatur : 800°C ; Versuchsatmosphäre : Argon.

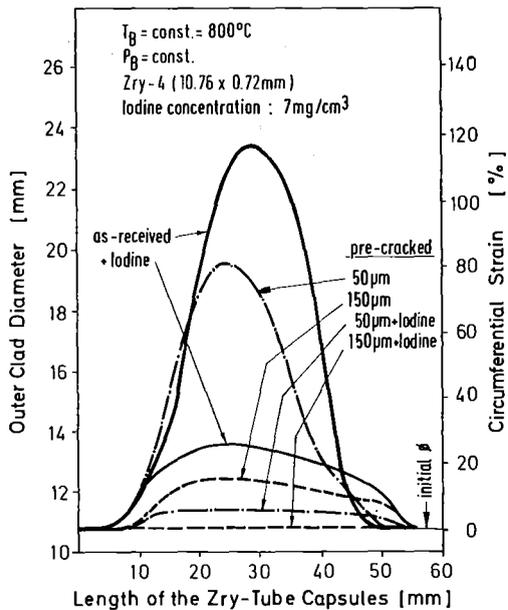


Abb. 06.01.06/03A-2: Einfluß von Jod auf die Berstdehnung von as-received und vorgeschädigten Zry-4-Hüllrohren bei 800°C unter Schutzgas.

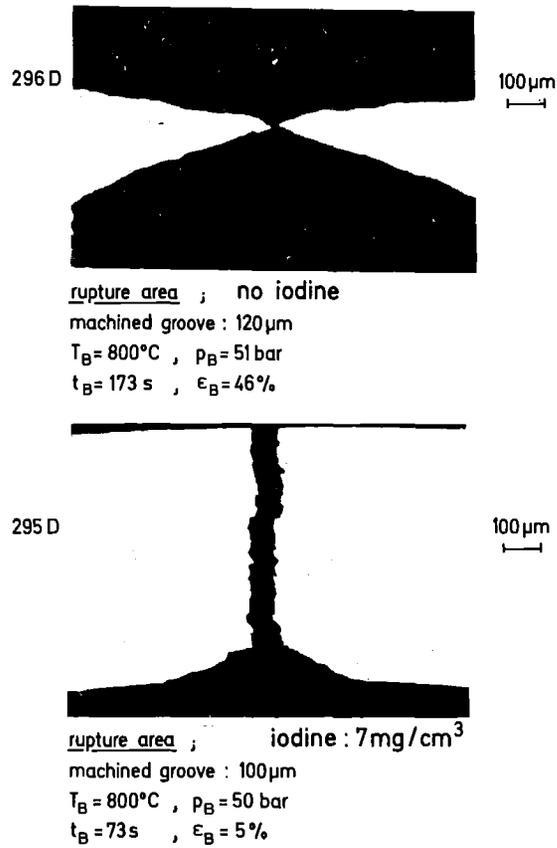
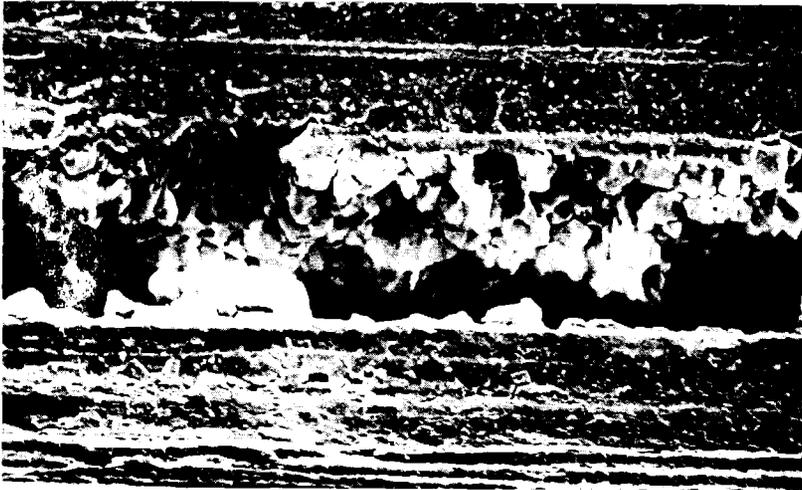


Abb. 06.01.06/03A-3: Verformung bzw. Bruchverlauf von gekerbten Zry-4-Rohrproben in Abwesenheit und in Gegenwart von Jod nach Zeitstandversuchen bei 800°C unter Schutzgas.



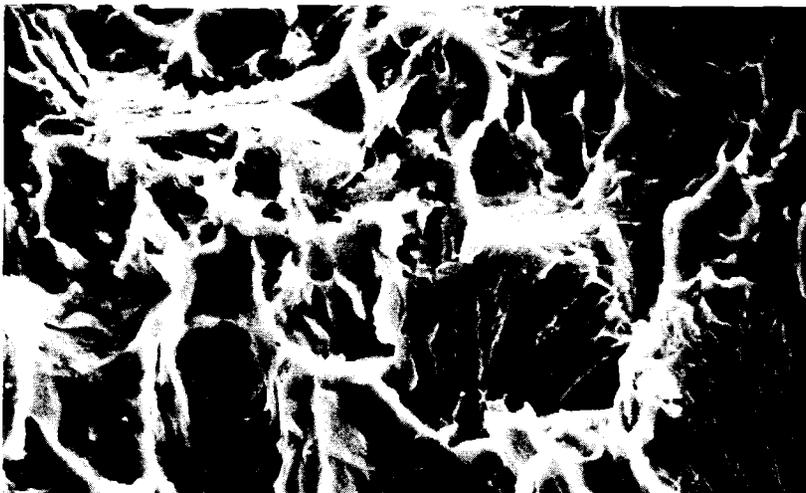
x 500

cladding tube inside surface (bottom of the groove)



x 2000

intergranular fracture surface



x 2000

ductile shear fracture surface

Abb. 06.01.06/03A-4: Bruchfläche einer Jod enthaltenden, gekerbten Zry-4-Rohrprobe nach dem Versagen bei 800°C unter Schutzgas. Der Bruchverlauf erfolgt zu 90 % der Wandstärke interkristallin, der Restbruch dagegen duktil.

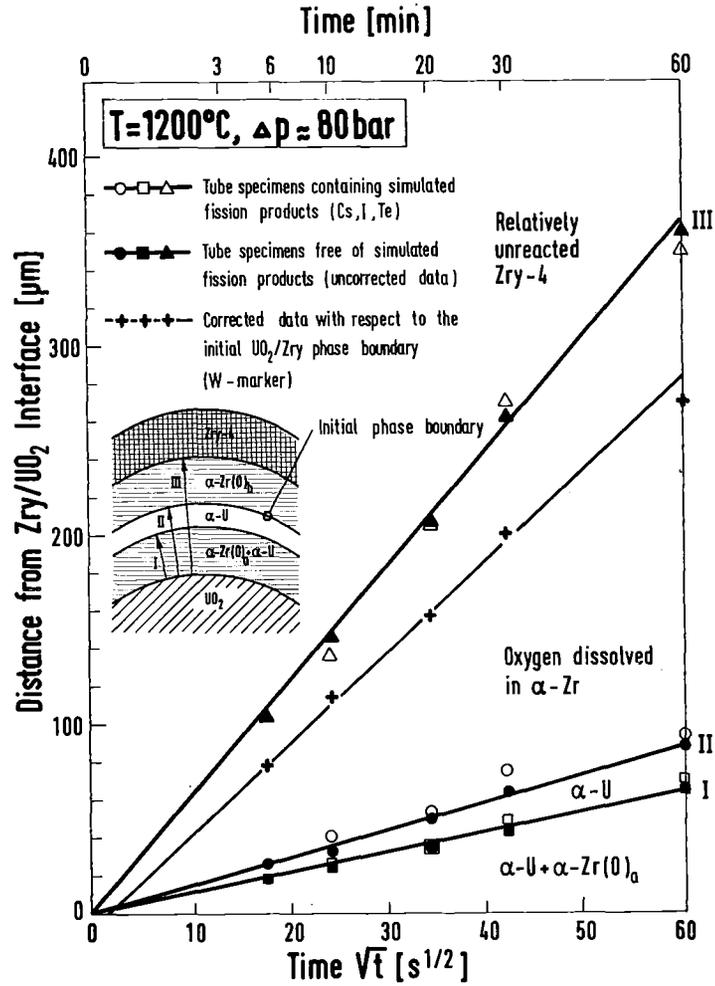


Abb. 06.01.06/03A-5: Dicke der verschiedenen Reaktionszonen in Abhängigkeit der Zeit nach Reaktionsglühungen bei 1200°C. Korrektur der Reaktionszone III im Hinblick auf die ursprüngliche UO₂/Zry-Phasengrenze, die sich im Bereich der α-Uranphase befindet.

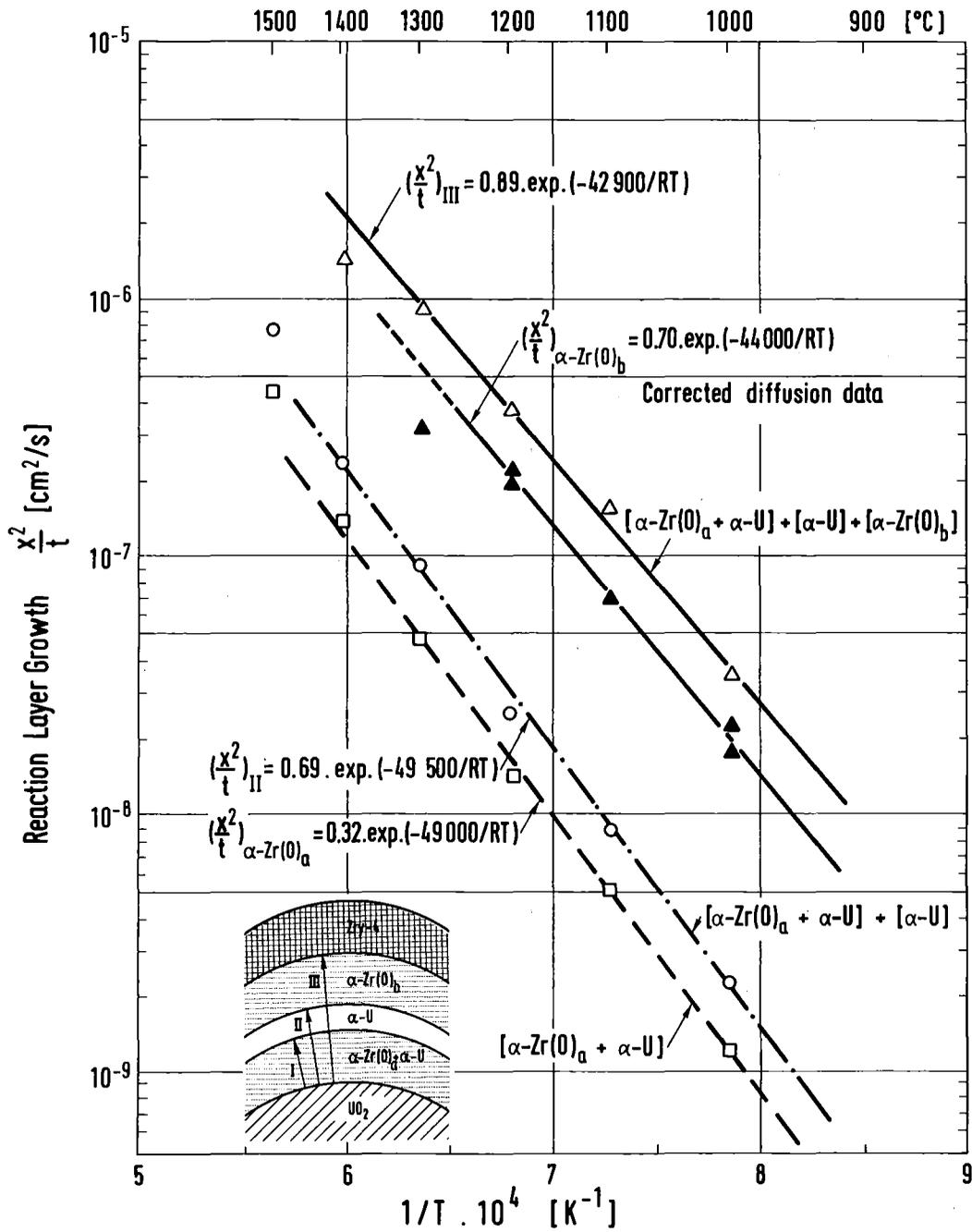


Abb. 06.01.06/03A-6: Arrhenius-Darstellung der chemischen Wechselwirkungen zwischen dem UO_2 und Zry-4 unter PCM-Bedingungen. Neben der Dicke der verschiedenen Reaktionszonen ist der tatsächliche Reaktionsumsatz der Hülle dargestellt (corrected diffusion data). Die Korrektur der Diffusionsdaten erfolgte im Hinblick auf die ursprüngliche UO_2/Zry -Phasengrenze.

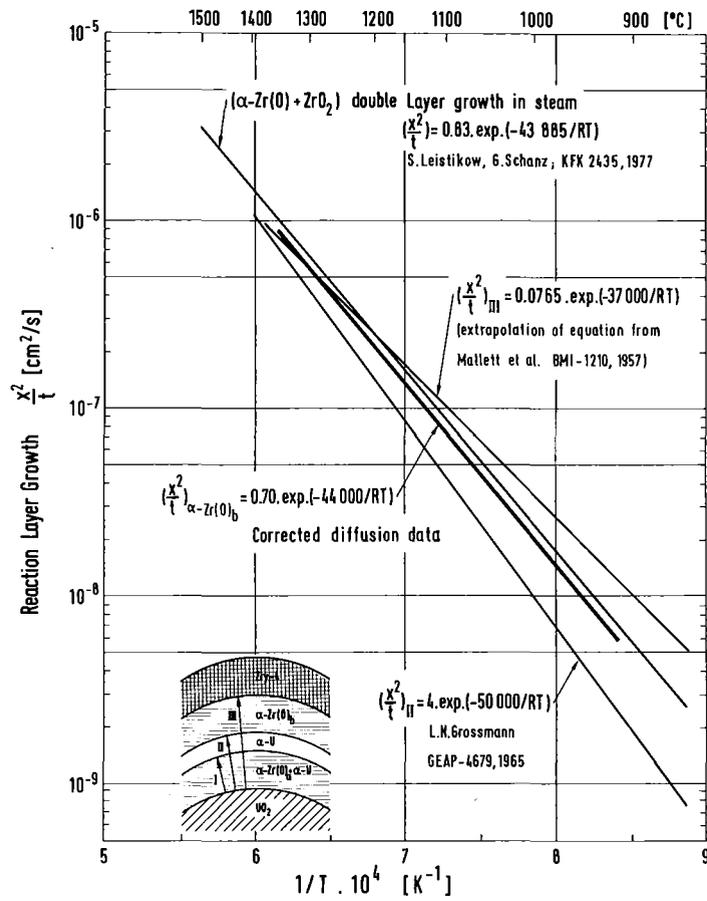


Abb. 06.01.06/03A-7: Arrhenius-Darstellung der UO_2/Zry -Wechselwirkungen; Vergleich der eigenen Diffusionsdaten mit denen anderer Experimentatoren. Darüberhinaus werden die Diffusionsdaten der UO_2/Zry -Reaktionen mit denen der $\text{Zry}/\text{Wasserdampf}$ -Reaktion verglichen.

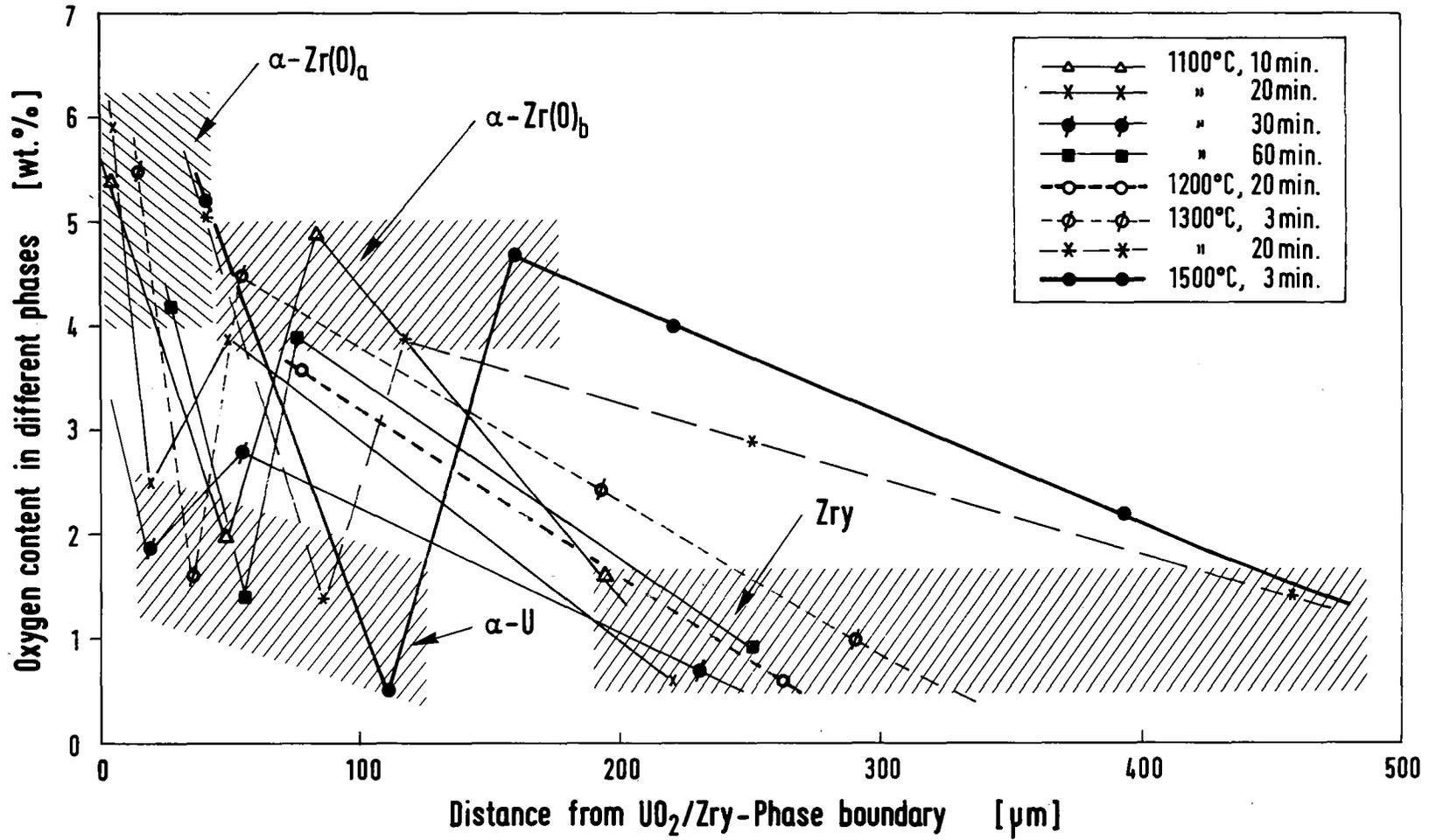


Abb. 06.01.06/03A-8: Sauerstoffgehalte der bei den chemischen Wechselwirkungen zwischen dem UO_2 und Zry entstehenden Phasen. Reihenfolge der Phasen vom UO_2 beginnend:
 $UO_2 \rightarrow \alpha-Zr(O)_a \rightarrow \alpha-U \rightarrow \alpha-Zr(O)_b - Zry-4$

06.01.06/05A Berstversuche an Zircaloy-Hüllrohren unter kombinierter
06.01.06/04A mechanisch-chemischer Beanspruchung (FABIOLA)
PNS 4235.4 (L. Schmidt, H. Lehning, K. Müller, H. Schleger, IMF III
S. Leistikow, D. Jennert, IMF II)

Ziel der Experimente ist die Untersuchung des Dehnungs- und Berstverhaltens von indirekt beheizten, brennstoffgefüllten Zircaloy-Hüllrohren (Brennstabsimulatoren) unter störfalltypischen Bedingungen. Die dazu notwendige Testeinrichtung FABIOLA wird vom IMF III in Zusammenarbeit mit IMF I und IMF II entwickelt und erstellt.

1. Brennstabsimulator

Die Berstversuche sollen zunächst an sogenannten " kurzen " Brennstabsimulatoren, deren beheizte Länge 545 mm beträgt, durchgeführt werden. Dieses Maß entspricht dem Abstand zwischen zwei Abstandshalterebenen eines DWR-Brennelementes. In Abbildung 06.01.06/05A-1 ist der Brennstabsimulator im Schnitt dargestellt. Er besteht im wesentlichen aus dem zentral angeordneten elektrischen Heizstab, den UO_2 -Ringpellets im beheizten Bereich und dem Zircaloy-Hüllrohr. An den Enden sind Distanzpellets aus Al_2O_3 sowie am unteren Ende eine Druckfeder zur Fixierung der Pelletsäule angeordnet. Als Gasfüllung ist Helium vorgesehen. Zur Simulation von Spaltprodukten sind die UO_2 -Pellets mit Cäsium, Jod und Tellur geimpft.

Wie in vorangegangenen Halbjahresberichten schon erwähnt, ist der Brennstabsimulator unten in der Teststrecke eingespannt. Dort befinden sich auch die elektrischen Anschlüsse des Heizstabes - Stromrückführung über den Heizstabmantel - und ein Gasanschlußstutzen für den Stabinnen- druck. Der konstruktive Aufbau des Brennstabsimulators gewährleistet eine einfache Handhabung in der Handschuhbox zum Einfüllen der geimpften UO_2 -Pellets und das anschließende Verschweißen des oberen Endstopfens mit dem Hüllrohr.

Die für die pyrometrische Temperaturmessung erforderliche Voroxidation der äußeren Hüllrohroberfläche geschieht vor dem Einfüllen der UO_2 -Pellets. Hierzu wird das Hüllrohr am oberen Ende mit einem Stopfen gasdicht verschlossen und über den Druckanschlußstutzen innen evakuiert und gespült. Vor dem Einfüllen der Pellets muß der Stopfen abgetrennt werden.

Nachfolgend sind die Hauptdaten des Brennstabsimulators tabellarisch zusammengefaßt:

- Länge (gesamt)	1.000 mm
(eingespannt)	800 mm
(beheizt)	545 mm
- Hüllrohr	Zry 4, ϕ 10,75 x 0,725 mm
- Pellets	UO_2 -Ringpellets mit Cs, J, Te
Außendurchmesser	9,2 mm
Innendurchmesser	6,1 mm
Höhe	10 mm
- Distanzpellets	Al_2O_3 -Ringpellets
- Heizer	Widerstandsheizler
	ϕ 6 mm, max. 3 kW
- Füllgas	Helium
- Füllgasdruck	30 bis 150 bar
	regelbar

2. Aufzeichnung des Aufbeulvorganges

Die Teststrecke erlaubt die Aufzeichnung des Aufbeulvorganges einmal in Richtung der Stabachse kinematographisch durch ein Quarzglasdoppelfenster und zum anderen senkrecht zur Stabachse im Bereich der Beulzone röntgenkinematographisch. Für die horizontale Betrachtung wurde eine 160 kV Röntgenstrahler-Bildverstärker-Einheit konzipiert, spezifiziert und bestellt. Mit ihr kann eine Zone von 200 mm Stablänge erfaßt werden. Diese Anlage erlaubt die Aufzeichnung des Aufbeulvorganges sowohl mit einer Filmkamera als auch mit einem Video-System. Das Video-System hat den großen Vorteil, daß die Aufnahmen unmittelbar nach dem Test zur Auswertung zur Verfügung stehen. Es wird daran gedacht, das Zeit-Dehn-Verhalten mit Hilfe des im IMF III vorhandenen Prozeßrechners optisch auszuwerten und graphisch darzustellen.

3. Vorversuche

Für Vorversuche zur Temperaturmessung und zur Erprobung von Prototyp-Heizstäben sowie der beschriebenen Brennstabsimulatorausführung wurde die auf Abbildung 06.01.06/05A-2 dargestellte Testvorrichtung angefertigt. Ihre geometrischen Abmessungen im Bereich des Brennstabsimulators sind die gleichen wie bei der Original-Teststrecke. Allerdings ist, weil es sich hier mehr um ein Provisorium handelt, die Dampfführung umgekehrt und zwar von unten nach oben. Die Beheizung der Testvorrichtung einschließlich der Dampfzuleitung erfolgt mit außen aufgebrachten Heizleitern.

Zur Erprobung standen zwei Heizstabtypen zur Verfügung. Wendelheizer mit ca. 520 mm beheizter Länge und einem elektrischen Widerstand von $0,9 \Omega$ sowie ein Rohrheizer mit einer beheizten Länge von 660 mm und $0,3 \Omega$ Widerstand. Die innere Stützkeramik in beiden besteht aus MgO und die Isolierschicht zwischen Heizer und Mantel aus BN. Beim Wendelheizer sind Stromleiter und Kaltenden aus einem typischen Heizleiterwerkstoff gefertigt und der Mantel aus dem austenitischen Stahl 1.4981. Beim Rohrheizer sind Stromleiter und Mantel aus einer Nickellegierung (Inconel 600) und die Kaltenden aus Nickel hergestellt. Die Wendelheizer wurden von der Hauptwerkstatt geliefert und der Rohrheizer vom IRB zur Verfügung gestellt.

Bei diesen Tests wurden anstelle von UO_2 -Pellets Al_2O_3 -Pellets in den Brennstabsimulator eingesetzt. Bei der Herstellung wurde auch das Schweißverfahren im KTB/HZ erprobt. Die Abdichtung zwischen Zircaloy-Hülle und Innenheizer erfolgt über eine Schneidringverschraubung im unteren Endstopfen. Es ist notwendig, den Brennstabsimulator innen mit Inertgas zu füllen, in diesem Falle Reinst-Helium, um einmal einen besseren radialen Wärmetransport zu erzielen und zum anderen die Oxidation auf ein Minimum zu beschränken.

Beide Heizertypen wurden den gleichen Testbedingungen unterworfen. Es wurden Leistungsrampen gefahren bei nahezu konstanten Stableistungen von 50 W/cm. Die Rampe wurde gestartet bei einer vorgegebenen, einstellbaren unteren Temperatur und jeweils nach 20 s über ein Zeitschaltwerk abgeschaltet. Im Diagramm, Abbildung 06.01.06/05A-3, sind Temperaturtransienten für beide Heizertypen dargestellt. Die Rampen wurden jeweils bei $600^\circ C$ gestartet. Der Rohrheizer erreichte nach 20 s ein Temperaturmaximum von $790^\circ C$ und der Wendelheizer von $804^\circ C$. Der Temperaturverlauf ist jeweils

annähernd linear, die mittlere Aufheizgeschwindigkeit beträgt für den Rohrheizer 9,5 K/s und für den Wendelheizer 10,2 K/s. Der Unterschied ergibt sich aus der größeren Masse des Rohrheizers. Die Wandtemperatur der Testvorrichtung betrug in beiden Fällen 550°C und war nicht wie später vorgesehen mit der Rampe gekoppelt.

Mit dem Rohrheizer wurden ca. 40 Rampen und mit dem Wendelheizer 60 Rampen gefahren bis zu Temperaturen von ca. 1.000°C auf der Hüllrohr-oberfläche. Beide Heizer wurden ausgebaut und keine Beschädigungen festgestellt, sie sind noch voll funktionsfähig.

Diese Versuche ergaben auch, daß die im IMF III vorhandene Stromversorgung zum Betrieb beider Heizertypen geeignet ist.

Bei einem Aufheizversuch am Dampfführungsrohr der Teststrecke bis 760°C wurde festgestellt, daß die mechanische Stabilität der gesamten Anordnung auch bei hohen Temperaturen noch ausreichend ist, und daß eine Höhenjustierung der bei Raumtemperatur eingestellten Pyrometer nicht erforderlich ist.

4. Aktueller Stand des Vorhabens

- Die Herstellung der Teststrecke ist bis auf das Anbringen der Begleitheizungen und der erforderlichen Thermoelemente abgeschlossen.
- Die Konstruktion des Brennstabsimulators ist abgeschlossen. Die Beschaffung und Fertigung der einzelnen Bauteile einschließlich der Heizer wurde in Angriff genommen.
- Für die Dampfversorgungsanlage steht der Dampferzeuger bereits zur Verfügung, vier Überhitzer sollen in Kürze ausgeliefert werden, Kühler und Kondensator wurden spezifiziert und bestellt.
- Erste Schritte zur Montage des Versuchsstandes, wie z.B. die Fertigung von einem Haltegestell zur Aufnahme der Apparate der Dampfversorgung, wurden eingeleitet.
- Bis auf die Stromversorgung für die Teststreckenbeheizung sind alle elektrischen Regel-, Meß- und Leistungseinheiten vorhanden.
- Die zur Erfassung des Aufbeulvorganges erforderliche Röntgeneinrichtung wurde konzipiert, spezifiziert und bestellt.

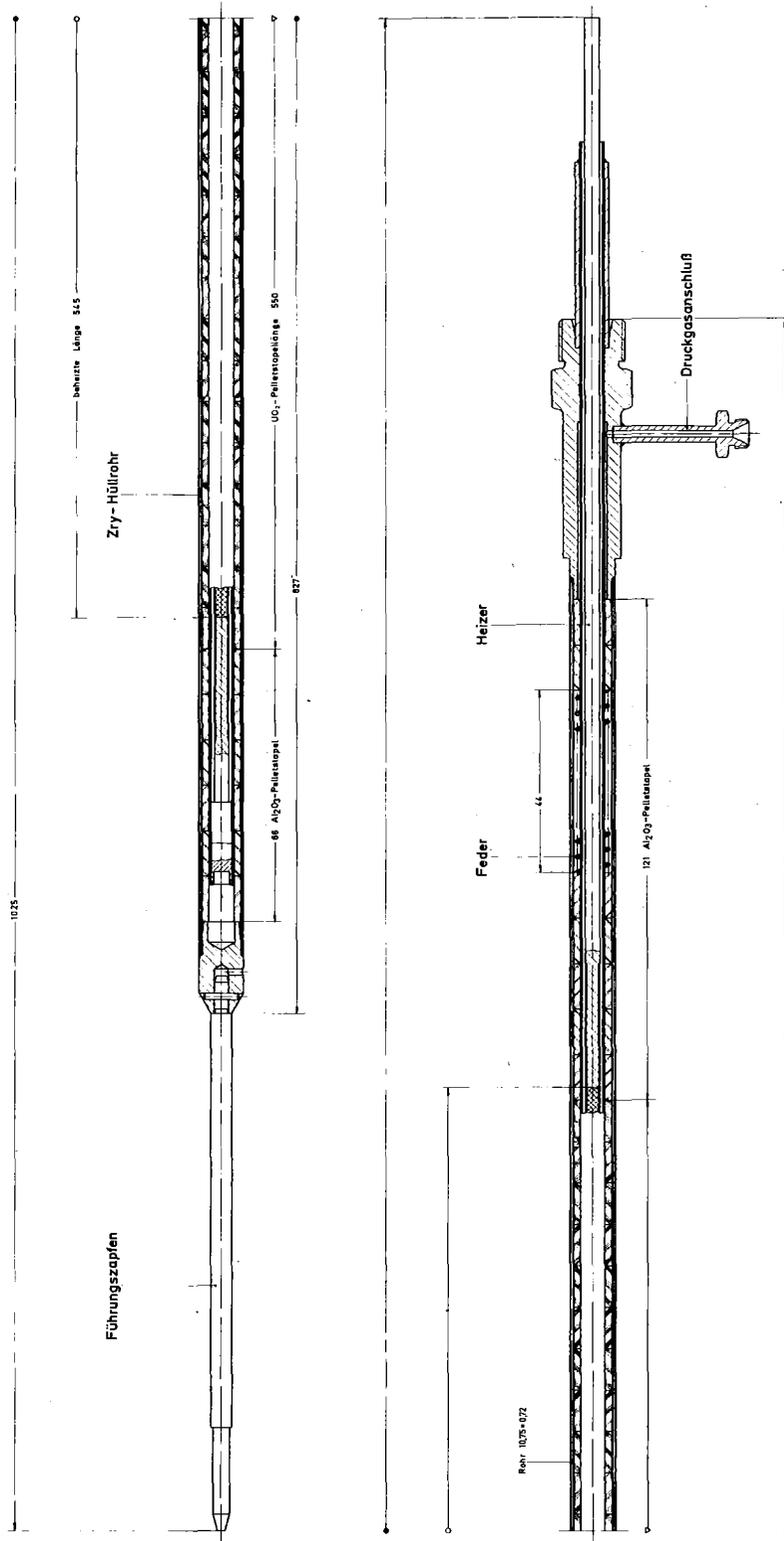


Abb. 06.01.06/05A-1: Brennstabsimulator

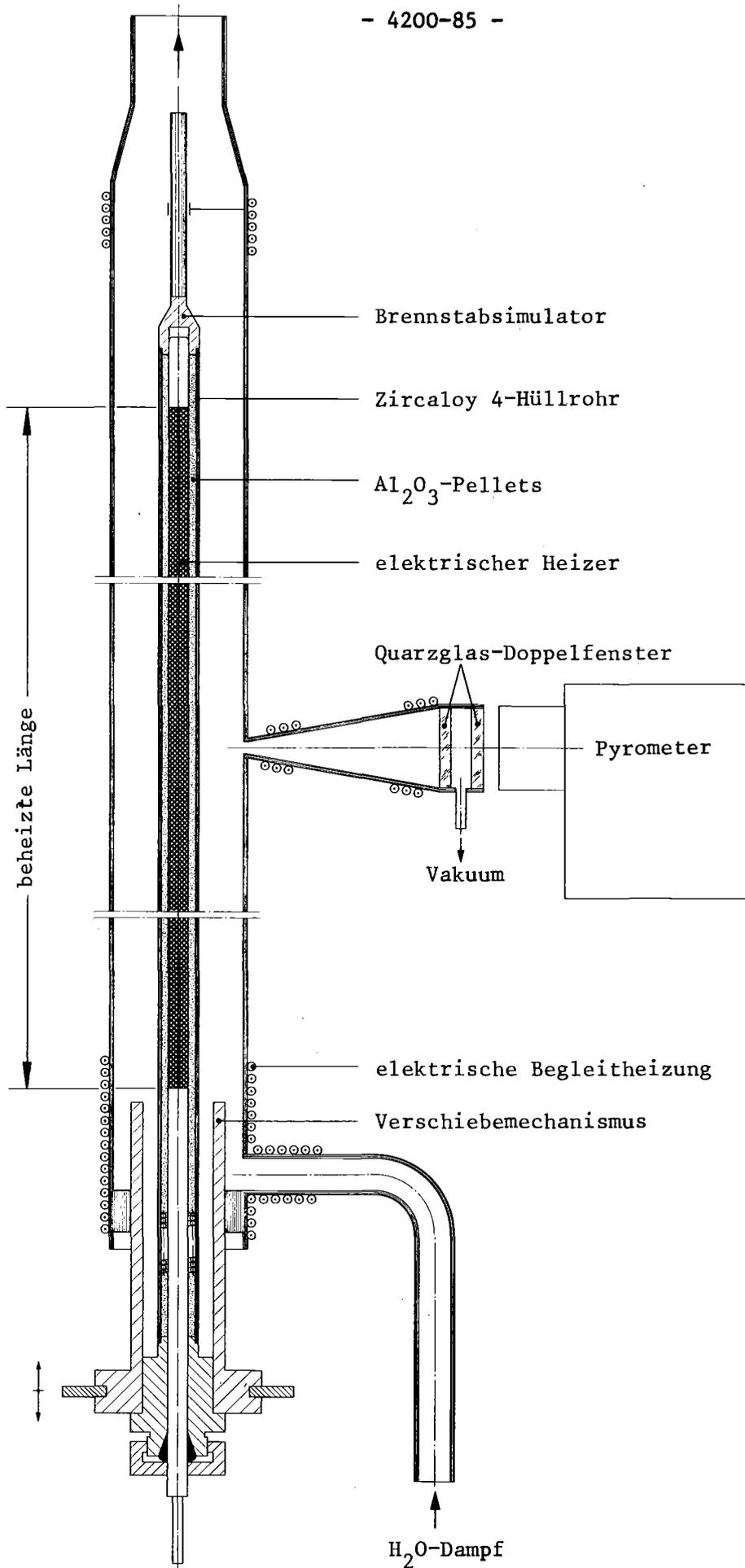


Abb. 06.01.06/05A-2:

Testvorrichtung für Vorversuche an Brennstabsimulator-Heizern

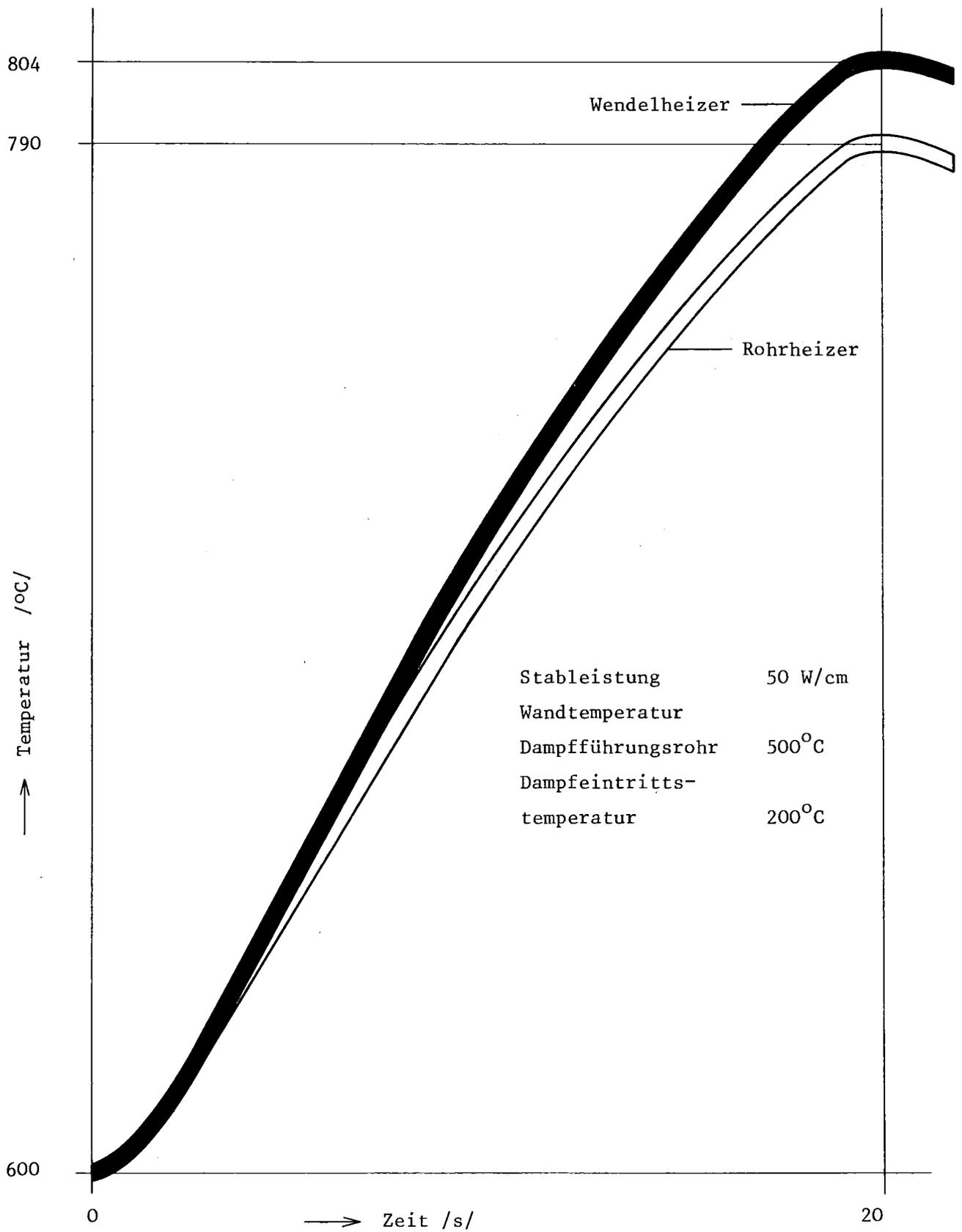


Abb. 06.01.06/05A-3:

Vorversuch mit Prototypheizern

06.01.07 Brennstabverhalten in der Blowdown-Phase eines KVS

06.01.07/01A Untersuchungen zum LWR-Brennstabverhalten unter gesteuerten thermo-
06.01.07/02A hydraulischen Randbedingungen (COSIMA-Programm)

PNS 4236 (G. Class, D. Fömpe, IRE;

K. Hain, F. Brüderle, F. Schloß, T. Vollmer, K. Wagner, IT)

Von den insgesamt 38 Blowdown-Abläufen des Berichtszeitraumes, die teils zur Simulatorweiterentwicklung, zur Erprobung der true-mass-flow-meter (TMFM) und zur Festlegung des Steuerprogrammes für die erste ausgewählte Bruchgröße und Bruchlage (2 F-Bruch, kalter Strang zwischen RDB und Pumpe) durchgeführt wurden, konnten vier Versuche mit Innendruck im Simulationsbrennstab erfolgreich durchgeführt werden. Auf die Ergebnisse dieser Versuche wird weiter unten noch näher eingegangen.

In den Experimenten wurden 8 der 11 montierten Simulationsbrennstäbe des Stabtyps SIM I verbraucht. Von dem Stabtyp SIM II, bei dem der Graphitheizleiter elektrisch vollständig gegenüber dem Hüllrohr getrennt ist, wurden 3 Stäbe mit Al_2O_3 -Pellets montiert und in ersten Versuchen mit gutem Erfolg getestet. Dieser Stabtyp mußte entwickelt werden, um auf die Simulatorstäbe mit Thoriumoxydpellets übergehen zu können, die eine fast ideale Simulation eines DWR-Elementes bezüglich des thermischen Speichervermögens gestatten werden. Die ThO_2 -Versuche konnten jedoch wegen der immer noch ausstehenden Umgangsgenehmigung nicht aufgenommen werden.

Diese Stabumstellung setzte einen Umbau der Teststrecke voraus, die jetzt, wie aus der Abb. 06.02.07/01A-1 zu ersehen ist, oben und unten mit einer druckfesten He-Kuppel zum Anschluß der Stabelektrode und der Kapillaren für den Stabinnen- druck ausgestattet ist.

Ebenfalls erstmals zum Einsatz kam der Teststab zur Bestimmung der Wärme- übergangszahlen WUS II, der sich bei dem Blowdown bezüglich des Heizverhal- tens den Erwartungen gemäß gut verhalten hat. Leider trat bei den in die Oberfläche eingelassenen 6 Thermoelementen ein vorher bei den Prüfungen nicht zutage getretener Fabrikationsfehler im freien Thermoelementdraht auf, der eine Hüllrohrtemperaturmessung unmöglich machte. Die Fertigstellung der bereits in Auftrag gegebenen Ersatzstäbe wurde daraufhin beschleunigt.

Von den ins Auge gefaßten PBF-bezogenen Versuchen konnte ein erster Vergleichsversuch mit abgeschalteter Teststreckenheizung durchgeführt werden, der erwartungsgemäß deutlich tiefere Hüllrohrtemperaturen zeigte.

Die Optimierungsarbeiten an dem Zweiphasenmassenstrommeßgerät TMFM, Typ I, wurden mit dem Einbau eines mit Quecksilber gefüllten Dämpfungsringes weitergeführt. Durch die Relativbewegung des Quecksilbers in den besonders geformten Strömungswegen des Dämpfungsringes zum Statorring, konnten die vorher aufgetretenen Eigenfrequenzschwingungen stark gedämpft werden.

Weitere Detailarbeiten, wie z.B. eine konstruktiv einfachere Aufhängung des Statorringes an den Federbeinen der DMS, die Untersuchung des Temperatureinflusses in den Zuleitungen zum Brückenverstärker oder die Bestimmung des Leckstromes durch die Spalte um den Statorring wurden durchgeführt oder in Angriff genommen.

Ein erster Testlauf im Zweiphasen-Dampf/Wasser-Prüfkreislauf im IRB zeigte, wie vorausgesagt, daß das TMFM-Typ I, das speziell für Blowdown-Bedingungen konstruiert und gebaut wurde, für Meßzeiten im Minutenbereich nicht geeignet ist. Eine zu rasche Gehäuseerwärmung führt zu verstärkten Leckverlusten an der Gleitringdichtung, die wiederum den Erwärmungseffekt und damit den Temperaturgang verstärken.

Für eine größere Meßzeit muß auf das bereits entworfene TMFM-Typ II ausgewichen werden, bei dem anstelle des Rotorantriebes über eine Gleitringdichtung ein solcher über einen Spalttopf vorgesehen ist.

Die jetzt laufenden Arbeiten am TMFM-Typ I, das in seiner derzeitigen Ausführung den Anforderungen im COSIMA-Versuchsstand voll gerecht wird, sind vor dem Hintergrund des anstehenden Baues eines größeren Gerätes (50 kg/s Durchsatz anstelle von 2,5 kg/s) in der Ausführungsform Typ II zu sehen.

Die theoretischen Arbeiten konzentrierten sich auf die Auswertung der Experimente sowie auf die Nachrechnung der Versuche mit dem Rechencode RELAP4. Alle o.a. Simulationsexperimente zeigten übereinstimmend reaktoranaloge Druck- und Hüllrohrtemperaturtransienten. Ein typischer, im Unterplenum der Teststrecke gemessener Druckverlauf ist in Abb. 06.01.07/01A-2 dargestellt (P1). Die Diagramme 06.01.07/01A-3 bzw. -4 vermitteln einen Überblick über die im unteren Stabdrittel gemessenen Cladding-Temperaturen (IN 1-3). Er-

reichten diese beim mit 30 bar Gasinnendruck durchgeführten Versuch 44 einen Maximalwert von 1200 K, so führte beim Hochdruckversuch V 46 das auftretende Cladlifting zunächst zu einer Stabilisierung der Temperatur bei ca. 1130 K und später im Zusammenwirken mit einer abnehmenden Kühlmittelüberhitzung zu einem Temperaturrückgang um ca. 85 K. Mit der Strömungsumkehr zu Beginn der zweiten Blowdown-Hälfte fielen in allen Hochdruckversuchen infolge der durch das Lifting verminderten Wärmezufuhr über den äußeren Gasspalt bei verbesserten Kühlbedingungen die Temperaturen unter die Pyrometergrenze (ca. 820 K). Die im Meßwertverlauf von V 44 zu erkennende stoßweise Abkühlung des Hüllrohres weist auf eine Pfropfenströmung hin.

Die Auswirkungen der Gas-Fluid-Druckdifferenz auf das thermo-mechanische Hüllrohrverhalten zeigt Abb. 06.01.07/02A-5. Dargestellt sind die nach dem Versuch im kalten Zustand gemessenen plastischen Verformungen des Claddings. Die Meßwerte der Hochdruckversuche lassen eine Fließgrenze des Hüllrohrmaterials bei ca. 1080 K erkennen. Entsprechend der axialen Temperaturverteilung traten die größten Dehnungen im unteren Stabbereich auf.

Bei der Nachrechnung der in der Teststrecke auftretenden Massenstromverläufe wurde aufgrund der schon im letzten Bericht erwähnten großen Fehlerempfindlichkeit der Rechnung auf eine direkte Vorgabe der gemessenen Leckmassenströme verzichtet. Statt dessen sollte eine vom Experiment weitgehend entkoppelte Rechnung durchgeführt werden. Da frühere Vorausrechnungen in ihren Ergebnissen deutliche Diskrepanzen mit dem Versuch aufwiesen, wurde zunächst mit den wichtigsten systemspezifischen RELAP-Eingabedaten eine Parameterstudie durchgeführt. Aufgrund deren Ergebnisse wurde der benutzt Rechencode RELAP4-002(17) in verschiedenen Teilen sowohl organisatorisch wie auch die Physik betreffend modifiziert. Im wesentlichen erfolgten folgende Änderungen:

1. Korrektur der Wärmeübergangskoeffizienten

Bei Filmsieden im Naßdampfbereich berechnet die genannte Programmversion infolge einer groben Interpolation in Abhängigkeit vom Void-Anteil α bei abnehmendem Druck und Dampfgehalt ($0.7 > x > x > = f(\alpha=0.8)$) zunehmend optimistischere Wärmeübergangskoeffizienten. Die Interpolation wird nun für hohe x-Gehalte ($x > 0.95$) durchgeführt.

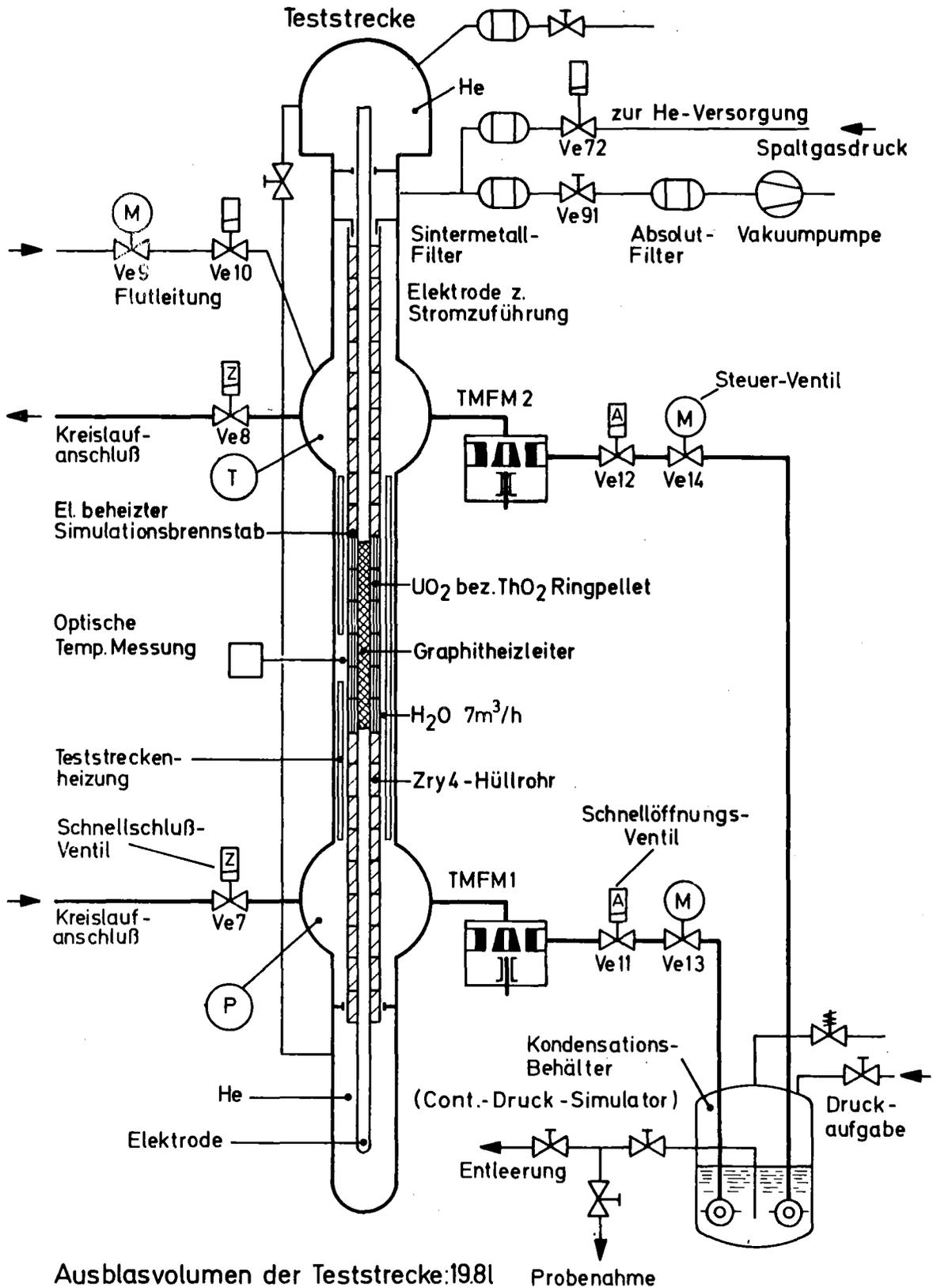
2. Ersatz der Tabelle für den kritischen Massenstrom nach Moody durch eine solche nach Henry-Fauske. Erweiterung dieser Tafel auf den unterkühlten

Bereich. Hieraus ergibt sich ein anzusetzender Kontraktionskoeffizient $C_D = 1.0$.

3. Erhöhung der kritischen Heizflächenbelastung um 50 %.
4. Berechnung der relativen Blasenaustrittsgeschwindigkeit in Abhängigkeit vom Void-Anteil.
5. Trennung der Scram-Funktion von SIM und Teststreckenheizern.

Mit dem so geänderten Code konnte eine gute Übereinstimmung der Rechenergebnisse und der Versuchsmeßdaten erzielt werden. So sind vergleichsweise in den Abb. 06.01.07/01A-2 und -3 die berechneten Druck- bzw. Hüllrohrtemperaturtransienten eingetragen. Auch der Vergleich der Leckmassenströme und Fluid-dichten in den Plena zeigt befriedigende Resultate (Abb. 06.01.07/01A-6 und -7). Der berechnete Massenstromverlauf im Testkanal ist in Abb. 06.01.07/01A-8 dargestellt. Abgesehen vom quantitativ zu großen Durchsatz im Zeitbereich $t = 10 \div 14$ s stimmt er in seinem Verlauf gut mit den Referenzdaten überein.

Da jetzt die Versuchsnachrechnung befriedigend beherrscht wird, kann auch der Rechencode SSYST verifiziert werden. Damit hat COSIMA ein wesentliches Versuchsziel erreicht. Im Mittelpunkt der weiteren theoretischen Arbeiten werden neben einer Verbesserung der Nachrechnung und der Auswertung der laufenden Experimente neue Vorausrechnungen für verschiedene Bruchlagen und -größen stehen. Sofern möglich, sollen auch die weiteren Vorarbeiten zu PBF-bezogenen (Power-burst-facility) Versuchen aufgenommen werden.



IT - 1978

ABB. 06.01.07/02A-1 BLOWDOWN - VERSUCHSANLAGE COSIMA
PNS 4236 - TESTSTRECKENSHEMA

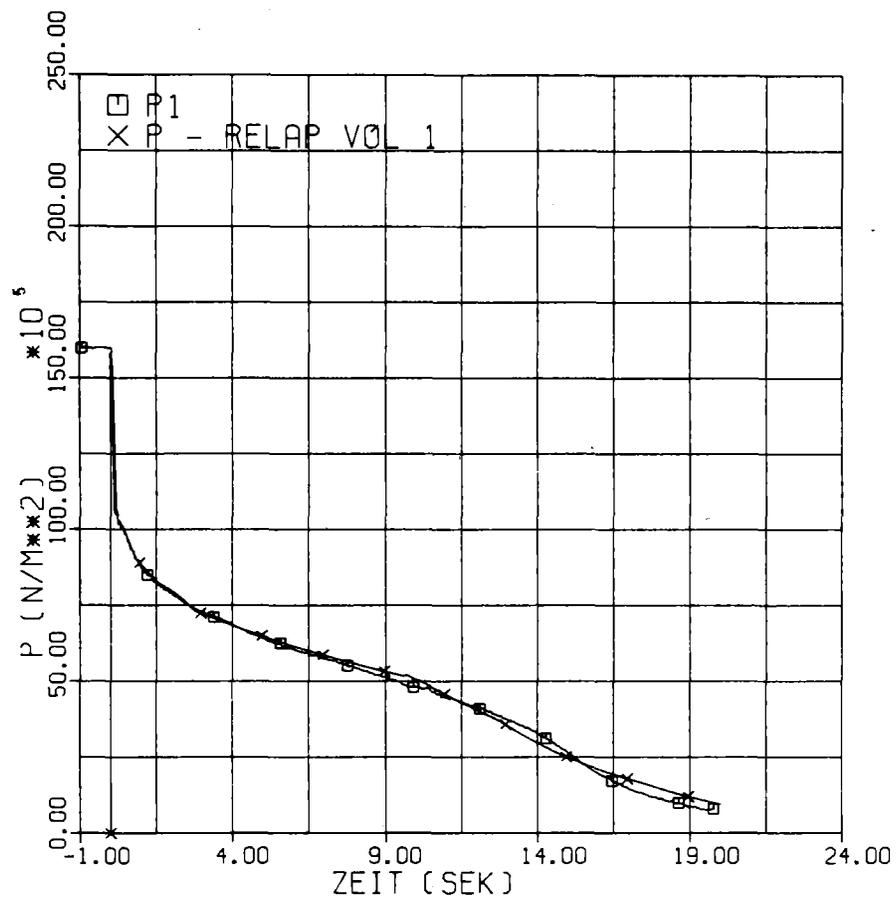


Abb. 06.01.07/01A-2: Druck im Unterplenum
 COSIMA V44 30.03.78

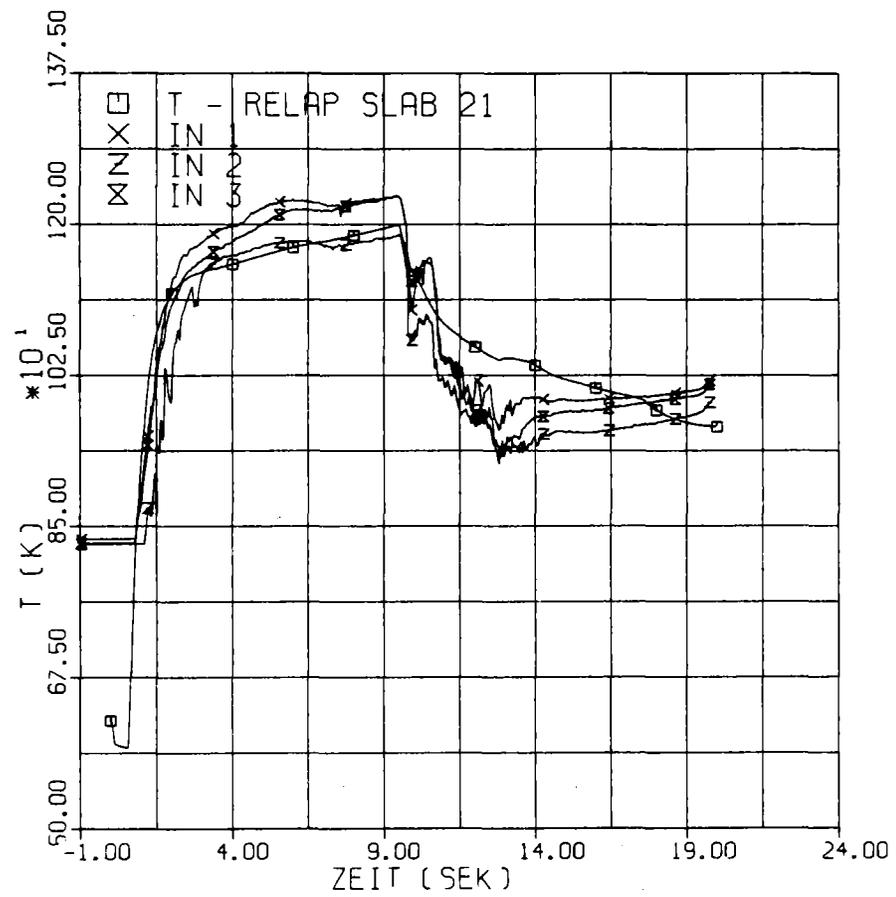


Abb. 06.01.07/01A-3: Hüllrohrtemperatur
 COSIMA V44 30.03.78

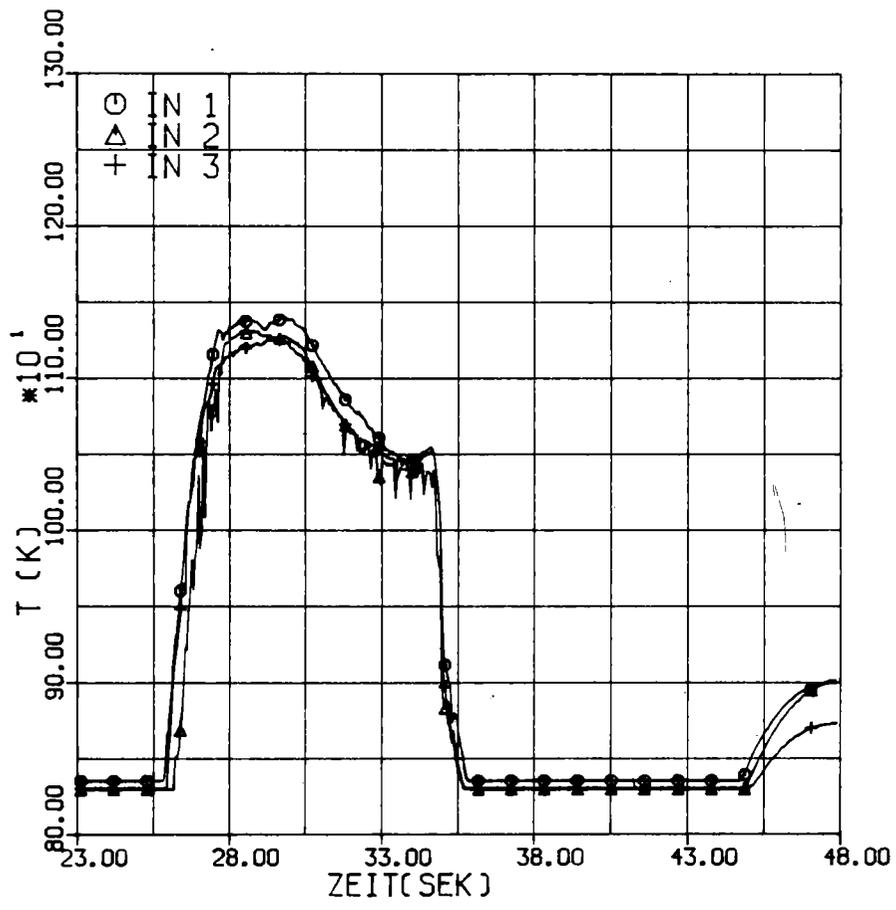


Abb. 06.01.07/01A-4: Hüllrohrtemperatur
COSIMA V46 11.04.78

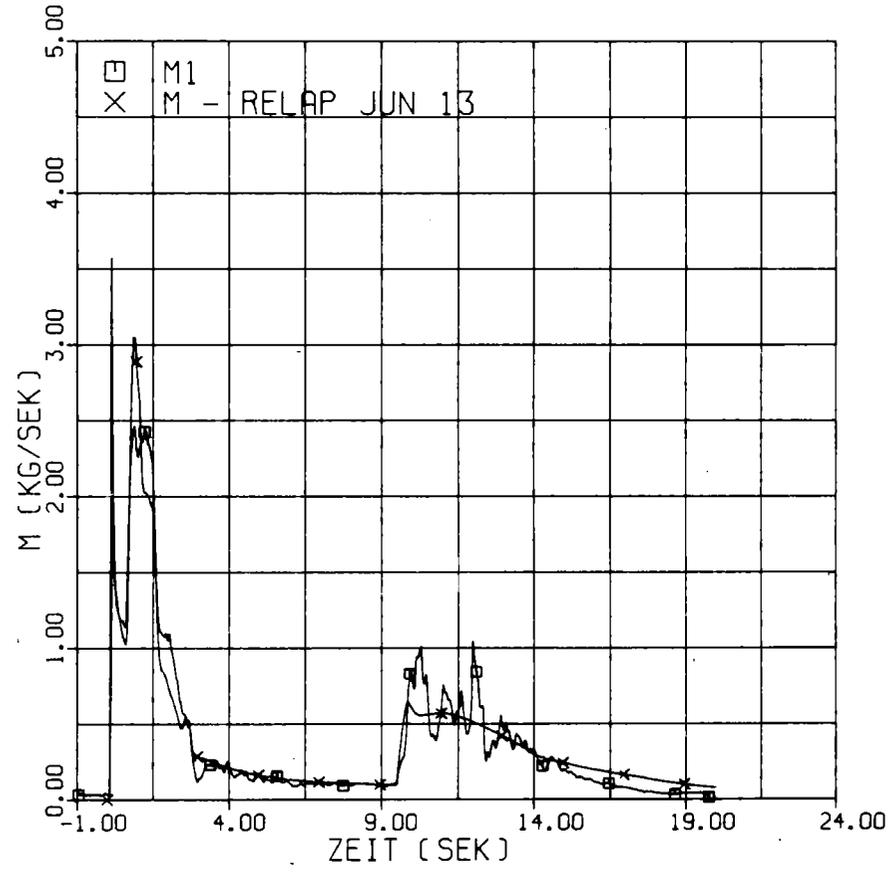
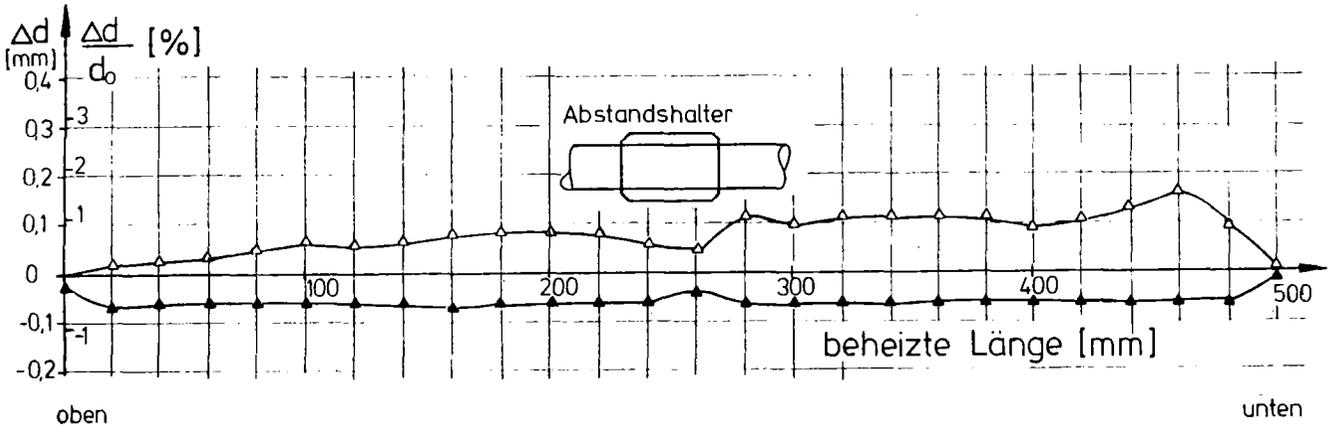
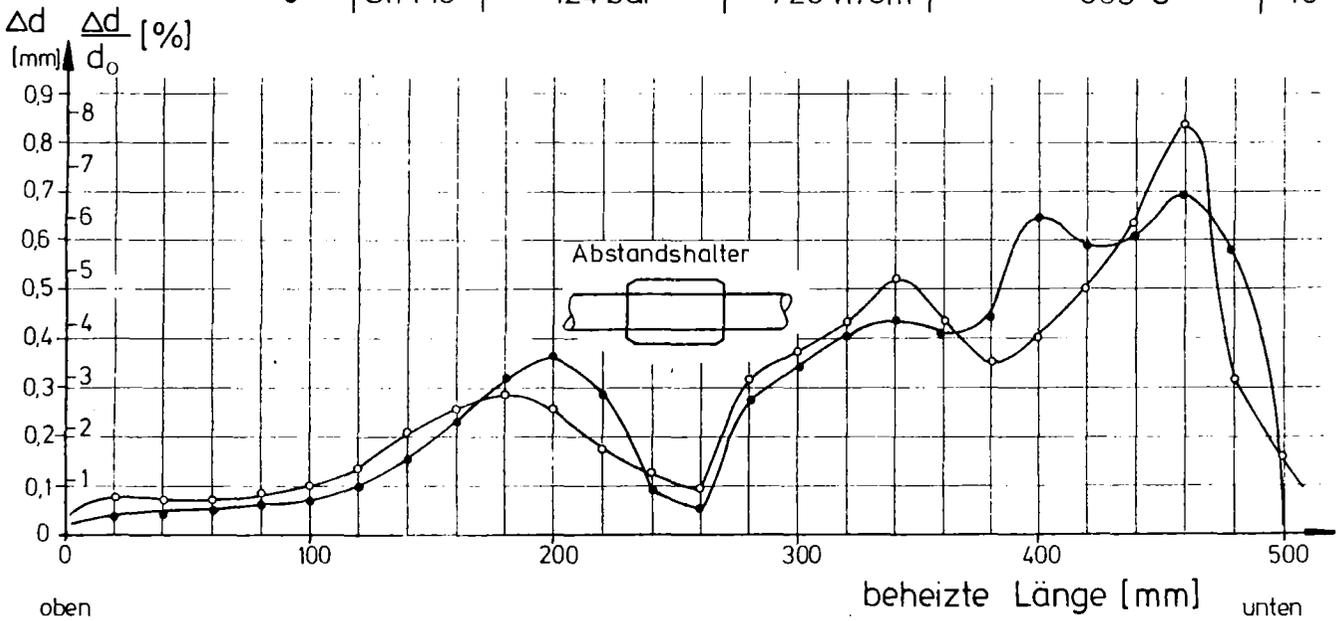


Abb. 06.01.07/01A-6: Leckmassenstrom am Unterplenium
COSIMA V44 30.03.78

Symbol	Stab Nr.	Stabinnendruck	Stableistung	max. Stabtemperatur	V-Nr.
△	SIM 10	125 bar	650 W/cm	812°C	43
▲	SIM 11	32 bar	675 W/cm	927°C	44



Symbol	Stab Nr.	Stabinnendruck	Stableistung	max. Stabtemperatur	V-Nr.
○	SIM 12	124 bar	720 W/cm	825°C	45
●	SIM 13	124 bar	728 W/cm	865°C	46



KIK IT/1978

ABB. 06.01.07/02A-5

DURCHMESSERÄNDERUNG IM AKTIVEN BEREICH DES SIMULATIONSSTABES NACH DEM BLOWDOWN, $d_0 = 10,75 \text{ MM}$, PNS 4236 - COSIMA

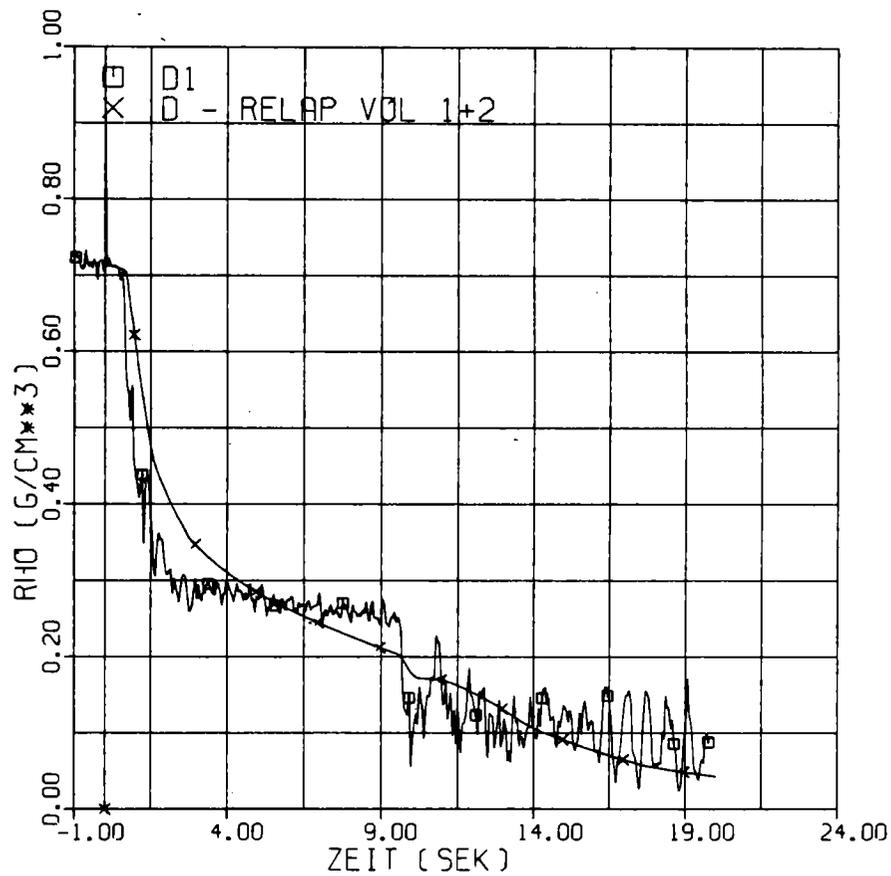


Abb. 06.01.07/01A-7: Fluidichte im Unterplenum
COSIMA V44 30.03.78

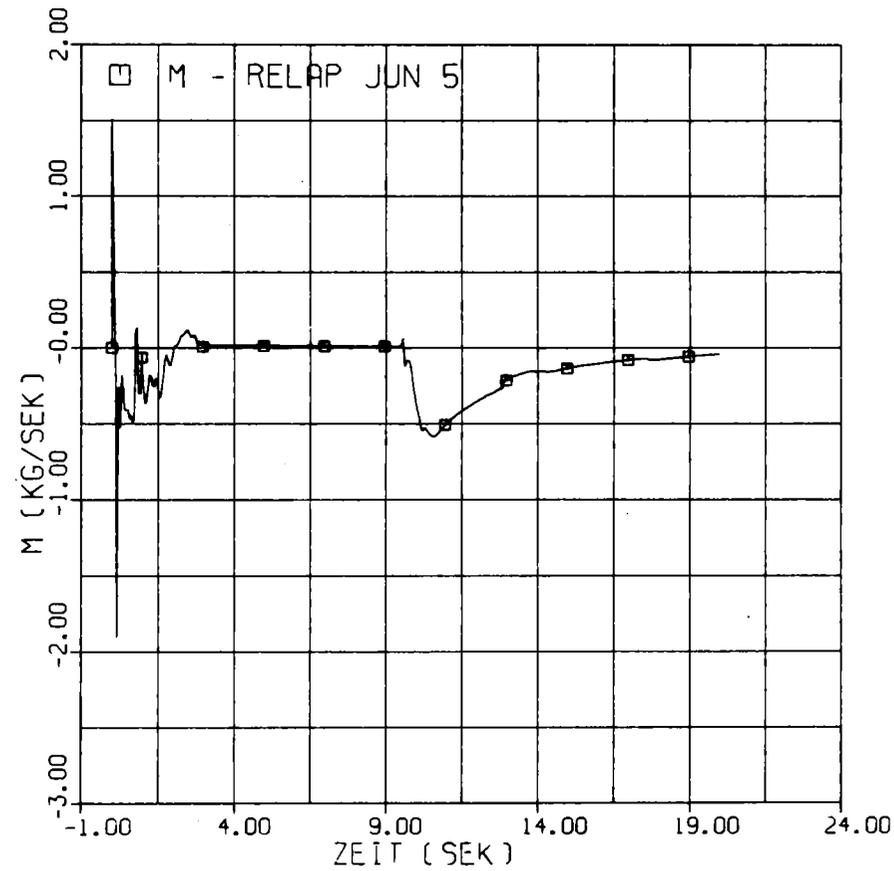


Abb. 06.01.07/01A-8: Massenstrom im Testkanal
Nachrechnung COSIMA V44

06.01.08 In-pile-Experimente im DK-Loop des FR2

06.01.08/01A Untersuchungen zum Brennstabverhalten in der 2. Aufheiz-
PNS 4237 Phase eines Kühlmittelverluststörfalls. Nuklearversuche
und Referenzversuche mit elektrisch beheizten Brennstab-
simulatoren
(B. Räßle, E. Karb, K. Baumgärtner, A. Grünhagen, G. Har-
bauer, M. Hespeler, H. Junker, W. Knappschneider, W. Legner,
W. Leiling, H. Lukitsch, M. Prüßmann, K. Wagner, IT)

1. Durchgeführte Arbeiten

Nuklearversuche

Planmäßig wurden weitere fünf Transientenversuche mit vorbestrahlten Prüflingen durchgeführt: Tests G 1.1 bis G 1.5 mit Stäben, die im FR2 bis zu einem Abbrand von $36\ 200\ \text{MWD}/t_U$ vorbestrahlt worden waren. Dieser Abbrandwert wurde aus der thermischen Leistung des gesamten, aus sechs Einzelstäben bestehenden Bündels bestimmt; der Zielabbrand betrug $35\ 000\ \text{MWD}/t_U$.

Wegen der hohen Spaltproduktaktivität der Prüflinge war deren Handhabung, besonders der Ausbau geborstener Stäbe aus der Teststrecke außerordentlich erschwert, die Abwicklung der Versuche dauerte dementsprechend rund eine Woche länger als geplant.

Referenz- und Simulatorversuche

Im Berichtszeitraum wurden zwei Versuchsreihen mit elektrisch beheizten Simulatoren (BSS) durchgeführt:

Mit BSS 11 wurde erstmals in größerem Maßstab die Meßgenauigkeit von Thermoelementen bestimmt, die direkt mit dem zylindrischen Teil der aufgehämmerten Platinhülse auf die Prüflingshülle geschweißt sind; der flachgequetschte Abschnitt der Platinhülse entfällt bei dieser Art der Befestigung. Es wurden mehrere Transienten und Stationärbetriebsphasen bei verschiedener Stabileistung gefahren.

Mit BSS 12 wurde erstmals ein beulfähiger Simulator einem Transiententest bei erhöhtem Innendruck unterzogen. Wegen der Priorität der Nuklearversuche erfolgten die übrigen Vorarbeiten zu den Referenzversuchen weiterhin nur mit geringer Intensität.

Auswertung

Von allen Prüflingen konnten, soweit geplant, vor dem jeweiligen Transientenversuch und in angemessener Zeit danach Neutronenradiografien erstellt werden, nachdem durch Einarbeiten eines eigenen Mitarbeiters ein krankheitsbedingter Personalengpaß bei KTB/FR2 ausgeglichen war.

Die NBU der Prüflinge B 1.5, B 1.6, B 3.1, B 3.2, F 1 und F 6 in den Heißen Zellen wurden fortgesetzt und zum Teil abgeschlossen. Dabei wurde F 6, der als Vergleichsstab keiner Transiente ausgesetzt worden war, zeitlich vorgezogen, um die Proben für die radiochemische Abbrandbestimmung möglichst frühzeitig an IRCH geben zu können.

Die Stäbe F 2 bis F 5, BSS 11 und der Vergleichsstab G 1.6 wurden im Berichtszeitraum in die Heißen Zellen eingeschleust.

Die Dokumentation der Ergebnisse ist nach wie vor durch den bestehenden Personalengpass erschwert:

Es wurden die Ergebnisse von Versuch A 2.3 in einem Primärbericht /1/ niedergelegt und es wurde ein zusammenfassendes Papier über die wichtigsten Ergebnisse der Versuche mit nicht vorbestrahlten Prüflingen auf einer EURATOM-Arbeitsgruppensitzung vorgetragen /2/.

2. Ergebnisse

Die Auswertung der Versuche mit nicht vorbestrahlten Prüflingen (Versuchsgruppen A und B) ergab, neben einer Fülle von Detailinformationen, bisher keine Hinweise auf einen nennenswerten Einfluß der Nuklearen Parameter auf die Mechanismen des Brennstabversagens.

Die Stationär- und Transientenversuche mit BSS 11 bestätigten den bereits mit BSS 07 gewonnenen Eindruck, daß sowohl der absolute Meßfehler als auch dessen Streuung mit der neuen Thermoelement-Befestigungsart wesentlich geringer ist als bei den TE, die am flachgedrückten Ende der Platinhülle angeschweißt sind.

Der Berstversuch mit BSS 12 bestätigte die Brauchbarkeit des Simulatorkonzepts. Der Stab ist bei einem Innendruck von 54 bar und einer Hülltemperatur von 832° C geborsten.

Der Stab F 6, auf 20.000 MWd/t_U vorbestrahlt, aber keiner Transiente ausgesetzt, zeigte bei der Nachuntersuchung stark fragmentierten Brennstoff, der zum Teil bei der Anfertigung von Metallografieproben aus der Hülle fiel. Die γ -scans deuten auf einen gleichmäßigen Abbrand über die Stablänge hin, die Ergebnisse der radiochemischen Abbrandbestimmung lagen zum Ende des Berichtszeitraums noch nicht vor.

Die Neutronenradiografien der Stäbe G 1.2 bis G 1.5 zeigen die gleichen Effekte wie die der Versuchsreihe F: Der stark fragmentierte Brennstoff verliert an den Beulstellen die Pelletstruktur, die Bruchstücke füllen den durch radiale Dehnung der Hülle geschaffenen Raum weitgehend aus, die Pelletsäule verkürzt sich. An einigen Stellen sind nach dem Transientenversuch axiale Lücken im Brennstoff zu erkennen (Abb. 06.01.08/01A-1, -2 und -3).

Die ermittelten Bersttemperaturen und -drücke liegen im gleichen Streuband wie die der In-pile-Versuche mit unbestrahlten Prüflingen (Abb. 06.01.08/01A-4).

Bei zwei Versuchen wurde die Aufheizphase durch Ventilfehlsteuerung unterbrochen, der Prüfling platzte innerhalb einer Art Temperatur-Plateau ("quasi isotherm"), die Bersttemperaturen liegen dementsprechend niedrig. Prüfling G 1.1 verlor durch Undichtheit seinen inneren Überdruck und platzte nicht.

Der Abschluß der Wärmeübergangsrechnungen für die Spalte im Simulator /3/ ergab eine deutliche Abhängigkeit des Hüllrohrtemperaturverlaufs von den Spaltweiten nur für die Phase der Druckentlastung im Kühlkanal; während der Aufheizphase ist der Einfluß der Spaltweiten vernachlässigbar.

3. Weiteres Vorgehen

Die Nuklearversuche werden planmäßig und mit Priorität fortgeführt. Es sind insgesamt noch 4 Versuchsreihen mit vorbestrahlten Stäben geplant, davon 1978 eine mit Prüflingen von 35 000 MWd/t_U. Die Vorbereitungen für die Referenzversuche werden weiterhin mit reduzierter Intensität durchgeführt.

4. Berichte

- /1/ E. Korb, G. Harbauer, M. Prüßmann, B. Räßle:
In-pile-Experimente zum Brennstabverhalten beim Kühlmittelverluststörfall.
Mai 1978 (unveröffentlicht)
- /2/ E. Korb: In-Pile Experiments on LWR Fuel Behavior During LOC Accidents.
Paper presented at the 25th meeting of the EURATOM working group on irradiation devices, May 1978, Petten.
- /3/ D. Steiner: Rechnungen für den Brennstab-Simulator mit WALHYD 2 D (1977) unveröffentlicht



Test G1.2



Test G1.4



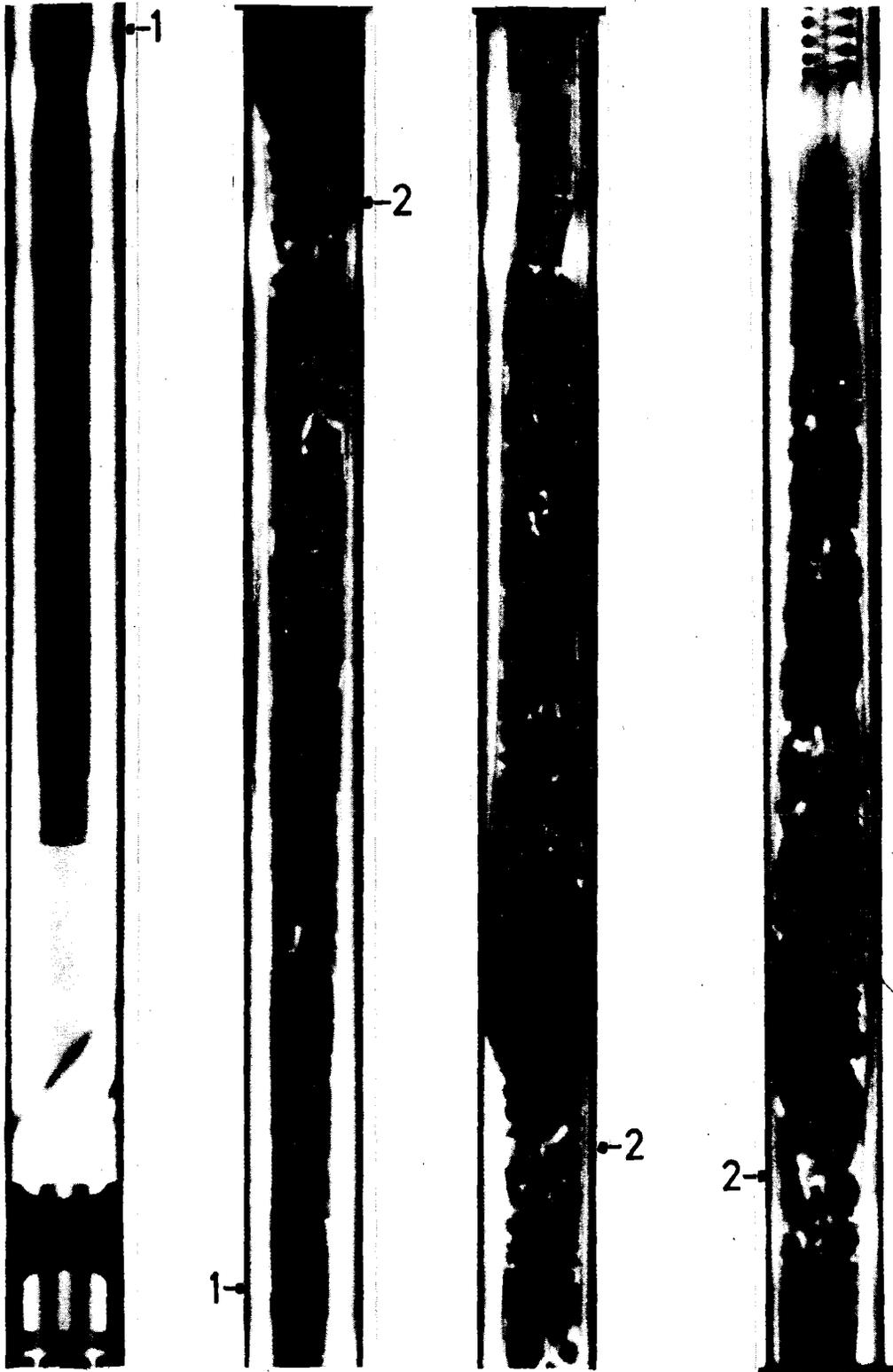
Test G1.5



IT 78 PNS 4237-126

In-Pile Tests, 35 000 MWd/t_U
Neutron Radiographies after Transient

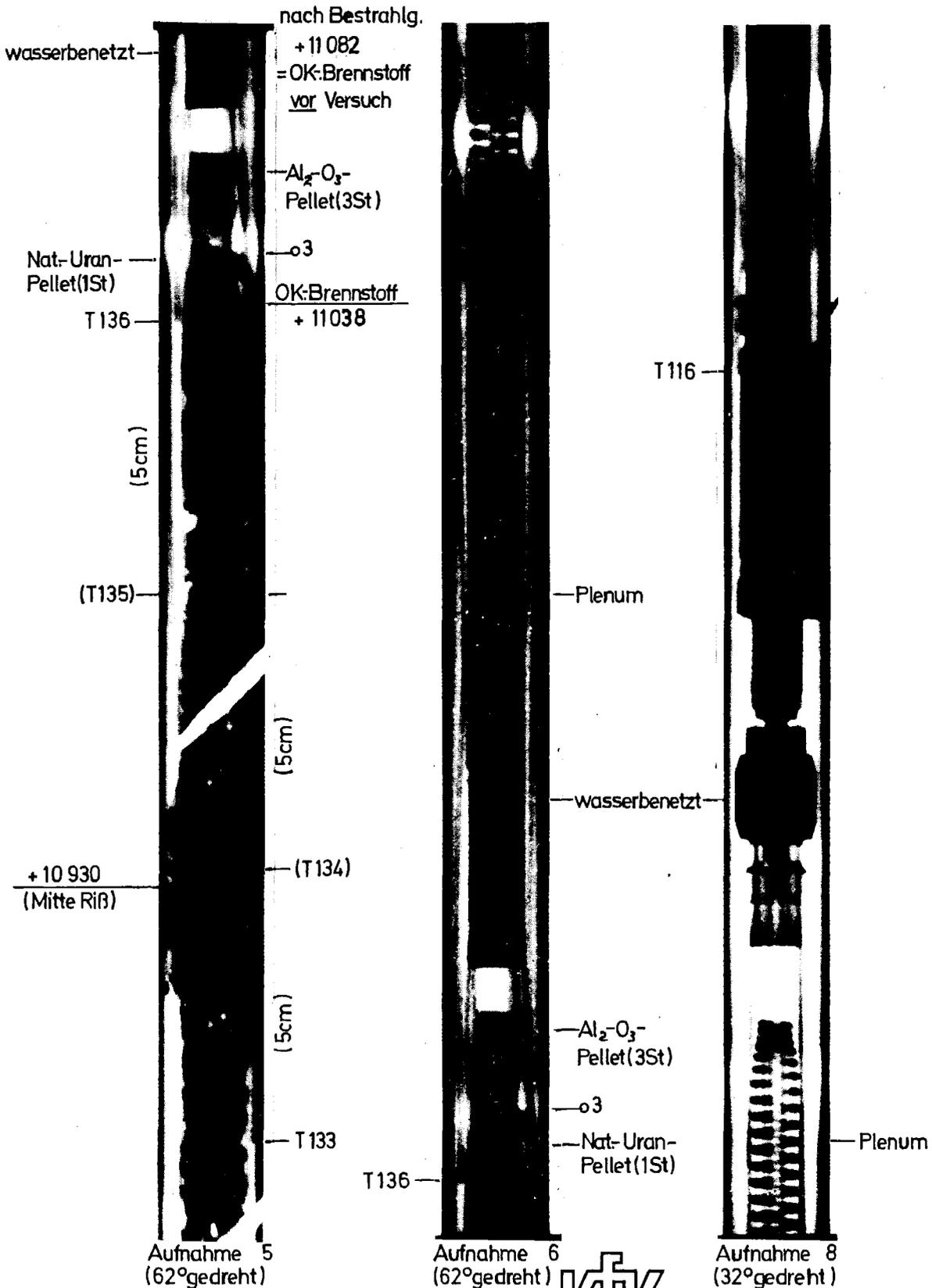
ABB. 06.01.08/01A-1



IT 78 PNS4237-127

In-Pile Test G1.3, 35 000 MWd/t_u
Neutron Radiography after Transient

ABB. 06.01.08/01A-2



KIK IT 78 PNS 4237-135

P102-G1.5

nach Versuch

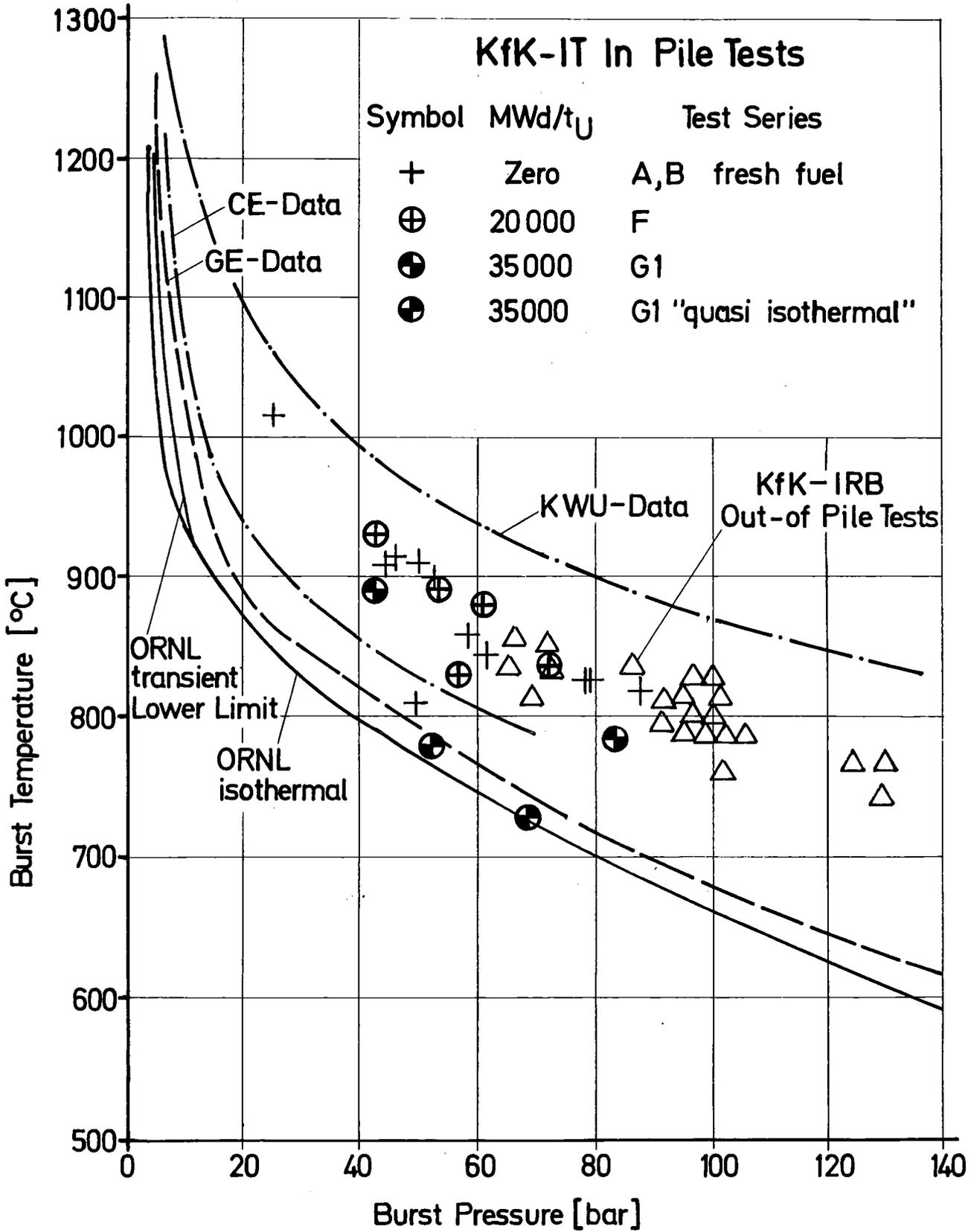
Bl.2

Neutronenradiografie

ABB. 06.01.08/01A-3

KfK-IT In Pile Tests

Symbol	MWd/t _U	Test Series
+	Zero	A,B fresh fuel
⊕	20 000	F
⊗	35 000	G1
⊙	35 000	G1 "quasi isothermal"



PNS 4237-60.6
IT 78

Burst Temperature vs. Burst Pressure

- 06.01.09 Brennstabverhalten in der Wiederauffüll- und Flutphase
eines Kühlmittelverluststörfalles
- 06.01.09/01A Untersuchungen zur Wechselwirkung zwischen aufblähenden
PNS 4238 Zircaloy-Hüllen und einsetzender Kernnotkühlung
(REBEKA-Programm)
(K. Wiehr, F. Erbacher, U. Harten, W. Just, H.J. Neitzel,
P. Schäffner, He. Schmidt, IRB)

Zielsetzung des Vorhabens ist die Erarbeitung experimenteller Informationen über den Aufblähvorgang von Zircaloyhüllen während der Niederdruckphase eines Kühlmittelverluststörfalles. Einzelstab- und Bündelexperimente liefern Meßwerte zur Überprüfung und Weiterentwicklung von Rechenprogrammansätzen des Codesystems SSSYST zur Beschreibung des Brennstabverhaltens.

Im Berichtszeitraum lagen die Schwerpunkte auf der Durchführung folgender Arbeiten:

- Versuche an verkürzten Brennstabsimulatoren in Dampfatosphäre
 - . unter adiabaten Versuchsrandbedingungen als Grundlage für Anwendung auf Stoffgesetze für plastische Verformung von Zircaloyhüllrohren,
 - . zur Quantifizierung des Einflusses der Aufheizrate auf die Verformung.
- Nachrechnungen erster Experimente mit NORA (KfK) und KWU-Ansatz.
- Auswertung des ersten Bündelexperimentes.
- Erstellung einer Versuchsmatrix für Bündelversuche.
- Durchführung des 2. Bündelexperimentes mit verzögert einsetzendem Flutbeginn.

1. Untersuchungen mit verkürzten Brennstabsimulatoren

1.1 Versuchsführung

Die im Berichtszeitraum durchgeführten Verformungs- und Berstexperimente an verkürzten Brennstabsimulatoren sind ein Teil einer Versuchsserie, die das Ziel hat, eine experimentelle Datenbasis für die Überprüfung und Verbesserung von Stoffgesetzen für die plastische Verformung von Zircaloyhüllen zu schaffen.

Die Versuche werden daher unter vereinfachten und definierten thermohydraulischen Randbedingungen, nämlich in stagnierendem Dampf in adiabater Umgebung durchgeführt, wobei die Aufheizrate zwischen 1 und 30 K/s und der Innendruck zwischen 20 und 100 bar als Parameter variiert werden. Die adiabate Versuchsführung ermöglicht, azimutale Temperaturdifferenzen niedrig zu halten und somit weitgehendst rotationssymmetrische Hüllrohrverformungen zu erzielen.

Versuchstechnisch wird dies erreicht, indem das Dampfleitungsrohr, welches direkt beheizt wird, mit der gleichen Temperaturrampe aufgeheizt wird, wie das von innen indirekt beheizte Zirkaloyhüllrohr.

Die bisher vorliegenden Versuche dieser Art wurden mit einem Anfangsinnendruck von 70 bar durchgeführt, wobei die Aufheizrate 1,5, 10 und 30 K/s betrug.

1.2 Experimentelle Ergebnisse

Die bisher erzielten vorläufigen Ergebnisse für einen Anfangsinnendruck von 70 bar lassen sich als gemittelte Werte wie folgt angeben:

Aufheizrate K/s	Bersttemperatur °C	Berstdruck bar	Berstdehnung %
1	820	60	95
5	860	64	61
10	880	64	55
30	882	65	32

Die Tabelle zeigt, daß mit größer werdender Aufheizrate die Bersttemperatur steigt, die erreichte maximale Berstdehnung jedoch abnimmt. Diese Abhängigkeit der Bersttemperatur und der -dehnung von der Aufheizrate bei adiabater Versuchsführung macht die Bedeutung der Temperatur-Zeit-Geschichte auf das plastische Verhalten des Zirkalloys deutlich. Die Größe dieses Einflusses zeigt, daß ein zu erstellendes Kriechgesetz den zeitlichen Temperaturverlauf berücksichtigen muß.

1.3 Nachrechnung mit NORA und KWU-Beziehung

Um die an verschiedenen Stellen entwickelten Beziehungen für das Kriechen der Zirkaloy-Hüllrohre mit Hilfe der durchgeführten Messungen von zeitlichen Dehnungsverläufen verifizieren zu können, wurden aus den gemessenen Temperatur- und Druckverläufen die zeitlichen Dehnungsverläufe mit Hilfe der Kriechmodelle berechnet und mit den gemessenen Dehnungsverläufen verglichen.

Da die Experimente, die zur Verifikation der Kriechbeziehungen durchgeführt werden, infolge der adiabaten Versuchsführung nahezu rotationssymmetrische Hüllrohrverformungen liefern, konnte für die zeitabhängige Berechnung der Verformung ein eindimensionales rotationssymmetrisches Modell zugrunde gelegt werden.

Zwei Kriechmodelle stehen zur Verfügung:

- Eine von KWU angegebene Kriechformel, welche das NORTON'sche Kriechgesetz durch einen Fließkorrekturfaktor erweitert, der eine Grenzspannung enthält/1,2,3/. Die Werte für Grenzspannung, Aktivierungsenergie, Spannungsexponent und Strukturkonstante und deren etwaige Abhängigkeit von Temperatur, Aufheizrate und Phasenbereich wurden bei KWU aus Endumfangsdehnungen von Aufblähversuchen an Zirkaloy-Hüllrohren in Luft ermittelt

- ein ebenfalls auf dem MORTON-Gesetz beruhendes Kriechmodell der KfK, NORA /4/. Hierfür wurde die Temperaturabhängigkeit der NORTON-Parameter durch Experimente mit zeitabhängiger Dehnungsmessung ermittelt.

Drei erste Nachrechnungen von nahezu adiabat durchgeführten Experimenten mit einer Aufheizrate von etwa 7 K/s zeigten bei Benutzung von NORA (KfK) und der von KWU angegebenen Kriechbeziehungen eine gute Übereinstimmung zwischen berechneten und gemessenen zeitlichen Dehnungsverläufen (s. Abb. 06.01.09/01A-1 bis 3).

Die Messung des Dehnungsverlaufs erfolgte durch Auswertung des gefilmten Aufblähvorganges. Da der Film einen größeren axialen Ausschnitt zeigt, konnte der Dehnungsverlauf sowohl an der Berststelle als auch an der Stelle der gemessenen Temperatur ermittelt werden.

Für den Vergleich mit den Nachrechnungen wurde der Dehnungsverlauf an der axialen Stelle der gemessenen Temperatur gewählt, das war in allen Fällen nicht direkt die Berststelle. Aus einer Serie von Experimenten wurden diejenigen ausgewählt, die eine möglichst geringe azimutale Temperaturverteilung aufwiesen, so daß eine rotationssymmetrische Nachrechnung gerechtfertigt war.

2. Erstes Bündelexperiment (REBEKA 1)

Über den Versuchsaufbau, die Versuchsführung und einige unter den eingestellten Versuchsrandbedingungen erzielten Ergebnisse von REBEKA 1 wurde bereits berichtet.

Es wurden Brennstabsimulatoren mit 3,9 m beheizter Länge und stufenförmigem, axialem Leistungsprofil in einem 25er Stabbündel unter angenähert repräsentativen thermohydraulischen Flutbedingungen eingesetzt. Der Versuch wurde mit Stableistungen mittel belasteter Brennstäbe mit einer maximalen spez. Stableistung von 20 W/cm, sowie einer kalten Flutrate von 3 cm/s durchgeführt. Hierdurch stellte sich in der Flutphase ein Temperaturplateau maximaler Hüllrohrtemperatur bei etwa 800°C ein.

Bei REBEKA 1 zeigten sich u.a. folgende Effekte:

- ein starker Einfluß des sich ändernden Spaltes zwischen Pelletsäule und Zirkaloyhülle auf den Hüllrohrtemperaturverlauf während der ganzen Flutphase.
- Bei stärkerem Abheben der Hülle tritt früheres, bei schwächerem Abheben späteres Wiederbenetzen ein.
- Geborstene Hüllrohre benetzen früher als ungeborstene.
- Die Abstandshalter unterbinden infolge erhöhter lokaler Kühlwirkung größere Umfangsdehnungen im Bereich der Abstandshalter.

Bei Betrachtung der Verformungen der Zirkaloyhüllrohre jeweils zwischen zwei Abstandshaltern fielen zwei Dinge auf: (s. Abb. 06.01.09/01A- 4 und 5)

- eine Verschiebung des Maximums der Umfangsdehnungen zwischen den Abstandshaltern in Strömungsrichtung zum nächst höheren Abstandshalter hin, sowie
- relativ niedrige Umfangsdehnungen und eine unsymmetrische Deformationsform der geborstenen Hüllrohre.

Für die Verschiebung des Maximums der Umfangsdehnungen der Zirkaloyhüllrohre jeweils zwischen zwei Abstandshaltern ist ein axiales Temperaturprofil in der Hülle verantwortlich, welches trotz konstanter spezifischer Leistung über diese axiale Länge entsteht. Meßtechnisch konnte dies durch zwei im Abstand von 400 mm in der Hülle angebrachte Thermoelemente nachgewiesen werden. In Abb. 06.01.09/01A-6 sind die beiden axialen Thermoelemente in ihrer Position zu den Abstandshaltern angegeben. Im Diagramm aufgetragen sind die Temperaturverläufe dieser beiden Thermoelemente über der Zeit. Bis zum Beginn der Flutphase (0 bis etwa 130 sec) herrscht eine abwärtsgerichtete Dampfströmung im Bündel vor. Demzufolge zeigt die Meßstelle T1 in dieser Phase die höhere Temperatur, da sich der Dampf in Strömungsrichtung aufheizt. Mit dem Einsetzen des Flutens ab etwa 130 sec ändert sich die Strömungsrichtung des Fluids, und ein Zweiphasengemisch durchströmt das Bündel von unten nach oben. Es ist zu erkennen, daß sich die Temperaturverläufe von T1 und T2 schneiden, T2 den höheren Wert annimmt und sich bis zum Benetzen der Hüllenpositionen eine stetig größer werdende Temperaturdifferenz zwischen T2 und T1 ausbildet.

Die Ursache für dieses axiale Hüllrohrtemperaturprofil jeweils zwischen zwei Abstandshaltern ist in einem thermodynamischen Ungleichgewicht in der Flutphase zu suchen. Trotz Anwesenheit von Wasser bildet sich zwischen den Abstandshaltern in Strömungsrichtung eine beträchtliche Dampfüberhitzung aus. Die turbulenz erhöhende Wirkung der Abstandshalter, möglicherweise auch die Existenz eines höheren Wasseranteils unmittelbar oberhalb jedes Abstandshalters führt zu einer Erniedrigung des Dampfüberhitzungsgrades hinter jedem Abstandshalter. Bis zum nächsten Abstandshalter hin in Strömungsrichtung vergrößert sich der Überhitzungsgrad wieder.

Es konnte meßtechnisch nachgewiesen werden, daß am oberen Ende der Teststrecke während der Flutphase trotz erheblicher Mengen ausgeworfenen Flutwassers eine Überhitzung des Dampfes im Zweiphasengemisch vorgelegen hat

(s. Abb. 06.01.09/01A-7). Die untere Kurve der Abbildung zeigt den Anstieg des Höhenstands des Wasserspiegels im Abscheidebehälter während der Flutphase. In diesem Abscheide- bzw. Sammelbehälter wird der Anteil des Flutwassers, das beim Durchströmen des Bündels nicht verdampft vom Dampf getrennt, aufgefangen und gemessen. Die obere Kurve zeigt den zeitlichen Verlauf der Dampftemperatur am oberen Austritt aus dem Bündel. Etwa 30 s nach Flutbeginn zeigt das Thermoelement einen deutlichen Anstieg der Dampfaustrittstemperatur; nach etwa 140 s erreicht die gemessene Temperatur ihren Maximalwert in der Flutphase von etwa 280°C , d.h. eine Dampfüberhitzung von etwa 130 K. Eine genaue Messung des Dampfüberhitzungsgrades im mittleren höchstbelasteten Stabbereich zwischen den Abstandshaltern konnte bisher aus technischen Gründen nicht durchgeführt werden.

Findet die plastische Verformung der Zirkaloyhüllen im wesentlichen während der Flutphase, d.h. bei Anwesenheit eines Zweiphasengemisches statt, so stellt sich bei niedrigen Flutwassergeschwindigkeiten eine beträchtliche Dampfüberhitzung in Strömungsrichtung jeweils zwischen zwei Abstandshaltern ein, die zur Ausbildung eines axialen Temperaturprofils auf der Zirkaloyhülle und damit zu der beobachteten axialen Verschiebung des Dehnungsmaximums der Zirkaloyhüllen führt.

Die recht niedrigen Umfangsdehnungen sowie die unsymmetrische Deformationsform der geborstenen Hüllrohre waren die Folge von sich überwiegend während der Flutphase azimuthal ausbildenden Temperaturunterschieden auf den Hüllrohren.

Abb. 06.01.09/01A-8 zeigt eine Front- und Seitenansicht des Mittelabschnitts des geborstenen Hüllrohres des Stabes 67 aus REBEKA 1. Diese unsymmetrische Deformationsform mit der Berststelle auf der geraden Mantellinie ist auch aus Einzelstabversuchen an verkürzten Brennstabsimulatoren bekannt und tritt immer dann auf, wenn die plastische Verformung mit dem Auftreten azimuthaler Temperaturen auf dem Umfang der Zirkaloyhülle verbunden ist.

Abb. 06.01.09/01A-9 zeigt zwei Querschnittsbilder durch das verformte Bündel. Die Schnittebenen sind so gewählt, daß in jedem Querschnitt jeweils ein geborstenes Rohr liegt. An der unterschiedlichen Wandstärke auf dem Umfang ist deutlich zu erkennen, daß die plastische Verformung der Hüllrohr-

wand bei Vorhandensein von Temperaturunterschieden auf dem Umfang stattgefunden hat. Dies erklärt die relativ niedrigen Berstumfangsdehnungen der beiden im ersten Bündelversuch geborstenen Zirkaloyhüllrohre.

Die Enddehnungen der nicht geborstenen Hüllrohre, speziell der drei in den Abbildungen oben liegenden Zirkaloyhüllen sind noch niedriger. In der rechten Abbildung sind die Positionen von drei Fluidthermoelementen eingetragen, die sich auf gleicher axialer Höhe, und zwar in Bündelmitte befinden. Die Thermolemente TF3 und TF6 zeigen gleiche Temperaturverläufe, das Thermolement TF7 in der Wiederaufheizphase jedoch einen etwa tieferen Verlauf, so daß unmittelbar vor Flutbeginn eine Temperaturdifferenz von 23 K vorliegt. Dies deutet darauf hin, daß in dem Bereich in dem TF7 positioniert war, ein insgesamt niedrigeres Temperaturniveau während der plastischen Verformung der Zirkaloyhüllen vorgeherrscht hat.

Aus an Brennstabsimulatoren an verschiedenen axialen Positionen gemessenen Hüllrohrtemperaturen wurden unter Annahme einer konstanten Fluidtemperatur (Satttdampf Temperatur) Wärmeübergangsverläufe errechnet (Abb. 06.01.09/01A-10). Vergleicht man diese Verläufe mit Wärmeübergangsverläufen aus ähnlichen Experimenten, wie FLECHT und PNS 4239 (FEBA), so kann für den Zeitraum ab etwa 20 sec nach Flutbeginn bis zum Wiederbenetzen gute Übereinstimmung der Ergebnisse festgestellt werden. Abweichend ist jedoch ein relativ hoher Anstieg und Wiederabfall der Wärmeübergangszahl unmittelbar nach Flutbeginn. Dieser Wärmeübergangspeak, hervorgerufen durch eine höhere Dampfentwicklung unmittelbar nach Flutbeginn scheint typisch zu sein für Flutexperimente, die Brennstabsimulatoren mit einem Spalt zwischen innerem Heizstab und der Simulatorhülle verwenden, jedoch nur dann, wenn die Hüllrohrtemperatur am unteren Ende des Bündels nicht viel höher als die Leidenfrosttemperatur ist. Dieser Effekt soll durch theoretische Untersuchungen und weitere Bündelexperimente überprüft werden.

Das zweite Bündelexperiment mit Brennstabsimulatoren voller Länge wurde mit verzögert einsetzendem Flutbeginn durchgeführt. Die plastische Verformung der Zirkaloyhüllen fand bei abwärtsgerichteter Dampfströmung statt. Praktisch zeitgleich mit dem Einsetzen des Flutens barsten die Zirkaloyhüllen aller 9 Brennstabsimulatoren. Die Berstumfangsdehnungen waren erwartungsgemäß wesentlich größer als beim ersten Bündelversuch. Mit der Auswertung der rechnergespeicherten Daten wurde begonnen.

Literatur

- /1/ B. Brzoska, G. Cheliotis, A. Kunick, G. Senski;
A New High Temperature Deformation Model für Zircaloy Clad Ballooning
under Hypothetical LOCA Conditions; SMIRT, San Francisco, Aug. 1977
- /2/ B. Brzoska, G. Cheliotis, A. Kunick, G. Senski;
Ein neues Modell zur Beschreibung des Dehnungsverhaltens von
Zircaloy-Hüllrohren während hypothetischer Kühlmittelverlust-
störfälle, Reaktortagung Mannheim, 1977, S. 197 - 200
- /3/ Persönliche Mitteilung, März 1978 .
- /4/ Raff, S. ;
Entwicklung eines Zry-Deformationsmodells (DEMOM), 1977
(unveröffentlicht)

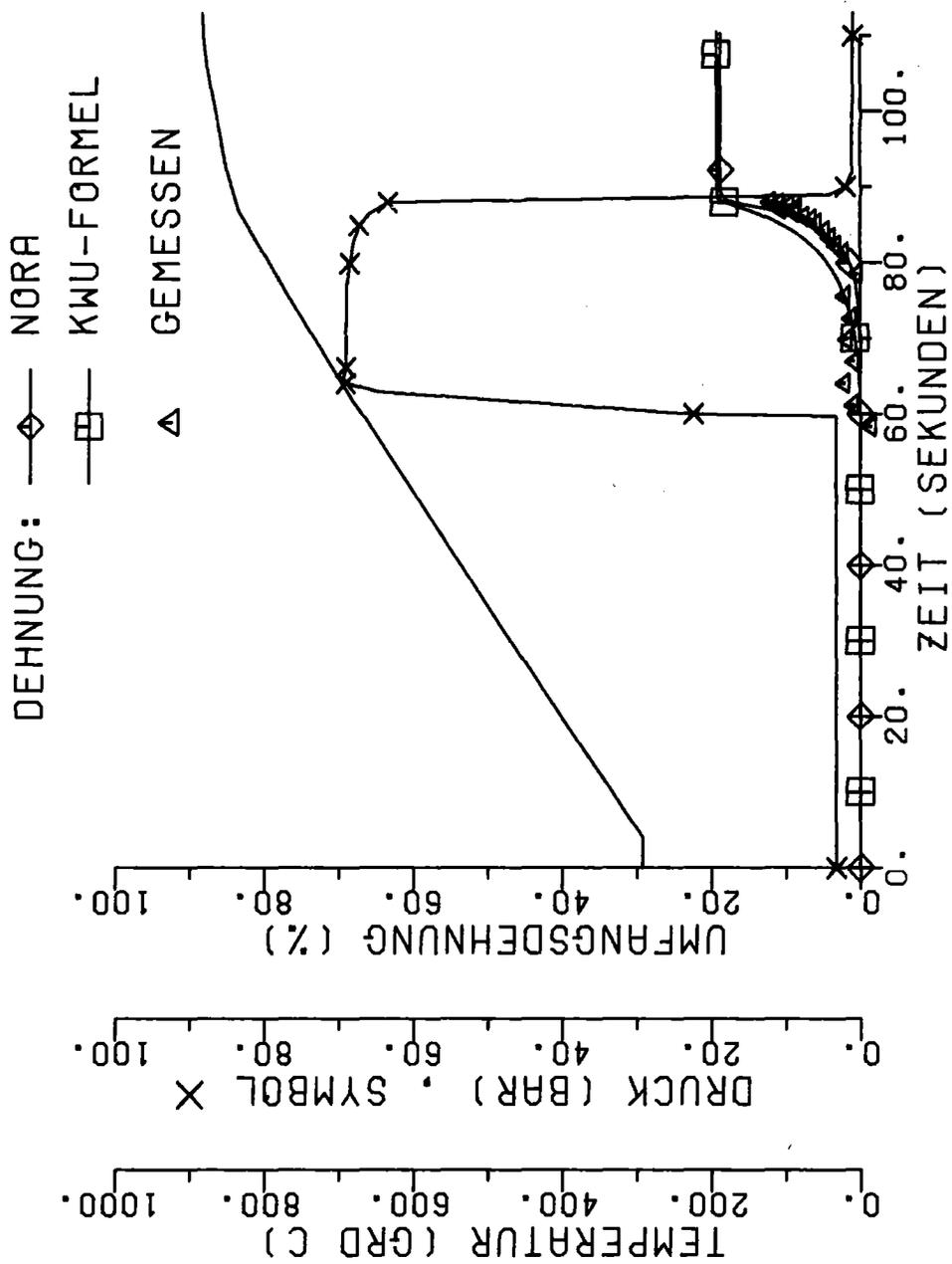


Abb. 06.01.09/01A-1: Dehnungsrechnung zu Versuch 62

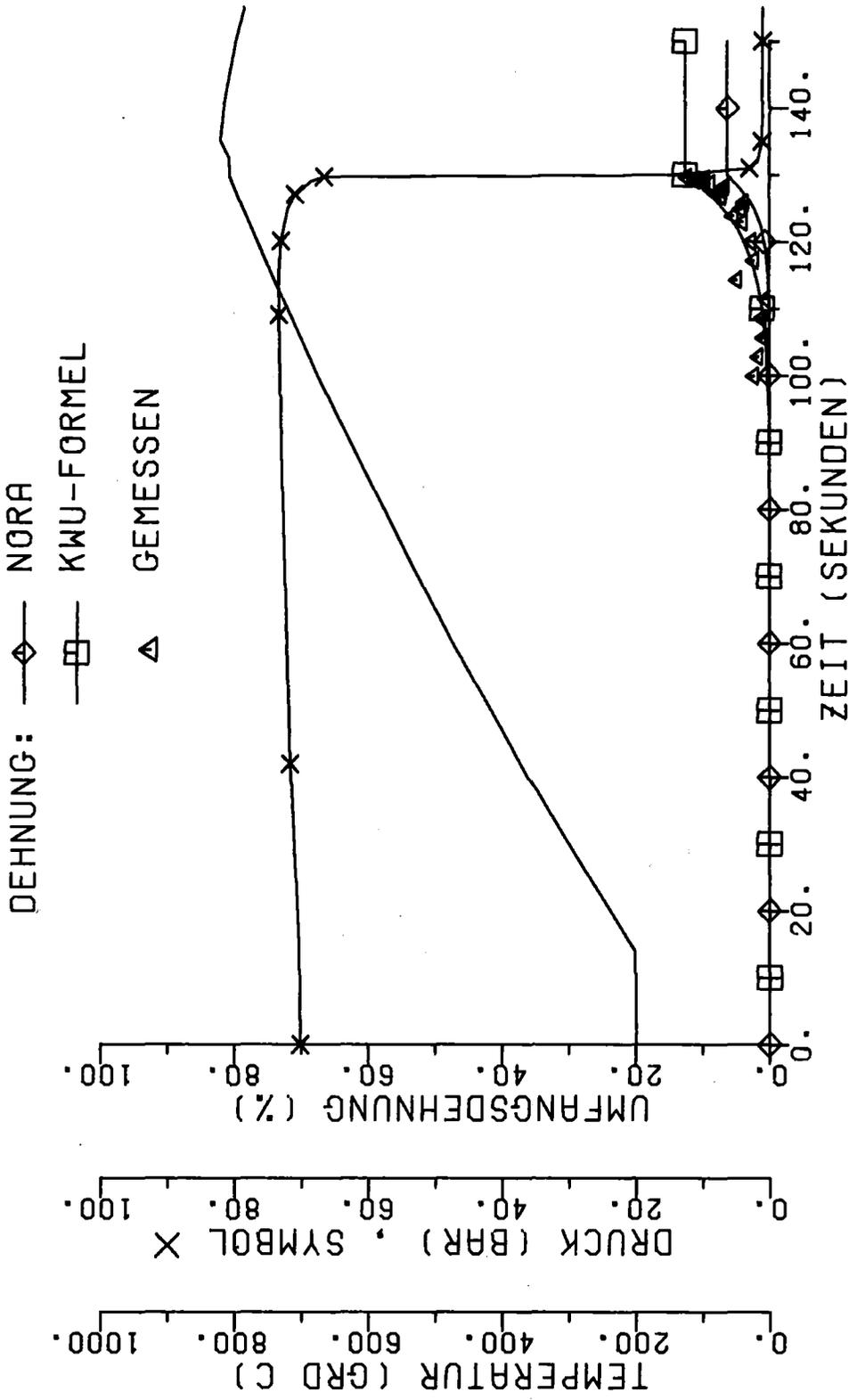


Abb. 06.01.09/01A-2: Dehnungsrechnung zu Versuch 63

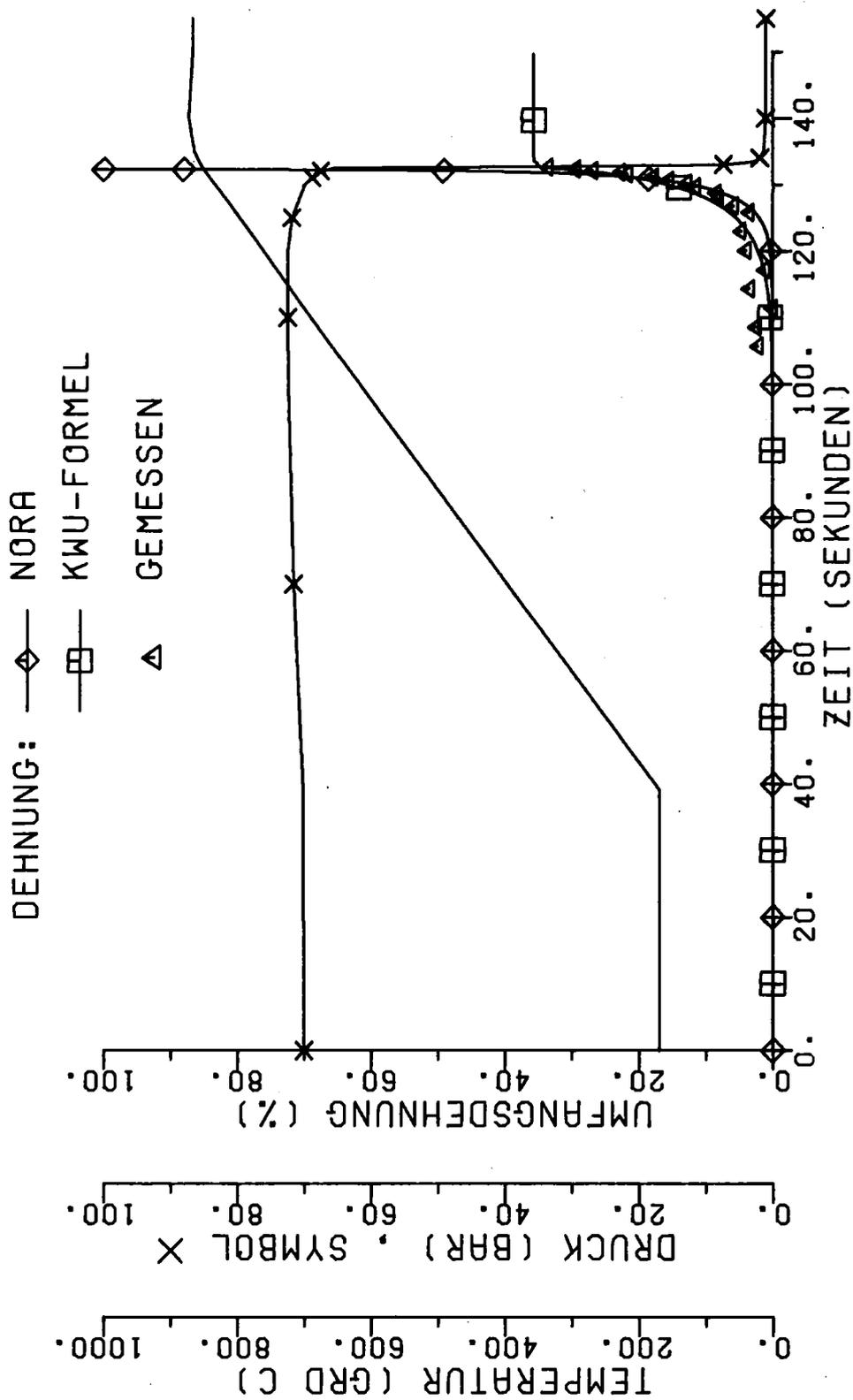
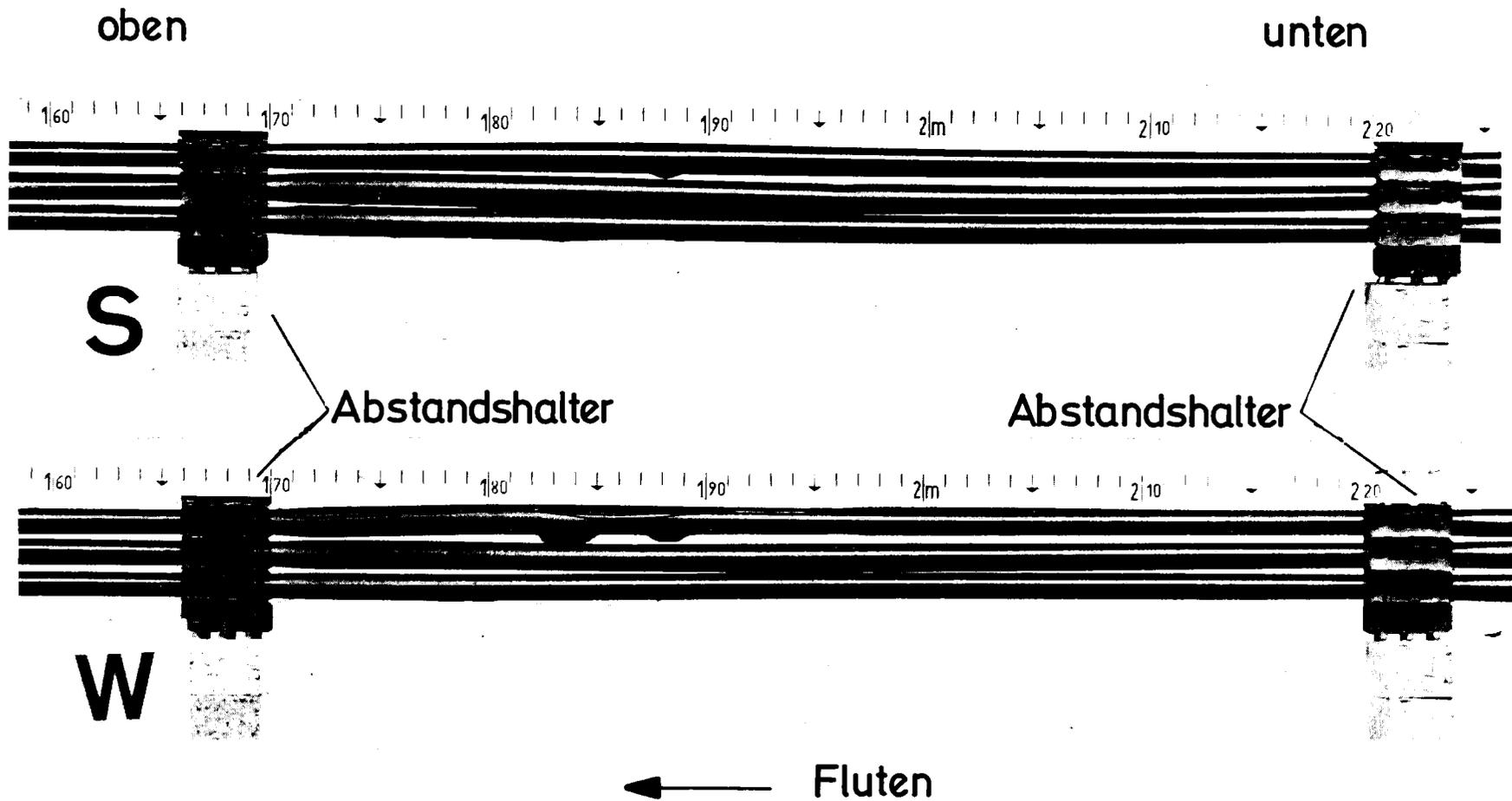


Abb. 06.01.09/01A-3: Dehnungsrechnung zu Versuch 69



- 4200-114 -

Abb. 06.01.09/01A-4: REBEKA 1; axiales Deformationsprofil im mittleren Abstandshalterbereich

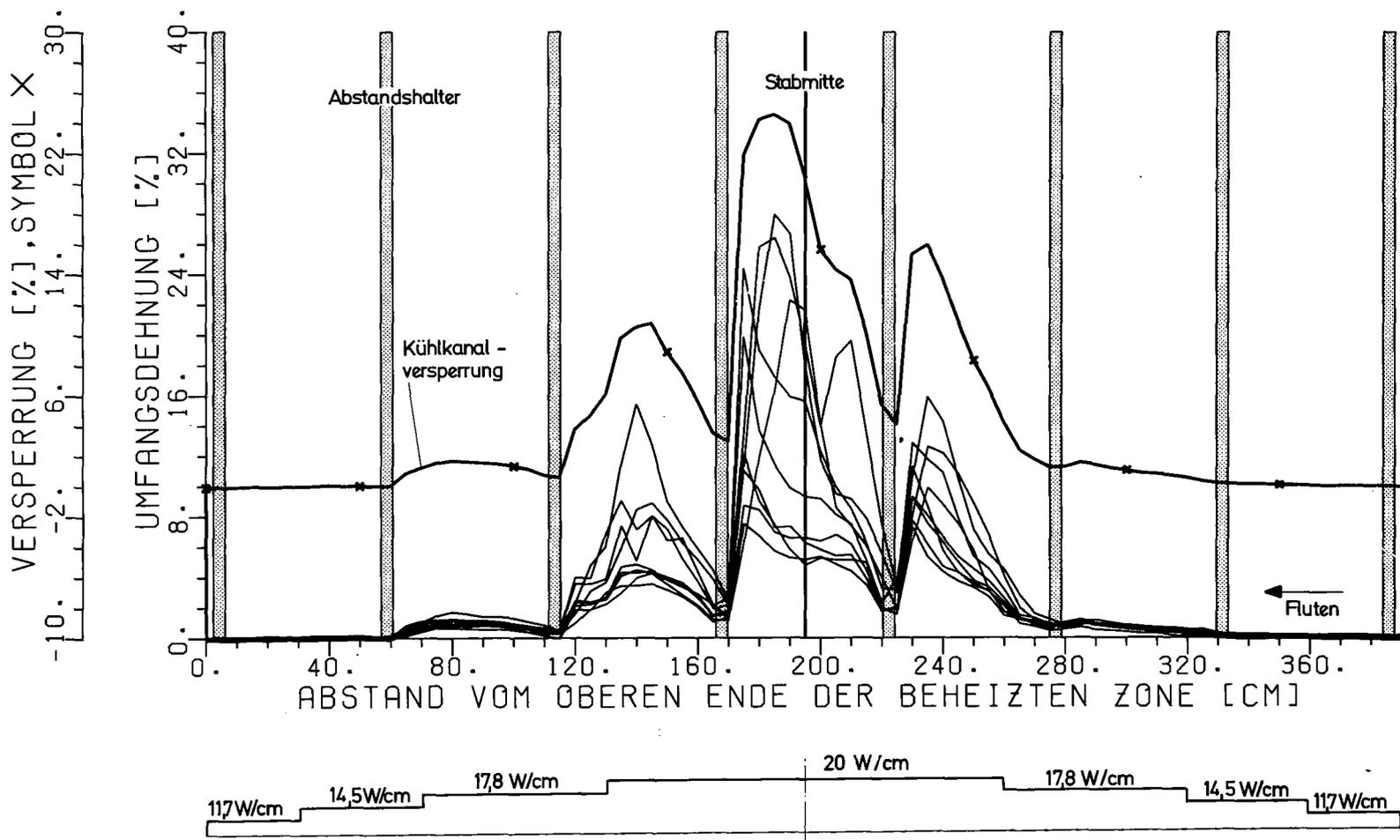


Abb. 06.01.09/01A-5: REBEKA 1; Umfangsdehnung der Zirkaloyhüllrohre und Kühlkanalversperrung

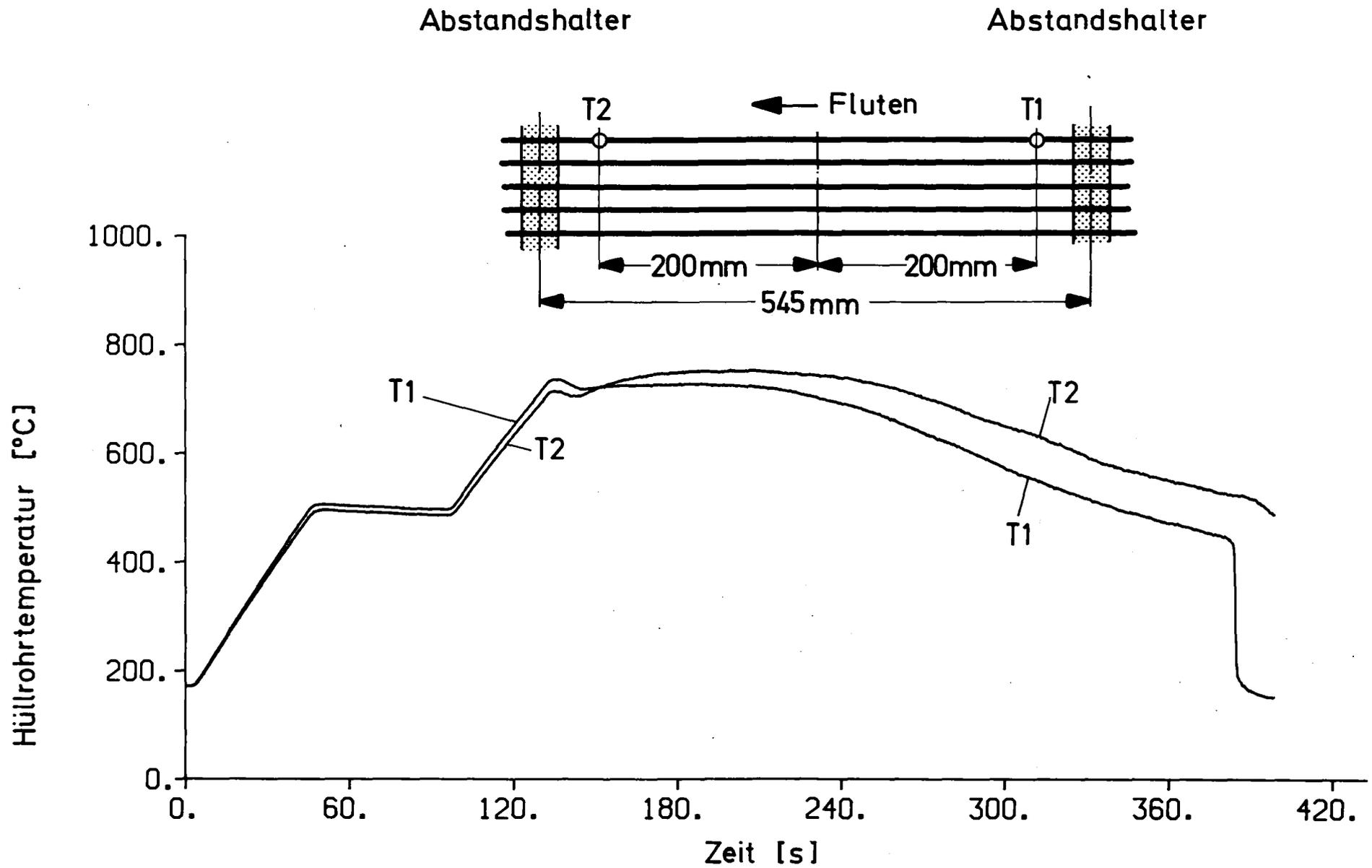


Abb. 06.01.09/01A-6: REBEKA 1; Verlauf der axialen Hüllrohrtemperaturen im mittleren Abstandshalterbereich des Stabes 16

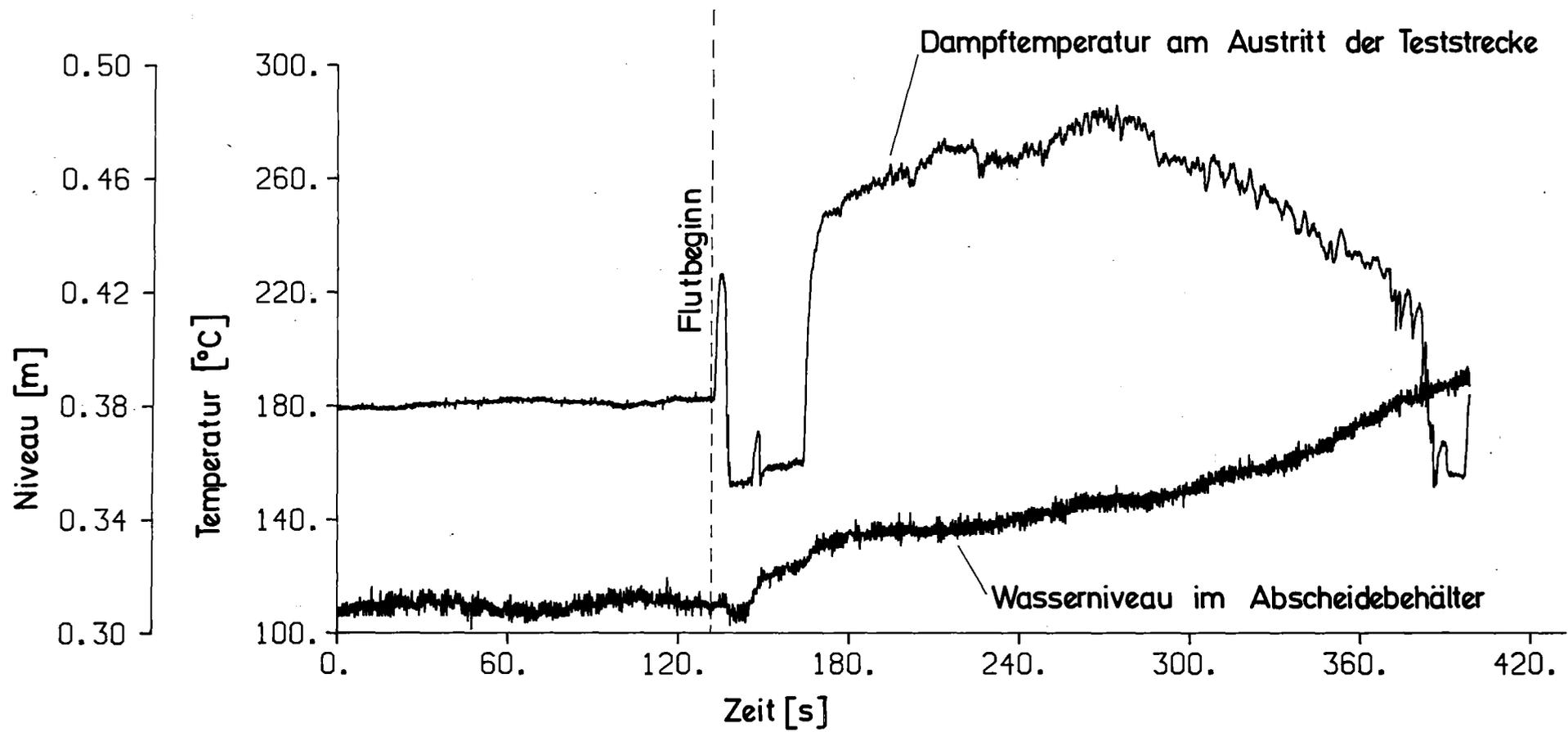
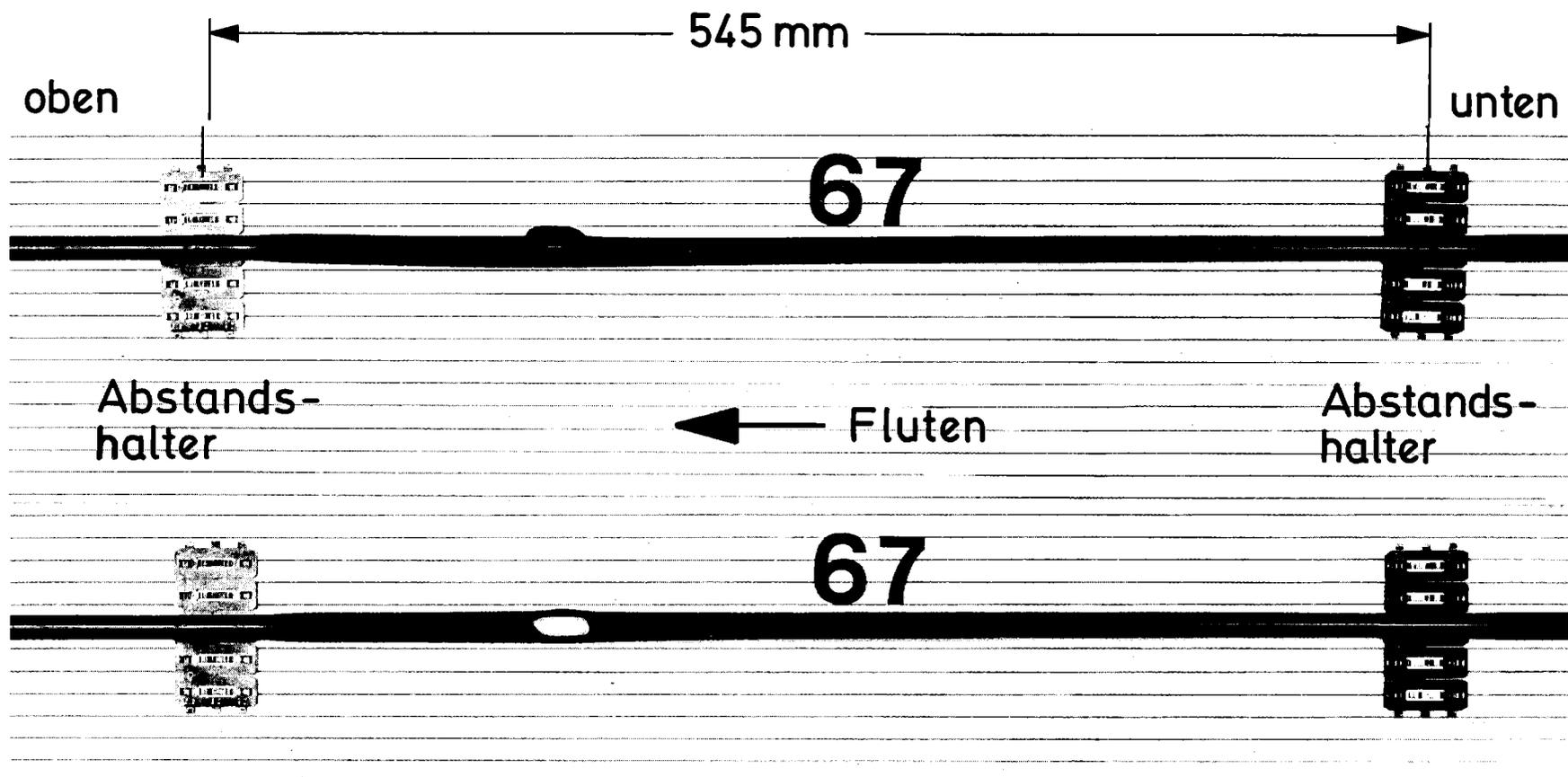


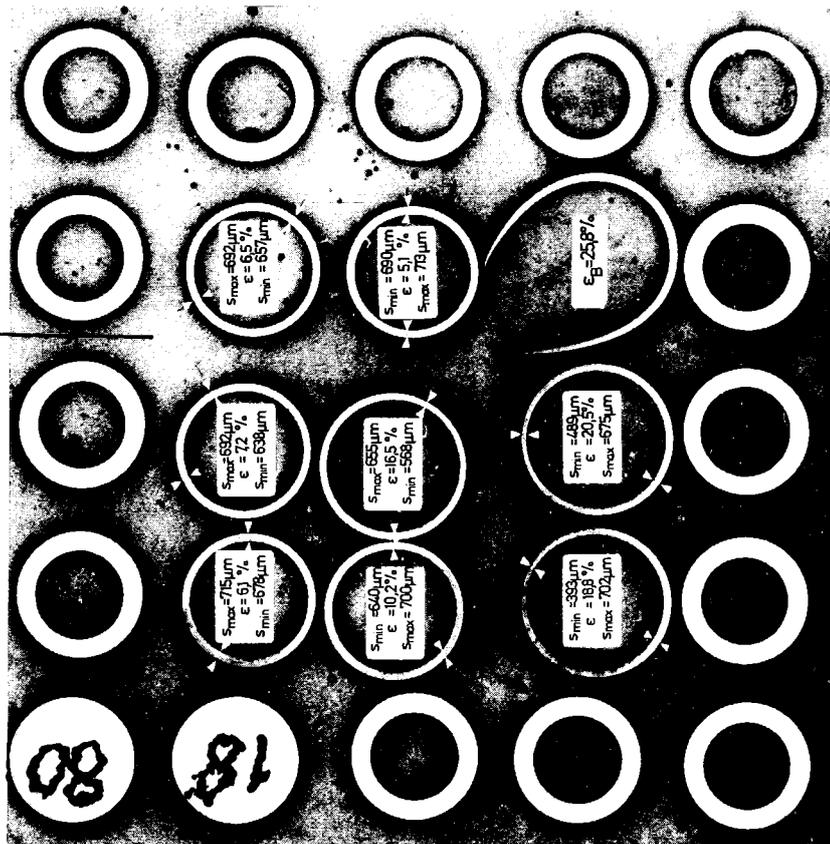
Abb. 06.01.09/01A-7: REBEKA 1; Dampfüberhitzung am Austritt der Teststrecke und Wassermittress



Bersttemperatur: $\sim 810\text{ }^{\circ}\text{C}$, Berstumfangsdehnung: 31%
Berstdruck: $\sim 60\text{ bar}$

Abb. 06.01.09/01A-8: REBEKA 1; Front- und Seitenansicht des geborstenen Hüllrohres 67 im mittleren Abstandshalterbereich

TF7



TF3 TF6

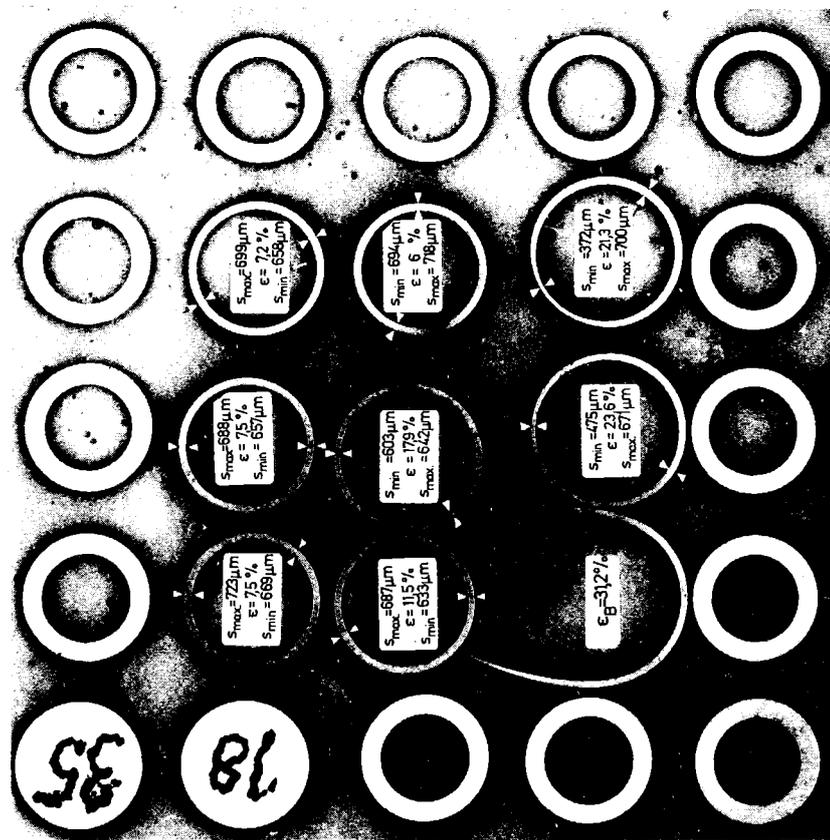


Abb. 06.01.09/01A-9: REBEKA 1; Querschnitte durch verformtes Stabbündel (1835 mm und 1880 mm von oben)

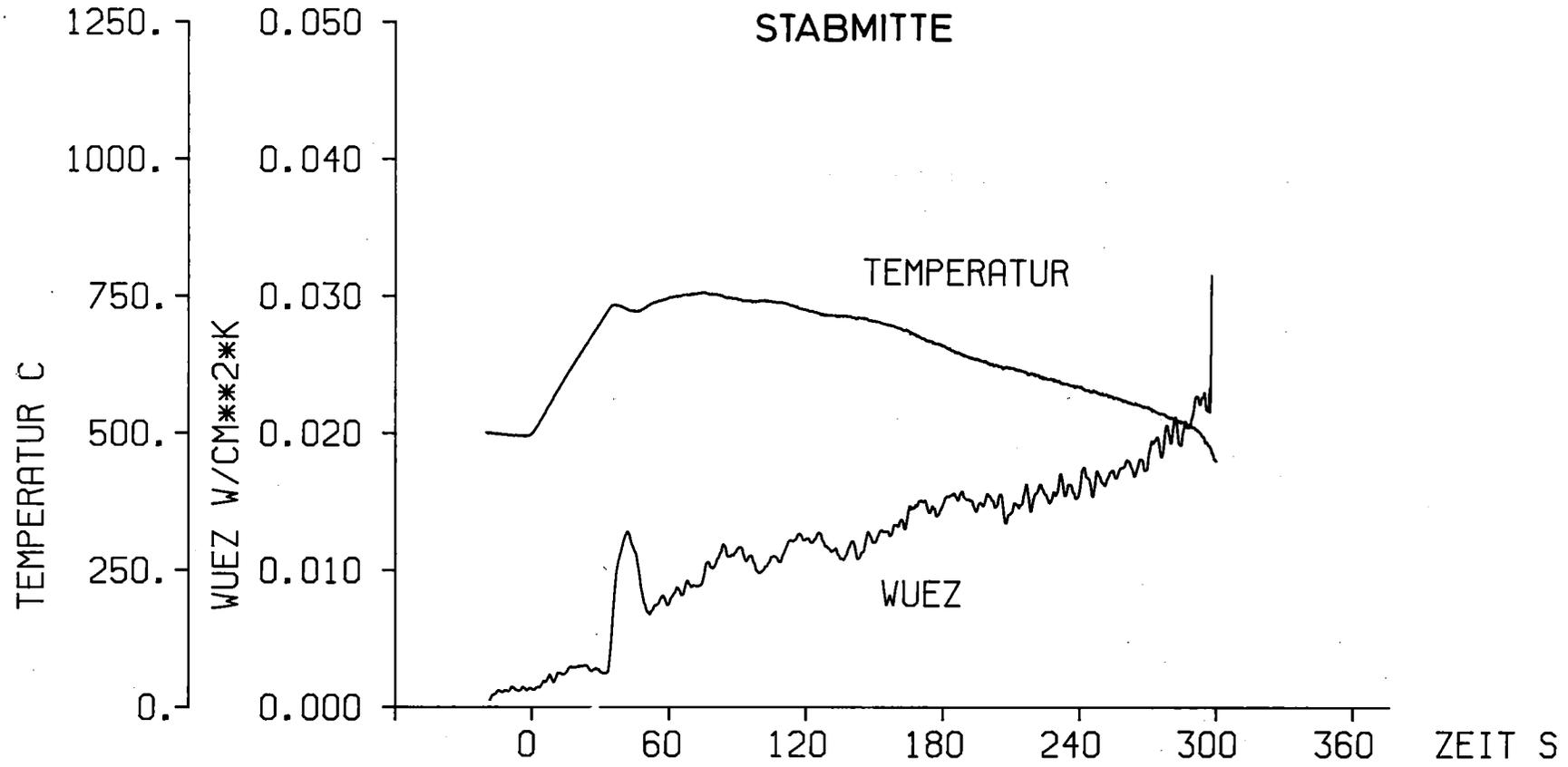


Abb. 06.01.09/01A-10: REBEKA 1; Wärmeübergangszahl Hülle-Fluid am Stab 17

- 06.01.10 Auswirkung von Kühlkanalblockaden auf die Kernnotkühlung
- 06.01.10/01A Untersuchungen zum Einfluß der Größe und Form von Kühlkanal-
PNS 4239 blockaden auf die Kernnotkühlung in der Flutphase eines
 Kühlmittelverluststörfalles (FEBA-Programm)
 (P. Ihle, W. Götzmann, G. Hofmann, H. Kreuzinger, K. Rust,
 H. Schneider, S. Malang, St. Müller, G. Thun, IRB)

Ziel dieser Arbeit ist es, den Einfluß einer durch aufgeblähte Brennstabhülsen entstandenen Kühlkanalblockade auf die Kühlwirkung während der Flutphase eines Kühlmittelverluststörfalles zu bestimmen. Die Größe und die Form der Blockade werden variiert, während der einzelnen Versuche jedoch konstant gehalten.

1. Arbeiten im Berichtszeitraum

Abgeschlossene Arbeiten:

- Experimente der Versuchsgruppe 1, 5-Stab-Reihe. In Anschluß an die vorangegangenen Untersuchungen mit Lochplatten als Blockadesimulatoren /1/ wurden ca. 60 Tests mit verschiedenen hülsenförmigen Blockaden durchgeführt.
- Begleitende Rechnungen zur Beurteilung der Simulation von geblähten Heizstäben durch Heizstäbe mit aufgesetzten massiven bzw. hohlen Hülsen.

Laufende Arbeiten:

- Auswertung der Experimente mit hülsenförmigen Blockaden.
- Messung zur Bestimmung der transienten Zweiphasenströmung mit Fluidsonden, d.h. mit Thermoelementen und Hochfrequenzsonden in den Unterkanälen der Bündelanordnungen.
- Ergänzungen des Rechenprogrammes zur Reduktion und graphischen Darstellung der Meß- und Rechenaten.
- Erweiterung des Prüfstandes für das 5x5-Bündel inkl. Strahlungsheizung der Teststrecke.
- Instrumentierung der Stäbe und Teststrecken für das 5x5-Bündel zur Verwendung in den Versuchsgruppen 2 und 3.

- Überlegungen zur Erweiterung des Versuchsprogrammes auf Bündel mit bis zu 50 Stäben für die Versuchsgruppe 4.

2. Experimente

2.1 Zusammenfassung

Die im Berichtszeitraum durchgeführten Experimente mit hülsenförmigen Blockaden ergaben, daß neben der zuvor untersuchten Größe auch die Form von Blockaden einen wesentlichen Einfluß auf die Kühlwirkung hinter der Blockade hat. Während bei Lochplatten als Blockadesimulatoren /1/ schon ab Flutgeschwindigkeiten unter 2 cm/s nach der Blockade (z. B. Blockade 62 %, Systemdruck 4,5 bar) eine zusätzliche Benetzungsfront festgestellt werden konnte, ist dies bei abgerundeten Hülsen von 80 mm Länge erst bei 5 cm/s und mehr der Fall. Mit fallendem Systemdruck und für kleinere Blockaden verschiebt sich die Grenze zu noch höheren Flutgeschwindigkeiten (siehe Kapitel 2.3.1 und 2.3.2).

Die Abstandshalter, den gleichförmigen Blockaden ähnliche Störstellen für die Zweiphasenströmung, beeinflussen den Wärmeübergang im Bereich von Blockaden je nach Lage der Blockade zu den benachbarten Abstandhaltern. Bei unblockierten Anordnungen treten in der Zone maximaler Stableistung, abhängig von der axialen Position der Meßstelle, am Stababschnitt zwischen zwei Abstandhaltern Wärmeübergangsunterschiede bis zu 50 % auf (siehe Kapitel 2.3.3).

Messungen zur Bestimmung der transienten Strömungsbedingung mit Thermoelementen ergaben eine gemessene Dampfüberhitzung im oberen unbeheizten Bündelende von bis zu 400°C über der Sättigungstemperatur trotz der Anwesenheit von Wassertröpfchen. Erste Messungen mit Hochfrequenzsonden zur Bestimmung des lokalen Wasseranteils in der transienten Strömung ergaben gut auswertbare Signale (siehe auch Vorhaben Nr. 06.01.03, PNS 4137). Die Korrelation von Signalen zur Geschwindigkeitsbestimmung erfordert jedoch aufgrund der transienten Zustände noch erheblichen Aufwand für ein geeignetes Auswertverfahren (siehe Kapitel 2.3.4).

Zum Vergleich mit den REBEKA-Tests (siehe Vorhaben 06.01.09, PNS 4238) in der 5-Stab-Reihe durchgeführte Experimente ergaben eine gute Übereinstimmung für den Gesamtablauf des Flutvorganges (siehe Kapitel 2.3.5).

Die experimentelle Untersuchung von verschiedenen Blockadehülsen zur Simulation des geblähten Teils eines Brennstabes bestätigt die in Kapitel 3 beschriebenen begleitenden Rechnungen. Technische Ausführung und Simulationsqualität der in späteren Experimenten zu verwendenden Blockadekörper sind festgelegt. Die Ausführung ist auch für den Einsatz in großen Bündeln aufgrund geringer Kosten und Auswechselbarkeit geeignet (siehe Kapitel 2.3.6).

2.2 Versuchsanordnung und Parameterbereiche

Im Unterschied zu Lochplatten als Kühlkanalblockaden /1/, /2/ und /3/ wurden hier hülsenförmige Blockadekörper zur Simulation geblähter Heizstäbe verwendet. Die Blockadekörper von 80 mm Länge hatten eine zylindrische Form mit abgerundeten Enden (Abb. 06.01.10/01A-1), waren in der axialen Mittelebene der 5-Stab-Reihe sowohl auf den Stäben als auch an der inneren Kastenwand angebracht und versperrten etwa 62% der Kühlkanalquerschnitte.

Es wurden sowohl massive Hülsen mit gutem Wärmekontakt zur Heizstaboberfläche als auch hohle Hülsen mit 0,8 mm Spalt zur Heizstaboberfläche verwendet.

Als Auswerte-Bezugsbasis wurden Parallelversuche ohne Kühlkanalblockade durchgeführt.

Wie in früheren Versuchen wurde die Teststrecke langsam auf die Anfangstemperatur erwärmt und unter Simulation der Nachwärme mit konstant eingespeister Wassermenge und bei konstant gehaltenem Druck geflutet.

- Anzahl der Stäbe	5
- Stabdurchmesser	10.75 mm
- Stabteilung	14.3 mm
- beheizte Länge der Stäbe	2.90 m
- hydraulischer Durchmesser der Anordnung	13.5 mm
- axialer Leistungsfaktor (Cosinus, stufenförmig)	1.33
- Kastenwandstärke	6.5 mm

- Blockadetypen (siehe Abb. 06.01.10/01A-1)	Hülsen, 80 mm lang, 14,3 mm \emptyset
Blockade (in allen Kanälen gleichmäßig)	62 %, ohne Wand- blockade 28 %
- maximale Stableistung	22.5 - 27.5 W/cm
- zeitliche Änderung der Stableistung nach ANS-Standard bzw. ohne zeitliche Änderung für Vergleich mit REBEKA	
- maximale Stabtemperatur bei Flutbeginn	750°C
- maximale Kastentemperatur bei Flutbeginn	500 - 650°C
- Flutgeschwindigkeit (konst. in jedem Versuch)	2 - 6,7 cm/s
- Flutwassertemperatur (konst. in jedem Versuch)	40 - 80°C
- Systemdruck (konst. in jedem Versuch)	2 - 5,5 bar

2.3 Ergebnisse

2.3.1 Einfluß hülsenförmiger Blockaden von 62 %

Um für eine hülsenförmige Blockade, die 62 % des Kühlkanalquerschnitts versperrt, den Einfluß auf den Wärmeübergang und den Benetzungsvorgang hinter der Blockade zu beschreiben, werden Versuche herangezogen, die mit und ohne Blockade unter sonst gleichen Randbedingungen durchgeführt wurden. Zunächst werden zur Verdeutlichung der Effekte Versuche bei einem mittleren Druck von 3,5 bar und kleinen (2 cm/s) bzw. großen (6,7 cm/s) Flutgeschwindigkeiten verglichen. Danach wird auf den Einfluß des Systemdruckes und der Blockadeform eingegangen.

Die hier berichteten Ergebnisse beschreiben den Blockadeeinfluß bei fest vorgegebenem Massenstrom und gleichförmiger Blockade in allen Kühlkanälen; für die Anwendung auf eine teilblockierte Bündelanordnung sind diesen Ergebnissen die Effekte der Strömungsumverteilung zu überlagern.

In den Abbildungen, auf die nachfolgend Bezug genommen wird, ist als Abszisse die Zeit nach Flutbeginn aufgetragen.

Kleine Flutgeschwindigkeit (2 cm/s):

Die Abbn. 06.01.10/01A-2A und 2B zeigen, daß sowohl im blockierten wie im unblockierten Fall die Benetzungsfrent (Knickpunkt im Temperaturverlauf) stetig von unten nach oben fortschreitet und die Meßstellen in der Reihenfolge ihrer axialen Position erreicht; es entsteht also keine zweite Benetzungs-

front im Einflußbereich der Blockade. Eine direkte Gegenüberstellung korrespondierender Meßstellen aus den beiden Versuchen in den Abbn. 06.01.10/01A-3A - D läßt erkennen, daß weitgehend deckungsgleiche Temperaturverläufe gemessen wurden; die Meßstelle vor der Blockade demonstriert dadurch die Vergleichbarkeit der Versuche und die zweite und dritte Meßstelle hinter der Blockade zeigen, daß dort die Blockade zu keinem Zeitpunkt im Flutablauf einen Einfluß ausgeübt hat. Nur an der Meßstelle direkt hinter der Blockade ist eine Auswirkung zu erkennen; die Kühlung ist dort besser, so daß die Temperatur beim Eintreffen der Benetzungsfront dort niedriger ist als im unblockierten Fall und auch niedriger als an der 50 mm höher liegenden Meßstelle (Abb. 06.01.10/01A-3C); an der hier nicht dargestellten Kastenmeßstelle hinter der Blockade ist deutlicher als an den Stabmeßstellen zu erkennen, daß die Kühlungsverbesserung besonders dann auftritt, wenn der Wasseranteil in der Strömung durch die Annäherung der Benetzungsfront groß wird. Dieser Effekt der Blockade reicht aber nicht aus, um ein vorzeitiges Benetzen hinter der Blockade zu verursachen, weil dort eine "kritische Benetzungstemperatur" nicht erreicht wird; diese "kritische Benetzungstemperatur", die unterschritten werden müßte, um das Entstehen des ersten Benetzungsflecks auf der heißen Staboberfläche zu ermöglichen, ist kleiner als die bei fortschreitendem Fluten beobachteten Benetzungstemperaturen an der Knickstelle des Temperaturverlaufs, bei denen axiale Wärmeleitung im Stab unter der Benetzungsfront hindurch mitwirkt.

Dadurch beschränkt sich der Blockadeeffekt bei einer Flutgeschwindigkeit von 2 cm/s auf die wenig verbesserte Kühlung in einem weniger als 100 mm langen Bereich unmittelbar hinter der Blockade.

Große Flutgeschwindigkeit (6,7 cm/s):

In Abb. 06.01.10/01A-4A ist zu erkennen, daß bei großer Flutgeschwindigkeit unmittelbar hinter der Blockade eine zweite Benetzungsfront entsteht, die sich von dort aus nach oben fortpflanzt und die 135 mm hinter der Blockademitte liegende Meßstelle erreicht, lange bevor die erste Benetzungsfront bis zur Meßstelle unterhalb der Blockade vorgedrungen ist; dagegen beobachtet man in der unblockierten Anordnung (Abb. 06.01.10/01A-4B) eine gleichmäßig von unten nach oben fortschreitende Benetzung. Die mit dem Auftreten einer zweiten Benetzungsfront verbundenen Phänomene werden im folgenden diskutiert.

Wenn man korrespondierende Meßstellen beider Anordnungen direkt gegenüberstellt (Abbn. 06.01.10/01A-5A - D), erkennt man, daß ebenso wie bei der kleinen auch hier bei der großen Flutgeschwindigkeit die betrachteten Temperaturverläufe wieder nur mit Ausnahme der Meßstelle direkt hinter der Blockade während des größeren Teils des Flutvorganges deckungsgleich sind; die verbesserte Kühlung ist wieder auf einen sehr kurzen Bereich (<100 mm) unmittelbar hinter der Blockade beschränkt, ist aber viel ausgeprägter als bei der kleinen Flutgeschwindigkeit (vgl. Abb. 06.01.10/01A-3B mit Abb. 06.01.10/01A-5B) und reicht aus, den Stab auf eine "kritische Benetzungstemperatur" abzukühlen und eine zweite Benetzungsfront entstehen zu lassen. Die verbesserte Kühlung direkt hinter der Blockade ist nicht nur zu Anfang des Flutvorganges erkennbar, sondern ist insbesondere auch kurze Zeit vor dem Benetzen wirksam und führt zu einer starken Absenkung der Temperatur. An den Kurvenverläufen in Abb. 06.01.10/01A-4B wird deutlich, daß eine Blockade die Kühlung in dem dahinterliegenden Bereich nur dann verbessern kann, wenn sich ein ausreichend großer Wasseranteil in der Strömung befindet. Der Wasseranteil ist bei großer Flutrate zu Flutbeginn und später bei zunehmender Annäherung der dann ausgedehnten Schaumzone an die Meßstelle besonders groß. Die für das Entstehen einer zweiten Benetzungsfront erforderliche niedrige Temperatur wird während der letzten Phase starker Kühlverbesserung unmittelbar hinter der Blockade erreicht. Weder über den genauen Ort der ersten Benetzung noch über die Höhe der "kritischen Benetzungstemperatur" lassen die bisherigen Versuche wegen der geringen Anzahl von Meßstellen in diesem Bereich eine zuverlässige Aussage zu; die tiefste Benetzungstemperatur im Zusammenhang mit dem Entstehen einer zweiten Front wurde regelmäßig an der knapp unter dem oberen Rand der Blockadehülse gelegenen Meßstelle mit etwa 350°C und dort zeitlich zuerst gemessen, so daß anzunehmen ist, daß die zweite Benetzungsfront am oberen Ende der Hülse oder unmittelbar dahinter entsteht. Daß dort die Kühlung am intensivsten ist, wird auch durch die Meßstellen am Kasten im Bereich der Blockade belegt (Abb. 06.01.10/01A-6); auch hier beträgt die Benetzungstemperatur an der zuerst benetzenden Stelle etwa 350°C. In Abb. 06.01.10/01A-7 sind die zuerst benetzenden Meßstellen am Stab und Kasten zusammen dargestellt, und es ist zu erkennen, daß die Benetzung von Stab und Kasten etwa zur gleichen Zeit stattfindet; andere hier nicht dargestellte Versuche zeigten noch deutlicher, daß die Benetzung an den Stäben beginnt und nicht etwa vom Kasten auf die Stäbe übergreift.

Nachdem die zweite Benetzungsfront hinter der Blockade entstanden ist, beginnt sie nach oben zu wandern; wie in Abb. 06.01.10/01A-4B zu sehen ist, kommt sie dabei allerdings nur langsam voran, denn sie braucht zum Erreichen nur wenig höher liegender Meßstellen verhältnismäßig viel Zeit.

Es ist dabei interessant zu beachten, daß die Benetzungstemperatur der von der zweiten Front kurz nach ihrem Entstehen überrollten Meßstelle bei 135 mm mit 520°C (bei anderen Versuchen 560°C) sehr hoch ist; dadurch wird noch einmal die Tatsache beleuchtet, daß der üblicherweise Benetzungstemperatur genannte Knickpunkt im Temperaturverlauf nichts mit der Leidenfrost-Temperatur zu tun hat sondern bei sehr viel höheren Temperaturen liegen kann und dann auftritt, wenn es der Benetzungsfront gelingt, mit ihrem durch axiale Wärmeleitung gestützten Wärmeabfuhrmechanismus die Meßstelle zu erreichen. Wegen des Entstehens der zweiten Benetzungsfront wird die Meßstelle bei 135 mm zu einem sehr frühen Zeitpunkt im Flutverlauf von der Front erreicht und hat dann noch eine hohe Temperatur; diese hohe Temperatur wird auch kurz vor Eintreffen der Front nicht durch eine erhöhte Kühlung abgebaut, denn eine solche erhöhte Kühlung würde eine Schaumzone voraussetzen, die bei der zweiten Front wegen der Kürze des benetzten Abschnittes nicht vorhanden ist.

Während die zweite Front langsam nach oben wandert, pflanzt sich die erste Front mit der aus dem unblockierten Versuch bekannten Geschwindigkeit fort und erreicht die Meßstelle unterhalb der Blockade etwa zum gleichen Zeitpunkt wie im unblockierten Fall (Abb. 06.01.10/01A-5A). Auch 315 mm hinter der Blockade ist kein großer Unterschied im Benetzungszeitpunkt zu erkennen (Abb. 06.01.10/01A-5D), weil dort die erste Benetzungsfront die zweite fast eingeholt hat.

Zusammenfassend ist festzustellen, daß der Blockadeeffekt bei einer Flutgeschwindigkeit von 6,7 cm/s ausreicht, die Kühlung in einem allerdings nur weniger als 100 mm langen Bereich direkt hinter der Blockade so zu verbessern (unmittelbarer Blockadeeinfluß), daß eine zweite Benetzungsfront entsteht; weiter oben wird keine Kühländerung sondern nur ein frühzeitiges Benetzen (mittelbarer Blockadeeinfluß) in einem weniger als 300 mm hinter die Blockade reichenden Bereich verursacht.

Um den Einfluß der Flutgeschwindigkeit genauer zu beleuchten, wurden Versuche mit einer mittleren Flutgeschwindigkeit von 4,7 cm/s gemacht, die qualitativ

zum gleichen Ergebnis führten wie die mit hoher Flutgeschwindigkeit. Der Wasseranteil in der 2-Phasenströmung ist zwar kleiner und führt zu einer weniger ausgeprägten und später einsetzenden Verbesserung der Kühlung als bei einer höheren Flutgeschwindigkeit, reicht aber noch aus, um eine zweite Benetzungsfront entstehen zu lassen.

Einfluß des Systemdruckes:

Bei einer Veränderung des Systemdruckes von 3,5 auf 5,5 bar wird in der bekannten Weise die Kühlung insgesamt verbessert und der Flutvorgang verkürzt, aber der oben beschriebene Blockadeeinfluß bei den verschiedenen Flutgeschwindigkeiten bleibt unverändert.

Einfluß der Blockadeform:

Der oben dargestellte Einfluß der hülsenförmigen Blockade von 62 % soll hier mit dem entsprechenden Einfluß der plattenförmigen Blockade verglichen werden. Dieser Vergleich ist mit den bisher durchgeführten Versuchen jedoch nur qualitativ und mit Einschränkungen möglich, weil die axiale Anfangstemperaturverteilung bei sonst gleichen Versuchsrandbedingungen bei den Versuchen mit hülsenförmiger und plattenförmiger Blockade verschieden waren und etwas verschieden konstruierte Teststrecken benutzt wurden.

Bei einem Vergleich sich etwa entsprechender Versuche, ist jedoch deutlich zu erkennen, daß bei einer plattenförmigen Blockade der unmittelbare Effekt einer Kühlungsverbesserung hinter der Blockade kurz nach Flutbeginn nicht nur viel ausgeprägter ist, sondern auch axial weiter reicht und bereits bei kleineren Flutgeschwindigkeiten auftritt. Um dies zu zeigen, sind in Abb. 06.01.10/01A-8 die Temperaturverläufe an einer Meßstelle 135 mm hinter der Blockademitte bei der kleinen Flutrate von 2 cm/s für die plattenförmige und die hülsenförmige Blockade miteinander verglichen. An dieser Meßstelle hatte die hülsenförmige Blockade keinen Einfluß ausgeübt (vgl. Abb. 06.01.10/01A-3C); die plattenförmige Blockade führt jedoch zu einer starken Verbesserung der Kühlung bereits kurz nach Flutbeginn. Die gleiche Gegenüberstellung ist in Abb. 06.01.10/01A-9 für eine Flutgeschwindigkeit von 6,7 cm/s durchgeführt; auch dort hatte die hülsenförmige Blockade an dieser Meßstelle nicht zu einer veränderten Kühlung sondern nur mittelbar zu einer vorzeitigen Benetzung geführt (vgl. Abb. 06.01.10/01A-5C); die plattenförmige Blockade verursacht je-

doch eine sehr starke Verbesserung der Kühlung, die noch wesentlich ausgeprägter als bei der kleinen Flutgeschwindigkeit ist. Zum Vergleich ist die Temperatur der Meßstelle direkt hinter der hülsenförmigen Blockade eingetragen, an der der stärkste Blockadeeffekt der Hülse gemessen wurde; er ist aber deutlich kleiner als der der Platte.

Zusammenfassend kann festgehalten werden, daß der Effekt einer Blockade auf die Kühlung in der dahinterliegenden Zone einerseits vom Wasseranteil in der Strömung und andererseits besonders stark von der Form der Blockade abhängt. Nur wenn der Wasseranteil ausreichend groß ist, weil bei großer Flutgeschwindigkeit ein starker Wassermitttriß auftritt oder weil die der Benetzungsfrent vorangehende Schaumzone die Blockade erreicht, bewirkt die hülsenförmige Blockade eine Verbesserung der Kühlung in einem sehr kurzen Bereich hinter der Blockade. Bei einer plattenförmigen Blockade ist die Kühlverbesserung größer, reicht axial weiter und wird schon bei kleinen Flutgeschwindigkeiten, d.h. bei kleineren Wasseranteilen wirksam.

Bei Teilblockaden treten die Effekte nicht in der hier beschriebenen reinen Form auf sondern sind von der ebenfalls formabhängigen Durchsatzumverteilung überlagert.

2.3.2 Einfluß hülsenförmiger Blockaden von 28 %

Nachdem im vorigen Kapitel gezeigt wurde, daß von hülsenförmigen Blockaden mit 62 % Versperrung nur bei großen Flutgeschwindigkeiten ein Effekt ausgeht und zudem nicht sehr ausgeprägt ist, ist für eine hülsenförmige Blockade von 28 % eine noch geringere Verbesserung der Kühlung zu erwarten.

Trotzdem wurden einige Experimente mit der 5-Stab-Reihe durchgeführt, bei denen nur die Stäbe, nicht jedoch die Kastenwände Blockadekörper von den Abmessungen der 62 %-Blockade trugen; dadurch wurden nur etwa 28 % des freien Kühlkanalquerschnittes blockiert. Die Experimente dienten zugleich der Erprobung hohler Blockadehülsen mit einem Spalt zwischen dem Heizstab und dem zylindrischen Hülsenabschnitt.

In dieser Anordnung sind selbst bei einer Flutgeschwindigkeit von 6,7 cm/s (2 bar) keine Auswirkungen der Blockade auf die Kühlung zu erkennen; es

kommt nicht zur Ausbildung einer zweiten Benetzungsfront und selbst unmittelbar hinter der Blockade ist keine veränderte Kühlung erkennbar. Trotz kleiner noch nicht verstandener Unterschiede in den Temperaturverläufen benetzen die blockierte und die unblockierte Anordnung dort zur gleichen Zeit und aus der gleichen Temperatur.

Danach ist für kleine Blockaden ohne plötzliche Querschnittsänderung im Bündelverband zwar eine wahrscheinlich geringfügige Drosselung des Kühlmitteldurchsatzes, aber keine kühlungsverbessernde Zerstäubungswirkung auf den Wasseranteil zu erwarten.

2.3.3 Einfluß der Abstandshalter

Die in der 5-Stab-Reihe durchgeführten Experimente mit gleichförmiger Blockade aller Unterkanäle lassen direkte Vergleiche mit dem Verhalten von Abstandshaltern zu. Die geometrische Ausbildung eines DWR-Abstandshalters bedeutet hinsichtlich seiner Wirkung auf die Zweiphasenströmung:

- kleinen Einfluß bezüglich Blockadefaktor,
- großen Einfluß bezüglich Form.

Verstärkt wird der Formeinfluß dadurch, daß die senkrecht zueinander angeordneten Abstandshalterbleche sich jeweils im Zentrum von Unterkanälen kreuzen. Ähnlich den bei Lochplatten als Blockadesimulatoren gefundenen Ergebnissen ist die Verbesserung der Kühlung unmittelbar hinter einem Abstandshalter schon bei kleinen Flutraten deutlich. In Abb. 06.01.10/01A-10A sind zwei gemessene Hüllrohrtemperaturen zwischen zwei Abstandshaltern über der Flutzeit aufgetragen. Die Meßstellen liegen in der mittleren Zone maximaler Stableistung. Ihre axiale Zuordnung untereinander und zu den benachbarten Abstandshaltern ist aus der daneben abgebildeten Skizze ersichtlich. Die Flutgeschwindigkeit beträgt 2.8 cm/s, der Systemdruck 4 bar. Die aus diesen Temperaturen und Flutdaten resultierenden Wärmeübergangszahlen sind in Abb. 06.01.10/01A - 10B dargestellt. Wie aus dem Temperaturverlauf bereits ersichtlich, liegt der Bereich der kleineren Wärmeübergangszahl unmittelbar vor Eintritt der Strömung in den oberen Abstandshalter.

Befindet sich zwischen den genannten Meßstellen eine hülsenförmige Blockade von 62 Prozent, ergeben sich bei den gleichen Flutdaten die in Abb. 06.01.10/01A - 11A dargestellten Temperaturtransienten mit den zugehörigen, aus Abbildung -11B ersichtlichen Wärmeübergangszahlen. Ein wesentlicher Unterschied zur unblockierten Anordnung ist nicht erkennbar.

Berücksichtigt man den Abstand der beiden Meßstellen zur Benetzungsfront, indem man auf die in der Abbildung angedeutete Weise den zeitlichen Benetzungsabstand auf den Verlauf vor der Benetzung projiziert, verbleibt im mittleren Bereich der Flutphase ein Unterschied von bis zu 50 % im Wärmeübergang, der dem Einfluß des unteren Abstandshalters zuzuordnen ist. Die Anwesenheit einer oben definierten Blockade ist bei der hier verwendeten Flutgeschwindigkeit von 2.8 cm/s dagegen kaum von Einfluß auf die lokale Kühlung. Den Blockadeeinfluß erkennt man erst an einer weiteren, näher dem oberen Ende der Blockade gelegenen Meßstelle. Er ist außerdem nur während der ersten 90 Sekunden der Flutphase wirksam. Abb. 06.01.10/01A-12 zeigt diesen Verlauf von Oberflächentemperatur und Wärmeübergang 135 mm hinter der Blockademitte während der Anfangsphase des Flutens. Der der Blockade zuzuschreibende Unterschied im Wärmeübergang beträgt hier ca. 10 %.

2.3.4 Messungen zur Bestimmung der Zweiphasenströmung

Die Detektion der transienten zweiphasigen Strömungsbedingungen in den engen Unterkanälen ist außerordentlich schwierig und wurde zunächst auf zwei wesentliche Größen beschränkt:

- lokale Dampfüberhitzung
- lokaler Wasseranteil in Kanalmitte mit weiterer Analyse der Signale in Richtung Tropfenverteilung und -geschwindigkeit.

Die Messung der lokalen Dampfüberhitzung mit Thermoelementen innerhalb der beheizten Zonen des Bündels wird ungenau durch die vorhandene Wärmestrahlung und - bei abgeschirmten Thermoelementen - durch die Wasserabscheidung. Die hier im folgenden beschriebenen Ergebnisse beschränken

sich deshalb zunächst auf Meßwerte außerhalb der beheizten Zonen, jedoch noch innerhalb des oberen Bündelendes. Die Abb. 06.01.10/01A-13A und -13B zeigen die über der Flutzeit aufgetragenen Dampftemperaturen bei Flutgeschwindigkeiten von 2 und 6,7 cm/s. Zum Vergleich sind jeweils die Kastentemperaturen auf dem gleichen Niveau und die Stabtemperatur in der Mittenebene des jeweils unblockierten Bündels eingetragen. Im oberen Teil der Abbildung ist zu erkennen, daß bei kleiner Flutgeschwindigkeit (2 cm/s) die Überhitzungstemperatur des Fluids über einen längeren Zeitraum direkt meßbar ist; das Thermoelement bleibt in den ersten 190 s unbenetzt, obwohl sich Wasserteilchen in der Strömung befinden, wie die kurzzeitige Abkühlung bei etwa 70 s und die Signale der Hochfrequenzsonde, auf die weiter unten eingegangen wird, zeigen. In der zweiten Versuchshälfte ist das Fluidthermoelement überwiegend benetzt, mißt aber auch dort noch an zwei Stellen mit ausreichend langem Abtrocknungsintervall die Dampf-Überhitzungstemperatur. Daß es sich dabei tatsächlich um die Temperatur des mit den Kanalwänden wärmetauschenden Fluids handelt, wird durch den Temperaturverlauf des unbeheizten Kastens untermauert; die Kastentemperatur steigt, nimmt also Wärme aus dem Fluid auf, bis die Fluidtemperatur unter die Kastentemperatur sinkt.

Der untere Teil der Abb. 06.01.10/01A-13 zeigt die Signale der gleichen Meßstellen bei großer Flutgeschwindigkeit. Das Fluidthermoelement im oberen unbeheizten Bündelabschnitt liefert wegen des hohen Wassergehaltes kein verwertbares Überhitzungssignal, obwohl eine Dampfüberhitzung vorhanden war, was an einer hier nicht dargestellten Meßstelle im oberen Plenum und an dem Verlauf der vor der Benetzung nicht abnehmenden Kastentemperatur zu erkennen ist.

Die Messung des lokalen Wasseranteils erfolgt mit Hochfrequenzsonden. Ihr Aufbau, die Meßmethode und die Signalverarbeitung sind in Kap. 06.01.03, PNS 4137 näher beschrieben. Die Sonden sind beständig in Wasser und überhitztem Dampf, sie können deshalb innerhalb der beheizten Zonen des Bündels in Unterkanäle eingebracht werden. Der im Zentrum eines Unterkanals gemessene volumetrische Wasseranteil in drei verschiedenen axialen Ebenen von 1 m Abstand ist in Abb. 06.01.10/01A-14 als Funktion der Flutzeit dargestellt. Zum Vergleich mit dem Flutablauf sind Stabtemperaturen miteingetragen. Der mit einer Flutgeschwindigkeit von 2.8 cm/s und 4 bar Systemdruck durchgeführte Versuch ohne Blockade

zeigt, daß sich ein kleiner Wasseranteil in der Strömung befindet, solange die Benetzungsfront noch weit von der Meßstelle entfernt ist und daß dieser Anteil kurz vor der Benetzung steil ansteigt (Schaumzone).

Die Korrelation der Signale einer Doppelsonde zur Analyse der Tropfenverteilung und -geschwindigkeit wurde begonnen. Es ist noch nicht sicher gestellt, daß die Auswertung über den gesamten Flutbereich möglich ist.

2.3.5 Vergleich einiger FEBA-Ergebnisse mit dem 1. Bündelexperimente in REBEKA

In der 5-Stab-Reihe wurden Experimente mit den Flutparametern des 1. Bündelexperimentes in REBEKA durchgeführt: Systemdruck 4.0 bar, Flutgeschwindigkeit 2.8 cm/s. Variiert wurden

- Blockadefaktor (Hülzenblockade 0, 25, 62 %)
- Stabileistung während des Flutens
 - konstant, wie bei REBEKA
 - zeitabhängig, nach ANS-Standard

Wie in Kap. 2.3.1 und 2.3.2 bereits beschrieben, ist der Einfluß abgerundeter Blockaden bei kleinen Flutraten gering. Die wesentlichen Ergebnisse hinsichtlich Hüllrohrtemperatur und Wärmeübergang aus zwei von 5 Vergleichversuchen mit REBEKA-Versuch 1 wurden in den Abb. 06.01.10/01A-10, -11 und -12 bereits dargestellt. Den Vergleich einer typischen Hülltemperaturtransiente aus FEBA (konstante Leistung, unblockiert) mit der Transiente des Hüllrohres eines nicht blähfähigen Stabes des REBEKA-Tests zeigt Abb. 06.01.10/01A-15A. Beide Meßstellen liegen in vergleichbaren Positionen in Bündelmitte. Die zugehörigen Wärmeübergangszahlen sind aus Abb. 06.01.10/01A-15B ersichtlich. Bezüglich des Gesamtablaufs des Flutvorganges ist Übereinstimmung festzustellen, obwohl Bündelgröße und Stabaufbau in beiden Experimenten etwas verschieden sind. Das REBEKA-Bündel besteht aus 25 Stäben (9 blähfähigen, 16 nicht blähfähigen indirekt elektrisch beheizten Simulatoren) mit dünner, nicht beheizter Kastenvand als Bündelbegrenzung. Die FEBA-Anordnung für diese Tests bestand aus einer Reihe von 5 indirekt elektrisch beheizten Simulatoren ohne

Spalt zwischen Hülle und Wärmequelle. Zur thermischen Simulation von Umgebungsstäben ist die 5-Stab-Reihe von einem 6.5 mm dicken Kasten umgeben, dessen Temperatur am Flutbeginn 500 bis 600°C beträgt.

Der wesentliche Unterschied im Flutvorgang zwischen beiden Experimenttypen ist zu Beginn der Flutphase festzustellen. Er ist bedingt durch die Versuchsbedingungen bei Flutbeginn und die leicht unterschiedlichen Simulator-typen. In /4/ werden die Gründe näher untersucht.

Vergleicht man die hier nicht gezeigten Ergebnisse für konstante und zeitabhängige Leistungsfreisetzung auf der Basis gleicher mittlerer Leistung während des Flutvorganges, ergeben sich keine Unterschiede bezüglich der Flutdauer bis zur Benetzung der letzten Stabposition. Die maximale Hüllrohrtemperatur liegt jedoch erwartungsgemäß bei zeitabhängiger Leistungsfreisetzung und bei den o.g. Flutbedingungen im ersten Drittel der Flutphase im Maximum etwa 40°C höher. Während der restlichen Flutphase ist sie deutlich niedriger als bei konstanter Leistungsfreisetzung.

2.3.6 Untersuchung von Hülsekonzepten als Blockadesimulatoren

Zur Simulation geblähter Brennstäbe mittels einfach aufgebauter, indirekt elektrisch beheizter Brennstabsimulatoren sind verschiedene konstruktive Lösungen denkbar, deren Eigenschaften gegeneinander abgewogen werden müssen. Für eine Untersuchung des Einflusses der Blockade auf die Kühlmittelströmung muß außer der Simulation der äußeren Form der Blockade sichergestellt sein, daß die künstliche Blockade nicht wesentlich früher oder später benetzt, als dies eine echte Hüllrohrbeule tun würde; von der versuchstechnischen Seite muß die künstliche Blockade so beschaffen sein, daß sie leicht auswechselbar ist und der Wärmeabfuhr aus dem Heizstab so wenig zusätzlichen Wärmewiderstand entgegensetzt, daß die Temperatur dort unter einer Grenztemperatur von etwa 1050°C gehalten werden kann.

Zur Simulation geblähter Brennstäbe wurden deshalb Heizstäbe mit aufgesetzten massiven und hohlen Hülse in Betracht gezogen. Die rechnerische Untersuchung, die in Kap. 3 beschrieben ist, ergab, daß eine hohle Hülse einen geeigneten Kompromiß darstellt. Die experimentelle Untersuchung der hohlen Hülse bestätigte die Rechnungen und zeigte ein gutes Betriebs-

verhalten des Konzeptes. Die gewählte Wandstärke von 1 mm erlaubt die Instrumentierung mit Thermoelementen und Wärmestromfühlern. Der mit überhitztem Dampf gefüllte Spalt zeigt Wärmedurchgangszahlen, die den aus der Literatur bekannten Werten für geblähte Brennstäbe weitgehend entsprechen. Abb. 06.01.10/01A-16 zeigt den gemessenen Verlauf der Hülse-temperatur im Vergleich zur Temperatur der darunter liegenden Heizstab-oberfläche und der Temperatur des umgebenden Kastens auf gleichem axialem Niveau. Die zulässige Zentraltemperatur der Heizstäbe wird bei den un-günstigen Flutbedingungen von 2 cm/s Flutgeschwindigkeit und einem System-druck von 2 bar in etwa erreicht. Die gewählte Art der Befestigung er-laubt eine gute Auswechselbarkeit und oder die nachträgliche Montage auf Heizstäbe, die in unblockierten Anordnungen eingesetzt waren.

3. Begleitende Rechnungen

Bei der Untersuchung von Einzeleffekten der Kühlung von Brennstäben in der Flutphase ist die jeweilige Simulationsqualität der gewählten Versuchsein-richtung zu überprüfen. Hierfür eignen sich Rechenmodelle, die auch für die Auswertung der Experimente benutzt werden. Auf dieser Basis wurden im Berichtszeitraum zwei Probleme der Simulationsqualität bearbeitet:

- Die Simulation geblähter Brennstäbe durch Heizstäbe mit aufgesetzten massiven bzw. hohlen Hülseu bezüglich ihrer Wirkung auf die Thermo-hydraulik; und allgemein
- Die Simulation von unverformten Brennstäben durch isolierte, elektrisch beheizte Stäbe verschiedenen Aufbaus hinsichtlich ihres momentanen und integralen Einflusses auf den Flutvorgang.

Das letzte Problem ist noch nicht abschließend behandelt, deshalb beschränkt sich die Ergebnisdarstellung hier auf die Simulation geblähter Brennstäbe.

Rechenverfahren:

Ausgehend von Meßdaten verschiedener FEBA-Experimente und den für Flutge-schwindigkeiten von 2, 5 und 7 cm/s bei 4,5 bar Systemdruck ermittelten Wärmeübergangszahlen werden den gleichen thermischen Bedingungen unter-

worfen:

- Brennstab, unverformt, mit Sollabmessungen
- Brennstab, gebläht, mit ca. 30 % Hüllrohrdehnung, entsprechend einem Blockadefaktor von 62 %
- Heizstab, glatt
- Heizstab mit aufgesetzter massiver Hülse (Beule)
- Heizstab mit aufgesetzter hohler Hülse (Beule) von 1 mm Wandstärke und 0,8 mm Spalt

Die eindimensionale instationäre Berechnung des Wärmeleitproblems nach /5/ und /6/ ergibt die in Abb. 06.01.10/01A-17 dargestellten transienten Oberflächentemperaturen auf einer Brennstabbeule bzw. auf einer hohlen und einer massiven Hülse. Die angegebenen Wärmeübergangstransienten $\alpha_{\text{Fluid}} = \text{WUEZ } 3,2,1$ entsprechen Werten aus Versuchen mit 4,5 bar Systemdruck und 6.7, 5 und 2 cm/s Flutgeschwindigkeit. Es zeigt sich, daß bei 6.7 und 5 cm/s Flutgeschwindigkeit die hohle Hülse den geblähten Brennstab sehr gut simuliert. Bei 2 cm/s Flutgeschwindigkeit (WUEZ 1) macht sich die größere Wandstärke der hohlen Hülse aus NiCr 80/20 gegenüber der dünneren Zircaloyhülle eines Brennstabes vor allem in der 1. Hälfte der Flutphase bemerkbar. In allen Fällen, vor allem aber hier, kann die Simulationsqualität falls erforderlich durch kleinere Hülsewandstärken weiter verbessert werden. Betrachtet man den Gesamtverlauf des Flutvorganges, zeigt sich, daß auch die massive Hülse (Beule) den Verlauf der Oberflächentemperatur relativ gut simuliert. Hinsichtlich ihres thermischen Einflusses auf die Strömung liefert sie eher konservative Ergebnisse.

4. Offene Probleme und weiteres Vorgehen

Aufgrund der bisherigen Ergebnisse aus der 5-Stab-Reihe mit plattenförmigen und hülsenförmigen Blockaden verbleiben für die Untersuchungen in einem 5x5-Bündel zwei Schwerpunkte:

- Quantifizierung der in der 5-Stab-Reihe mit Zwangsdurchsatz und teilweiser Blockade aller Unterkanäle erzielten Ergebnisse.

- Umströmungsversuche von teilweise bis ganz blockierten Querschnitten in restlich unblockierten Bündeln.

In parallel geschalteten blockierten und unblockierten Bündelquerschnitten verbleiben 2 Bereiche, die der näheren Untersuchung bedürfen:

- Bereich unmittelbar vor der Blockade:

Hier kann es bei kleinen Flutgeschwindigkeiten und größerer radialer Erstreckung einer Blockade mit großem Blockadefaktor zu Tropfen-separation kommen. Die in der Stauzone abnehmende Dampfgeschwindigkeit führt zu geringerem Wassermitriß und größerer Dampfüberhitzung.

- Bereich nach der Blockade:

Die bereits in /2/ beschriebenen Effekte der Zweiphasenströmung hinter der Blockade, Wirbelbildung und Tropfenrückfall, jeweils verbunden mit Tropfenzerstäubung, sind hinsichtlich ihres Einflusses zu trennen. Dies wird zunächst in der 5x5-Anordnung mit eingeschränkten Verhältnissen unblockierter zu blockierter Bündelquerschnitte untersucht.

Die Iteration zu größeren Bündelanordnungen erfolgt anschließend in einem Bündel mit bis zu 50 Stäben bei abnehmender Anzahl von Parametervariationen. Diese Erweiterung gegenüber der ursprünglichen Zielsetzung wurde notwendig, da an anderer Stelle geplante Anschlußexperimente mit blockierten Kühlkanälen in größeren Bündeln in absehbarer Zeit nicht durchgeführt werden.

4.1 FEBA-Testmatrix

5x5-Bündel, Beginn der Experimente in 1978

- Basistests
- Abstandshaltereinfluß ohne Blockade
- Durchströmung und Umströmung von Blockaden

Blockadearten: Platte, Hülsen

Blockadefaktor: 62 % - 90 %, 100 % bei Teilblockade

Gesamtzahl der Tests: ca. 50, Flutparameter wie 5-Stab-Reihe

50-Stab-Bündel, Beginn der Experimente Ende 1979

Stabanordnung und Parameterauswahl sind noch zu spezifizieren.

5. Literatur

/1/ PNS-Halbjahresbericht 1977/2

KFK 2600, April 1978

/2/ PNS-Halbjahresbericht 1977/1

KFK 2500, Dezember 1977

/3/ P. Ihle, S. Malang, K. Rust

"Reflood Experiments with Bundles of Ballooned Rods"

I. Mech. E.-Conf. "Heat and Fluid Flow in Water Reactor Safety,
Sept. 1977, Manchester, GB

/4/ K. Rust, K. Wiehr, P. Ihle

"Wärmeübergang in einem 5x5-Stabbündel während der Wiederauffüll- und
Flutphase eines Kühlmittelverluststörfalles"

September 1978 (in Vorbereitung)

/5/ S. Malang

HETRAP: A Heat Transfer Analysis Program.

ORNL-TM-4555, Sept. 1974

/6/ K. Rust, S. Malang, W. Götzmann

PEW - Ein Fortran IV Rechenprogramm zur Bereitstellung physikalischer
Eigenschaften von Werkstoffen für LWR-Brennstäbe und deren Simulatoren
KFK-Ext. 7/76-1

/7/ S. Malang, K. Rust

Simulation von nuklearen Brennstäben durch elektrisch beheizte Stäbe
Juli 1978 (unveröffentlicht)

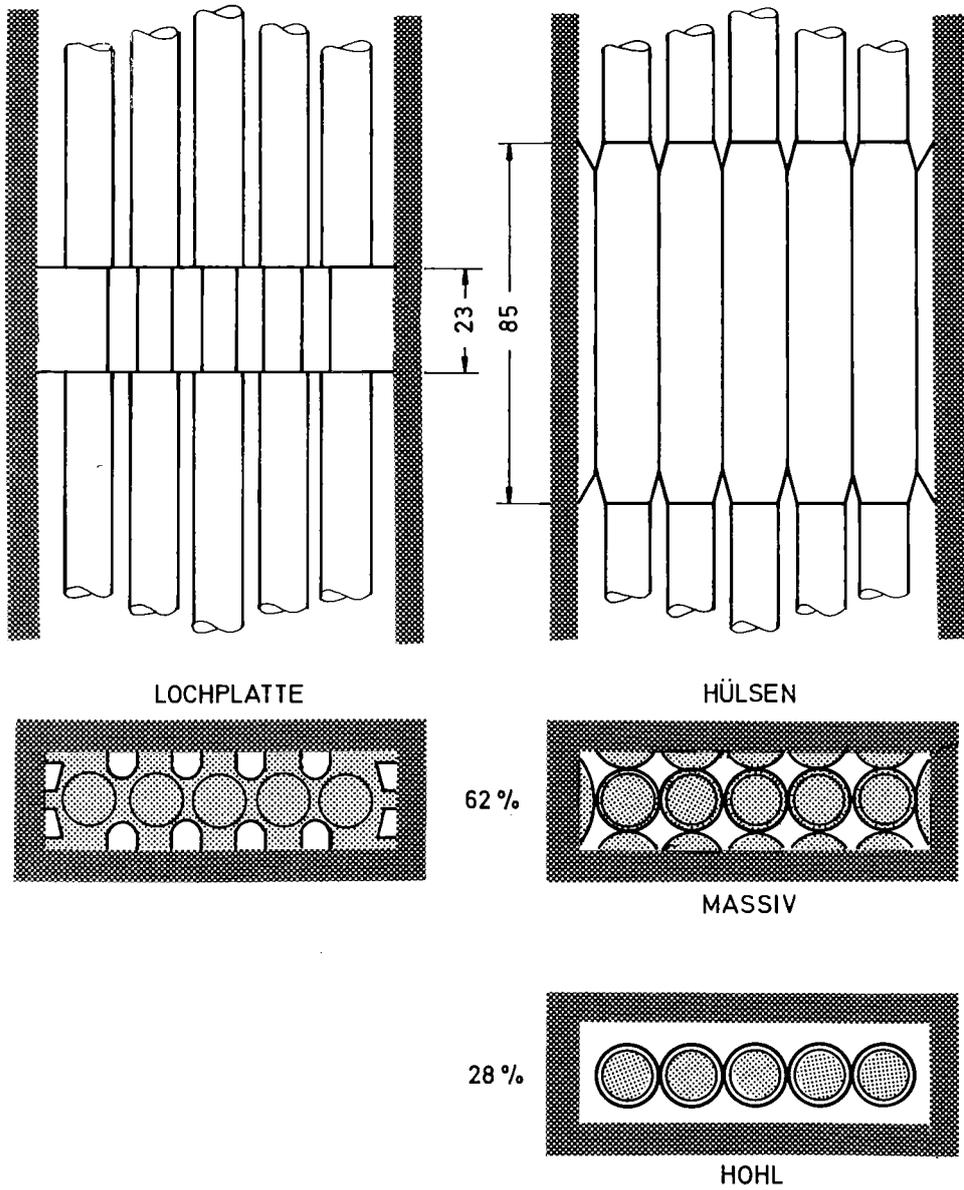


Abb. 06.01.10/01A-1 FEBA-Blockadesimulation zur Untersuchung des Einflusses der Form von Blockaden auf die Kühlung während der Flutphase

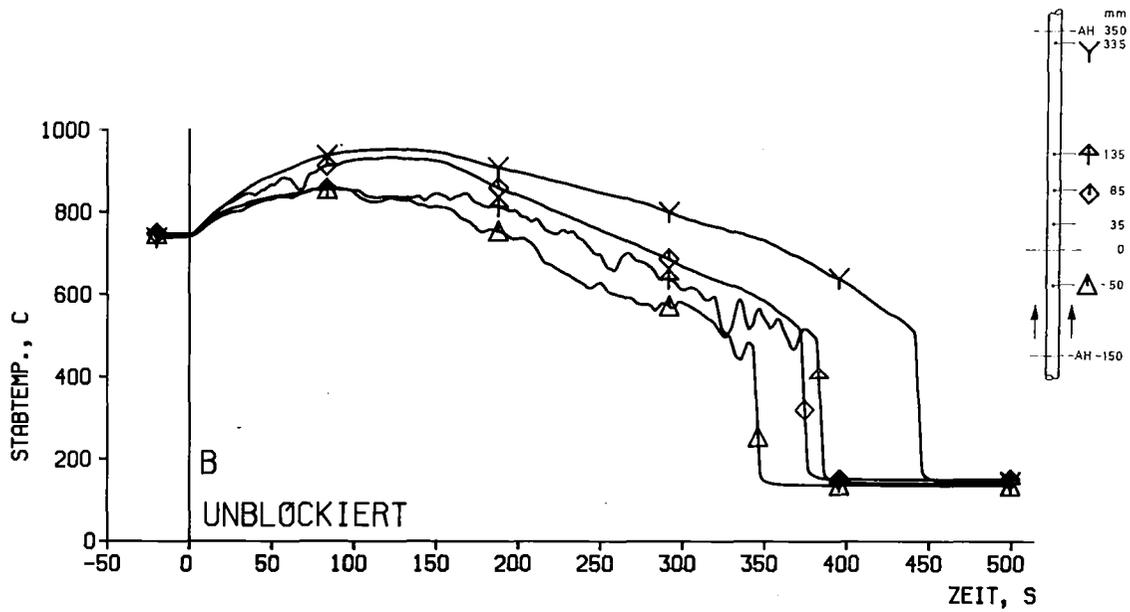
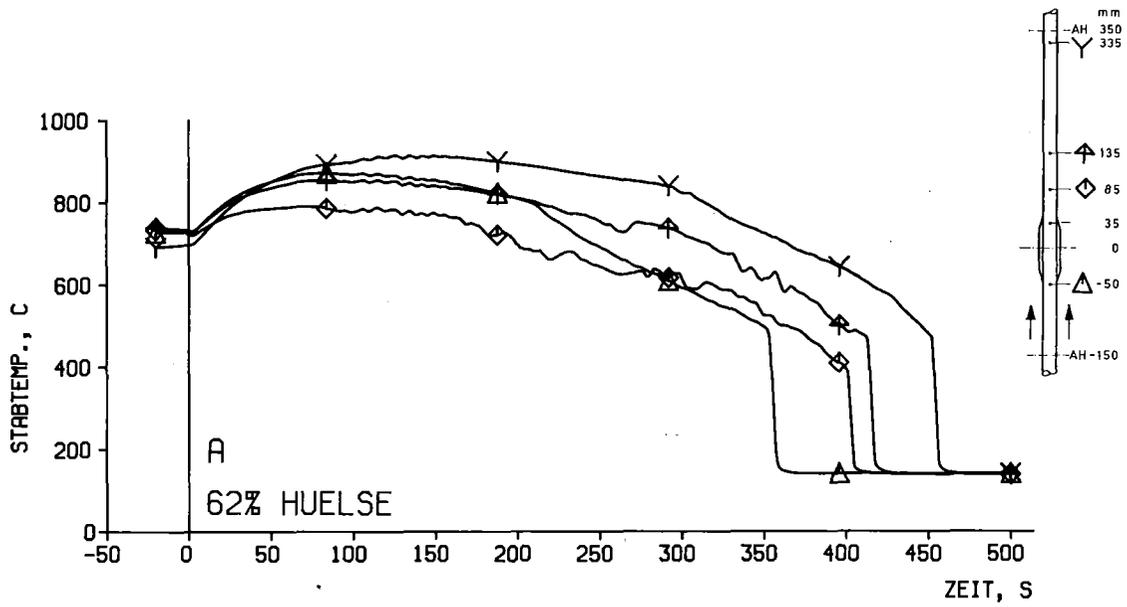


Abb. 06.01.10/01A-2 Axiale Benetzungsfolge im Blockadebereich
Flutgeschw.: 2 cm/s; Druck: 3.5 bar
A 62 % Hülsen-Blockade (Vers. 140)
B unblockiert (Vers. 169)

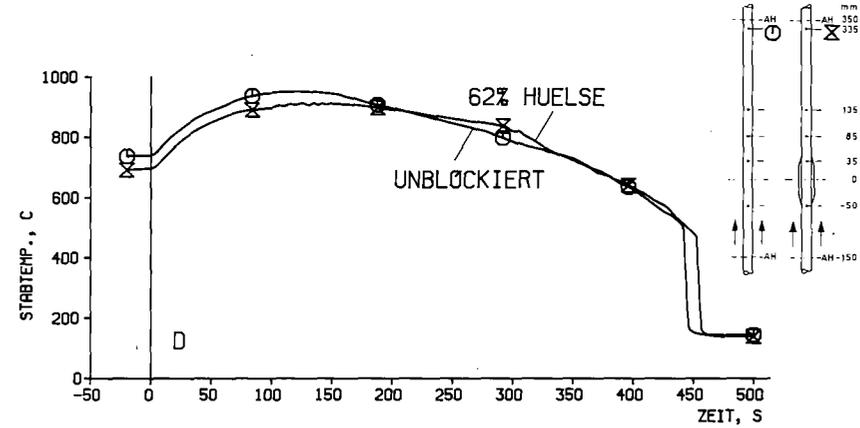
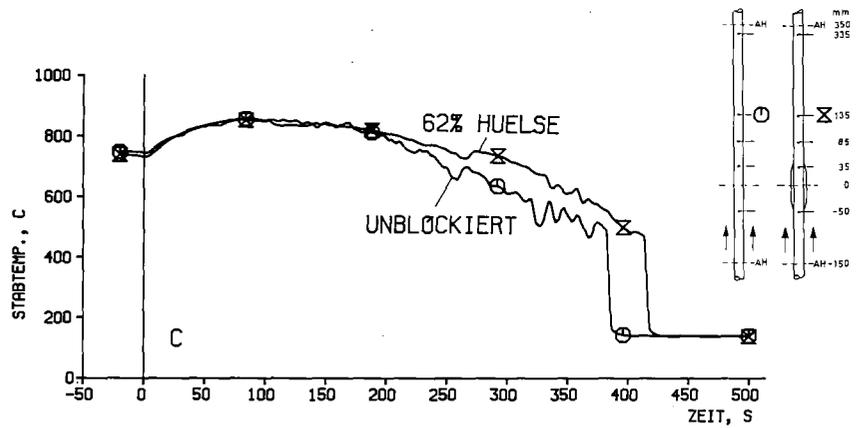
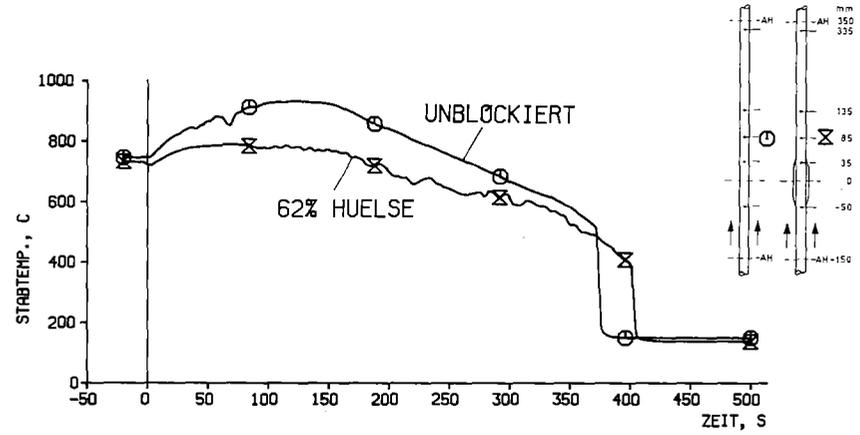
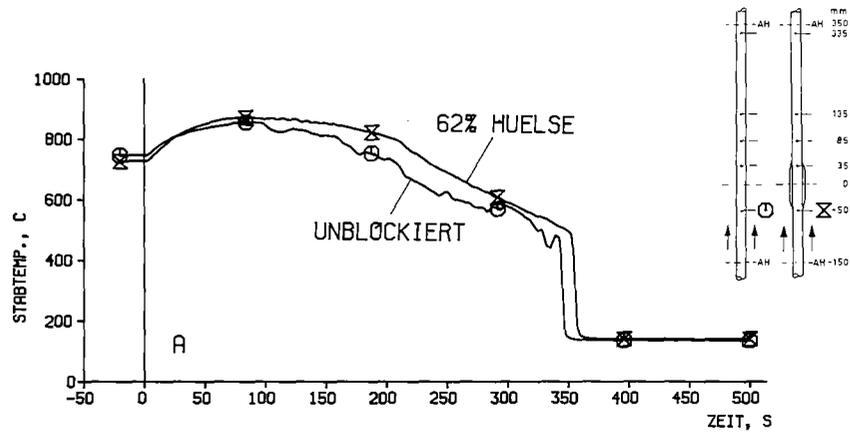


Abb. 06.01.10/01A-3 Effekt der 62%-Hülsen-Blockade
 an 4 Meßstellen im Blockadebereich
 Flutgeschw.: 2 cm/s; Druck:3.5 bar
 A vor der Blockade
 B - D hinter der Blockade

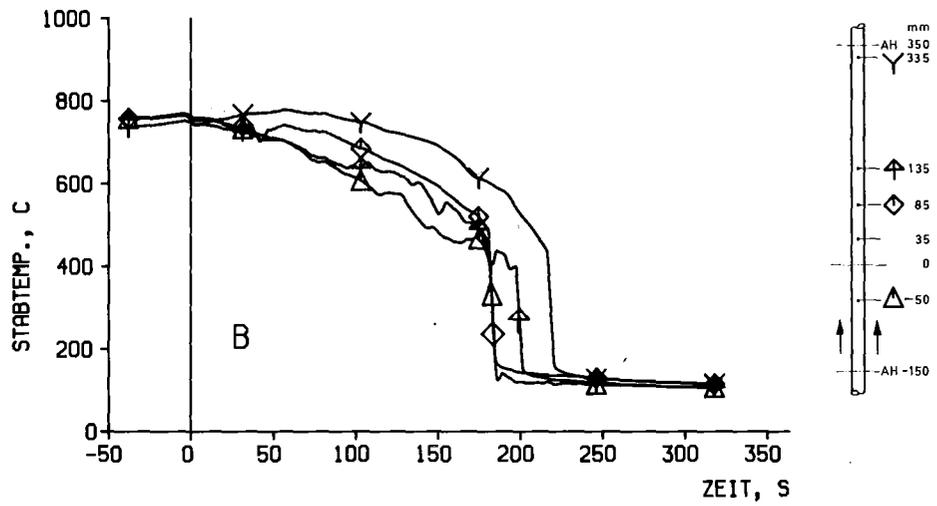
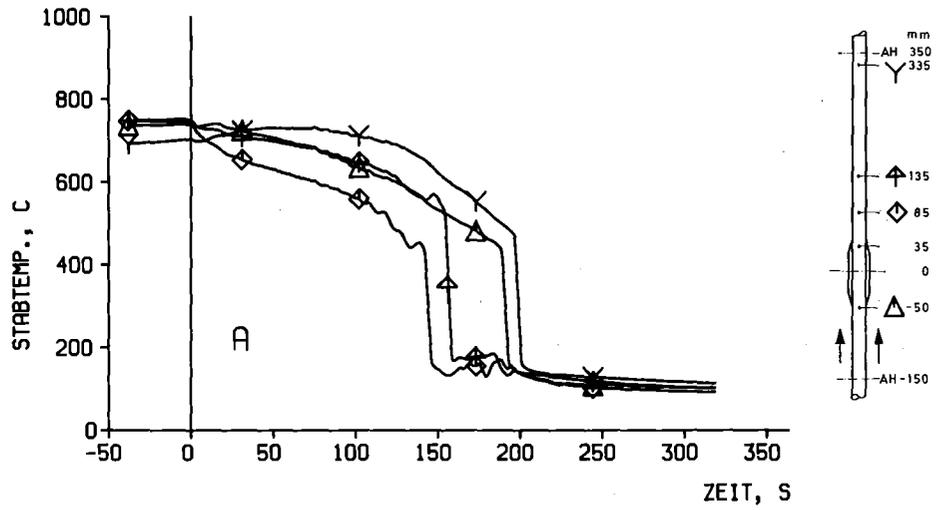


Abb. 06.01.10/01A-4 Axiale Benetzungsfolge im Blockadebereich
 Flutgeschw.: 6.7 cm/s; Druck:3.5 bar
 A 62 % Hülsen-Blockade (Vers. 144)
 B unblockiert (Vers. 167)

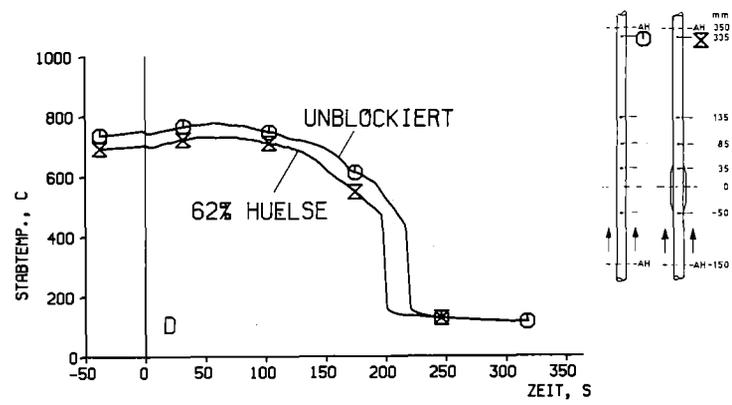
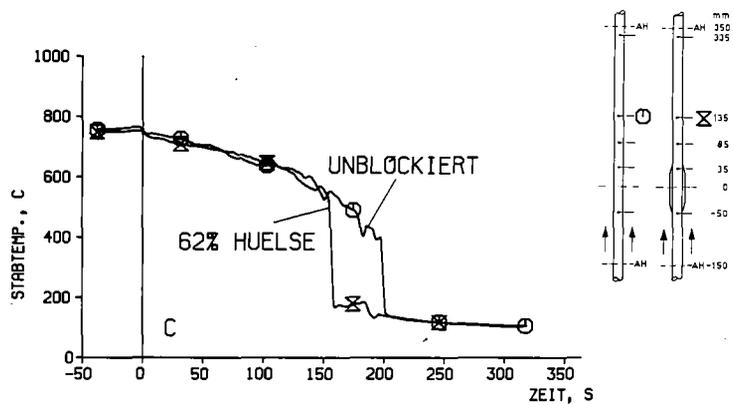
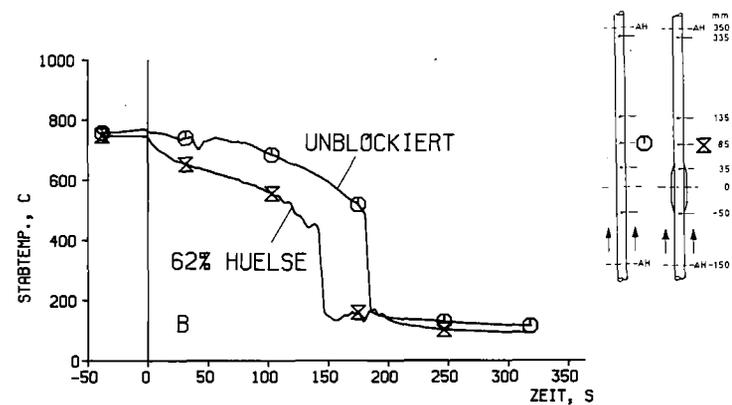
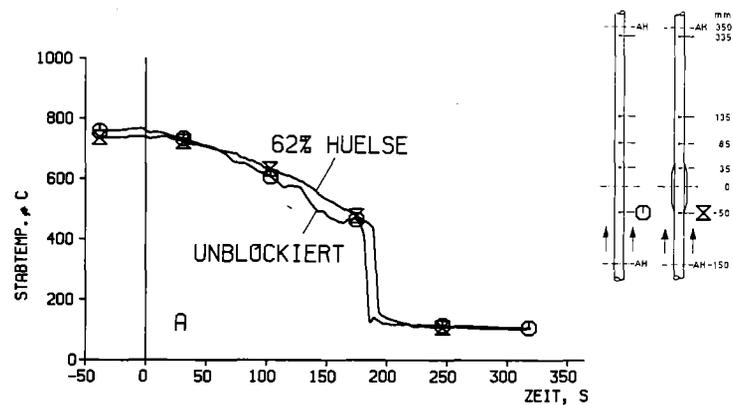


Abb. 06.01.10/01A-5 Effekt der 62%-Hülsen-Blockade
 an 4 Meßstellen im Blockadebereich
 A vor der Blockade
 B - D hinter der Blockade

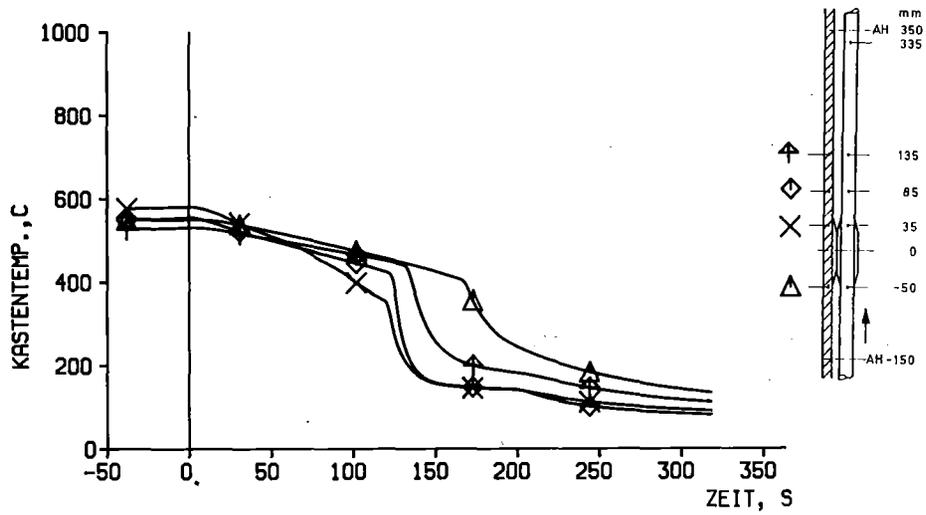


Abb. 06.01.10/01A-6 Temperaturen am Kasten im Blockadebereich
 Flutgeschw.: 6.7 cm/s; Druck: 3.5 bar
 62 % Hülsen-Blockade (Vers. 144)

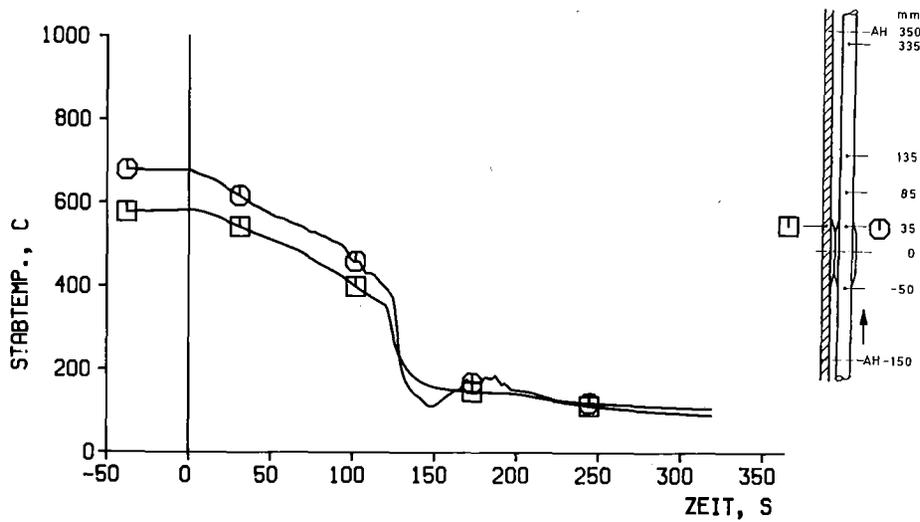


Abb. 06.01.10/01A-7 Vergleich von Stab- u. Kastentemperaturen
 am oberen Blockaderand
 Flutgeschw.: 6.7 cm/s; Druck: 3.5 bar
 62 % Hülsen-Blockade (Vers. 144)

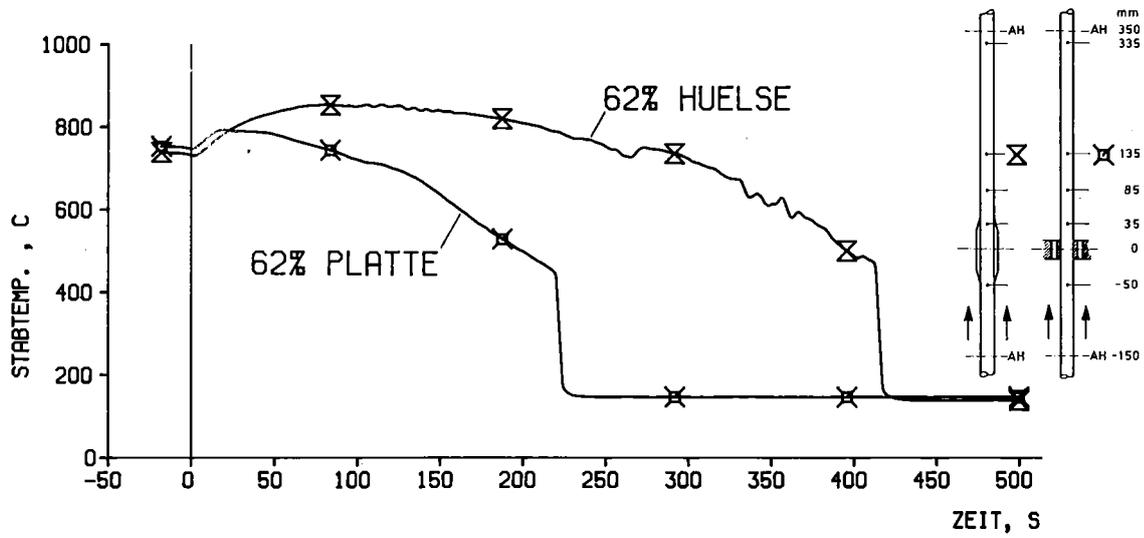


Abb. 06.01.10/01A-8 Einfluß der Blockadeform
 Flutgeschw.: 2 cm/s; Druck: 3.5 bar
 (Versuche 70 und 140)

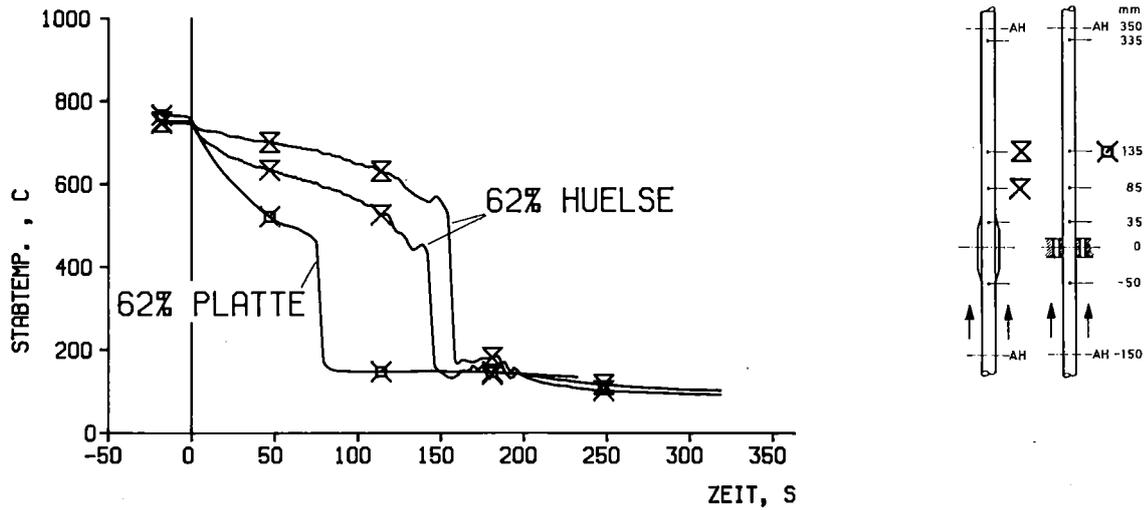


Abb. 06.01.10/01A-9 Einfluß der Blockadeform
 Flutgeschw.: 6.7 cm/s; Druck: 3.5 bar
 (Versuche 72 und 144)

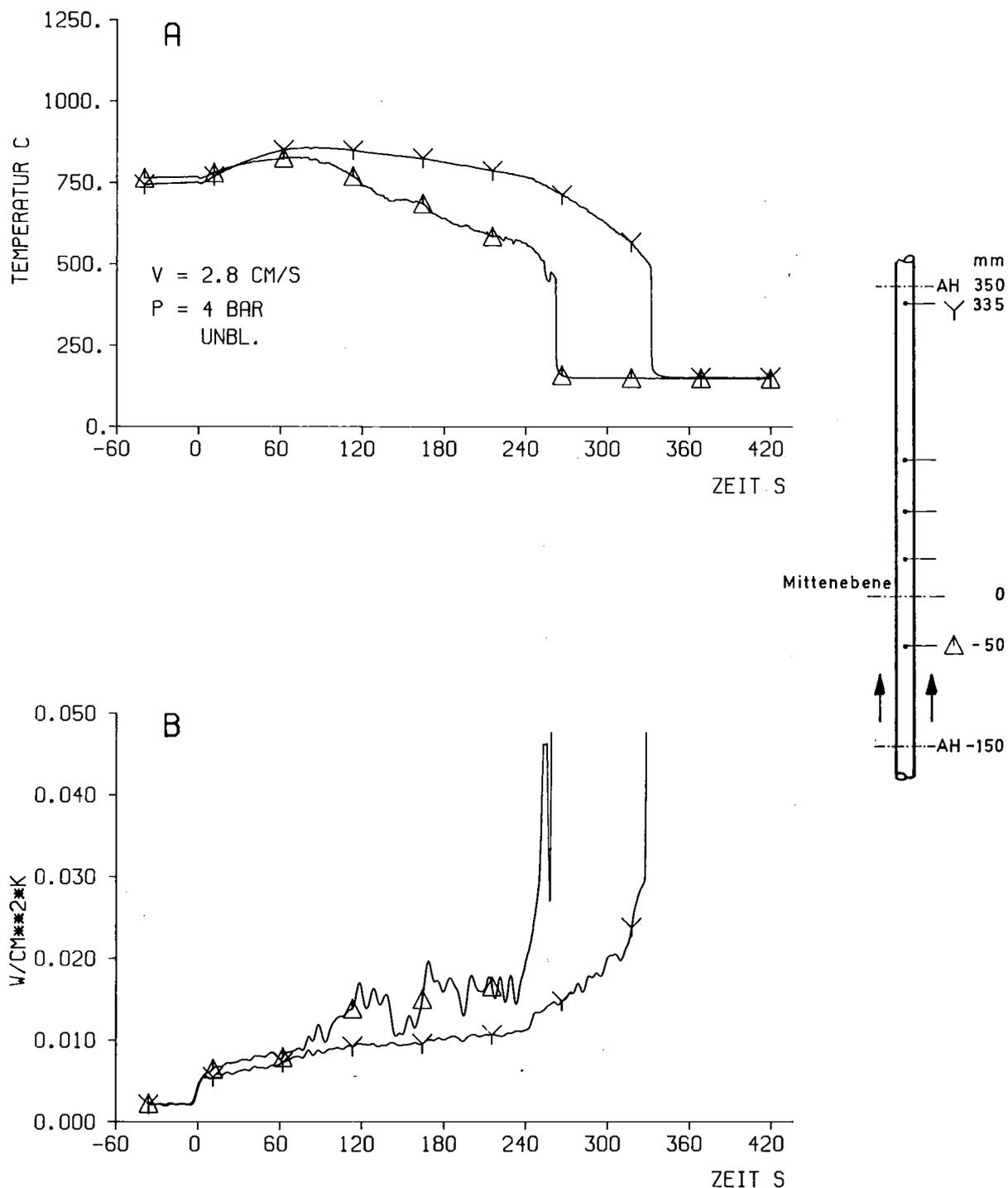


Abb. 06.01.10/01A-10 Stabhüllentemperaturen und Wärmeübergang zwischen zwei Abstandshaltern
 Flutgeschw.: 2.8 cm/s; Druck: 4.0 bar, unblockiert, Stableistung konst.
 max. 6.2 W/cm² (Versuch 162)

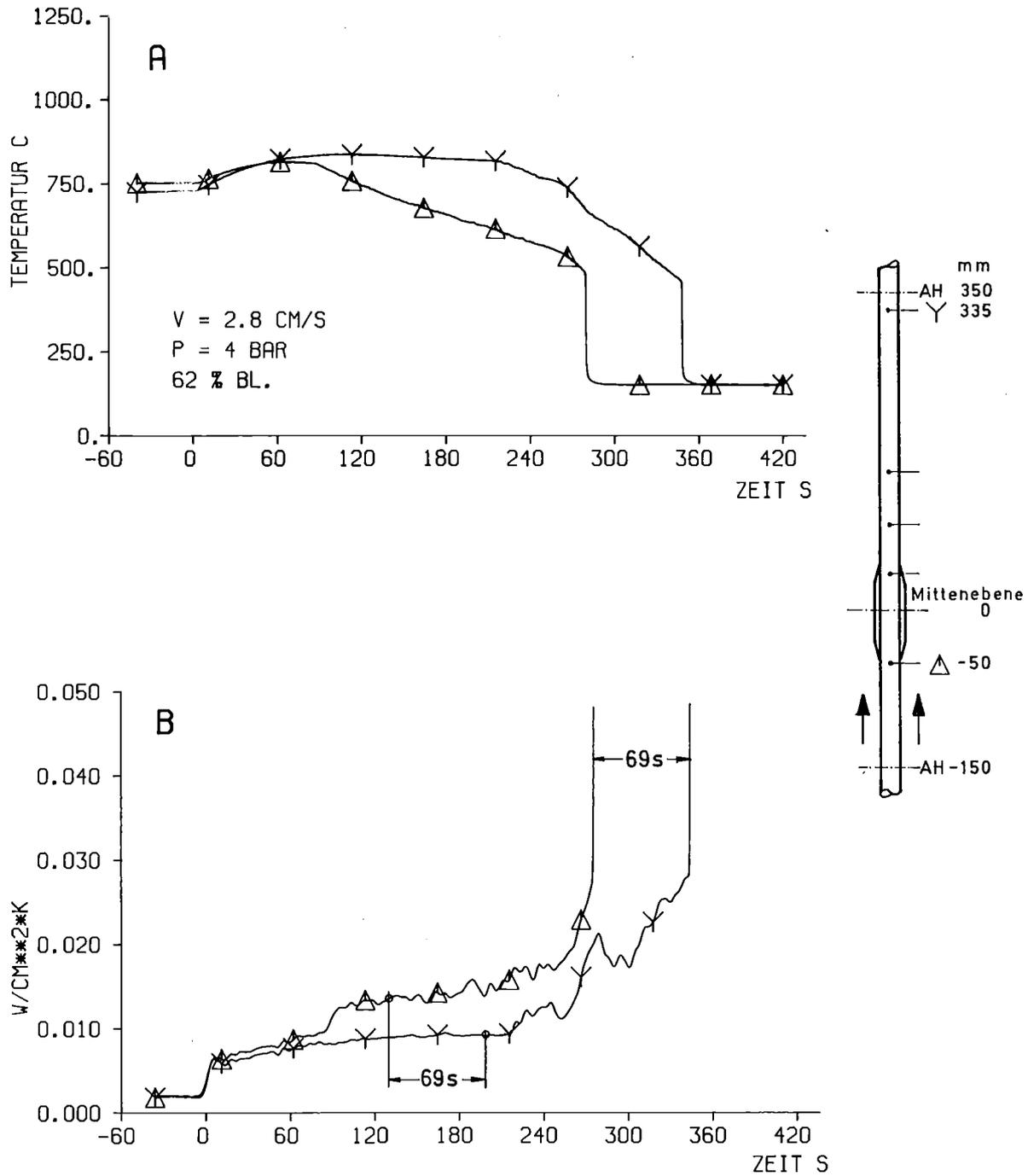


Abb. 06.01.10/01A-11 Einfluß von Abstandshaltern auf Stabhüllentemperaturen und Wärmeübergang
 Flutgeschw.: 2.8 cm/s; Druck: 4.0 bar
 62 % Hülsen-Blockade; Stableistung
 konst. max. 6.2 W/cm² (Versuch 152)

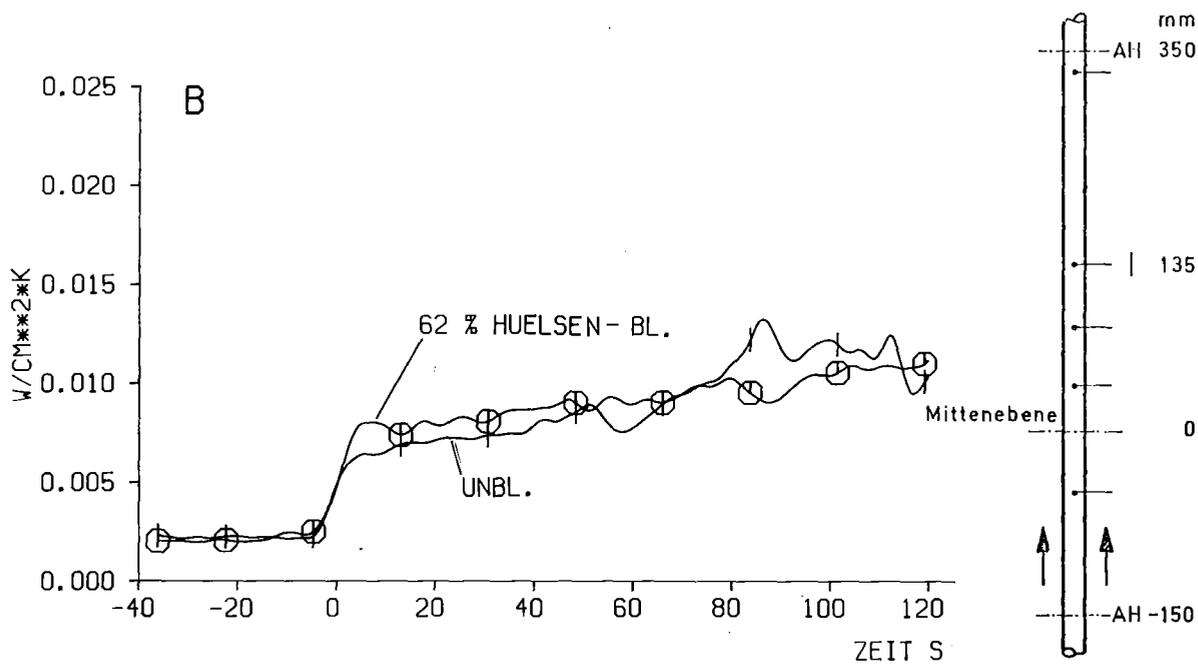
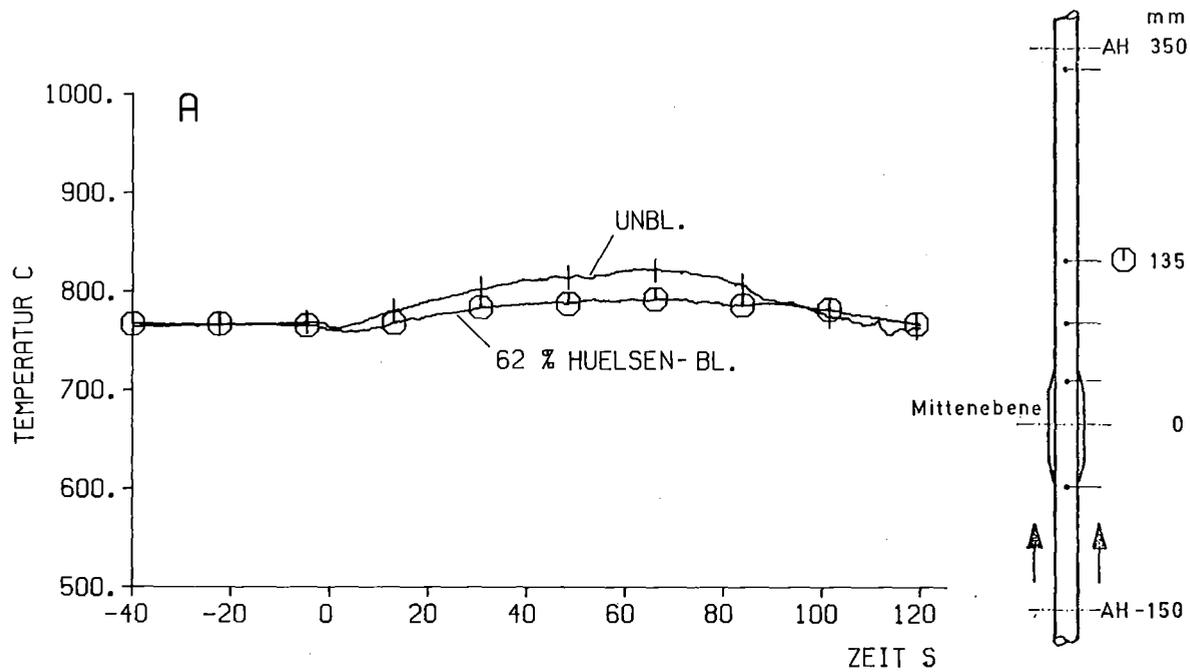


Abb. 06.01.10/01A-12 Einfluß einer 62% Hülsen-Blockade auf Stabhüllentemperatur und Wärmeübergang zu Beginn der Flutphase
 Flutgeschw.: 2.8 cm/s; Druck: 4.0 bar;
 Stableistung konst. max. 6.2 W/cm²
 (Versuch 152 und 162)

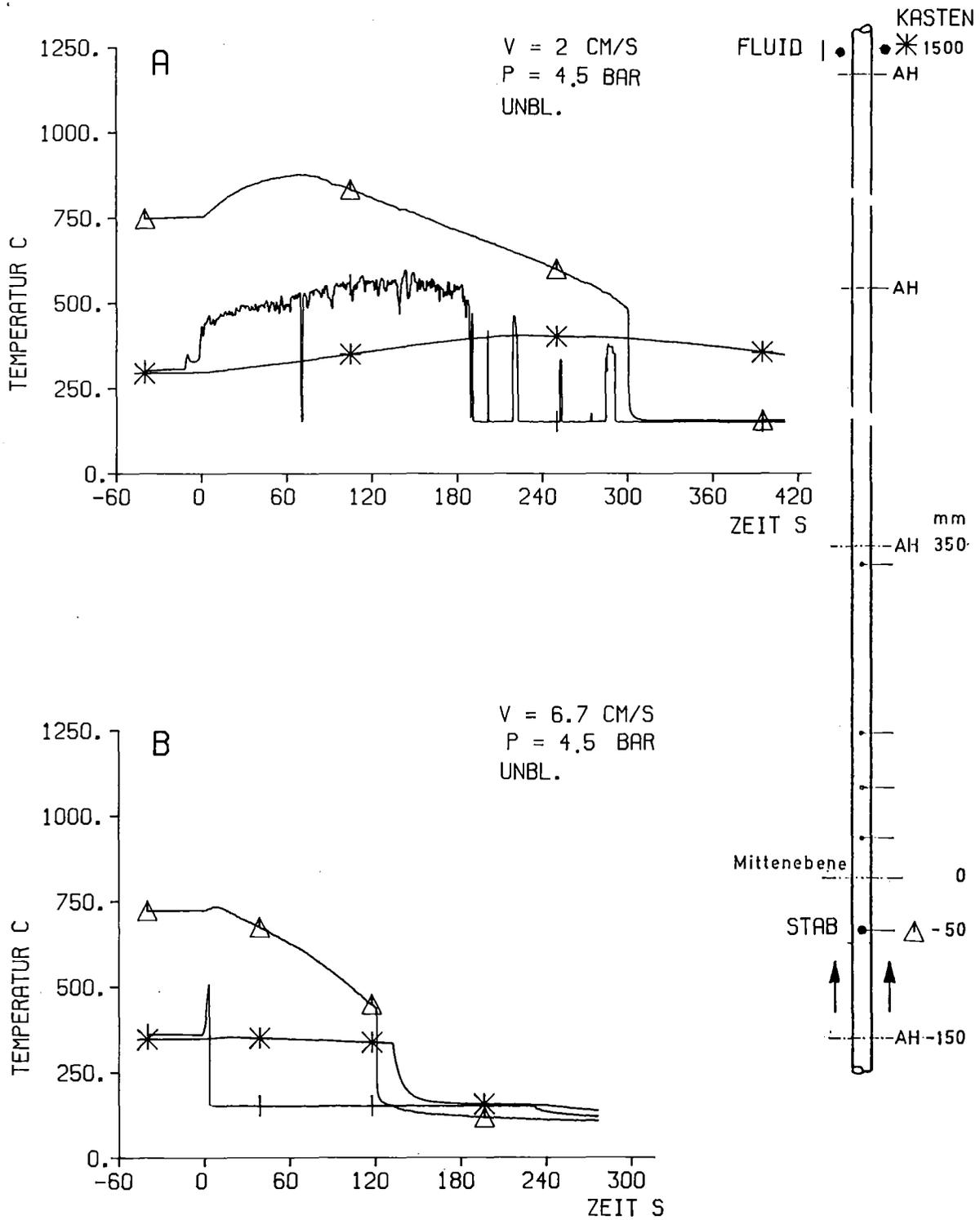


Abb. 06.01.10/01A-13 Dampfüberhitzung innerhalb des oberen unbeheizten Bündelendes
 A Flutgeschw.: 2 cm/s; Druck: 4.5 bar; unblockiert (Versuch 177)
 B Flutgeschw.: 6.7 cm/s; Rest wie A (Versuch 175)

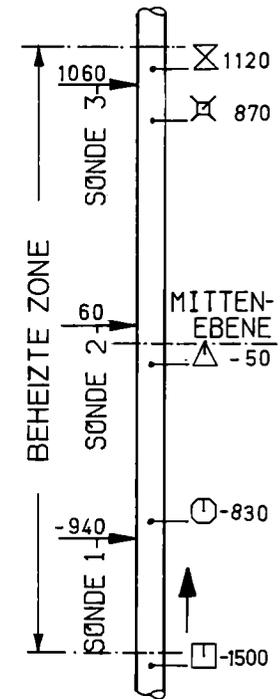
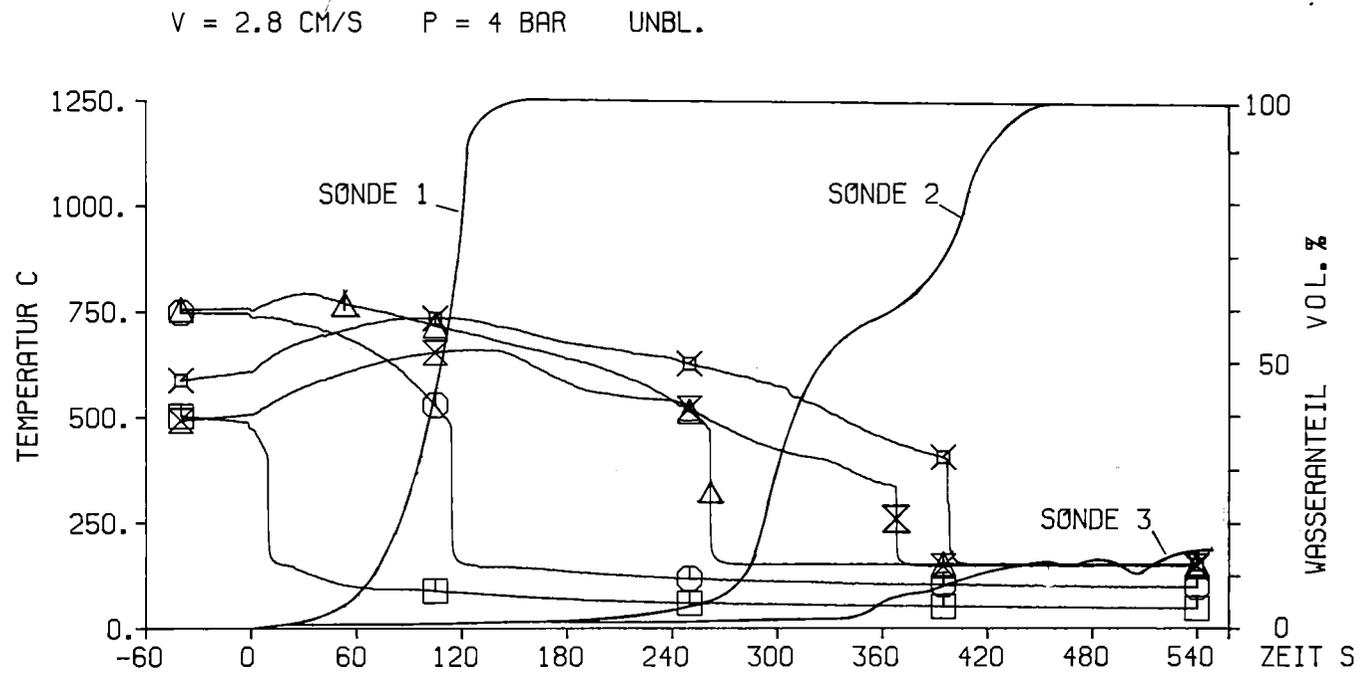


Abb. 06.01.10/01A-14 Vergleich des lokal gemessenen vol. Wasseranteils in drei axialen Ebenen mit Stabhüllentemperaturen längs der Bündelachse
 Flutgeschw.: 2.8 cm/s; Druck: 4.0 bar; unblockiert, Stabileistung konst. max. 6.2 W/cm² (Versuch 180)

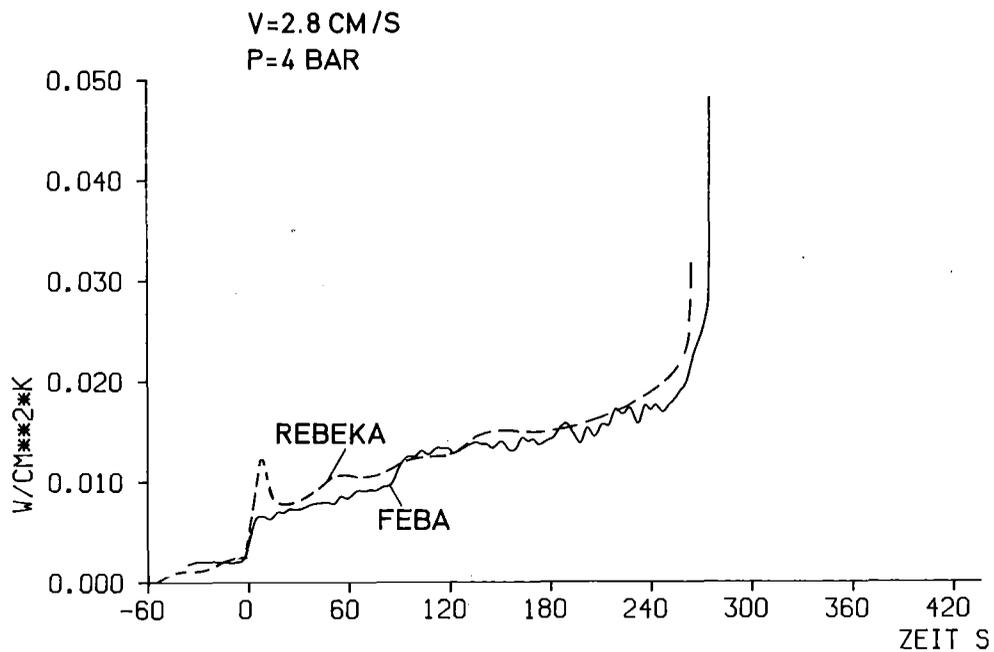
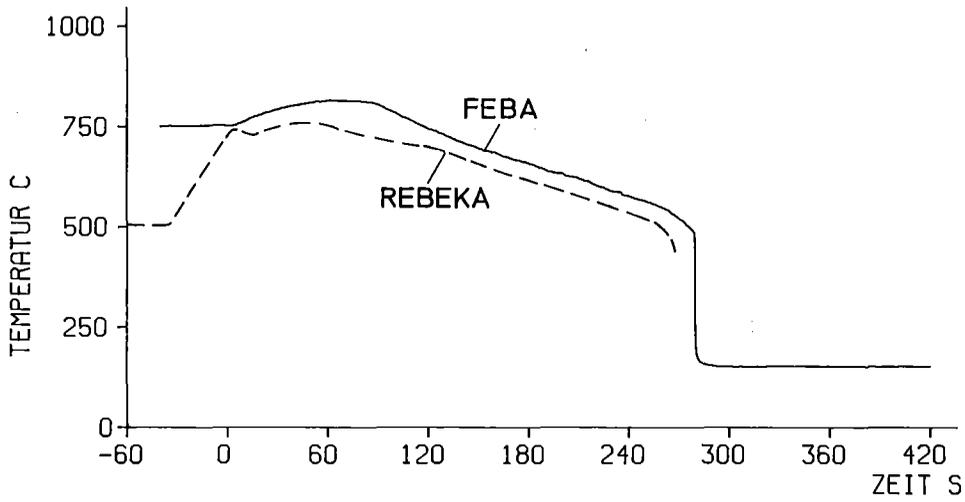


Abb. 06.01.10/01A-15 Vergleich der Stabhüllentemperatur- und Wärmeübergangstransienten in Bündelmitte
Flutgeschw.: 2.8 cm/s; Druck:4.0 bar,
Stableistung konst. max. 6.2 W/cm²
REBEKA 5x5-Bündel (1. Bündelversuch)
FEBA 1x5-Bündel in dickwand.Kasten (Versuch 152)

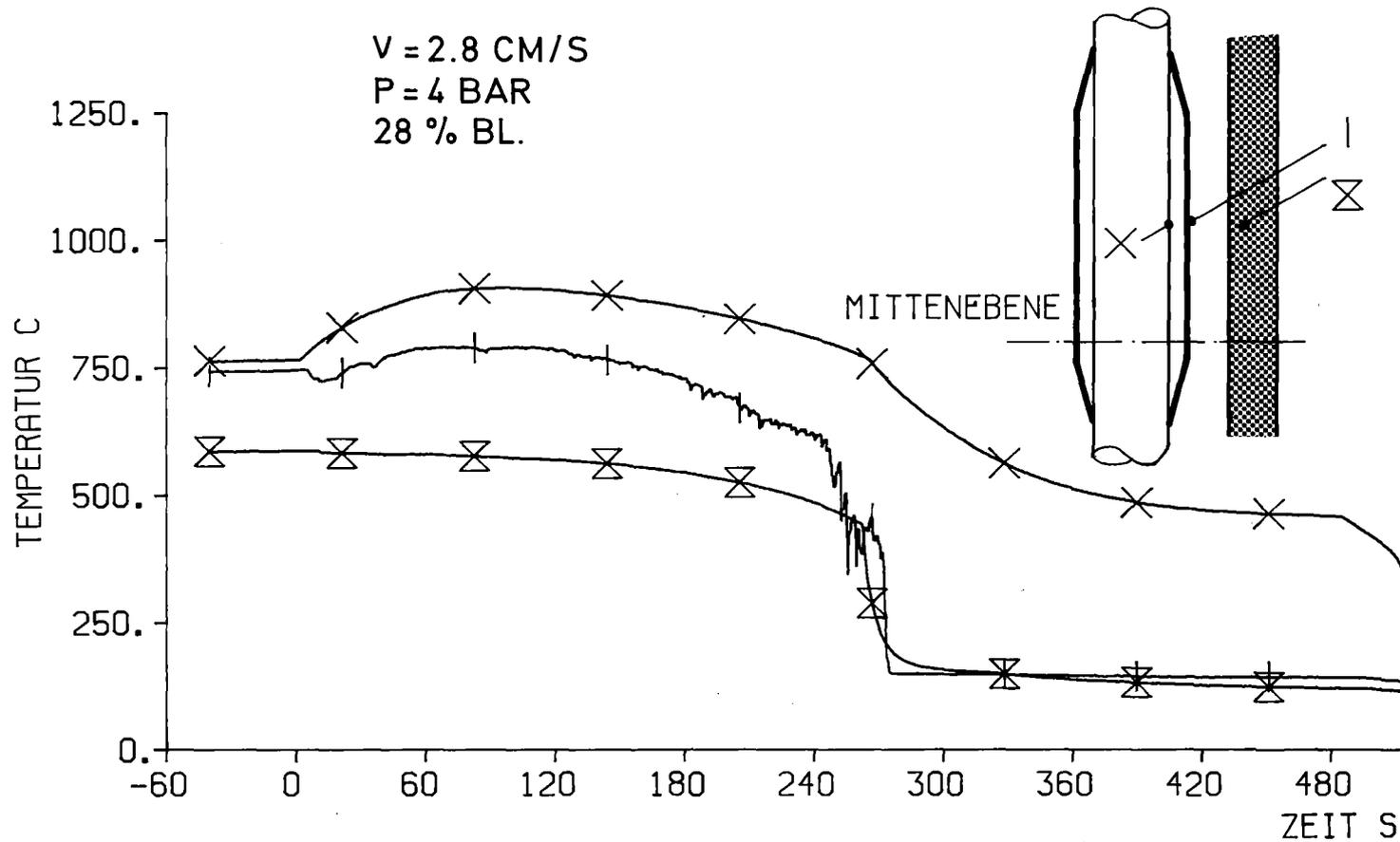


Abb. 06.01.10/01A-16 Temperaturen in Stabhüllen, hohler
 Blockadehülse und Kasten nahe der
 Mittenebene der 1x5-Anordnung
 Flutgeschw.: 2.8 cm/s; Druck: 4.0 bar,
 28 % Hülzenblockade; Spaltweite 0.8 mm
 (Versuch 182)

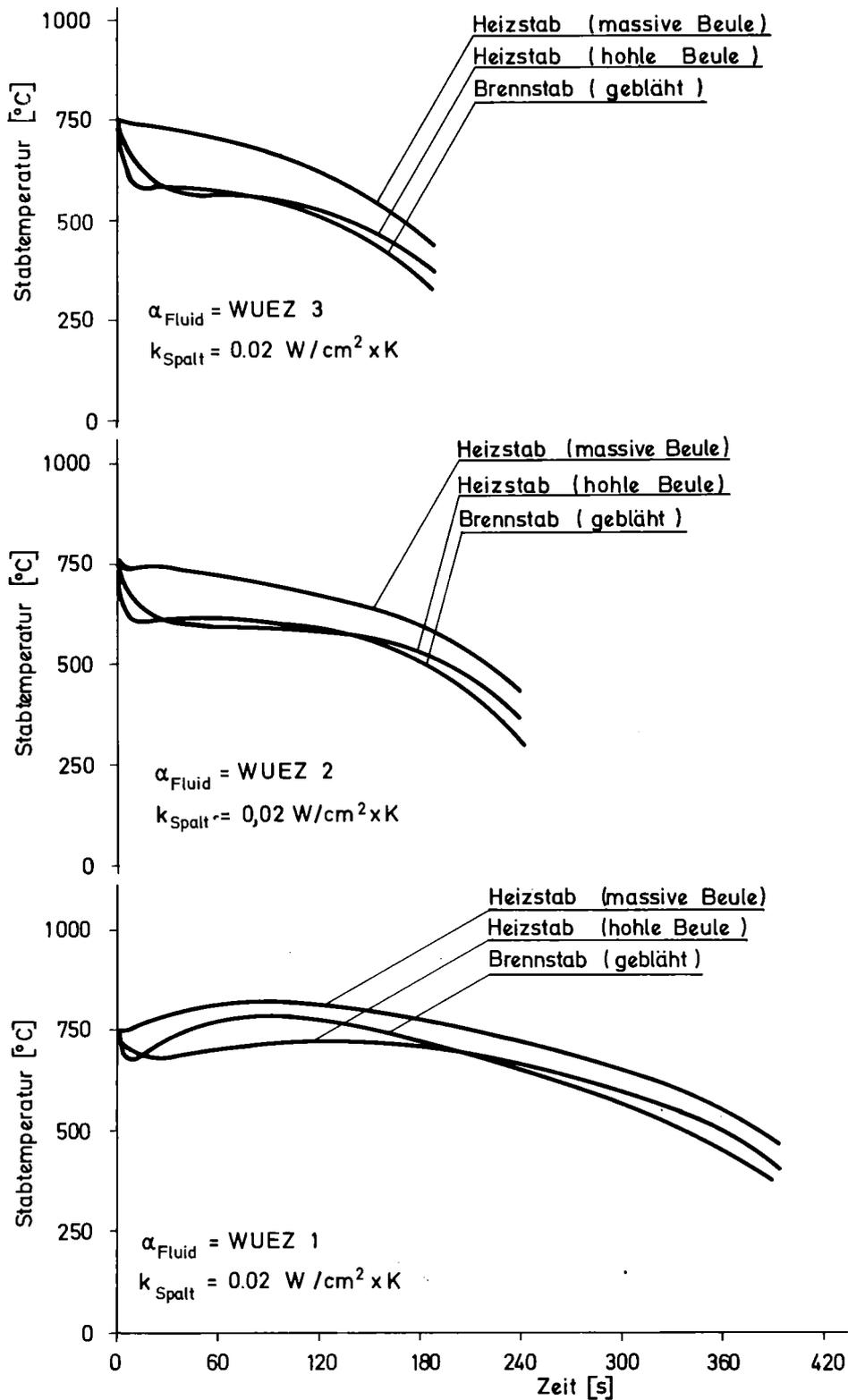


Abb. 06.01.10/01A-17 Einfluß des Staubaufbaus und der Flutgeschwindigkeit auf den Verlauf der Oberflächentemperaturen auf Brennstab- und Heizstabbeulen
Wärmeübergangstransienten aus Versuchen 164,165 u.166

Seite

06.01	SICHERHEIT UND UMGEBUNGSSCHUTZ VON KKW	
	PNS-Teilprojekt 4300 - Ablauf und Beherrschung von LWR-Kern- schmelzenunfällen	
06.01.11	Reaktions-, Freisetzungs- und Aerosolverhalten beim Kernschmelzen	4300-1
06.01.12	Abschmelzverhalten von Brennstäben und Simulation großer Kernschmelzen	4300-29
06.01.13	Modellentwicklungen zur analytischen Beschreibung von Kernschmelzenunfällen	4300-59

06.01.11 Reaktions-, Freisetzungs- und Aerosolverhalten beim
 Kernschmelzen

06.01.11/01A Untersuchungen zur Wechselwirkung von Spaltprodukten und
PNS 4311 Aerosolen in LWR-Containments
 (W. Schöck, H. Bunz, C. Sack, LAF I)

1. Stand des NAUA-Modells

Die schon in [1] erwähnte Programmversion Mod3 wurde fertiggestellt und an einer Reihe von Fällen getestet. Sie unterscheidet sich von der Version Mod2 dadurch, daß nun Feststoff- und Naßanteil des Aerosols getrennt über sämtliche Teilchengrößen bilanziert werden. Der Formalismus zur Beschreibung der Koagulation und der Kondensation wurde dadurch etwas komplexer; am Prinzip, wie es aus der in [1] beschriebenen Gleichung hervorgeht, wurde jedoch nichts geändert.

Ebenfalls zusätzlich zu Mod2 erlaubt der Modul zur Berechnung der Kondensation auch eine größenabhängige Wiederverdunstung der Tröpfchen, so daß eine Umverteilung der Tröpfchenmassen zwischen den einzelnen Größen möglich ist und die Berechnung einer eventuellen Tröpfchenauflösung.

Um den Rechenaufwand nicht zu groß werden zu lassen, wurde als Partikelverteilungsgröße das Gesamtvolumen (oder eine daraus abgeleitete Größe) benutzt und nicht Feststoffvolumen und gleichzeitige Wasservolumen, was dazu führen würde, daß für die Beschreibung der Partikelverteilung eine höherdimensionale Matrix anstelle eines Vektors notwendig ist. Innerhalb einer Partikelklasse mit einem bestimmten Volumen werden somit alle Partikel als gleich mit einem gemittelten Feststoff, bzw. Wasseranteil behandelt, d.h. man kommt mit einem zusätzlichen Parameter pro Partikelklasse aus, der natürlich bei jedem Koagulationsprozeß, Kondensationsprozeß oder bei einer Aerosolquelle neu berechnet werden muß. Diese Berechnung wird so durchgeführt, daß Teilchenzahlbilanz und Massenerhaltung gewährleistet sind. Diese Vereinfachung spielt für sämtliche Aerosolgrößen, die nur von der Geometrie der Teilchen abhängen, keine Rolle (von Formfaktorproblemen abgesehen, d.h. im Modell der kugelförmigen Partikel), dagegen ergibt sich mit Sicherheit ein Fehler für Prozesse, die von der Masse der Partikel abhängen. Dies ist,

da im allgemeinen von Trägheitseffekten abgesehen wird, nur die Sedimentation. Eine einfache Rechnung zeigt aber, daß durch das oben beschriebene Verfahren die Sedimentationsabscheidung unterschätzt wird, so daß es insbesondere für die Anwendung des Codes zu Störfallrechnungen gerechtfertigt ist. Diese Aussage gilt für sämtliche Möglichkeiten, den Feststoff (bzw. das Wasser) innerhalb einer Partikelklasse mit vorgegebener Gesamtgröße zu verteilen und geht lediglich von der Voraussetzung aus, daß die Dichte des Feststoffmaterials größer ist als die des Wassers.

Abb. 06.01.11/01A-1 zeigt die Aerosolmassenkonzentration als Funktion der Zeit, aufgeteilt nach Trocken- und Naßanteil. Wie aus der Abbildung zu erkennen ist, sind die beiden Fraktionen keineswegs direkt gekoppelt. Dies gilt insbesondere für den Langzeitbereich, in dem mit einer zwar geringen aber langlebigen Feststoffaerosolkonzentration, bestehend aus sehr kleinen Partikeln, zu rechnen ist.

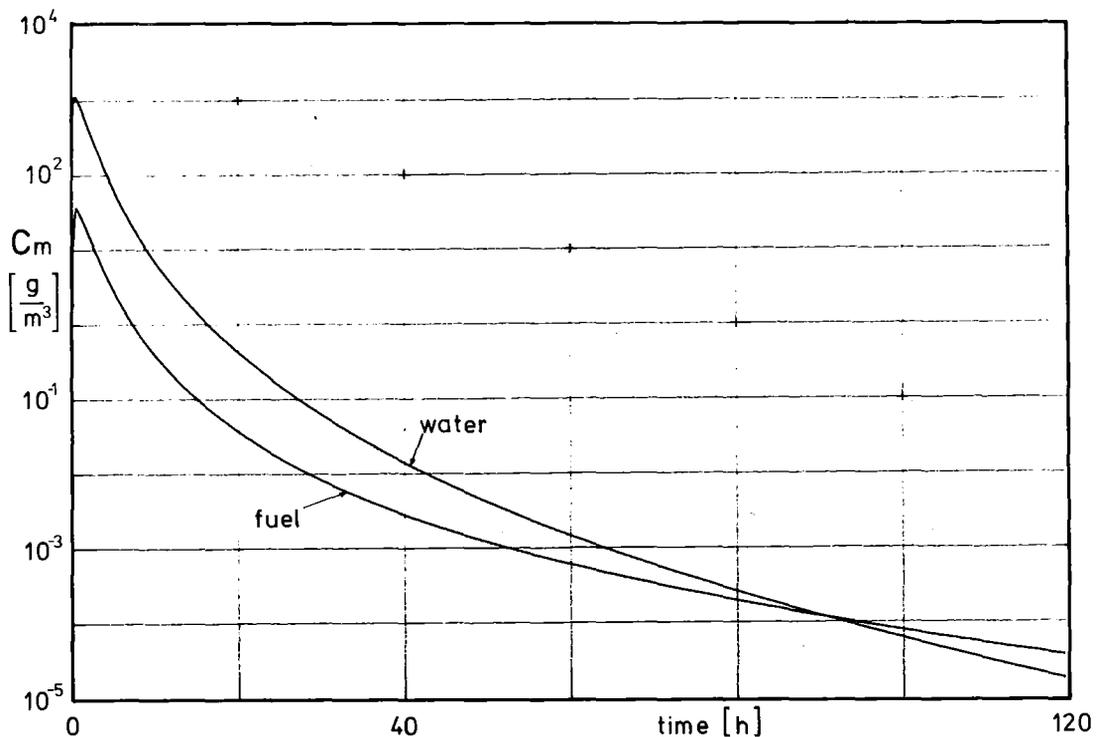


Abb. 06.01.11/01A-1: Massenkonzentration von trockenem Aerosol und kondensiertem Wasserdampf im Containment. Beispiel einer Rechnung mit Mod3

Die Rechenzeiten von Mod3 gleichen in etwa denen von Mod2 trotz des größeren Aufwands. Dies konnte durch Straffung des Programms sowie durch Einführung einer automatischen Schrittweite bei der Kondensationsrechnung erreicht werden. Diese hat sich außerordentlich bewährt und sich bei allen bis jetzt gerechneten Fällen als numerisch stabil erwiesen.

2. Nachrechnung der Experimente

Zur modelltheoretischen Nachrechnung der Kondensationsexperimente wird das NAUEX-Programm benutzt, eine speziell für diese Versuche angepaßte Version des NAUA-Modells. NAUEX existiert in zwei Versionen, die erste berechnet - wie NAUA - die Kondensation an einem realistischen Aerosolsystem; die zweite berechnet den thermodynamischen Gleichgewichtszustand, der sich bei instantaner und vollständiger Kondensation ergeben würde. Der Vergleich beider Rechnungen dient zur Auffindung der aerosolbedingten Einflüsse auf das kondensierende System.

Aus den gemessenen Daten ist der Anfangszustand des Systems nicht direkt abzulesen, sondern nur der Zustand beim Überschreiten des Taupunkts (vgl. Abschnitt 5). Das NAUEX-Programm wurde daher derart abgewandelt, daß es vom Taupunkt ausgehend zunächst rückwärts rechnend den Ausgangszustand bestimmt und dann wie bisher den Expansionsversuch nachrechnet.

Die beiden Versionen werden jetzt zur Auswertung der Messungen routinemäßig eingesetzt.

3. Versuchsstand und Meßtechnik

Es traten erneut wesentliche Mängel am Versuchsstand auf, deren Behebung im Rahmen der Nachbesserung den Versuchsbetrieb für drei Monate blockierte.

Die bereits im letzten Bericht angesprochene unzureichende Thermostatisierung mußte durch Verlegen neuer Heizkreise verbessert werden. Diese Arbeiten wurden mit Erfolg abgeschlossen. Der Hub der Expansionsvorrichtung ist jetzt ausreichend, um bei vollständiger Abgeschlossenheit des Systems genügend viel Wasserdampf zur Kondensation zu bringen. Der Taupunkt liegt vor Beginn der adiabatischen Expansion 2 bis 3 Grad unter der Gastemperatur. Es wird dann eine Expansion um ca. 50 Liter benötigt, um Sättigung zu erreichen. Die restlichen 120 Liter Expansionshub reichen aus, um je nach Temperatur 2 bis 5 g/m³ Wasserdampf zu kondensieren.

Weitere Mängel am Versuchsstand waren weniger gravierend und wurden ebenfalls behoben. Der Dampferzeuger wurde angeschlossen und erprobt, er kommt aber erst 1979 zum Einsatz.

Bei den im letzten Bericht beschriebenen sowie bei den ersten Versuchen dieses Berichtszeitraums zeigte sich, daß eine grundlegende Umstellung des Meßprogramms bei der Datenerfassung notwendig war. Die Zeitauflösung bei der Messung der Tröpfchengrößen mußte um eine Größenordnung erhöht werden, um im Bereich des Beginns der Kondensation genau genug zu messen. Das liegt daran, daß bei vorgegebenem konstanten Massenzuwachs der Tröpfchendurchmesser am Anfang sehr schnell zunimmt. Bei ebenfalls konstanter Meßwertfassungsrates folgt daraus ein zehnfach höherer Datenanfall bei der Expansion. Dem wurde durch Nachrüsten zusätzlicher Speicherkapazität im Datenerfassungssystem Rechnung getragen. In der Praxis der zuletzt durchgeführten Versuche erwies sich eine Meßrate von 10/s für die Tröpfchengröße und eine Rate von 0.5 bis 1/s für Druck und Temperatur als optimal.

In dem Extinktionsfotometer wurde der He-Cd-Laser durch einen He-Ne-Laser ersetzt. Das wesentlich geringere Rauschen des He-Ne-Lasers erbrachte den hauptsächlichlichen Fortschritt in der Meßgenauigkeit der Tröpfchengröße.

Weitere Verbesserungen an der Meßtechnik wurden an der Temperaturmessung und an der schnellen Druckmessung durchgeführt. Im wesentlichen sind damit alle für die Expansionsexperimente notwendigen Komponenten voll funktionsfähig, bis auf eine normale Rate von Ausfällen arbeiteten alle Systeme in den letzten beiden Monaten zufriedenstellend.

4. Kondensationsexperimente

Es wurden im Berichtszeitraum weitere 34 Experimente zur Kondensation an Platinoxidaerosol durchgeführt. Davon entfällt die Hälfte auf den Zeitraum nach Abstellung aller Mängel. Diese Versuche sind voll auswertbar, eine Zusammenstellung ist in Tab. 06.01.11/01A-1 gegeben.

Der Temperaturbereich von 95 bis 125°C ist dadurch definiert, daß unterhalb 90°C die Meßeffekte nur schwach sind und daß die Versuche bei höheren Temperaturen noch ausstehen.

Versuch		Aerosol		Tröpfchen	
Nr.	T _o °C	d* nm	C _n * 10 ³ P/cm ³	C _n 10 ³ T/cm ³	C _m g/m ³
32	94.0	53	24	7	2.35
33	94.0	66	9.5	2.5	2.3
34	94.0	76	7	2	2.3
35	95.2	100	1.6	1.5	2.5
36	95.3	49	31	4	2.4
37	94.3	98	2	2.5	2.4
39	94.1	52	100	8	2.4
40	94.0	72	32	6	2.4
41	103.4	130	4.4	2.3	2.5
42	103.5	-	60	6.5	2.65
43	103.6	70	8	6	2.63
45	120.0	42	60	-	1.35
46	125.4	-	>200	40	4.4
47	123.1	-	~ 28	13	3.7
48	122.5	48	37	8	3.4

Tab. 06.01.11/01A-1: Gemessene Aerosol- und Tröpfchenparameter bei einigen Kondensationsexperimenten mit Platinoxidaerosol

Die angegebenen mittleren Durchmesser d^* des Aerosols in der Tabelle sind Diffusionsdurchmesser, die mit einer Diffusionsbatterie nach Sinclair [2] gemessen wurden. Dieses Gerät erlaubt jedoch nur eine sehr grobe Bestimmung der Breite der Größenverteilung im Bereich $> 0.06 \mu\text{m}$ Partikeldurchmesser. Daher wurde die Standardabweichung aus Messungen mit der Stöber-Zentrifuge und dem Elektronenmikroskop bestimmt. Es ergibt sich ein $\ln \sigma = 0.3 \dots 0.4$. Eine weitere Möglichkeit, die Standardabweichung zu bestimmen, ergibt sich aus Rechnungen mit dem NAUA-Modell. Die Größe der Primärpartikeln der Platin-oxidaggregate läßt sich mit der Diffusionsbatterie gut messen und liegt bei $10 \dots 12 \text{ nm}$ Durchmesser. Die Nachrechnung des Aerosolverhaltens solcher Partikeln zeigt, daß nach 2 Stunden bereits Zustände erreicht werden, die relativ stabil sind. Durch Koagulation werden größere Aggregate gebildet, die Standardabweichung der Verteilungen liegt bei $\ln \sigma = 0.25 \dots 0.5$.

Ebenfalls in der Tabelle angegeben sind die Anzahlkonzentration C_n und die Massenkonzentration C_m des Wassernebels am Ende des Versuchs. C_m ist von der Temperatur und der Anfangssättigung abhängig. C_n dagegen ist die wesentliche Meßgröße, die sich aus C_m und dem gemessenen Tröpfchendurchmesser d nach

$$C_n = \frac{6 C_m}{\pi d^3}$$

ergibt. Hierbei ist Monodispersität der Tröpfchengröße vorausgesetzt, was während der Expansion sowohl modelltheoretisch als auch experimentell nachgewiesen ist.

C_n ist direkt vergleichbar mit der Anfangskonzentration des trockenen Aerosols C_n^* . Man sieht, daß die "Ausbeute" durchaus verschieden ist. Dieser Umstand ist ja auch der Grund für die Durchführung der Versuche, nämlich den kausalen Zusammenhang zwischen trockenem Aerosol und dem daraus entstehenden Nebel zu quantifizieren. Deshalb wurden die Versuche mit verschiedenen Parametern des trockenen Aerosols durchgeführt, um die Nachrechnungen an möglichst vielen verschiedenen Fällen testen zu können.

Die in der Tabelle aufgeführten Anfangszustände ergeben sich aus der jeweiligen Erzeugungsrate und dem Alter des Aerosols zum Zeitpunkt der Kondensation. Das schließt auch ein, daß dasselbe Aerosol zu mehreren Versuchen

verwendet wurde (z.B. die Versuche Nr. 32-35). Die Wiederauflösung des Nebels nach Ende der Expansion erfolgt sehr schnell durch Wärmezufuhr von den Wänden des Kessels. In dieser kurzen Zeit erfolgt keine meßbare Änderung des Aerosols durch Wechselwirkung mit den Tröpfchen. Durch die mehrfache Verwendung des Aerosols wird dagegen ein großer Zeitgewinn erzielt.

Die Nachrechnung der Experimente ist noch nicht abgeschlossen. Die Übernahme der Ergebnisse in das NAUA-Modell kann auch erst erfolgen, wenn der Temperaturbereich bis 150°C abgedeckt ist. Es soll zunächst auf das Verfahren zur Auswertung der Meßdaten eingegangen werden.

5. Das Auswerteverfahren

In Abb. 06.01.11/01A-3 ist eine Meßkurve des Tröpfchengrößenfotometers gezeigt, und zwar die Transmission als Funktion des Expansionshubs. Die Transmission ergibt sich aus dem Extinktionskoeffizienten $\alpha(d)$ eines Einzeltröpfchens zu

$$\frac{I}{I_0} = \exp(-K \cdot C_n \cdot \alpha) \quad (1)$$

wobei K eine Konstante und C_n die Tröpfchenkonzentration ist. Diese einfache Gleichung gilt unter den Voraussetzungen, daß die Tröpfchen monodispers sind und daß ihre Konzentration so klein ist, daß sie sich entlang der ganzen Meßstrecke nicht gegenseitig "abschatten". Die zweite Bedingung ist größenabhängig und zumindest am Anfang aller Meßkurven erfüllt; in den meisten Fällen jedoch über die ganze Kurve.

Die Funktion $\alpha(d)$ wurde bereits im letzten Bericht gezeigt (Abb. 06.01.11/01A-2), die Wellenstruktur tritt auch in den Transmissionsdaten auf.

Für die Auswertung der Meßkurve sind zwei Eigenschaften der $\alpha(d)$ -Funktion wichtig: der generelle Verlauf folgt im Mittel dem trivialen Zusammenhang

$$\alpha(d) \sim d^2, \quad (2)$$

und die Oszillationsmaxima folgen in vollkommen gleichmäßigen Abständen. Für He-Ne-Laserlicht und Wassertröpfchen ist der Abstand der Maxima einem $\Delta d = 1.907 \mu\text{m}$ äquivalent. Beide Eigenschaften können dazu benutzt werden, um in der Meßkurve die einzelnen Stufen zu identifizieren.

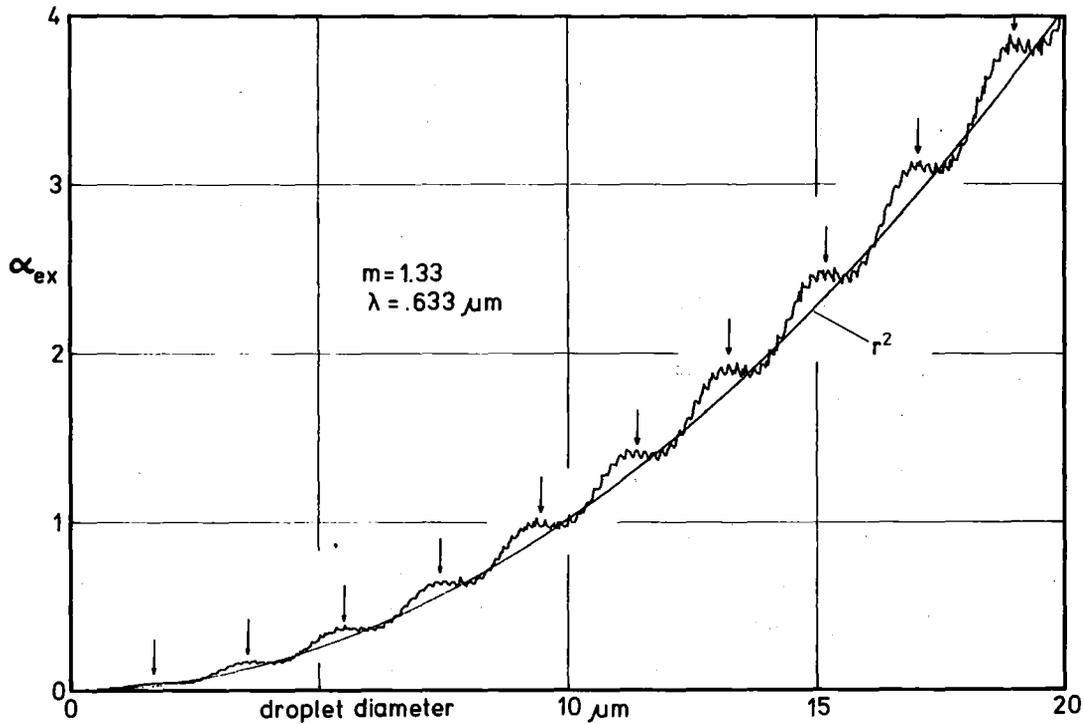


Abb. 06.01.11/01A-2: Extinktionskoeffizient α als Funktion des Tröpfchendurchmessers

Das Verfahren besteht darin, daß aus (1) und (2) folgt

$$\frac{I}{I_0} = \exp \left\{ - K' \cdot (C_n \cdot d^2) \right\}$$

oder

$$\sqrt{\ln \frac{I_0}{I}} \sim d \quad (3)$$

Da aber die Stufen äquidistant in d sind, muß die Funktion $\sqrt{\ln I_0/I}$ auch äquidistante Stufen besitzen, im Gegensatz zu I/I_0 . Abb. 06.01.11/01A-4 zeigt diese Funktion für die gleichen Meßdaten wie in Abb. 06.01.11/01A-3. Man erkennt, daß nun die Stufen tatsächlich äquidistant sind und daß darüberhinaus die erste Stufe in Abb. 06.01.11/01A-3 nicht erkennbar aufgelöst wird, daß ihre Existenz aber in Abb. 06.01.11/01A-4 zwingend nachgewiesen ist.

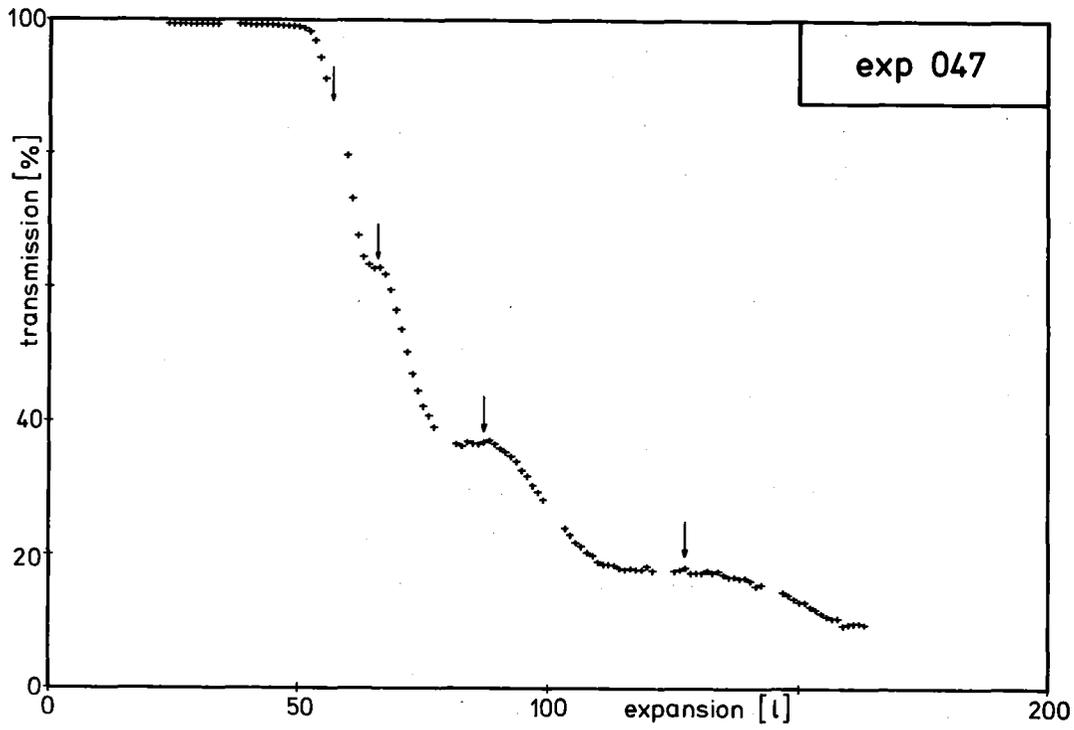


Abb. 06.01.11/01A-3: Optische Transmission als Funktion der Expansion

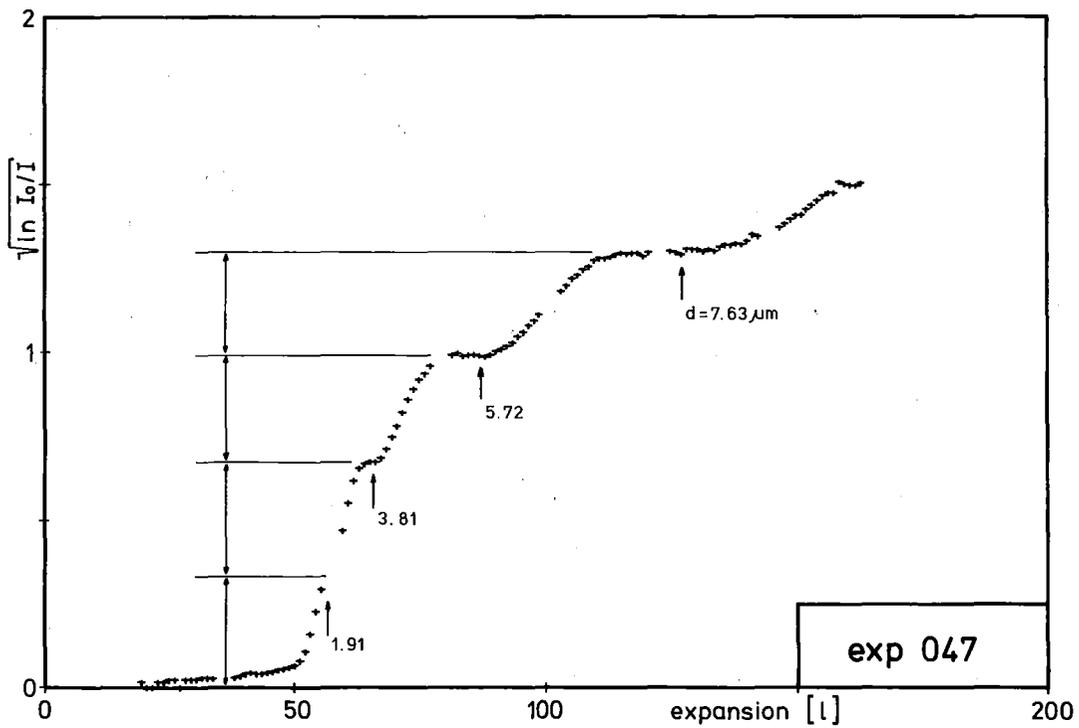


Abb. 06.01.11/01A-4: Linearisierung der oberen Abbildung nach Gleichung (3)

Dieses Verhalten der Meßdaten tritt in allen Experimenten mit großer Genauigkeit auf und wird zur Identifizierung der Stufen und der daraus folgenden Bestimmung der Tröpfchendurchmesser benutzt. Verschiedene andere Methoden, die Tröpfchengröße aus der Transmissionsmessung zu bestimmen, lieferten nur sehr ungenaue und oft mehrdeutige Ergebnisse. Es wird daher ausschließlich die Linearisierung nach Gleichung (3) verwendet.

In Abb. 06.01.11/01A-3 beginnt die Kondensation erst bei einer Expansion um 50 Liter. Dieser Vorlauf ist notwendig, um den Sättigungszustand zu erreichen. Wichtig für die Auswertung ist nun der Zeitpunkt, bei dem der Taupunkt erreicht wird, da nur an diesem Punkt die Zusammensetzung der Atmosphäre aus Temperatur und Druck allein bestimmt werden kann. Das ist wichtig, da sich die Zusammensetzung durch Zugabe von Aerosol und Dampf sowie wegen Leckagen im System laufend ändert und nur sehr mühsam zeitlich zu protokollieren ist.

Im letzten Bericht wurde noch versucht, die Gastemperatur als Indikator für die Überschreitung des Taupunkts zu benutzen. Wegen der sehr deutlichen Meßsignale war das zunächst naheliegend. Es ergeben sich dann aber Schwierigkeiten in der Interpretation, insbesondere im Vergleich mit dem gemessenen Druckverlauf, so daß auf einen Meßfehler geschlossen werden muß. Es kann nur sein, daß der Wasserdampf auf dem Temperaturfühler kondensiert, der infolge seiner Größe und mit zunehmender Verschmutzung seiner Oberfläche relativ zu den Aerosolpartikeln eine bevorzugte Kondensationsfläche darstellt. Diese Annahme erklärt den gemessenen Temperaturverlauf und schließt gleichzeitig die Verwendung der Temperatur als Referenzwert im Bereich des Taupunkts aus. Stattdessen wird jetzt der Druck als Referenz benutzt. Die Druckmessung mit dem Kapazitätsmanometer ist schnell und genau genug, die Heizung des Meßkopfes schließt Kondensationseffekte aus. Es ergibt sich, daß in allen Fällen der aus der Druckkurve gewonnene Zeitpunkt für die Überschreitung des Taupunktes mit dem Einsatz des Tröpfchenwachstums in der Transmissionsmessung übereinstimmt. Damit kann der Taupunkt aus den gemessenen Daten zeitlich festgelegt und alle für die Auswertung notwendigen Parameter bestimmt werden.

Die Nachrechnung mit dem Programm NAUEX liefert als erstes Ergebnis die Massenkonzentration der Tröpfchen, die weitgehend unabhängig von den Aerosolparametern ist und durch Temperatur, Gaszusammensetzung und Expansionsrate bestimmt wird.

Aus Massenkonzentration und den in Abb. 06.01.11/01A-4 bestimmten Tröpfchendurchmessern ergibt sich die Tröpfchenkonzentration. Damit sind alle physikalischen Größen des dreiphasigen Systems zeitabhängig bestimmt: die Thermodynamik, die Parameter des trockenen Aerosols und die Parameter des Tröpfchennebels. Es ist dann durch Iteration mit dem Programm NAUEX die Anpassung der Rechenergebnisse an alle Meßdaten vorzunehmen. Diese Rechnungen sind aufwendig und noch nicht abgeschlossen. Ein vorläufiges Beispiel zeigt Abb. 06.01.11/01A-5. Die durchgezogenen Kurven sind Rechenergebnisse, die Einzelpunkte sind aus den Messungen nach dem hier beschriebenen Verfahren gewonnen. Die Übereinstimmung ist gut, jedoch ergeben sich Differenzen bei den Partikelparametern. Deren Anpassung mit Hilfe eines "Kondensationsfaktors" ist das Ziel dieser Experimente und wird weiter bearbeitet.

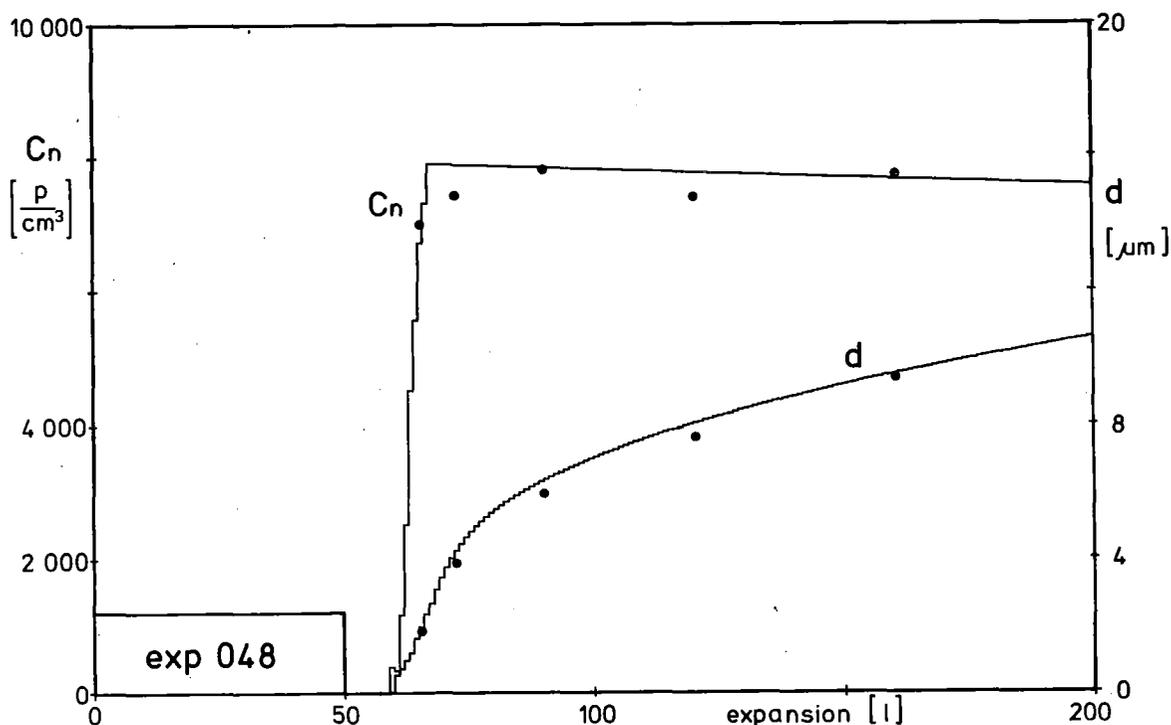


Abb. 06.01.11/01A-5: Tröpfchendurchmesser d und Tröpfchenkonzentration C_n .
Vergleich Theorie - Experiment.

Literatur:

- [1] H. Bunz, C. Sack, W. Schöck, in
Projekt Nukleare Sicherheit, Halbjahresbericht 1977/2,
KFK 2600 (1978)
- [2] D. Sinclair, G.S. Hoopes, A Novel Form of Diffusion Battery,
American Industrial Hygiene Association Journal, 36, 39 (1975)

06.01.11/02A Konstitution und Reaktionsverhalten von LWR-Materialien
PNS 4314 beim Kernschmelzen

(H. Holleck, A. Skokan, H. Janzer, G. Schlickeiser,
K. Biemüller, H. Strömann, Ch. Gosgnach, J. Biel, IMF I)

Charakterisierung chemischer Reaktionen während des LWR-Kernschmelzens

Der hypothetische Unfall des Schmelzens eines LWR-Kerns hat eine Vielzahl von chemischen Reaktionen innerhalb des komplexen Systems - gebildet aus Komponenten des Reaktorkerns, des Druckbehälters, des Containments und der entstehenden Spalt- und Aktivierungsprodukte - zur Folge. Diese Reaktionen bestimmen ganz entscheidend mit den Ablauf und die Folgen des Kernschmelzens, z.B. durch Bildung niedrig schmelzender Eutektika, leicht flüchtiger Verbindungen, Freisetzung von Gasen und Wasserdampf, sowie durch zusätzliche Wärmeentwicklung. Die Kernfragen, deren Verständnis zur Beurteilung der Folgen des Kernschmelzens notwendig sind, betreffen zum einen die Freisetzung aktiver Komponenten und zum anderen die Art und Weise, den zeitlichen Ablauf und das Ausmaß der Wechselwirkung mit dem Beton des Containments. Fragen der Eigenschaften der Schmelzen, der Thermohydraulik sowie der Gasblasenbewegung im Schmelzbad, die für eine Beschreibung des Ablaufes und eine Einschätzung der Folgen dabei von hoher Bedeutung sind, hängen meist mit dem chemischen Reaktionsverhalten zusammen. In Tabelle 06.01.11/02A-1 sind die bekannten chemischen Reaktionen und deren Folgen kurz charakterisiert. Als wesentlichste Folgen von chemischen Reaktionen während des Abschmelzens sind die Bildung einer hochschmelzenden Hüllaußenschicht (ZrO_2) (dadurch bedingt wahrscheinlich ein verzögertes Niederschmelzen), die Wasserstoff- und Wärmefreisetzung, bedingt durch die Oxidation mit Wasserdampf, sowie eine empfindliche Beeinflussung des Freisetzungsverhaltens flüchtiger Spaltprodukte zu nennen. Abb. 06.01.11/02A-1 verdeutlicht, wie empfindlich die Dampfdrücke einzelner Komponenten mit dem Reaktionsablauf in dieser ersten entscheidenden Phase zusammenhängen. Der kritische Punkt dieser ersten Reaktionsphase ist der Eintritt des Zircaloy in das Reaktionsgeschehen.

Im unzerstörten Brennstab liegt ein hohes Sauerstoffpotential vor. Dadurch bedingt können neben den meisten Spaltprodukten, die stabile Oxide bilden, auch so häufige Elemente wie Cs, Rb und Mo, die weniger stabile Oxide bilden, in oxidischer Form auftreten. Dies hat weiter zur Folge, daß gegenüber dem metallischen Zustand der Dampfdruck des Cs-oxids um Größenordnungen abgesenkt, der des Mo-oxids dagegen um Größenordnungen erhöht wird. Mit zunehmender Aufheizung des Brennstabes tritt Zircaloy in das Reaktionsgeschehen ein, wodurch dann das Oxidationspotential auf niedrige Werte abgesenkt wird und diese Spaltprodukte auch reduziert würden, was wiederum ihre Freisetzungskarakteristik grundlegend ändert. Diese Analyse des chemischen Reaktionsverhaltens kann hier nur die Konsequenzen für die verschiedenen Stadien aufzeigen. Es bleibt zu klären, wie schnell und wie vollständig die Reaktionen in dieser Phase, die durch große Materialbewegungen gekennzeichnet ist, ablaufen können. Von diesem Ablauf wird die Freisetzung ganz entscheidend beeinflusst.

Die Reaktionsphase im Reaktordruckbehälter ist gekennzeichnet durch eine zunehmende Oxidation der Schmelze, verbunden mit einer Wasserstofffreisetzung, einer zusätzlichen Aufheizung durch die freiwerdende Oxidationswärme sowie einem bevorzugten Abdampfen der Stahlkomponenten, wenn die Temperatur der Schmelze Werte um 3000 K oder mehr erreicht. Das niedrige Sauerstoffpotential bestimmt die Verteilung der Corekomponenten und der Wärmequellen in den zwei Schmelzen (Abb. 06.01.11/02A-2). Falls noch Alkalimetalle und Mo in oxidischer Form in die Schmelze gelangten, werden sie reduziert, in der Metallschmelze gelöst und, was die Alkalimetalle anbelangt, freigesetzt. Die Verteilung der Schmelzen im RDB wie sie in Abb. 06.01.11/02A-2 angedeutet ist - d.h. metallische Schmelze umgibt die oxidische - basiert auf Befunden von Tiegelversuchen im kleinen Maßstab. In größerem Maßstab mögen auch bestimmte andere Faktoren auf die Schmelzanordnung einen Einfluß haben.

Die wesentlichsten chemischen Reaktionen der Reaktionsphase III, wenn die Schmelze in den Beton gelangt (in Abb. 06.01.11/02A-3 schematisch dargestellt als Metallschmelze umgeben von Oxidschmelze im Beton), sind

1. die Oxidation der Metallschmelze durch H_2O und eventuell CO_2 unter Freisetzung von Wärme und H_2 bzw. CO , sowie möglicherweise unter vermehrter Freisetzung von Spaltprodukten in Form flüchtiger Oxide (Mo)

2. die Lösung der oxidierten Bestandteile der Coreschmelze wie auch der Oxide des Betons in der Oxidschmelze unter Verminderung des Dampfdruckes einzelner Komponenten, Verminderung der Dichte, der Erstarrungstemperatur sowie bedingt durch Verdünnung der Wärmequellen auch verbunden mit einem Absinken der Temperatur der in der Menge zunehmenden Oxidschmelze.

Ein Reaktionsschema der Wechselwirkung Kernschmelze/Beton ist in Abb. 06.01.11/02A-4 wiedergegeben. Es zeigt von rechts nach links die geometrische Anordnung der verschiedenen Materialien und Schmelzphasen bei der Wechselwirkung zwischen Kernschmelze und Beton, wie sie beim Unfall etwa in der Richtung von oben nach unten anzutreffen wäre. Die zeitliche Abfolge der Reaktionen ist grob schematisch durch die senkrechte Achse von oben nach unten dargestellt. Es kommt in dieser Phase nur zu einer unwesentlichen Umverteilung von Wärmequellen (nur Mo tritt in dieser Phase in die Oxidschmelze über). Die restliche Metallschmelze nimmt in der Menge ab und reichert sich dadurch mit Wärmequellen an. Am Schluß besteht sie nur mehr aus Ni, Tc, Ru, Rh, Pd. Diese Elemente werden wahrscheinlich weder durch H_2O noch durch CO_2 oxidiert. Die Freisetzung aus dieser dritten Phase müßte, dem chemischen Reaktionsverhalten nach zu schließen, gering sein. Die Indizien hierfür sind nicht nur die abnehmende Temperatur und die zunehmende Verdünnung einzelner Komponenten in der Schmelze, sondern auch Hinweise, die sich aus experimentellen Untersuchungen über den Zustand der Corekomponenten und der Spaltprodukte im Beton ergeben. So verdeutlicht die Verteilung der Spaltprodukte auf Metall und Oxidphase (vgl. /1, 2/) die Existenz von Komplexoxidphasen im erstarrten Zustand (nämlich U, Ce, Nd-Phasen und Zr, Ca, Sr-Phasen; Sr-Zirkonate sind bekannt als stabile Phasen), die auf zusätzliche Bindungskräfte auch in der Schmelze schließen lassen, was den Dampfdruck der beteiligten Komponenten zusätzlich erniedrigt. Wo chemische Reaktionen möglicherweise ganz entscheidenden Einfluß nehmen auf den Ablauf in dieser letzten Phase ist die Gasfreisetzung und zwar im Bezug auf Menge und Art der entstehenden Gase. Die einzelnen hier beschriebenen Reaktionen, die zum größten Teil in Kleinversuchen geprüft wurden, lassen sich mit der Temperatur und der Gasatmosphäre als Parameter in ihrem Ablauf in den meisten Fällen auf große Schmelzen übertragen. Die Folgen werden jedoch von Mengenverhältnissen, Schmelzbad und Gasblasenbewegungen sowie von der sich ausbildenden Geometrie der Schmelze abhängen.

Literatur

- /1/ PNS-Halbjahresbericht 1976/II, KfK 2435, S. 412
- /2/ PNS-Halbjahresbericht 1977/II, KfK 2600, S. 445

Tabelle 06.01.11/02A-1: Einflüsse chemischer Reaktionen beim hypothetischen Kernschmelzen

Reaktionsphase I: Niederschmelzen des Cores

Chemische Reaktion	Ort	Folge
$UO_{2+x} + Zry \rightarrow Zr(O),(U,Zr)_{f1}$	Hüllinnenseite	a) Schmelzbeginn an Hüllinnenseite b) Freisetzung von Brennstoff
$Zry + H_2O \rightarrow ZrO_2, H_2$	Hüllaussenseite	a) Dichteminderung der Oxidschmelze b) Freisetzung von H_2 c) Verzögerung des Reaktionsbeginns mit Stahlbestandteilen d) Oxidationsgrad der Schmelze im RDB wird mitbestimmt
flüchtig. Spaltprod. + $UO_{2+x}(ZrO_2)$ → stabile Komplexeoxide z.B. $Cs + UO_{2+x} \rightarrow Cs_2U_4O_{12}$ o. $Cs + ZrO_2 + O_2 \rightarrow$ Zirkonate	Brennstoffaus- senseite Hülle	selektive Oxidation der Brennstoffe bzw. in der Schmelze

Reaktionsphase II: Schmelze im RDB

Chemische Reaktion	Ort	Folge
Lösung von Spaltprod. und aktivierten Elementen in der entstehenden Schmelze	Schmelze	Veränderung des Dampfdruckes aktivier. Elemente und Verbindungen
Metallschm. + $H_2O \rightarrow$ Oxidschm. + H_2	Schmelzengrenz- fläche	a) Freiwerden der Oxidationswärme b) Freisetzung von H_2 c) Dichteminderung der Oxidschmelze d) Verminderung des integralen Abdampfens e) evtl. Freisetzung von Spaltprod. in Form flüchtiger Oxide
Auflösen des RDB	Metallschm.	a) Schmelzwärme entzogen b) Lösungswärme wird frei (gering)

Reaktionsphase III: Schmelze im Beton

Chemische Reaktion	Ort	Folge
Metallschm. + $H_2O \rightarrow$ Oxidschmelze evtl. + CO_2	Metallschm.	a) selektive Oxidation der Metallschmelze b) H_2 -Freisetzung c) evtl. CO -Bildung d) Oxidationswärme - Freisetzung
Lösung von oxidierten Coriumbest. und Spaltprod. in der Oxidschmelze	Oxidschmelze	a) Veränderung des Dampfdruckes aktivier. Elemente und Verbindungen b) Freisetzung von H_2 c) Lösungswärmefreisetzung (gering)
Lösung von Oxiden des Betons in der Oxidschmelze	Oxidschmelze	a) Lösungswärmefreisetzung (gering) b) Dichteminderung c) Dichteminderung der Oxidschmelze d) Freisetzung von H_2 e) H_2O - und CO_2 -Freisetzung, wenn keine oxidierbare Metallschmelze mehr vorhanden f) Viskositätsanstieg
$H_2 + CO_2 \rightarrow H_2O + CO$	Oxidschmelze Containement	Wasserstoffrekombination bei CO_2 -Freisetzung aus Beton

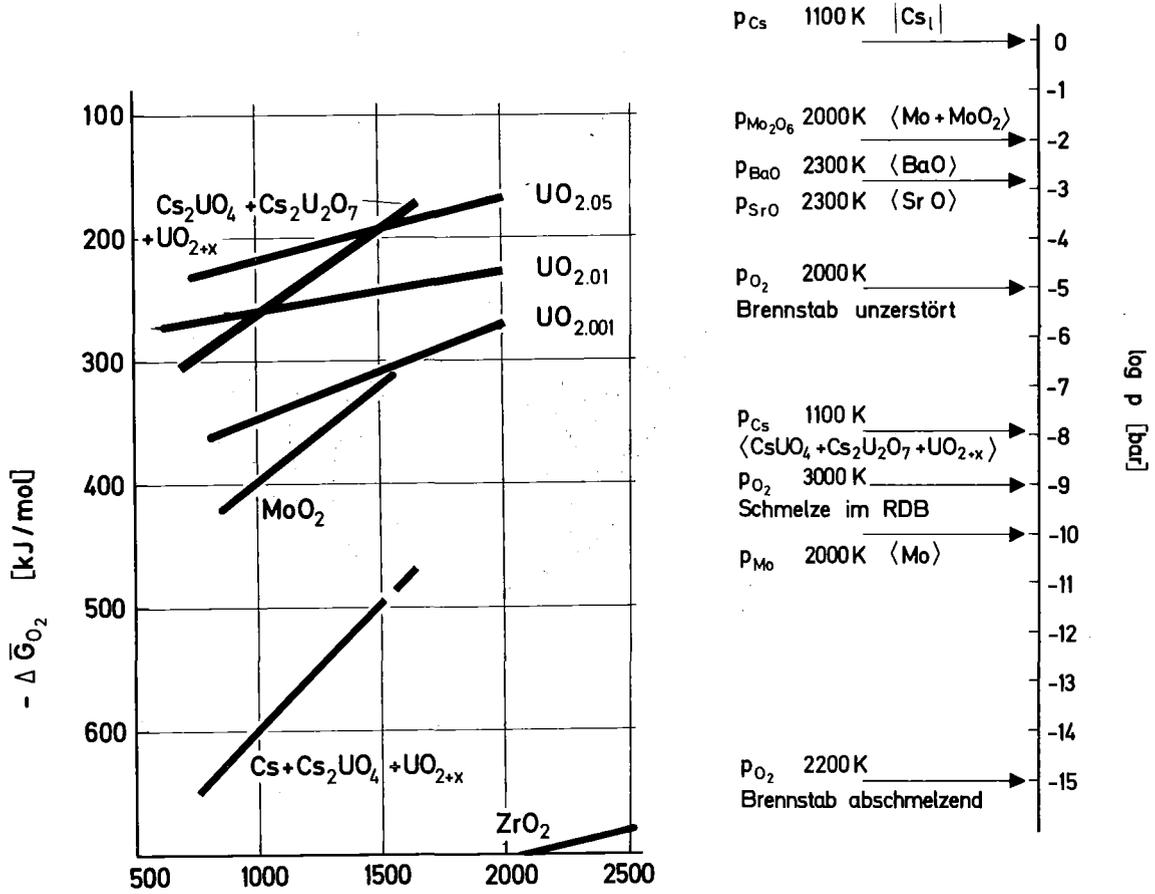


Abb. 06.01.11/02A-1: Freie Bildungs- und Reaktionsenthalpien der Cs- und Mo-Reaktionen mit UO_2 und die dabei sich einstellenden Partialdrücke im LWR-Brennstab.

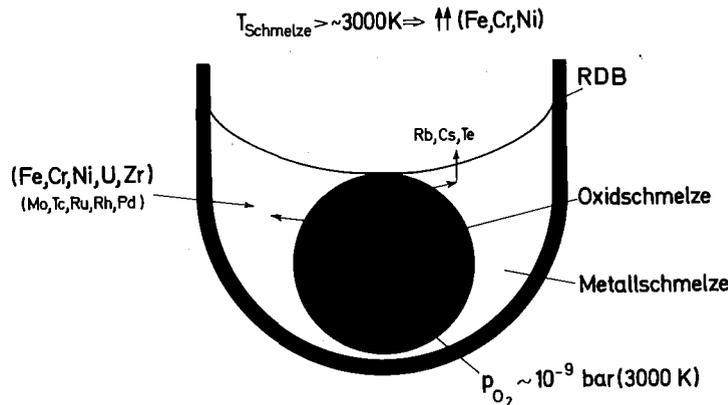


Abb. 06.01.11/02A-2: Schematische Darstellung einer Kernschmelze im RDB.

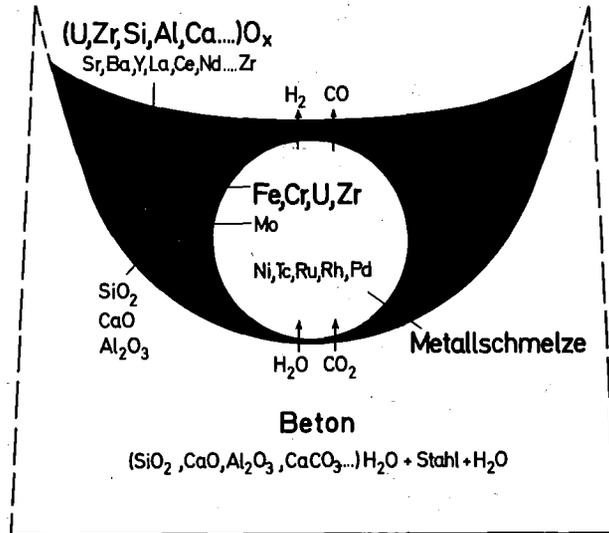
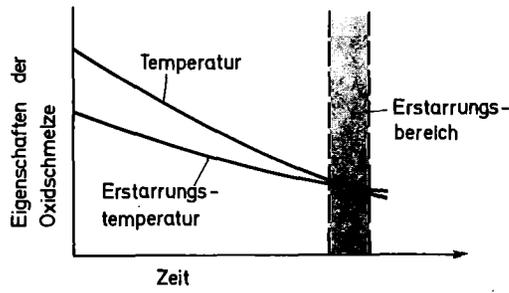


Abb. 06.01.11/02A-3: Schematische Darstellung einer Kernschmelze im Beton.

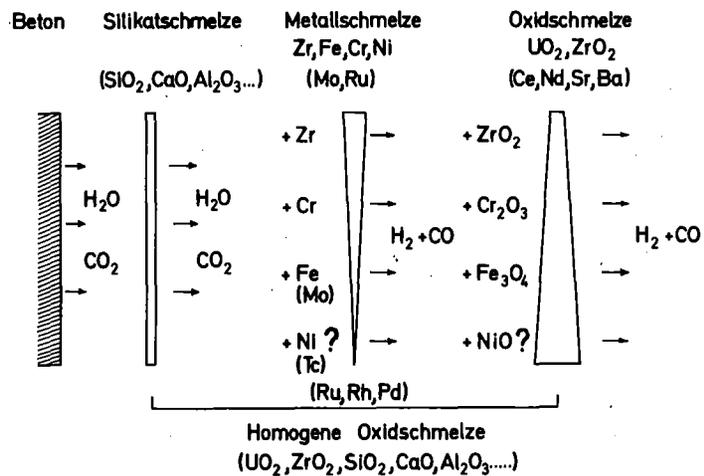


Abb. 06.01.11/02A-4: Reaktionsschema einer Kernschmelze mit Beton.

06.01.11/03A Untersuchung der Freisetzung von Spalt- und Aktivierungsprodukten
PNS 4315 beim Kernschmelzen

(H. Albrecht, V. Matschoß, C. Nolte, H. Wild, IRCH)

Einleitung

Das im 2. Halbjahr 1977 unterbrochene Versuchsprogramm zur Bestimmung der Spaltprodukt-Freisetzung konnte noch nicht wieder aufgenommen werden, weil bei den Umbau-Arbeiten an der Schmelzanlage SASCHA unerwartete technische Schwierigkeiten eintraten (vgl. PNS-4316). Die Arbeiten im Berichtszeitraum beschränkten sich daher auf folgende Punkte:

1. Beendigung der Umbau-Arbeiten an der Transport- und Filterstrecke
2. Weiterentwicklung des Verfahrens zur Fissium-Herstellung
3. Beitrag zu einer Studie ("Vorprojekt") über die Durchführbarkeit von Kernschmelz-Versuchen in wesentlich vergrößertem Maßstab.

Der Beitrag zum Punkt 3 befaßt sich mit dem gegenwärtigen Kenntnisstand über die Spaltprodukt-Freisetzung und enthält Vorschläge für Versuche in größerem Maßstab im Vergleich zum SASCHA-Versuchsprogramm. Da dieser Beitrag in der genannten Studie nachzulesen ist (1), soll im folgenden nur auf die oben genannten Punkte 1 und 2 eingegangen werden.

1. Umbau der Transport- und Filterstrecke

Bei den zukünftigen Freisetzungsversuchen mit Schmelzgutmassen von 100 g bis über 1 kg hat man bei sonst gleichen Randbedingungen mit einer höheren integralen Freisetzung zu rechnen als bei den bisherigen Experimenten mit 30 g Schmelzgut. Um einer Überladung der Filter vorzubeugen, wurden neue Filterhalter konstruiert, in die sich Filter von 10 cm Durchmesser, d.h. mit einer um den Faktor 4,2 vergrößerten effektiven Abscheidefläche einbauen lassen. Der erste Filterhalter im Hauptstrang der Leitung, vgl. Abb.06.01.11/03A-3 in (2), wurde mit einer zur Filterfläche planparallelen dünnen Rückwand versehen,

durch die man die Beaufschlagung während des Versuches mit Hilfe eines Ge(Li)-Detektors kontinuierlich messen kann.

Um auf dem Transportweg zwischen der Schmelzbadoberfläche und den Filtern die Abscheidungsverluste der freigesetzten Produkte möglichst gering zu halten^{*)}, wurden auch das Glasabsaugsystem über dem Schmelztiiegel und das nachfolgende Rohrsystem auf größere Querschnittsflächen umgestellt. Bei der Wahl des Rohrquerschnitts (4 cm) und der Festlegung des maximalen Gasdurchsatzes ($D = 50 \text{ l/min}$) kam es darauf an, die Reynoldszahl

$$Re = \frac{D \cdot \rho}{\eta \cdot r \cdot \pi}$$

ρ = Dichte des Transportgases

η = Viskosität

r = Rohrradius

im Wertbereich der laminaren Strömung (< 1200) zu halten, um die sog. Turbulenzabscheidung von Aerosolpartikeln an den Rohrwänden zu vermeiden.

Daneben spielten auch folgende Überlegungen noch eine wichtige Rolle:

Die Aerosoldichte über der Schmelze hängt bei vorgegebener Temperatur und Schmelzgzusammensetzung im wesentlichen ab vom Verhältnis

$$\alpha = \frac{\text{freies Volumen über der Schmelze}}{\text{Schmelzbadoberfläche}}$$

und von der Abströmgeschwindigkeit v des Aerosols (bzw. von der Geschwindigkeit des über das Schmelzgut strömenden Trägergases).

Wenn man die Zusammensetzung und Größenverteilung des Aerosols direkt nach der Freisetzung untersuchen will, um damit das Transport- und Abscheidungsverhalten im RDB zu berechnen, so sollten die Werte von α und v an der Schmelzanlage SASCHA in einer möglichst realistischen Größenordnung gewählt werden.

Bei einem Druckwasser-Reaktor vom Typ Biblis A kann mit einem freien Volumen über der Kernschmelze von etwa 130 m^3 rechnen, während die Schmelzbadoberfläche etwa 15 m^2 beträgt. Damit gilt

^{*)} Der entsprechende Anteil betrug bisher etwa 15-30 % der integralen Spaltprodukt-Freisetzung. Er läßt sich jedoch erst nach dem Abschluß jedes einzelnen Versuches bestimmen und nicht - wie die online - Messungen am Filterhalter - direkt mit dem Temperaturverlauf während des Versuches korrelieren.

$$\alpha_{\text{Biblis}} = \frac{130 \text{ m}^3}{15 \text{ m}^2} = 8,7 \text{ m}$$

Bei Versuchen mit 100-300 g Schmelzgut in einem zylindrischen Tiegel von 4,5 cm Innendurchmesser und einer Glasglocke mit einem Volumen von 4 l über dem Tiegel gilt

$$\alpha_{\text{SASCHA}} = \frac{4000 \text{ cm}^3}{15,9 \text{ cm}^2} = 251 \text{ cm} = 2,5 \text{ m}$$

In dieser Hinsicht wird also durch den Einbau einer 4 l Glasglocke eine bessere Annäherung an den Wert α_{Biblis} erreicht als mit den früher verwendeten 0,5 l Glasglocken.

Die Strömungsgeschwindigkeit v des Aerosols kann je nach der Phase des Kernschmelzens sehr verschiedene Werte annehmen. Während der Restwasserverdampfung werden nach (3) durchschnittlich 50 kg $\text{H}_2\text{O}/\text{sec}$ verdampft; dies entspricht einem Dampfstrom von etwa $20 \text{ l cm}^{-2} \text{ min}^{-1}$. Nach der Austrocknung des RDB hat man es mit einer Strömung zu tun, die z.T. auf Naturkonvektion beruht, die aber je nach Lage und Größe des Lecks im Primärsystem von einem unterschiedlich starken Kamineffekt überlagert ist. Es gibt bisher noch keine Abschätzungen darüber, welche Strömungsgeschwindigkeiten in dieser Phase auftreten können; wahrscheinlich werden sie jedoch um mindestens eine Größenordnung niedriger liegen als der oben angegebene Zahlenwert.

In der Schmelzanlage SASCHA ergeben sich bei einem maximalen Gasdrucksatz von 50 l/min (bisher 10 l/min) folgende Strömungsgeschwindigkeiten:

innerhalb des Glaskolbens: $v \geq 0,16 \frac{1}{\text{min} \cdot \text{cm}^2}$

im Rohrsystem zwischen Glaskolben und Filter: $v = 4,0 \frac{1}{\text{min} \cdot \text{cm}^2}$

Zusammenfassend kann man damit feststellen:

die beiden Parameter α und v lassen sich bei den zukünftigen Freisetzungsvorversuchen so wählen, daß die über der Schmelze vorhandene Aerosoldichte eine realistische Größenordnung annimmt.

2. Weiterentwicklung des Verfahrens zur Fissium-Herstellung

Nachdem im 1. Halbjahresbericht 1977 (2) bereits ein Überblick über die Fissium-Herstellung gegeben wurde, sollen nachfolgend einige Teilaspekte beschrieben werden, nämlich

- das Einkapseln der Pellets in Zircaloy-Hülsen
- die Festlegung des Sinterprogramms
- die Bestimmung der Gewichtsverluste beim Sintern
- die Messung der Tracer-Aktivität während der Fissium-Herstellung
- die Untersuchung der Pellethomogenität

Die entsprechenden Entwicklungsarbeiten wurden inzwischen abgeschlossen; ein ausführlicher Bericht über die Gesamtanlage und alle Arbeitsschritte bei der Fissium-Herstellung wird demnächst in Angriff genommen.

2.1. Einkapseln der Fissium-Pellets

Bei den Freisetzungsexperimenten mit mehr als 100 g Schmelzgut ist geplant, in Zircaloy-Hülsen gekapseltes Fissium einzusetzen. Dabei werden pro Zry-Kapsel 6 Fissium-Pellets von je 5 g eingeschweißt. Die Begrenzung der Pelletzahl auf 6 pro Hülse ergibt sich aus den Abmessungen der ThO_2 -Schmelztiegel und der Induktionsspule. In Abb. 06.01.11/03A-1 ist die Anordnung von 150 g Schmelzgut im Tiegel dargestellt.

Um ein möglichst ähnliches Zry/ UO_2 -Gewichtsverhältnis wie im Corium A zu erhalten, werden Zry-Hülsen mit einer Wandstärke von nur 0,5 mm benutzt. Mit einer speziell entwickelten Einfüllvorrichtung werden die (schwach aktiven) Pellets in die Zry-Kapseln eingebracht; dann werden die Kapseln mit einem konischen Stopfen verschlossen und zugeschweißt. Die Temperaturbelastung der Pellets bleibt dabei gering, weil der Schweißvorgang nicht länger als 4 sec dauert.

2.2. Sinterversuche

Zur Festlegung des Temperatur/Zeit-Programms beim Sintern und zur Ermittlung der Gewichtsverluste wurde eine Reihe von kalt gepreßten UO_2 - und Fissium-II-

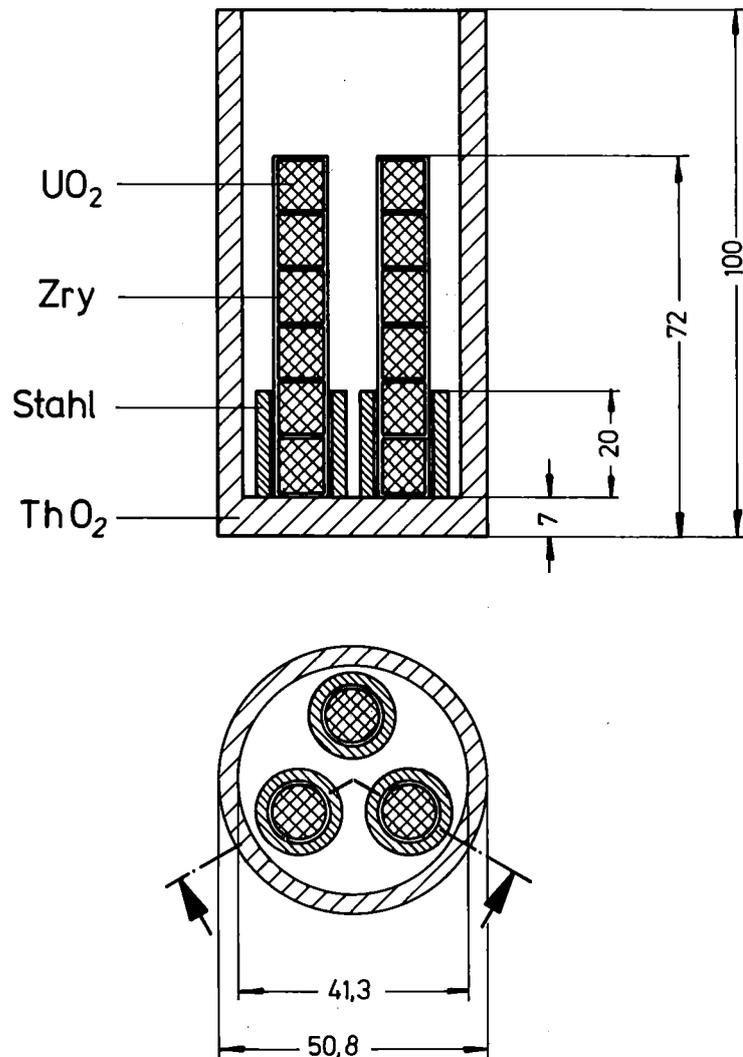


Abb. 06.01.11/03A-1: Geometrische Anordnung des Schmelzgutes im Schmelztiegel

Pellets^{*)} einer unterschiedlichen Wärmebehandlung unterzogen. Die Maximaltemperatur wurde dabei zwischen 600°C und 1700°C variiert (Atmosphäre: Argon, 1 bar).

Die wichtigsten Ergebnisse lassen sich wie folgt zusammenfassen:

^{*)} Es handelt sich dabei um 5 g-Pellets, die pro 100 g UO₂ folgende Spaltprodukt-Komponenten enthielten: 502 mg Ru, 7,4 mg Ag, 1111 mg Nd₂O₃, 406 mg CeO₂, 339 mg BaO, 570 mg ZrO₂

- a) Der mittlere integrale Gewichtsverlust betrug bei einer Haltezeit von 2 h und einer Temperatur von

T = 600°C: 0,95 %
bzw. T = 1700°C: 1,47 %

Daraus läßt sich schließen, daß der Hauptanteil des Gewichtsverlustes auf das Verdampfen von Feuchtigkeit und Ölrückständen zurückzuführen ist, die vom Pressen der Pellets mit einer ölgeschmierten Matrize her-rühren.

- b) Der Silbergehalt der Fissium-Pellets wurde bei 1500°C bereits in 2 h quantitativ verflüchtigt. Ag wird deshalb in Zukunft nur noch zusammen mit den leichtflüchtigen Komponenten von Fissium I eingesetzt, bei dem der Sintervorgang am Ende des Herstellungsprozesses entfällt.
- c) Bei der Variation der Aufheiz- und Abkühlzeiten ergab sich, daß das in der **Abb.06.01.11/03A-2** dargestellte Temperatur/Zeit-Programm am besten für den Sinterprozeß geeignet ist. Dabei wird nach einem 2-stündigen linearen Aufheizen auf 600°C für 1 h ein sog. Trocknungsplateau eingelegt, bevor die Temperatur über weitere 4 h bis auf 1500°C gesteigert wird. Auf diesem Niveau erfolgt für eine Zeitdauer von 2 h der eigentliche Sinter-

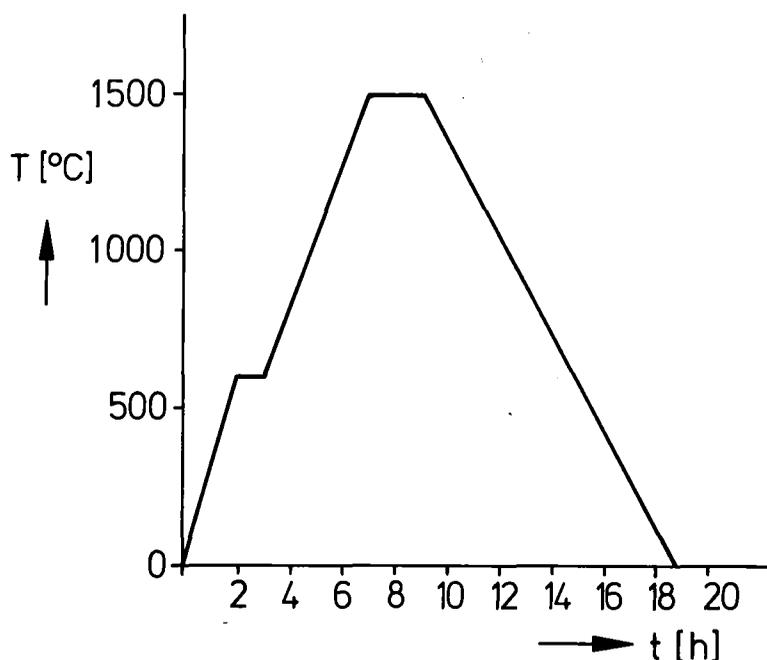


Abb. 06.01.11/03A-2: Sinterprogramm für die Fissium-II-Pellets

vorgang, danach wird über 10 h gleichmäßig bis auf Zimmertemperatur abgekühlt.

Sinterversuche mit kürzeren Aufheiz- oder Abkühlzeiten, sowie ohne das Plateau bei 600°C führten in vielen Fällen zu Rissen und Abplatzungen an den Pellets, so daß sie für eine weitere Verwendung nicht mehr geeignet waren.

- d) Durch das Sintern erhöht sich die Dichte der Fissium-Pellets von $\rho = 7,96$ auf $8,96 \text{ g/cm}^3$; dies entspricht einer auf UO_2 bezogenen theoretischen Dichte von 82 %. Wie in der Abb. 06.01.11/03A-3 zu erkennen ist, sind die Pellets nach dem Sintern leicht zu einem abgestumpften Kegel deformiert. Irgendwelche Einflüsse dieser Form auf das Verhalten der Pellets bei den Freisetzungsversuchen sind jedoch nicht zu erwarten.

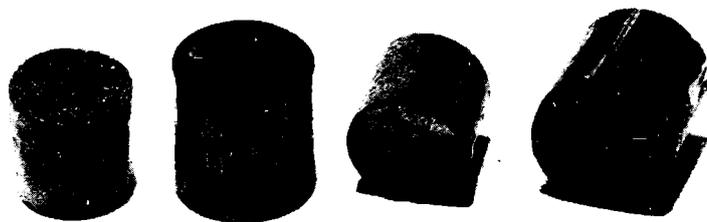


Abb. 06.01.11/03A-3: Fissium-II-Pellets vor und nach dem Sintern

2.3. Messung der Traceraktivität während der Fissium-Herstellung und Homogenitätsbestimmung

Damit die Einzelaktivitäten der Spaltprodukt-Komponenten im Fissium zum Zeitpunkt der Freisetzungsversuche möglichst genau bekannt sind, müssen während der Fissium-Herstellung eine Reihe von γ -Messungen durchgeführt werden; dies ist schematisch in der Abb. 06.01.11/03A-4 dargestellt.

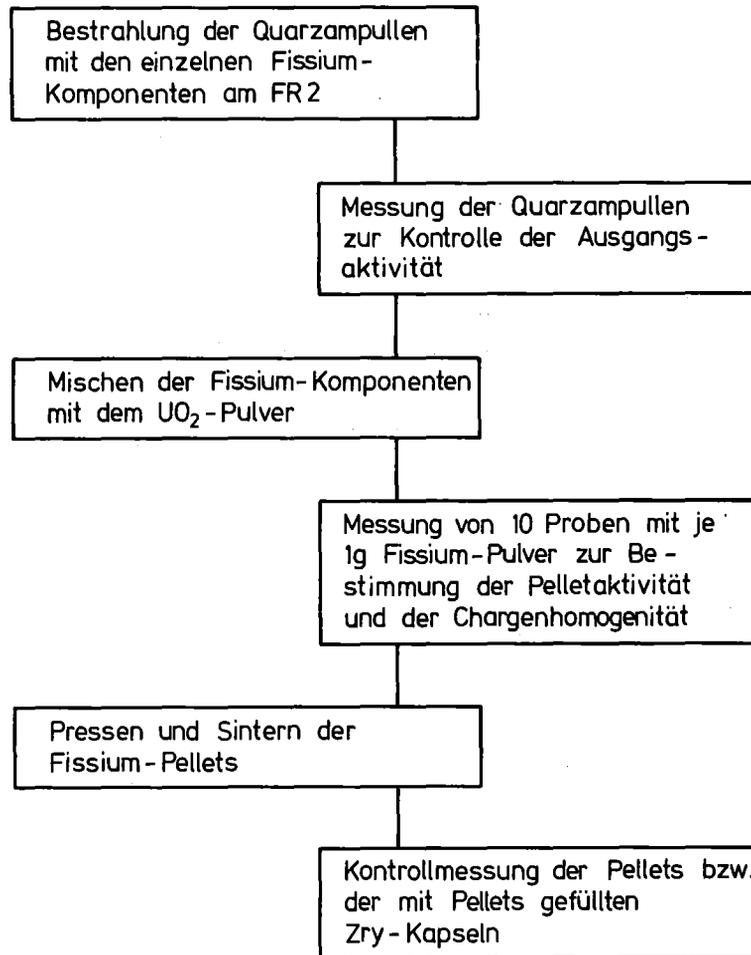


Abb. 06.01.11/03A-4: Aktivitätsbestimmung im Verlauf der Fissium-Herstellung

Zur Bestimmung der Ausgangsaktivität werden zunächst die Quarzampullen ausgemessen, die je eine im Reaktor bestrahlte Spaltprodukt-Komponente für eine 100 g-Fissium-Charge enthalten. Aus dem Meßwert folgt durch einfache Umrechnung die Aktivität eines Pellets von 5 g. Allerdings handelt es sich dabei um einen Näherungswert, weil Verluste, die anschließend beim Entleeren der Quarzampullen, beim Mischen, Pelletieren und Sintern auftreten, nicht erfaßt werden.

Zur genauen Bestimmung der Pelletaktivität werden aus der fertigen Fissium-Pulvermischung (100 g) mehrere Proben von je 1 g in flache Plexiglas-Behälter abgewogen und dann γ -spektrometrisch analysiert. Durch die geringe Schütthöhe des Pulvers ($\approx 0,2$ mm) wird die Selbstabsorption von γ -Linien mit $E > 200$ keV vernachlässigbar klein.

In Abb. 06.01.11/03A-5 ist die Aktivitätsverteilung einiger Tracer-Nuklide in 10 Proben mit jeweils 1 g Pulver dargestellt. Wie zu erkennen ist, wird eine gute Homogenität des Pulvers erreicht; die Abweichungen von den Aktivitätsmittelwerten gehen nur in Ausnahmefällen über 10 % hinaus. Diese Mittelwerte der Aktivität werden nun auf die Pelletgewichte umgerechnet. Wegen der größeren Masse der Pellets ist für sie eine noch bessere Homogenität zu erwarten als für die 1 g-Pulverproben. Da außerdem bei jedem Freisetzungsversuch mindestens 12 Pellets eingesetzt werden, kompensieren sich die noch vorhandenen Aktivitätsunterschiede der Pellets noch gegenseitig.

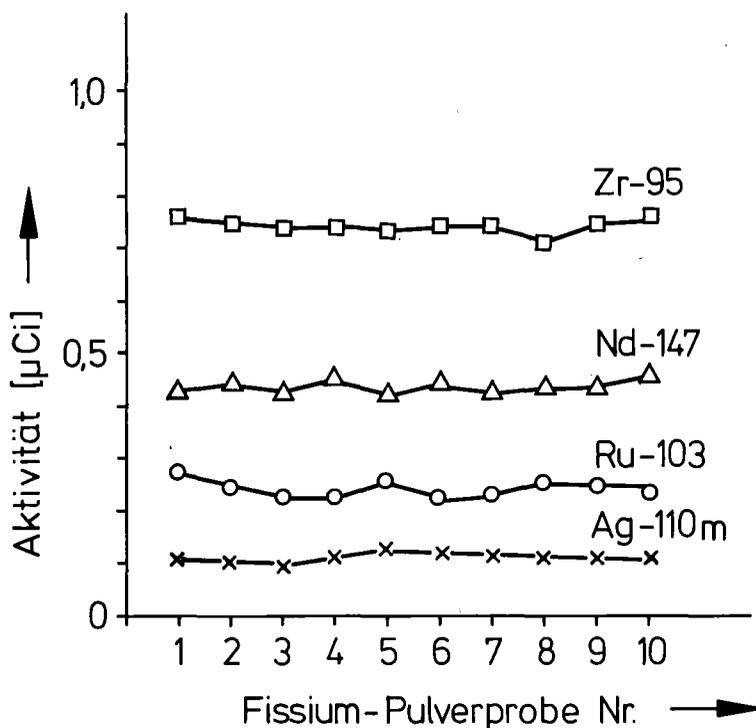


Abb. 06.01.11/03A-5: Aktivitätsverteilung einiger Tracer-Nuklide in den Fissium-Pulverproben von 1 g

Nicht erfaßt werden bis dahin die Verluste, die beim Sintern der Fissium-II-Pellets auftreten können. Durch Vergleichsmessungen von gesinterten und ungesinterten Pellets wurde jedoch festgestellt, daß die Abdampfverluste an Spaltprodukten bei Einhaltung des unter 2.2c beschriebenen Sinterprogramms vernachlässigbar gering sind. Die letzte in Abb. 06.01.11/03A-5 angeführte γ -Messung dient daher hauptsächlich einer integralen Kontrolle der Proben vor dem Einsatz in der Schmelzanlage.

Literatur

- (1) KfK-PNS, KWU, TU-Hannover: Experimente zur Simulation großer Schmelzen in Wechselwirkung mit Beton (erscheint demnächst als KfK-Bericht)
- (2) PNS-Halbjahresbericht 1977/1, KfK-2500 (1977) 429
- (3) K. Hassmann et al.: Abschlußbericht zum BMFT-Förderungsvorhaben RS72a/b (1975)

- 06.01.12 Abschmelzverhalten von Brennstäben und Simulation
 großen Kernschmelzen
- 06.01.12/01A Experimentelle Untersuchung der Abschmelzphase von
PNS 4321 UO₂-Zircaloy-Brennelementen bei versagender Notkühlung
 S. Hagen, A. Grünhagen, H. Malauschek, H. Schülken, K. Wal-
 lenfels, RBT-IT.

Einleitung

Im 1. Halbjahr 1978 wurden Abschmelzversuche an Bündeln von 3 x 3 Brennstabsimulatoren mit Keramikfaserisolation in Dampf zum Erstarrungsverhalten der entstehenden Schmelze, zum Einfluß der Voroxidation und zum Abschmelzverhalten von Stäben mit geblähten Hüllrohren durchgeführt. Ferner haben wir Vorversuche zum Verhalten der Absorberstäbe angestellt. Es wurden CrNi-Stahlrohre in Inertgas und Dampf in Kontakt mit der AgInCd-Absorberlegierung oder mit dem Inconel des Abstandshalters aufgeheizt.

Erstarrungsverhalten der Schmelze im Bündel

Die für die Untersuchung verwendeten Bündel bestanden aus einem zentralen Vollpelletstab, der von 8 Ringpelletstäben mit 6 mm W-Heizer umgeben war. Die Anordnung ist aus dem Zahlenquadrat unter den Aufnahmen zu erkennen. Der zentrale Vollpelletstab hat die Nummer 25. Aus der Anordnung der Nummern der acht umgebenden Stäbe kann man erkennen, aus welcher Richtung das Bündel auf diesem Bild fotografiert wurde, und welche Stäbe eventuell vor der Aufnahme zur Darstellung der inneren Bereiche entfernt waren.

Das Bündel war mit einer Keramikfaserisolation von 1 inch Zirkonoxyd-Faser und 2 inch Aluminium-Siliziumoxyd-Faser umgeben. Der Dampfdurchsatz betrug 30 ml/min verdampftes Wasser. Der Dampf strömte in das Bündel durch ein Rohrsystem, das sich am unteren Ende des Bündels zwischen und außerhalb den Stäben befand. Damit war eine gleichmäßige Dampfverteilung gewährleistet.

Abb. 06.01.12/01A-1 zeigt Aufnahmen eines Bündels, an denen das Erstarrungsverhalten gut zu erkennen ist. Die linke Aufnahme gibt das komplette Bündel wieder, während die beiden rechten Fotografien das Innere des Bündels nach dem

Entfernen von 2 Randstäben zeigen. Im äußeren Bereich des Bündels hat sich eine feste Oxidschicht entwickelt. Im Inneren des Bündels dagegen ist durch den schnellen Temperaturanstieg die Schichtdicke so dünn geblieben, daß die Oxidhaut durch die aus Restzircaloy und angelöstem UO_2 bestehende Schmelze mit nach unten gespült wurde. Die ersten Tropfen der entstehenden Schmelze erstarren im unteren kälteren Bereich zwischen den Stäben (s. linke Fotos der Abb.06.01.12/01A-1). Über diesem erstarrten Material bildet sich dann ein Schmelzklumpen am unteren Ende des Schmelzbereiches aus. Dieser ist deutlich in den beiden rechten Bildern der Abb.06.01.12/01A-1 und an den Ausschnittaufnahmen der Erstarrungsbereiche der Abb. 06.01.12/01A-2 zu erkennen.

Die Zusammensetzung der Schmelze wurde durch Röntgenfluoreszenzanalyse auf den Uran- und Zirkongehalt untersucht. Die Tropfen unterhalb des Schmelzklumpens haben eine Zusammensetzung von 18,7 - 20,8 Gew.% Uran und 59,2 - 68,6 Gew.% Zirkon. Diese Tropfen sind zeitlich zuerst entstanden und erstarrt und haben die niedrigste mittlere Konzentration an Uran. Die Proben aus dem Klumpen ergaben einen Urangehalt von 18,6 - 32,9 Gew.% und 52,9 - 69,4 Gew.% Zirkon. Die Analyse von Tropfen, die in der Mitte des Schmelzbereiches an den Stäben erstarrt waren, ergab einen Urangehalt von 46,6 - 54,8 Gew.% und ein Zirkongehalt von 40,0 - 47,6 Gew.%. Der Uran- gehalt dieser zeitlich später entstehenden Schmelze liegt also deutlich höher.

Einfluß der Voroxidation

Die Abb. 06.01.12/01A-2 und 06.01.12/01A-3 zeigen Fotografien eines Bündels, bei dem die Hüllen von 3 Brennstabsimulatoren mit einer Stärke von 20 μ voroxidiert wurden. Die Voroxidation der Hüllrohre wurde in einem Rohrofen bei 550 °C erzeugt. Wie die Abb. 06.01.12/01A-3 und 06.01.12/01A-4 im Vergleich zu den Abb. 06.01.12/01A-1 und 06.01.12/01A-2 und der zusätzliche Vergleich der voroxidierten und nicht voroxidierten Stäbe innerhalb des zweiten Bündels zeigen, konnte kein prinzipieller Unterschied im Schmelz- und Erstarrungsverhalten für die Stäbe mit oxidierten Hüllen gefunden werden.

Abschmelzverhalten von geblähten Hüllen

Unter der Annahme eines Kühlmittelverlustunfalles mit 2F-Bruch kommt es durch den Spaltgasdruck im Innern der Brennstäbe zum Blähen und Bersten der Hüllen. Da diese geblähten Bereiche eine Verschlechterung des Kühlmittelflusses bei nachträglich einsetzender Notkühlung darstellen würde, ist

es wichtig zu wissen, welches Abschmelzverhalten diese geblähten Bereiche aufweisen.

Durch den größeren Abstand zwischen Hülle und Pellet im geblähten Bereich könnte es möglich sein, daß durch die Zirkon-Wasserdampf-Reaktion es zu einem bevorzugten Aufheizen und in Form einer Temperatureskalation zum Abschmelzen des Hüllrohres in diesem Bereich kommt. Ein Ansammeln von Abstandshaltermaterial im geblähten Bereich könnte durch Legierungsbildung diesen Schmelzprozeß noch beschleunigen.

Es wurden daher Hüllrohre, die in der REBEKA-Anlage gebläht und geborsten waren im Zentrum eines 3 x 3 Bündels mit Abstandshalter dicht über der Blähstelle mit verschiedenen Geschwindigkeiten ($\frac{1}{3}$ °C/sec - 1 °C/sec) aufgeheizt. Die Temperatur wurde dabei auf der Oberfläche der äußeren Brennstabsimulatoren auf 1580 °C und auf der Oberfläche des Zentralstabes auf 1740 °C erhöht. Dabei zeigte sich bei beiden Bündeln kein bevorzugtes Abschmelzen der geblähten Bereiche.

Die Abb. 06.01.12/01A-5 und 06.01.12/01A-7 zeigen die Bündel nach dem Abbau der Keramikfaserisolation. In Abb. 06.01.12/01A-5 ist auch der Stab 24 entfernt. Die Abb. 06.01.12/01A-6 und 06.01.12/01A-8 zeigen den zentralen Stab mit der geblähten Hülle nach Entfernen von je 6 weiteren Stäben. Der geblähte Bereich ist in seiner Struktur voll erhalten. Die stärkere Beeinflussung der Hülle im Bereich des Abstandshalters deutet darauf hin, daß die Dampfzufuhr zu den oberen Bereichen des Bündels durch die geblähten Bereiche des zentralen Stabes behindert war.

Die beiden Versuche mit unterschiedlicher Aufheizgeschwindigkeit zeigen einen Unterschied im Stabilitätsverhalten der äußeren Brennstabsimulatoren nach dem Versuch. Die Stäbe des mit 1 °C/sec aufgeheizten Bündels überstehen das Abkühlen und Ausbauen des Bündels ohne jede Beschädigung. Das mit $\frac{1}{3}$ °C/sec aufgeheizte Bündel dagegen zeigte eine starke Versprödung. Diese machte sich aber erst nach Erkalten des Bündels bemerkbar: Während des Versuches und eine halbe Stunde nach Abschaltung der Leistungszufuhr war kein Material aus dem Bündel herausgefallen. Vor Beginn des Abbaus am nächsten Tage waren feine, sehr kleine Stückchen, die aus der Oberfläche geplatzt waren auf der unteren Elektrode zu erkennen. Zusätzlich zu diesen pulverähnlichen Bruchstückchen lagen auch einige große Stücke (1 - 3 cm) oxidiertes Hüllmaterial auf der unteren Platte. Beim Entfernen des Keramikfaserschirmes zeigte sich die starke Versprödung des

Bündels. Durch die beim Abbau auftretenden mechanischen Erschütterungen platzten große Bereiche der Hülle zusammen mit angebrochenen UO_2 -Stückchen aus den Stäben und stürzten nach unten ab. Die dabei zum Vorschein kommenden W-Stäbe zeigten eine vollkommen blanke Oberfläche. Das zeigt, daß die Ribildung frühestens beim Abkühlen entstanden sein kann, nachdem die Dampfzufuhr schon abgeschaltet war.

Verhalten der Absorberstäbe

Beim Druckwasserreaktor bilden an 20 der vorkommenden 256 Stabpositionen Führungsrohre aus CrNi-Stahl zusammen mit den 9 Abstandshaltern aus Inconel-718 das Skelett des Brennelements. Die achsiale gegenseitige Distanz der Abstandshalter beträgt 50 cm (Abb. 06.01.12/01A-9).

Bei einem Drittel der Brennelemente werden in diese Führungsrohre die "Finger" des Absorberbündels eingefahren. Die 'schwarzen' Absorberstäbe enthalten AgInCd-Legierung in einem CrNi-Stahl-Hüllrohr. Die Schmelztemperatur der Silberlegierung, des Abstandshalters und der CrNi-Stahlrohre liegen bei ca. 800, 1300 und 1450°C.

Die durchgeführten Vorversuche sollten das Verhalten der CrNi-Stahlrohre im Kontakt mit der Silberlegierung und dem Abstandshaltermaterial im Schutzgas und Wasserdampf zeigen. Hierfür wurden sie mit dem Strahlungsofen in Argon und in Wasserdampf mit einem Durchsatz von 0,5 g/min mit einer Temperaturanstiegsgeschwindigkeit von 0,5°C/sec auf 1300 - 1550°C aufgeheizt.

Einen Überblick über den Zustand der Rohre nach dem Aufheizen gibt Abb. 10. Die mit Leg. gekennzeichneten Stäbe hatten im Inneren des Rohres eine zylinderförmige Einlage von 1 cm Höhe aus der AgInCd-Legierung. Durch einen darunter in das Rohr eingeschweißte CrNi-Stahlpfropfen wurde das Abfließen der flüssig werdenden Legierung verhindert. Auf den mit Abst. gekennzeichneten Rohren war auf der Außenseite eine Abstandshalterzelle angebracht.

Die Aufnahmen von Abb. 06.01.12/01A-10 zeigen, daß die CrNi-Stahlrohre bis 1400 °C beim Aufheizen in Schutzgas ihre Integrität erhalten. Der Abstandshalter ist zusammengeschmolzen. Ein wesentlicher Angriff auf den CrNi-Stahl ist aber

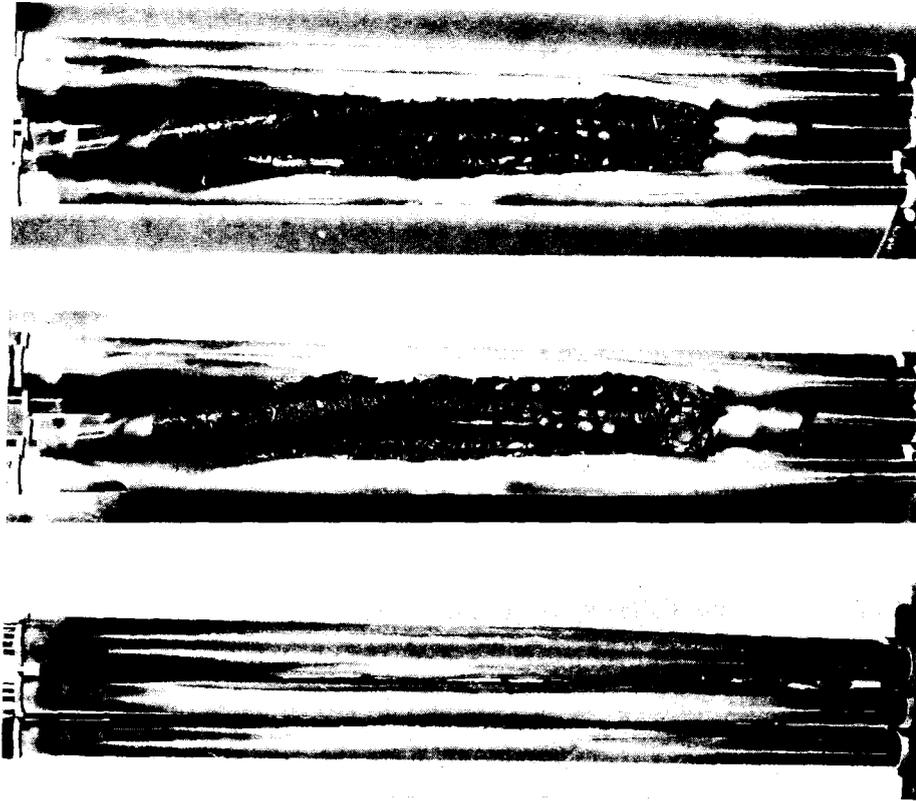
nicht festzustellen.

Im Wasserdampf waren die Rohre nach dem Aufheizversuch auch als ein integrales Stück erhalten. Die auf den Bildern erkennbaren Brüche erfolgten nach dem Ausbau. Bei dem Stab mit der Legierung erfolgte der Bruch an der Oberkante des Legierungseinsatzes. Die CrNi-Stahlrohre zeigen ein deutlich anderes Oxidationsverhalten als die Zry-Rohre. Anstelle der festen, glatten Oberfläche des Zirkonoxid hat der CrNi-Stahl eine schwammige, geschwulstartige Oberfläche, die starke Verformungen aufweist.

Bei 1500°C ist in nicht oxidierender Atmosphäre das CrNi-Stahlrohr weggeschmolzen. In Dampf dagegen hat sich das Rohr in ein schwammförmiges Gebilde umgewandelt, das sich deutlich über seinen ursprünglichen Durchmesser hinauserstreckt. Das reine CrNi-Rohr konnte nach dem Versuch als Ganzes ausgebaut werden. Das Rohr mit Legierung und Abstandshalter war dagegen so brüchig, daß es beim Ausbau im mittleren Bereich zerfiel. Die Struktur der Oberfläche ist an den Vergrößerungen der Abb. 06.01.12/01A-12 zu erkennen.

In Abb. 06.01.12/01A-13 sind Stäbe wiedergegeben, die langsamer aufgeheizt wurden, (0,1°C/sec) oder die nach dem üblichen Aufheizen mit 0,5°C/sec für 1 Stunde bei der angegebenen Temperatur gehalten wurden. Es zeigte sich das gleiche Verhalten wie bei normaler Temperaturbehandlung: Auch bei diesen längeren Einwirkungen wird das CrNi-Rohr vom Absorber nicht merklich angegriffen.

Bei den hier durchgeführten Vorversuchen mit offenen Rohren wurde noch nicht berücksichtigt, daß sich durch den niedrigen Siedepunkt des Cadmiums von 765°C ein nicht zu vernachlässigender Dampfdruck im geschlossenen Hüllrohr aufbauen wird. Der Einfluss der Hüllrohre und Absorberstäbe auf das Abschmelzverhalten der Brennelementstäbe und die Kühlgeometrie des Kerns wird in Bündelexperimenten untersucht werden.



19 18 17	31 32 33	31 32 33
26 25 24	24 25 26	24 25 26
33 32 31	17 - -	17 - -



PNS 4321 IT

ABB.06.01.12/01A-1

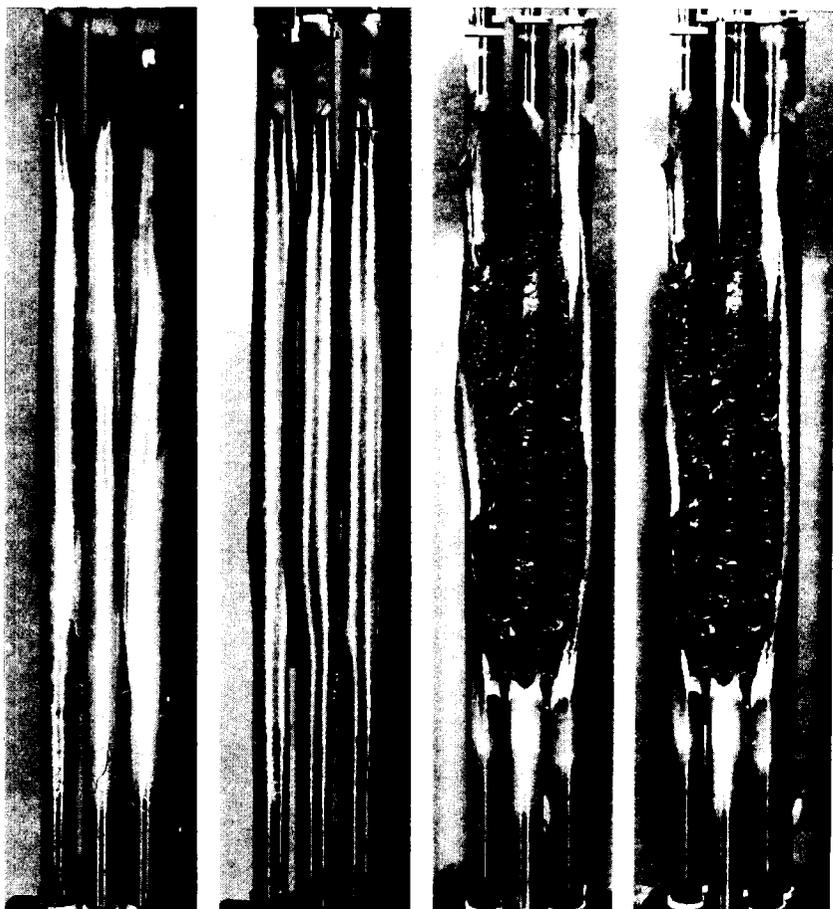
IM DAMPF BIS ZU EINER OBERFLÄCHENTEMPERATUR DES ZENTRALSTABES VON 1950 °C AUFGEHEIZTES BRENNSTABBÜNDEL. BEI DEN BEIDEN RECHTEN BILDERN WURDEN DIE STÄBE 31 UND 32 ENTFERNT.



PNS 4321

ABB.06.01.12/01A-2

VERGRÖßERUNGEN VOM ERSTARRUNGSBEREICH DES IN DER VORIGEN ABBILDUNG GEZEIGTEN BÜNDELS. DIE SCHMELZE ERSTARRT ZWISCHEN DEN STÄBEN ZU EINEM KLUMPEN.



33 26 19	19 18 17	17 24 31	17 24 31
32 25 18	26 25 24	18 25 32	18 25 32
31 24 17	33 32 31	- - -	- - -

PNS 4321  IT

ABB. 06.01.12/01A-3

IN DAMPF BIS ZU EINER OBERFLÄCHENTEMPERATUR DES ZENTRALSTABES VON 1970 °C AUFGEHEIZTES BRENNSTABBÜNDEL. DIE STÄBE 17, 24 UND 25 WAREN MIT SCHICHTDICKEN VON 20 μ VOROXIDIERT.

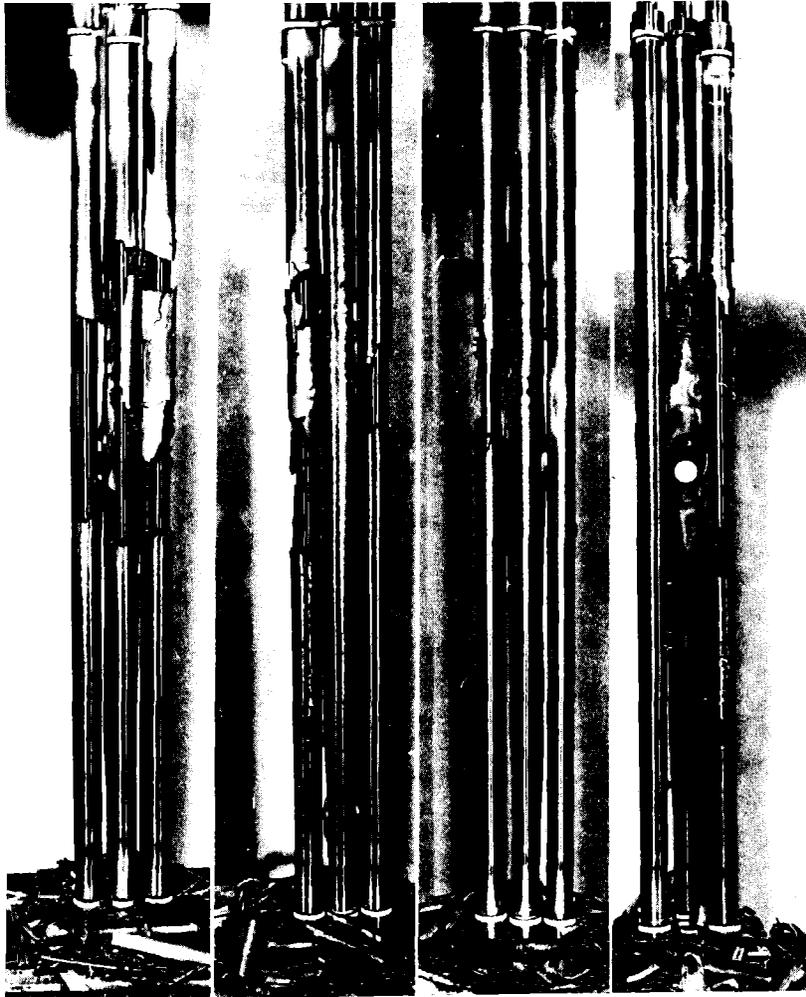


- 24 -	- - -
18 25 32	32 25 18
- - -	- 24 -

PNS 4321  IT

ABB. 06.01.12/01A-4

VERGRÖSSERUNG DES ERSTARRUNGSBEREICHES DES IN DER VORIGEN ABBILDUNG GEZEIGTEN BÜNDELS. DAS OBERE ENDE DES ZENTRALSTABES IST ENTFERNT.

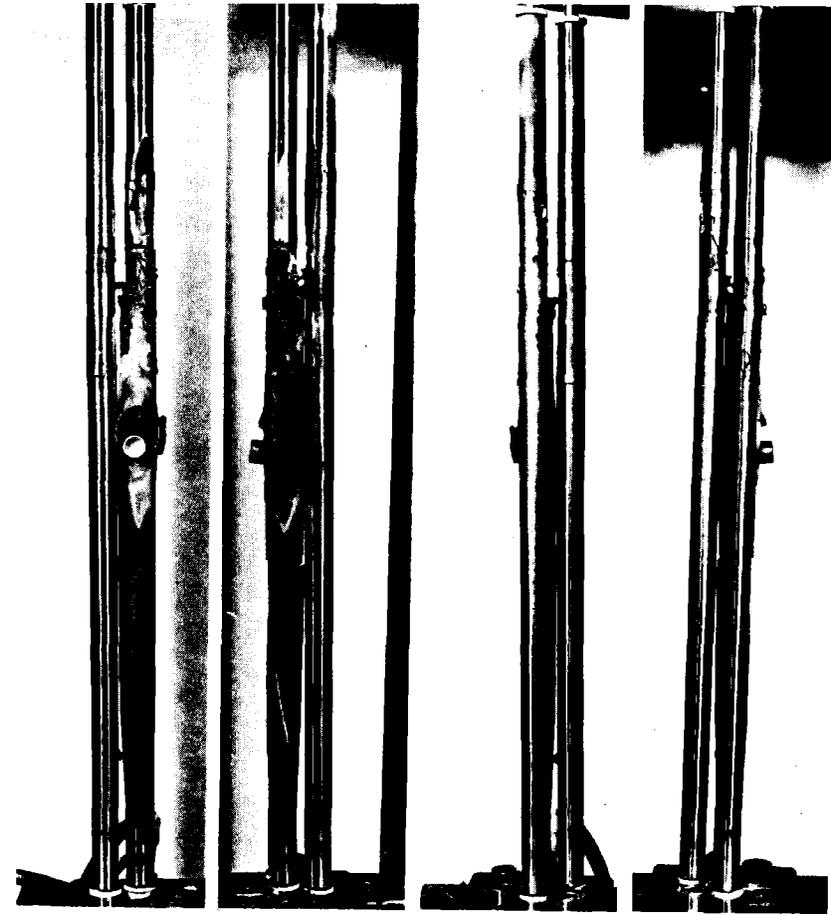


31 32 33	17 - 31	19 18 17	33 36 19
- 25 26	18 25 32	26 25 -	32 25 18
17 18 19	19 26 33	33 32 31	31 - 17

PNS4321 **kjk** IT

ABB. 06.01.12/01A-5

IN WASSERDAMPF MIT $1/3^{\circ}/\text{SEC}$ AUF 1580°C OBERFLÄCHENTEMPERATUR AUFGEHEITZTES BÜNDEL. IM ZENTRUM BEFAND SICH EIN VOLLPELLETSTAB MIT EINEM HÜLLROHR, DAS IN DER REBEKA-ANLAGE GEBORSTEN WAR.



- 26 -	- 32 -	- - -	- - -
32 25 -	- 25 26	- 25 32	26 25 -
- - -	- - -	- 26 -	- 32 -

PNS 4321 **kjk** IT

ABB. 06.01.12/01A-6

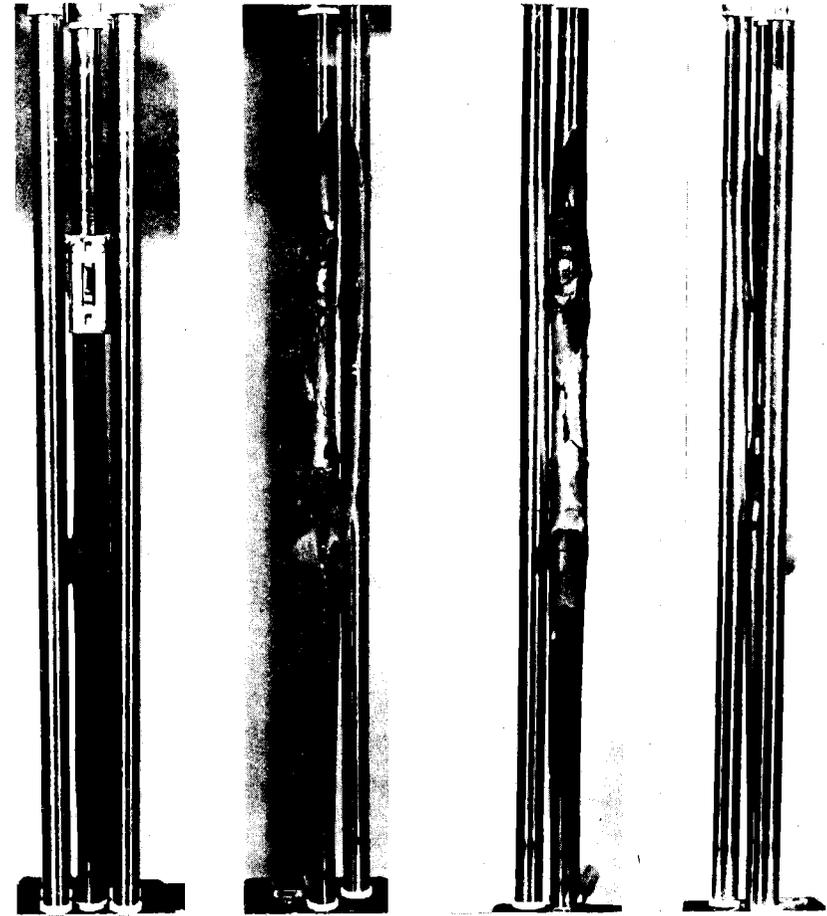
DER REST DES ZENTRALEN STABES (25) DER VORIGEN ABBILDUNG VERKLEBT MIT DEN STÄBEN 26 UND 32 DURCH DEN ABGESCHMOLZenen ABSTANDSHALTER.



31 32 33	17 24 31	19 18 17	33 26 19
24 25 26	18 25 32	26 25 24	32 25 18
17 18 19	19 26 33	33 32 31	31 24 17


 PNS 4321 IT

ABB. 06.01.12/01A-7
 IN WASSERDAMPF MIT 1°C/SEC AUF 1580 °C OBERFLÄCHENTEMPERATUR AUFGEHEIZTES BÜNDEL. IM ZENTRUM BEFAND SICH EIN VOLLPELLETSTAB MIT EINEM HÜLLRÖHR, DAS IN DER REBEKA-ANLAGE GEBORSTEN WAR.

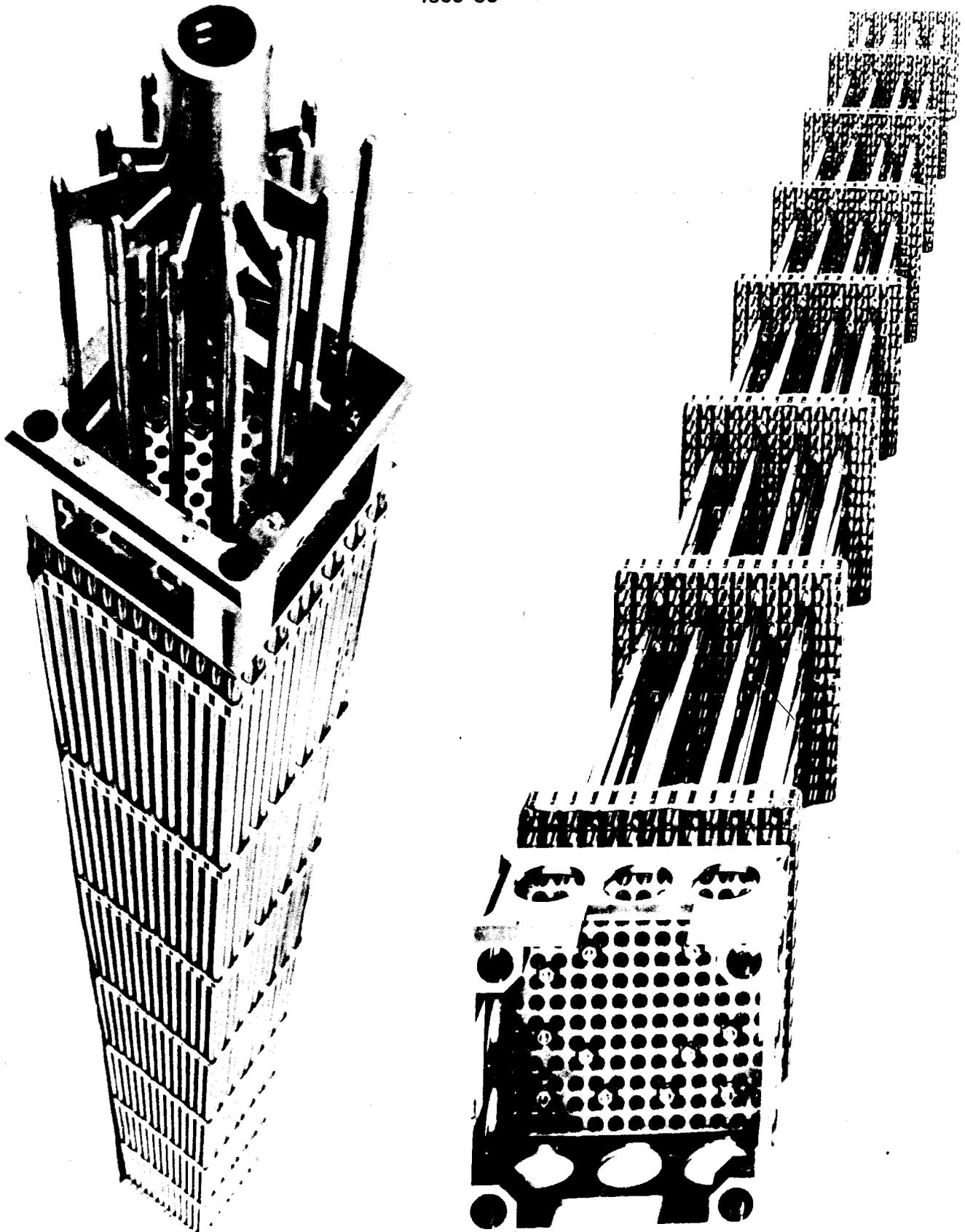


31 32 33	- 32 -	- 26 -	- - -
24 25 26	- 25 26	32 25 -	26 25 -
17 - 19	- - -	- - -	- 32 -


 PNS 4321 IT

ABB. 06.01.12/01A-8
 DER ZENTRALE GEBLÄHTE STAB (25) AUS DER VORHERGEHENDEN ABBILDUNG NACH ENTFERNEN VON 6 DER UMGEBENDEN 8 STÄBE. DAS BILD GANZ LINKS ZEIGT DEN STAB VOR DEM AUFHEIZEN.

- 4300-37 -

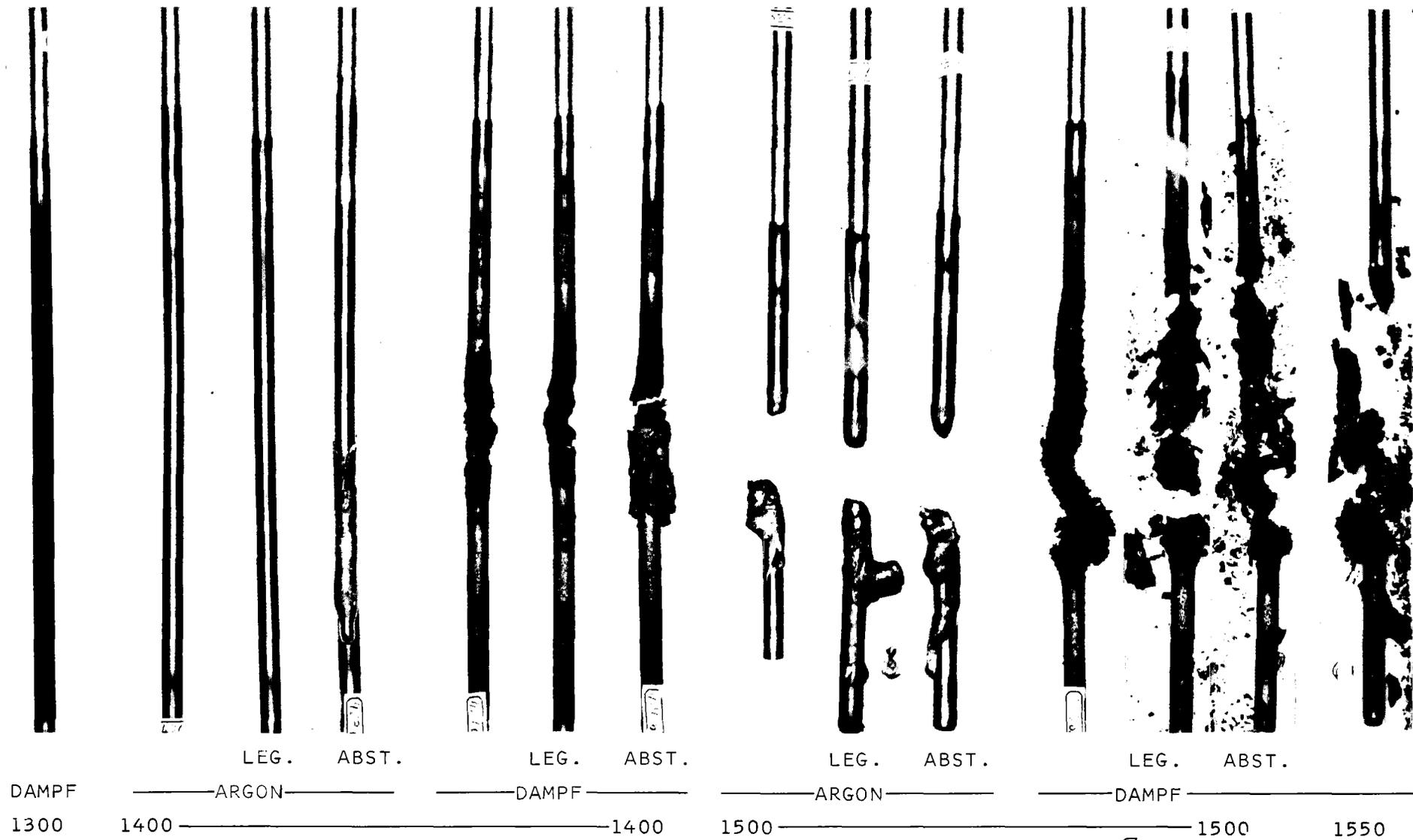


PNS 4321 **kfk** IT

ABB. 06.01.12/01A-9:

DWR-BRENNELEMENT MIT EINGEFAHRENEM ABSORBERSTAB (LINKS) UND

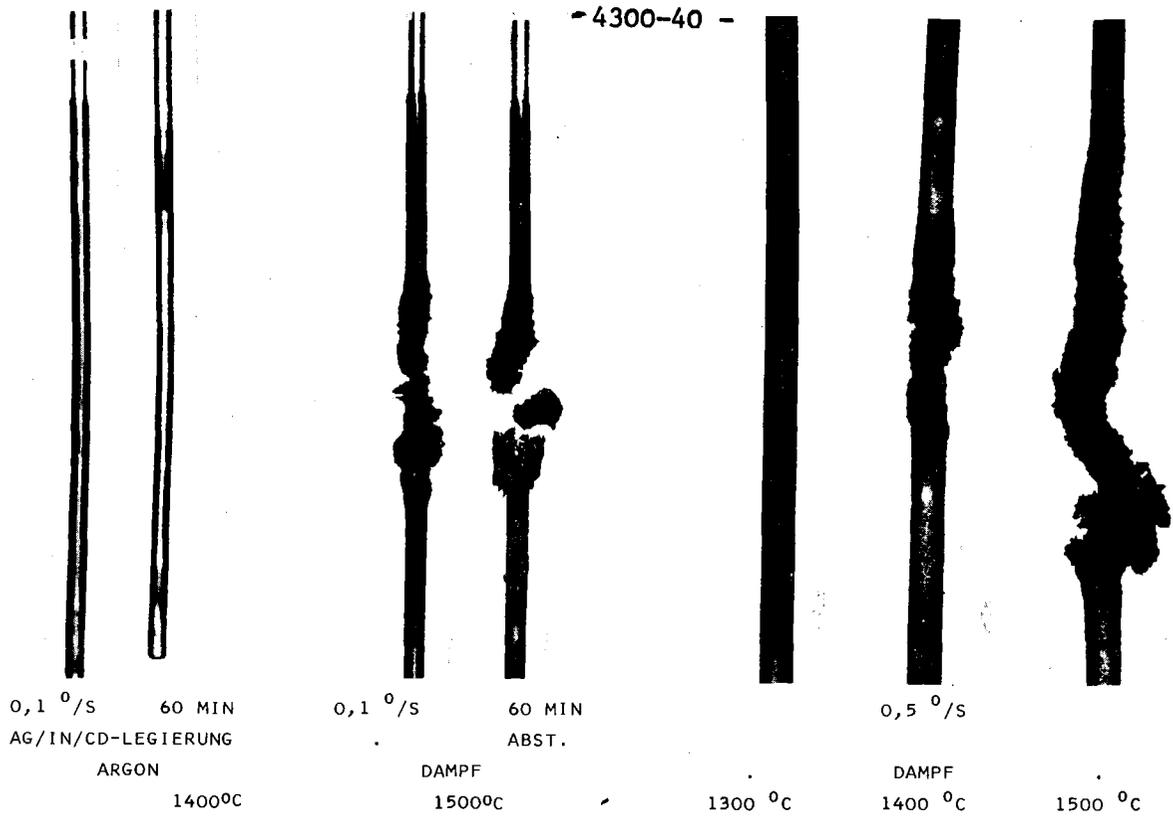
DWR-BRENNELEMENT-SKELETT (RECHTS)



- 4300-39 -

PNS 4321 **KIK** IT

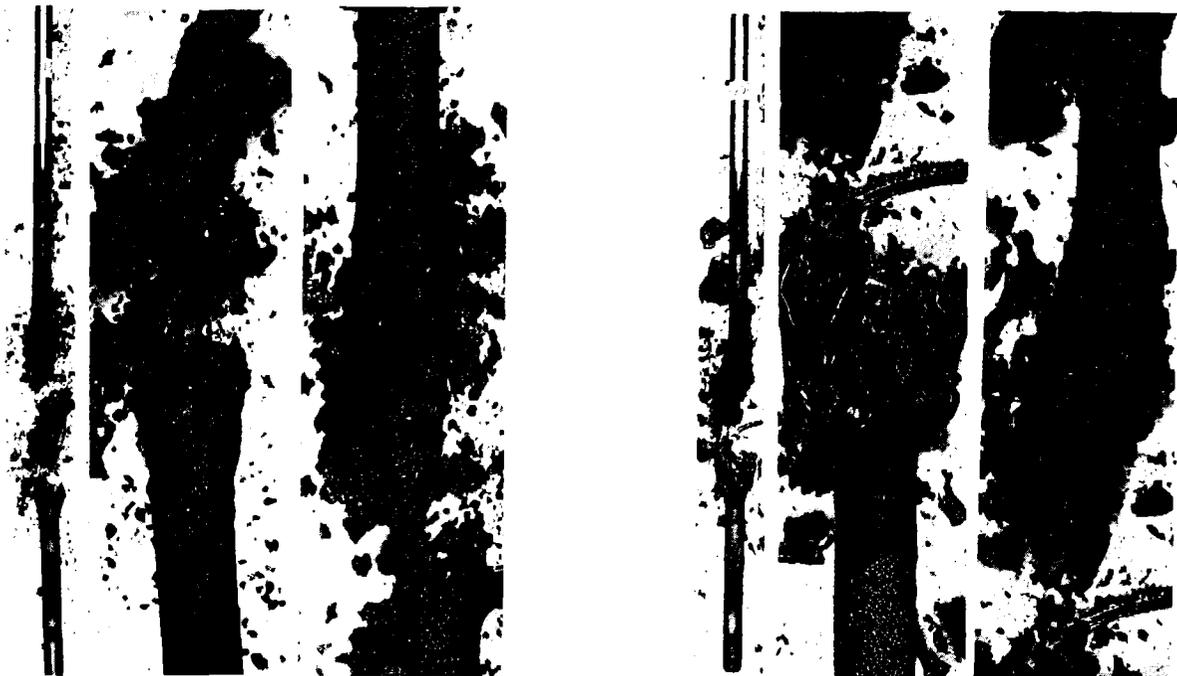
ABB. 06.01.12/01A-10
 IN INERTGAS ODER DAMPF BIS ZU DEN ABGEBEBENEN TEMPERATUREN (°C) AUFGEHEIZTE FÜHRUNGSRÖHRE (CR-NI-STAHL).
 DIE GEKENNZEICHNETEN RÖHRE HATTEN INNEN ABSORBERLEGIERUNG (AG-IN-CD) ODER AUSSEN EINEN ABSTANDSHALTER.



PNS 4321 **KIK** IT

ABB. 06.01.12/01A-11

VERHALTEN DER CR/NI-ABSORBERFÜHRUNGSROHRE BEI LANGSAMEN TEMPERATURANSTIEGEN ODER BEI LÄNGERER VERWEILZEIT AUF DER MAXIMALEN TEMPERATUR. DIE 3 RECHTEN BILDER ZEIGEN VERGRÖßERTE AUFNAHMEN VON HÜLLROHREN, DIE IN DAMPF AUF DIE ANGEGEBENE TEMPERATUR ERHITZT WURDEN.



0,1 °C/SEC - 1500 °C - DAMPF

60 MIN - 1500 °C - DAMPF - ABST.

PNS 4321 **KIK** IT

ABB. 06.01.12/01A-12

VERGRÖßERTE AUFNAHMEN VON IN DAMPF AUFGEHEIZTEN FÜHRUNGSROHREN ZUR BESSEREN DARSTELLUNG DER OBERFLÄCHENSTRUKTUR NACH DER OXIDATION.

06.01.12/02B Bestimmung von Liquidus- und Solidustemperaturen von
PNS 4322 Beton-Corium EX3-Schmelzen

(P. Misaelides, P. Nikolopoulos, G. Ondracek, IMF I)

1. Einleitung

Wie bereits mehrfach ausgeführt, ergibt sich der Kernschmelzunfall eines Leichtwasserreaktors als Konsequenz der höchst unwahrscheinlichen Annahme, daß sein gesamtes Kühlsystem ausfällt /2/. Der zeitliche Ablauf eines solchen hypothetischen Unfalles läßt sich in vier Perioden unterteilen, in deren letzter sich die Kernschmelze im Beton befindet und mit diesem in Wechselwirkung tritt /2, 9/. Diese Wechselwirkung resultiert in

- der zunehmenden Verdünnung der Spaltprodukte, d.h. der inneren Wärmequellen und damit sinkender effektiver Temperatur der Beton-Corium-Schmelze
- zunehmenden Erstarrungstemperaturen der Beton-Corium-Schmelze im Vergleich zum Schmelzbereich des reinen Betons.

Unter jenen Zustandsbedingungen, bei denen die effektive Temperatur der Beton-Corium-Schmelze identisch wird mit ihrer Erstarrungstemperatur kommt die Erosion des Betonfundaments durch die Beton-Corium-Schmelze zum Stillstand. In diesem Zusammenhang interessiert die Bestimmung des Erstarrungsbereichs von Beton-Corium-Schmelzen, d.h. ihrer Liquidus- und Solidustemperaturen in Abhängigkeit von der Konzentration ihrer Komponenten.

Die stoffliche Zusammensetzung der Corekomponenten in Beton-Corium-Schmelzen hängt von den Zustandsbedingungen in den ersten drei Unfallperioden ab. Sie kann den unterschiedlichen Mengen eingeschmolzener Strukturmaterialien unter nicht-, teil oder volloxidierender Atmosphäre entsprechend, durch sechs Grenzfälle charakterisiert werden /1, 2/. Als denkbare Ausgangszustände der Kernschmelze in Beton wurden diejenigen unter

teil- oder volloxidierender Atmosphäre nach vollständigem Niederschmelzen aller Coreeinbauten in Betracht gezogen (Corium EX2, Corium EX3) /4/. Nun liegt der Erstarrungsbereich der mit dem Beton wechselwirkenden Oxidphase einer Corium EX2-Schmelze höher als derjenige für eine Corium EX3-Schmelze /5/. Die infolge der oben beschriebenen Wechselwirkung mit Beton eintretende Wärmequellenverdünnung und Solidustemperatursteigerung würde bei Beton-Corium EX2-Schmelzen im Vergleich zu Beton-Corium EX3-Schmelzen daher größer sein und zu einer zeitlich früheren Erstarrung führen, was auch für den Vergleich mit Beton-Corium-AX-Schmelzen zutreffen dürfte. Beton-Corium EX2 bzw. AX-Schmelzen sind daher vielleicht die realeren aber optimistischen Fälle. Die folgenden Betrachtungen sollen konservativ erfolgen, beziehen sich deshalb auf den pessimistischen Fall von Beton-Corium EX3-Schmelzen und wurden experimentell mit Beton-Corium EX3-Mischungen durchgeführt.

2. Probenmaterial und Versuchsapparatur

Die für die Schmelzversuche verwendeten Preßlinge bestehen aus:

- KWU-Reaktor-Beton
- Corium EX3, hergestellt aus Corium EX1 durch vollständige Oxidation unter strömender Luftatmosphäre in einem Rohrofen (Glühtemperatur 1573 K, Glühdauer 144 Stunden).

Es wurden Preßlinge hergestellt und untersucht, deren Zusammensetzungen in Abb. 06.01.12/02B-2 (1. Spalte) wiedergegeben sind.

Die Experimente sind in einer induktiv heizbaren Schmelzanlage durchgeführt worden (Abb.06.01.12/02B-1). Die Induktionsspule wird von einem HF-Generator (500 KHz) gespeist. Als Suszeptor dient ein Grafitrohr (~ 10 cm lang, 5 cm \emptyset), in dessen Mitte ein Grafittisch angebracht ist. Auf den Grafittisch liegt eine Unterlage aus Bornitrid (BN) und darauf die Beton- und/oder Corium EX3-Schmelzprobe in Form eines kleinen Preßlings. Von allen verwendeten Unterlagen, hat BN die größte Beständigkeit gegenüber Corium EX3 gezeigt. Durch die Apparatur fließt während des Experiments Argon (Reinheitsgrad 99.999 %). An den Frontseiten der Apparatur sind Fenster aus Pyrex angebracht, die sowohl eine optische Temperaturmessung als auch das Fotografieren des Schmelzvorganges erlauben.

3. Grundlagen der Erstarrungsbereichsabschätzung

Zur Abschätzung des Erstarrungsbereichs von Beton-Corium EX3-Schmelzen wird in 1. Näherung davon ausgegangen, daß

- die Komponenten Beton und Corium EX3 lückenlos ineinander löslich sind
- eine ideale Lösung in der Schmelze bilden und
- die Temperaturabhängigkeit der Schmelzwärme der Komponenten zwischen deren Schmelzpunkten vernachlässigbar ist.

Unter diesen Voraussetzungen ergeben sich die Liquidus- und Soliduskurven in 1. Näherung nach den Schröder-van Laar-Beziehungen /10, 13/:

$$C_{\text{Corium}} (\text{liqu.}) = \frac{e^n - 1}{e^n - e^{-m}} \quad (1)$$

$$C_{\text{Corium}} (\text{sol.}) = \frac{e^n - 1}{e^{n+m} - 1} \quad (2)$$

$$n = \frac{\Delta H_{\text{S Beton}}}{R} \left(\frac{1}{T} - \frac{1}{T_{\text{S Beton}}} \right) \quad (3)$$

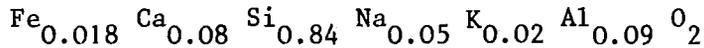
$$m = \frac{\Delta H_{\text{S Corium}}}{R} \left(\frac{1}{T_{\text{S Corium}}} - \frac{1}{T} \right) \quad (4)$$

[C = Corium-Konzentration in Molanteilen;
 ΔH_{S} = Schmelzwärme; R = 8.314 J/mol K;
 T_{S} = Schmelztemperatur ; T = Temperatur].

Da Beton und Corium keine Schmelzpunkte, sondern Schmelzbereiche besitzen, wird im Rahmen der 1. Näherung die Liquiduskurve mit den Liquidustemperaturen, die Soliduskurve mit den Solidustemperaturen der Komponenten gerechnet. Dabei werden wegen der angestrebten konservativen Abschätzung die höchsten experimentell ermittelten Liquidus- und die niedrigen Solidustemperaturen für die Rechnung verwendet. Diese Annahmen ergeben minimale Erstarrungstemperaturen und größte Ausdehnung des zweiphasigen Schmelzbereichs.

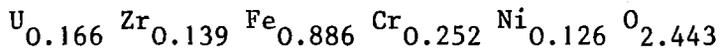
Die stoffliche Zusammensetzung der Komponenten ergibt nach Literaturangaben /1, 5, 9, 11/

- für silikatischen Beton mit Portlandzement die "Molekülformel" nach der Verdampfung des enthaltenen Wassers:



mit dem mittleren "Molekulargewicht" 64,2 g/mol und

- für Corium EX3



mit dem mittleren "Molekulargewicht" 161,3 g/mol.

4. Ergebnisse und Diskussion

Die aus den Experimenten ermittelten Erstarrungs- bzw. Schmelzbereiche der Corium EX3- und/oder Betonmischungen sind in Abb. 06.01.12/02B-2 zusammengefaßt. Sie enthält auch die für die Abschätzung der Liquidus- bzw. Soliduskurve der verschiedenen Beton-Corium EX3-Schmelzen nach den Beziehungen von Schröder-van Laar erforderlichen höchsten Liquidus- und niedrigsten Solidustemperaturen der Komponenten:

- Beton:	Liquidustemperatur	1800 K
	Solidustemperatur	1550 K
- Corium EX3	Liquidustemperatur	2000 K
	Solidustemperatur	1600 K

Als Schmelzwärme für Beton wurde ermittelt /8/

$$\Delta H_{\text{S Beton}} = 210 \text{ J/g} \times 64,2 \text{ g/mol} = 13480 \text{ J/mol.}$$

Die Schmelzwärme von Corium EX3 mußte abgeschätzt werden. Nach Röntgenbefunden besteht Corium EX3 im festen Zustand aus mindestens zwei Phasen mit

kubisch-hexakisoktaedrischen Kristallgitter /3/, nämlich $(U_x Zr_{1-x})O_2$ (CaF₂-Typ) und Fe₃O₄ (Spinelltyp) /11/. Für kubisch-hexakisoktaedrisch kristallisierende Verbindungen vom NaCl- und CaF₂-Typ sind - in Analogie zur Richardsregel für Metalle - die Schmelzentropien annähernd konstant ($\Delta S_S \sim 22$ kJ/mol K) /vgl. 5, 7, 13/. Der bisher bekannte einzige Schmelzentropiewert von Spinell-Eisenoxid (73,7 kJ/mol K /6/) weicht von den Schmelzentropien der anderen kubisch-kristallisierenden Stoffe ab. Für zweiphasiges Corium EX3 lassen sich aus seiner stofflichen Zusammensetzung (Konzentration der Komponenten /13/) die Mengen der beiden Phasen (Konzentration der Phasen /13/) errechnen. Aus den Mengen und Schmelzentropien der beiden Phasen wurde eine Schmelzentropie von Corium EX3 (40 J/mol K) bestimmt, mit der sich aus der Beziehung

$$\Delta H_S = T_S \cdot \Delta S_S \quad (5)$$

unter Verwendung der EX3-Solidus- (1600 K) und EX3-Liquidustemperatur (2000 K) eine mittlere Schmelzwärme für Corium EX3 von

$$\Delta H_S \text{ Corium EX3} = 39,6 \text{ kJ/mol}$$

ergibt. Die programmierten Gleichungen 1-4 liefern mit diesen Eingabedaten die in der Abb. 06.01.12/02B-3 gegebenen Liquidus- und Soliduskurven. Um mit den experimentellen Ergebnissen vergleichen zu können, wurden die Konzentrationsangaben mit Hilfe der folgenden Beziehung in Gewichtsprozent umgerechnet.

$$G_{\text{Corium}} = \frac{100}{1 + \frac{X_{\text{Beton}} \cdot M_{\text{Beton}}}{X_{\text{Corium}} \cdot M_{\text{Corium}}}} \quad (6)$$

(G_{Corium} = Gewichtsprozent Corium EX3;
X = Molprozent; M = Molgewicht)

Die Übereinstimmung der abgeschätzten Liquidus- und Soliduskurven mit den experimentell ermittelten Schmelzbereichen (s. Abb.06.01.12/02B-3) darf als sehr gut und als Bestätigung dafür betrachtet werden, daß die für die näherungsweise Bestimmung von Beton-Corium EX3-Liquidus- und Solidustemperaturen gemachten Annahmen nicht unrealistisch sind.

Literaturverzeichnis

- /1/ P. Hofmann:
KfK-2220 (1976)

- /2/ H. Holleck, S. Nazare, G. Ondracek, A. Skokan:
Proc. ANS-Thermal Reactor Safety Meeting, Sun Valley (1978)

- /3/ W. Kleber:
Einführung in die Kristalligraphie
VEB Verlag Technik Berlin (1965) 91

- /4/ S. Nazare, G. Ondracek:
in Halbjahresbericht des Projektes Nukleare Sicherheit (PNS)
KfK-2435 (1977) 433

- /5/ S. Nazare, G. Ondracek, B. Schulz:
Nuclear Technology 32 (1977) 239 und
KfK-2217 (1975) 433

- /6/ O. Kubaschewski, E.L. Evans:
Metallurgische Thermochemie
VEB Verlag Technik Berlin (1959) 324

- /7/ G. Ondracek, G. Petzow:
J. Nucl. Mat. 25 (1968) 132

- /8/ M. Peehs, W. Dörr:
Proc. Post Accident Heat Removal (PAHR)-Meeting Chicago (1978)

- /9/ M. Peehs, K. Mollwitz, P. Petri:
BMFT RS 154 (1976)

- /10/ J. Prigogine, R. Defay:
Chemische Thermodynamik
VEB Deutscher Verlag für Grundstoffindustrie Leipzig (1962) 318

- /11/ A. Skokan:
Private Mitteilung (1978)

- /12/ P. Nikolopoulos:
KfK-2038 (1974)

- /13/ G. Ondracek:
Leitfaden der Werkstoffkunde
Lexika-Verlag (1978)

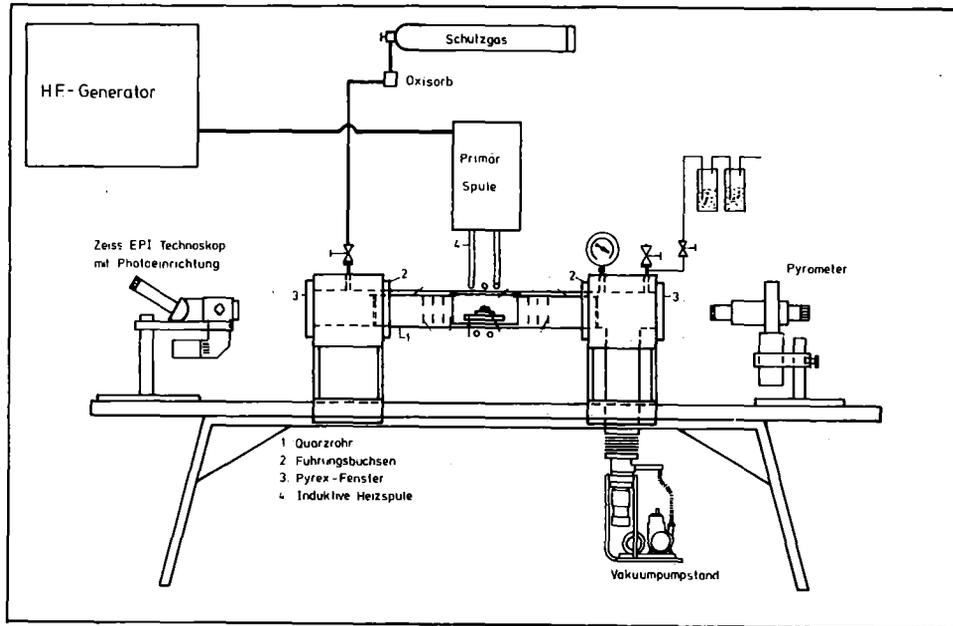


Abb. 06.01.12/02B-1: Schematische Darstellung der verwendeten Apparatur

Zusammensetzung	Temperatur des Schmelzbeginns [K]	Temperatur des Schmelzenden [K]
Beton	~ 1550	~ 1800
54,2 Gew.% Beton 45,8 Gew.% Corium EX3	1625 ± 50	1800 ± 50
28,3 Gew.% Beton 71,7 Gew.% Corium EX3	1650 ± 50	1825 ± 75
11,6 Gew.% Beton 88,4 Gew.% Corium EX3	1675 ± 75	1890 ± 60
Corium EX3	~ 1600	~ 2000

Abb. 06.01.12/02B-2: Gemessene Solidus- und Liquidustemperaturen von Beton-Corium EX3-Schmelzen

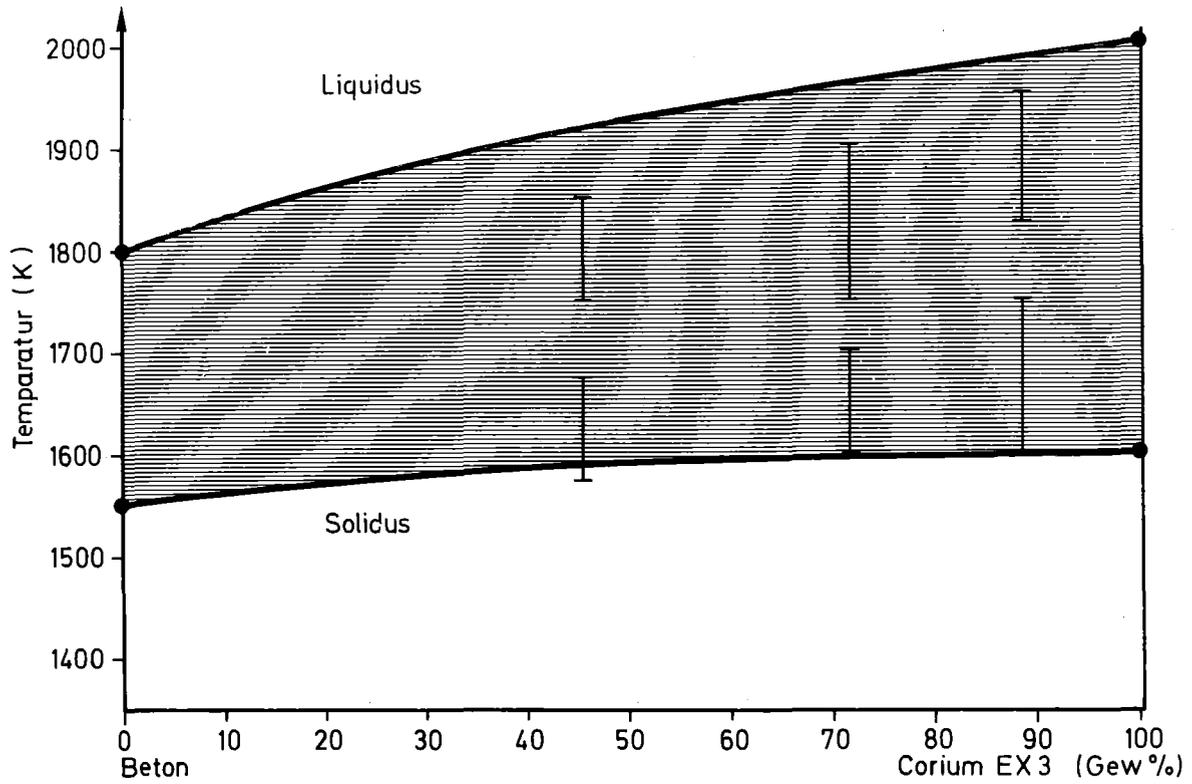


Abb. 06.01.12/02B-3: Liquidus- und Soliduskurven für Beton-Corium EX3-Schmelzen

06.01.12/03A Experimente zur Wechselwirkung zwischen Stahl-
PNS 4323 schmelzen und Beton
(D. Perinic, W. Höhn, A. Mack, RBT-IT)

Nach dem Abschluß des Vorprojektes im Februar 1978 wurden Arbeiten an der Auslegung und Planung der Anlage BETA 1 begonnen. In Zusammenarbeit mit verschiedenen Industriefirmen wurde eine Spezifikation für die Gesamtanlage erstellt. Im folgenden wird eine Beschreibung eines Beispiels für eine mögliche Gesamtanlage gegeben. Die meisten Daten sind noch nicht endgültig festgelegt.

1. Aufgabenstellung

Die Anlage BETA 1 wird so ausgelegt, daß Betontiegelversuche mit Stahlschmelzen von 100 bis 300 kg bei Temperaturen zwischen 1500°C und 2500°C durchgeführt werden können.

Die von der Schmelze benetzten Betonflächen werden abgeschmolzen. Beim Aufheizen und Abschmelzen des Betons wird Wasser freigesetzt, der als Dampf durch das Schmelzbad perlt. Der Wasserdampf wird beim Durchlaufen des Schmelzbades zu Wasserstoff reduziert. Die Gasentwicklung bewirkt ein Aufschäumen der Schmelze. Der maximale Blasenanteil kann 50% übersteigen.

Während des Abschmelzens ändert sich die Schmelzbadgeometrie stetig. Die Geschwindigkeit der Schmelzfront im Beton ist abhängig von der Schmelzbadtemperatur. Bei 2500°C läuft die Schmelzfront mit rund 0,4 mm/s in den Beton. Damit ist - bei einer vorgegebenen Tiegelgeometrie und Schmelzbadtemperatur - die max. Haltezeit der Schmelze im Tiegel durch die radiale und axiale Ausbreitung der Schmelzfront begrenzt. Sie beträgt bei einem Tiegelaußendurchmesser von 1200 mm und einer Schmelzbadtemperatur von 2500°C nur 15 min, bei 1600°C jedoch über 1 h.

Die zugeführte Leistung muß im stationären Zustand die Wärmesenken in der Schmelzanordnung kompensieren. Die wesentlichsten Wärmesenken entstehen beim Aufheizen und Abschmelzen des benetzten Tiegelbodens, beim Aufwärmen des schmelzflüssigen Betons im Metallbad und bei der Abstrahlung von der Badoberfläche.

Erwünscht ist eine Volumenheizung der Schmelze. Nach bisherigem Kenntnisstand läßt sich eine Volumenheizung am besten induktiv simulieren. Die Beeinflussung der Schmelzbadbewegung durch das elektromagnetische Feld ist unerwünscht und soll möglichst klein gehalten werden.

Die Anfangskomponenten der Schmelze sollen sowohl durch eine Thermitreaktion als auch durch induktive Ankoppelung im Versuchstiegel erschmolzen werden können. Thermitisch wird die Schmelze durch Zündung des Reaktionspulvers im Versuchstiegel selbst oder alternativ in einem Reaktionstiegel oberhalb des Versuchstiegels erzeugt. Das Nachheizen der Schmelze erfolgt in allen Fällen induktiv.

Der Gasraum oberhalb des Schmelzbades muß zur Atmosphäre hin weitgehend gasdicht abgeschlossen sein (Gesamtleckrate max. 10 Nl/h). Die Abgase aus dem Schmelzraum werden über eine Meßstrecke geführt und anschließend an die Atmosphäre abgegeben. Der Überdruck kann bis zu 0,1 bar betragen. Die zusätzlichen Widerstände in der Abgasstrecke werden durch ein Gebläse kompensiert. Die Abgase werden nach Durchlaufen der Abgasstrecke über Dach abgegeben.

Wegen des großen Aufwandes für die Vorbereitung der Versuche kann nur eine max. Frequenz von 1 Versuch/Woche angesetzt werden.

Die Bedienung der Anlage einschließlich der Meßtechnik muß aus einer Schaltwarte erfolgen. Während der Versuchsdauer darf sich niemand in der Versuchshalle aufhalten.

Die geplante Instrumentierung soll folgende Meßwerte für die Auswertung der Versuche liefern:

- Schmelzbadtemperatur
- Schmelzbadoberflächentemperatur
- Optische Überwachung und Dokumentation der Schmelzbadoberfläche
- Gastemperatur

- Durchsatz und Zusammensetzung der aus der Schmelze freigesetzten Gase
- Gasdruck
- Kondensierter Wasserdampf im Abgas
- Aerosolkonzentration und -freisetzung
- Betontemperatur
- Schmelzfrontgeschwindigkeit, Dehydrationsfrontgeschwindigkeit
- Massenbilanz

2. Schmelze

2.1 Anfangszusammensetzung -----

Die Zusammensetzung der Schmelze ändert sich stetig während des Versuchsablaufes. Die metallische Phase der Schmelze wird im Laufe eines Versuchs bis zu 20% vom durchperlenden Wasserdampf oxidiert. Die oxidische Phase der Schmelze vergrößert sich während des Versuchs außerdem durch den geschmolzenen Beton.

Als Referenzschmelze wird eine Eisenthermitschmelze festgelegt mit einem Massenanteil von 55% Fe und 45% Al_2O_3 .

Es werden weiterhin Edelstahlschmelzen bzw. andere Metallschmelzen mit und ohne Oxidzusatz eingesetzt.

2.2 Anfangsmasse der Schmelze

Die Anfangsmasse der Schmelzen liegt zwischen 100 und 300 kg.

2.3 Schmelzbadgeometrie

Bei der Versuchsdurchführung wird die Anfangsgeometrie des Schmelzbades als Parameter variiert. Als Referenzgeometrien für die Auslegung der Schmelzanlage werden zwei zylindrische Anfangsgeometrien (für 100 und 300 kg Eisenschmelzen) festgelegt. Die Angaben über den Blasenanteil wurden geschätzt.

Masse (kg)	Temp. (°C)	Durchm. (mm)	Höhe (mm)	Blasenanteil (%)
100	2500	380	290	55
300	2000	380	840	55

2.4 Schmelzbadtemperatur

Die Temperatur der Metallschmelze wird zwischen 1500 und 2500°C gehalten. In Abhängigkeit vom Versuchsprogramm wird die Temperatur entweder konstant gehalten oder variiert.

2.5 Schmelzbadleistung

Folgende Nettowärmeleistung muß im Schmelzbad induziert werden.

2.5.1 Anfangsmasse: 100 kg Eisen

Zeit [min]	0	5	10
Schmelzbadleistung [MW]	1,3	1,1	1,4

2.5.2 Anfangsmasse: 300 kg Eisen

Zeit [min]	0	5	10
Schmelzbadleistung [MW]	1,7	1,2	1,0

2.6 Druck oberhalb des Schmelzbades

Der Raum oberhalb des Schmelzbades wird gegen die Atmosphäre abgedichtet. Die Abgase werden durch eine Meßstrecke geführt. Durch den Strömungswiderstand der Meßstrecke entsteht oberhalb des Schmelzbades ein Überdruck, der auf max. 0,1 bar gehalten wird.

3. Versuchstiegel (s. Abb. 06.01.12/03A-1)

3.1 Aufbau

Stehender Zylinder mit verschiedenartig ausgebildeten Schmelzräumen. Der Betontiegel ist von einem Asbest-Zementrohr umgeben. Der Zwischenspalt ist entweder leer oder mit einer hochschmelzenden keramischen Masse ausgestopft. Eine Bewehrung aus Glasfaser-gittergewebe wird in die äußere Randzone einbetoniert.

3.2 Werkstoff

Der Tiegel wird aus Beton mit variabler Zusammensetzung hergestellt. Als Referenzzusammenstellung wird folgende festgelegt:

Zement HOZ 350 L	280 kg/m ³
Flugasche	50 kg/m ³
Wasser	195 kg/m ³
Sand 0 - 2 mm 37% ^{x)}	670 kg/m ³
Kies 2 - 8 mm 20%	360 kg/m ³
Kies 8 - 16 mm 23%	415 kg/m ³
Kies 16 - 36 mm 20%	360 kg/m ³

x) Volumenprozent des Zuschlags

Es wird Zuschlag mit silikatischer, karbonatischer und gemischter Zusammensetzung verwendet.

Die Tiegel werden vor den Versuchen mindestens einen Monat naßgelagert. Sie werden vollgesättigt mit Wasser und bei Raumtemperatur eingesetzt.

3.3 Abmessungen

Die Abmessungen der Tiegel sind variabel. Die Innenabmessungen werden als Parameter variiert:

Maximale Außenabmessungen:
Außendurchmesser 1200 mm
Höhe 2200 mm

Die Abmessungen des Referenztiegels sind der Abb.1 zu entnehmen.

4. Schmelzanlage (s.Abb. 06.01.12/O3A-2)

Zur Sammlung und Weiterleitung der aus der Schmelze aufsteigenden Gase und Aerosole und zur Aufnahme diverser Meß- und Überwachungsgeräte wird der Beton-Versuchstiegel mit einer Abdeckhaube gasdicht verschlossen. Die Abdichtung erfolgt in der Weise, daß der Versuchstiegel über eine Hub-einrichtung an die ortsfeste Abdeckhaube angepreßt wird. Die max. zulässige Leckrate des Systems Haube/Betontiegel beträgt 10 Nl/h.

Die lichte Höhe des Innenraumes der Abdeckhaube beträgt mind. 800 mm. Der kleinste Durchmesser des Innenraumes beträgt 830 mm.

Die Abdeckhaube wird als selbsttragende und druckfeste Einheit ausgeführt. Der Innenraum wird mit einem hochtemperaturbeständigen Material ausgekleidet, das so wenig wie möglich mit den freigesetzten Gasen reagieren darf.

Durch die Freisetzung von Gasen aus dem Schmelzbad und durch den Strömungswiderstand der Abgasstrecke kann es zu einem Druckaufbau im Inneren der Abdeckhaube kommen. Der maximale statische Überdruck soll in diesem Raum mit Hilfe einer Sicherheitsarmatur auf 0,1 bar begrenzt werden.

Die Haube wird als selbsttragendes Teil ausgeführt und mit der Induktorhalterung verschraubt. Die Haube wird so ausgelegt, daß die Versuchsanordnung bis zu max. 20° geneigt werden kann.

Zur thermitischen Erzeugung der Schmelze wird seitlich oberhalb des Versuchstiegels ein Thermit-Reaktionstiegel für mehrfache Zündungen von max. 1000 kg Thermit-Mischung angeordnet. In den Versuchstiegel wird entweder die gesamte Thermitschmelze oder nur ein vor dem Versuch festgelegter Teil abgegossen. Dabei wird nur die metallische oder oxidische Phase bzw. eine Mischung davon in den Versuchstiegel abgegossen. Die Schmelze wird fernbedient über einen Metallpfropfen abgestochen.

Das differenzierte Abgießen der verschiedenen Schmelzphasen wird über eine verfahrbare ferngesteuerte Rinne erfolgen. Die nicht für den Versuch benötigte Schmelze wird in einen offenen Auffangtiegel abgegossen.

Auf einem schienenverfahrbaren Transportwagen wird der Tiegel außerhalb des Versuchsstandes vormontiert und an die Meßleitungen angeschlossen. Der Transportwagen kann mit einer Hubvorrichtung in die Montagegrube abgesenkt und in die Induktionsspule ein- bzw. ausgefahren werden. Mit einer Kippvorrichtung kann die Tiegellachse um max. 20° geneigt werden. Für die Aufnahme der Meßapparaturen und für die Begehung der Versuchsanlage wird ein Stahlgerüst mit 2 Arbeitsbühnen u-förmig um die Versuchsanlage gelegt.

5. Mittelfrequenzanlage

Für die Beheizung der Schmelze wird eine MF-Induktionsanlage eingesetzt. Als Arbeitsfrequenz wird 1000 Hz gewählt. Durch Umschalten der Kondensatorbatterie kann eine Arbeitsfrequenz von 500 Hz eingestellt werden. Der wassergekühlte Induktor hat einen Innendurchmesser von 1250 mm. Er ist in einer selbsttragenden Halterung eingebaut.

Zur Erfassung der Leistungsbilanz wird das gesamte Kühlwasser kalorimetriert.

6. Versuchshalle

Die Versuchsanlage wird in einer Stahlbauhalle aufgestellt, die in Leichtbauweise errichtet wird. Die Schaltwarte muß explosionsgeschützt ausgeführt werden, damit bei einer evtl. auftretenden Wasserdampfexplosion ausreichender Schutz für das Bedienungspersonal gewährleistet ist.

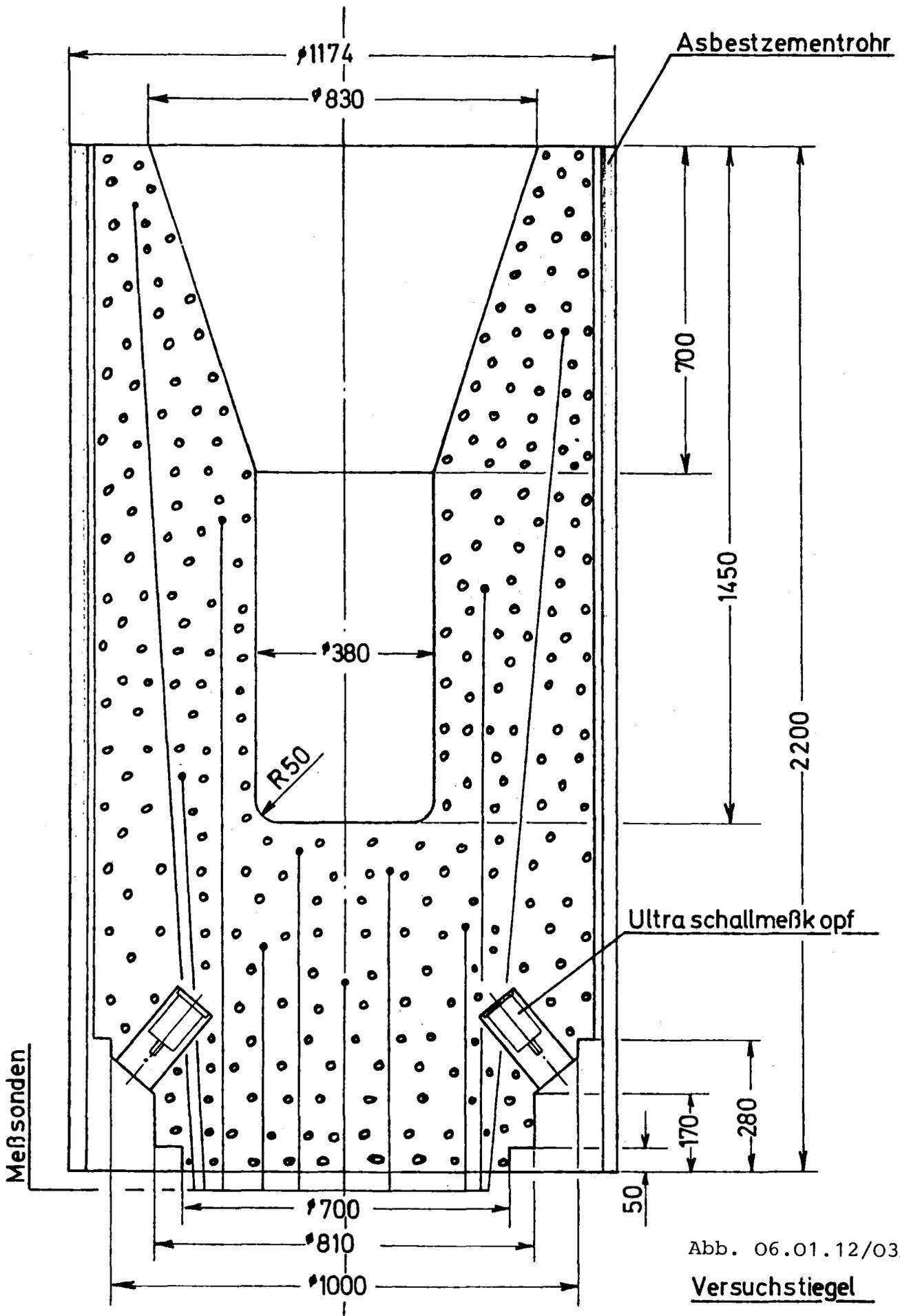


Abb. 06.01.12/O3A-1

Versuchstiegel

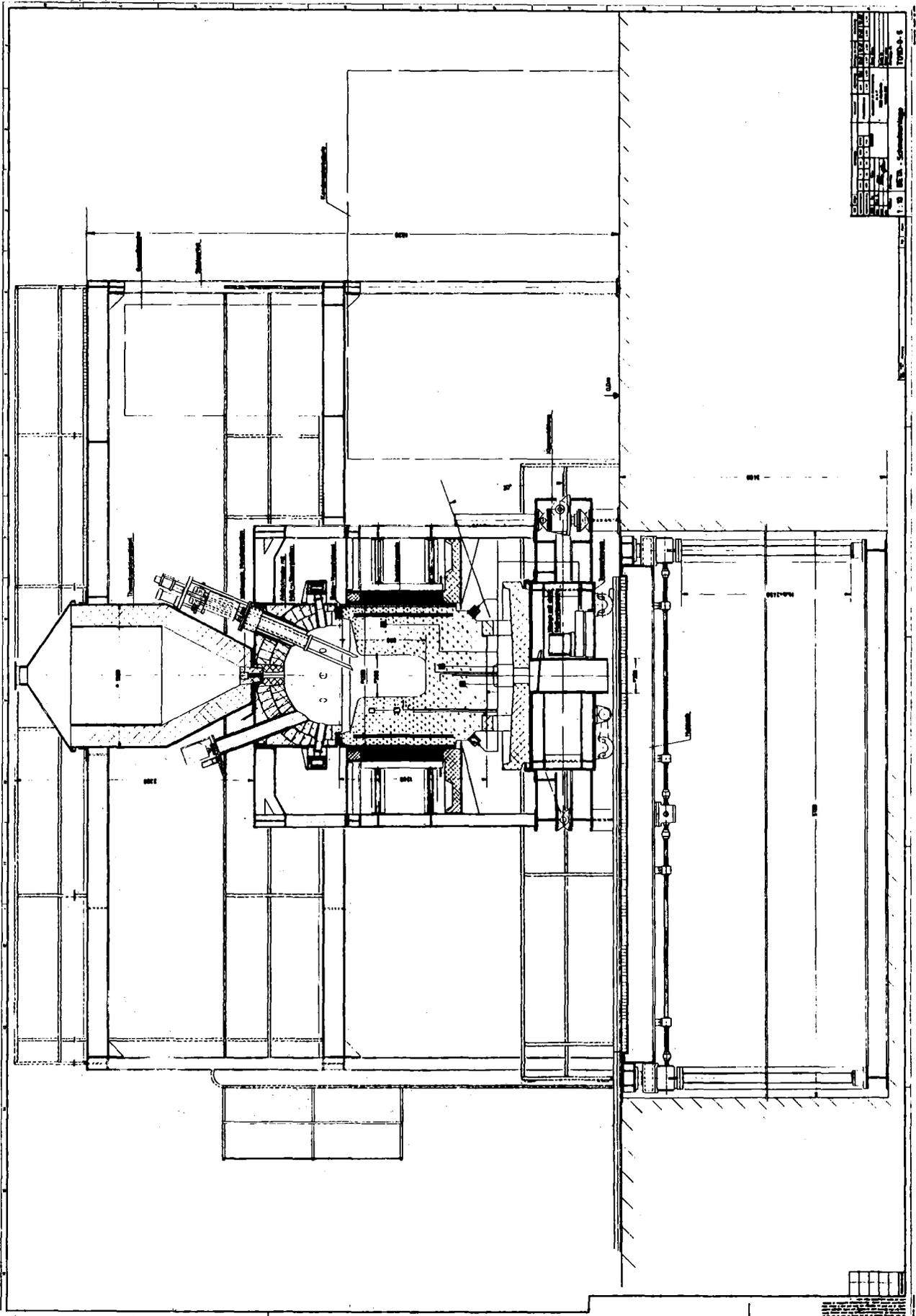


Abb. 06.01.12/03A-2

06.01.13 Modellentwicklungen zur analytischen Beschreibung von Kernschmelzenunfällen

06.01.13/01A Hydrodynamische und thermische Modelle zur Wechselwirkung
PNS 4331 einer Kernschmelze mit Beton

(M. Reimann, H. Alsmeyer, W.B. Murfin, IRB)

1. Anforderungen an zur Überprüfung von Rechencodes geeignete Simulations- experimente

Ziel einer Reihe von Vorhaben, die sich mit der vierten Phase eines hypothetischen Kernschmelzenunfalls befassen, ist die möglichst genaue Vorhersage der Betonzerstörung und der damit verbundenen Gasfreisetzung. Dazu ist eine gut abgestimmte Vorgehensweise zwischen Modell- und Simulationsexperimenten auf der einen Seite und Modell- und Codeentwicklung auf der anderen Seite erforderlich, um schließlich die Berechnungen auf den Kernschmelzenunfall extrapolieren zu können.

Im Berichtszeitraum wurde der Stand des Wissens zur vierten Phase eines Kernschmelzenunfalls in dem Ergebnisbericht des Vorprojekts "Experimente zur Simulation großer Kernschmelzen in Wechselwirkung mit dem Reaktorbeton" zusammengefaßt /1/. Mit den Ergebnissen des Filmmodells wurde für die geplante Versuchsanlage BETA (06.01.12) die Tiegelgeometrie festgelegt. Die wünschenswerten Nachheizungsleistungen wurden mit dem Code WECHSL abgeschätzt. Ferner ergab sich für einen Kernschmelzenunfall bei einer Schmelzentemperatur $t = 2000^{\circ}\text{C}$ eine Abkühlungsgeschwindigkeit der Schmelze von -0.4 K/s bei einer Leistungsdichte der inneren Wärmequellen von 0.75 MW/m^3 . Zum Vergleich dazu treten bei den Thermit-Eingießversuchen ohne Nachheizung bei einer Schmelzenmasse von 100 kg Abkühlgeschwindigkeiten von -5.7 K/s auf. Um den Betonzerstörungsraten beim Reaktorunfall im Simulationsexperiment nahe zu kommen, ist bei einer Schmelzenmasse von 100 kg eine Leistungsdichte von 14.1 MW/m^3 notwendig. Daraus folgt eine Nachheizungsleistung von 590 kW . Bei Übergang zu größeren Schmelzenmassen (300 kg) oder höheren Temperaturen (2500°C) sind Nachheizungsleistungen bis 1.5 MW erforderlich, um den Abkühlungsgeschwindigkeiten beim Kernschmelzenunfall möglichst nahe zu kommen. Die Nachheizungszeiten sollten ausreichend groß sein, um die durch Eingießen der Schmelze oder Zünden des Thermitpulvers im Tiegel verursachten Anlaufeffekte

und die transiente Betonerosion nach Abschalten der Nachheizung im Vergleich zur Betonerosion bei nahezu konstantem Temperaturniveau klein zu halten.

Die für die Versuchsanlage BETA geplanten Messungen sind in Tab. 06.01.13/01A-1 zusammen mit der Bedeutung für die Überprüfung von Rechencodes dargestellt. Von besonderer Bedeutung für die Modellverifizierung und die Überprüfung der Energiebilanzen in den Codes sind die möglichst genaue Registrierung der Temperaturverläufe in der metallischen und der oxidischen Phase der Schmelze und an der Schmelzbadoberfläche, die zeitabhängige Ermittlung der Lage der Schmelzfront im Betontiegel und die Kenntnis des zeitabhängigen Gasmassenstromes, der aus der Schmelze austritt. Die anderen Messungen liefern ergänzende Informationen zu Einzeleffekten.

2. Erweiterung des Filmmodells auf geneigte und senkrechte Wände unter Berücksichtigung der Wärmestrahlung

Zur grundlegenden Klärung der hydrodynamischen und thermischen Vorgänge bei der Zersetzung von geneigten Platten wurden Modellversuche an absublimierendem Trockeneis durchgeführt /2,3/. Dabei ergab sich, daß bei Neigungen der Platten unter 30° der Einfluß der Taylor-Helmholtz-Instabilität überwiegt; das Gas strömt zellförmig in Einzelblasen ab. Bei Neigungswinkeln über 30° verschwindet dieser Einfluß. Der Gasfilm strömt geschlossen entlang der Trockeneisoberfläche ab, wobei die Gasströmung im unteren Bereich laminar, im oberen Bereich jedoch turbulent ist.

Das Wärmeübergangsmodell für geneigte Trockeneisplatten wurde bereits in /3/ angegeben. Für die Wechselwirkung einer heißen Schmelze mit Beton muß jedoch zusätzlich die Wärmestrahlung durch den Gasfilm berücksichtigt werden. Ein derartiges Wärmeübergangsmodell für horizontale Flächen, das auf dem Modell von Berenson /4/ für Filmsieden aufbaut, wurde bereits in /5/ angegeben. Im folgenden werden Wärmeübergangsbeziehungen für geneigte Platten angegeben, wobei im laminaren Strömungsbereich das Modell von Bromley für Filmsieden und für den turbulenten Strömungsbereich das Modell von Hsu und Westwater, ebenfalls für Filmsieden (beide zitiert in /6/), zugrunde gelegt wurde.

2.1 Laminarer Strömungsbereich

Ausgangsgleichung ist die vereinfachte Bewegungsgleichung in dem Koordinatensystem nach Abb.06.01.13/01A-1a, in der die Auftriebs- und Reibungskräfte berücksichtigt werden:

$$\eta_g \frac{d^2 w}{dn^2} = -g \Delta\rho \sin \omega . \quad (1)$$

Die Integration der Gleichung (1) führt zur mittleren Geschwindigkeit

$$w_m = \frac{3\phi - 2}{12} \delta^2 \frac{g \Delta\rho}{\eta_g} \sin \omega , \quad (2)$$

wobei für $\phi = 1$ die Flüssigkeit wie eine feste Wand wirkt und für $\phi = 2$ zwischen Gas und Flüssigkeit keine Schubspannung übertragen wird. Aus dem Beton wird durch den Wärmestrom $(Q/A)_{\text{tot}}$ ein spezifischer Gasmassenstrom

$$\frac{\dot{m}}{A} = \frac{(Q/A)_{\text{tot}}}{\Delta H_b} \psi_g \quad (3)$$

freigesetzt, wobei ΔH_b die Betonzerstörungsenthalpie und ψ_g der Gewichtsanteil der gasförmigen Zersetzungsprodukte ist. Die Kontinuitätsgleichung besagt, daß die Zunahme des Gasstroms in Wandrichtung gleich dem in den Gasfilm eintretenden spezifischen Massenstrom ist:

$$\frac{\dot{m}}{A} = \frac{d}{ds}(\dot{m}_{\text{ax}}) \text{ mit } \dot{m}_{\text{ax}} = \rho_g w_m \delta . \quad (4)$$

Aus der Energiebilanz folgt bei Berücksichtigung des Wärmetransports im Gasfilm durch Wärmeleitung und Strahlung

$$\left(\frac{Q}{A}\right)_{\text{tot}} = \frac{k_g (T_\ell - T_{\text{do}})}{\delta} + \epsilon c_{\text{rad}} (T_\ell^4 - T_{\text{do}}^4) , \quad (5)$$

wobei das treibende Temperaturgefälle durch die Temperatur der Schmelzenoberfläche T_ℓ und die Schmelztemperatur des Betons festgelegt wird.

Die Zusammenfassung der Gln. (2) bis (5) ergibt

$$\frac{d}{ds}(\delta^3 \sin \omega) = \frac{12}{3\phi - 2} \frac{g}{g \rho_g \Delta\rho} \frac{\rho_g}{\Delta H_b} \frac{k_g (T_\ell - T_{\text{do}})}{\delta} + \epsilon c_{\text{rad}} (T_\ell^4 - T_{\text{do}}^4) . \quad (6)$$

Unter der Voraussetzung eines nahezu ortsunabhängigen Neigungswinkels ω und nach Einführung der dimensionslosen Kennzahlen

$$\text{Nu} = \frac{(Q/A) L}{k_g (T_\ell - T_{\text{do}})} ; \quad \text{Gr} = \frac{g \rho_g \Delta\rho L^3}{\eta_g} ; \quad \text{Pr Ste} = \frac{\eta_g \Delta H_b}{k_g (T_\ell - T_{\text{do}})}$$

folgt mit den dimensionslosen Variablen $\xi = s/L$; $\delta = \delta/L$

$$\frac{d\delta}{d\xi} = \frac{4}{3\phi - 2} \frac{\psi_g}{\text{Gr Pr Ste} \sin \omega} \frac{1 + \text{Nu}_{\text{rad}} \delta}{\delta^3} . \quad (7)$$

Gleichung (7) ist die Bestimmungsgleichung für die Filmdicke δ , wobei

$$\text{Nu}_{\text{cond}} = 1/\delta \quad (8)$$

gilt. Der gesamte übertragene Wärmestrom berechnet sich aus

$$\text{Nu}_{\text{tot}} = \text{Nu}_{\text{cond}} + \text{Nu}_{\text{rad}} \quad (9)$$

2.2 Turbulenter Strömungsbereich

Die laminare Grenzschicht wächst an, bis eine kritische Grenzschichtdicke erreicht wird. Dafür wird in der Literatur eine kritische Reynolds-Zahl

$$\text{Re}^+ = \frac{\rho_g w_m \delta}{\eta_g} = 100 \quad (10)$$

angegeben. Für die kritische Grenzschichtdicke folgt mit Gl. (3)

$$\delta_{\text{krit}} = \left(\frac{12}{3\phi - 2} \cdot \frac{\text{Re}^+}{\text{Gr} \sin \omega} \right)^{1/3} \quad (11)$$

Nach dem Umschlagpunkt wird vorausgesetzt, daß sich eine turbulente Kernströmung (Index c) mit laminarer Unterschicht (Index g) nach Abb. 06.01.13/01A-1b ausbilden. Unter Annahme eines Geschwindigkeitsprofils nach Abb. 06.01.13/01A-1b folgt für den Massenstrom in Wandrichtung

$$\dot{m}_{\text{ax}} = \rho_c w_c \left[\delta_c - \delta \left(1 - \frac{1}{2} \frac{\rho_c}{\rho_g} \right) \right], \quad (12)$$

wobei für die Geschwindigkeit der turbulenten Kernströmung

$$w_c = \text{Re}^+ \frac{\eta_g}{\rho_g \delta}$$

gilt. Unter der Verwendung der Gln. (4) und (5) folgt mit den vorher definierten dimensionslosen Größen

$$\frac{d}{d\xi} \left(\frac{\delta_c}{\delta} \right) = \frac{\rho_g}{\rho_c} \frac{\psi_g}{\text{Re}^+ \text{Pr Ste}} \frac{1}{\delta} (1 + \text{Nu}_{\text{rad}} \delta). \quad (13)$$

Im zweiten Schritt wird der Impulssatz der Strömungsmechanik auf ein Kontrollelement nach Abb. 06.01.13/01A-1c angewendet:

$$\rho \int_{(K)} \vec{w} dQ - dF_1 - dF_2 + dF_3 = 0 \quad (14)$$

Die Auswertung des Impulsintegrals ergibt

$$\rho \int_{(K)} \vec{w} dQ = - \frac{\rho_c}{\rho_g} \text{Re}^{+2} \frac{\eta_g}{\rho_g} \frac{d}{ds} \left[\frac{1}{\delta} \left\{ \frac{\delta_c}{\delta} - \left(1 - \frac{1}{3} \frac{\rho_g}{\rho_c} \right) \right\} \right] ds \quad (15)$$

Die angreifenden Kräfte in Wandrichtung sind die Wandreibung

$$dF_1 = \tau_w ds = Re^+ \frac{\eta_g^2}{\rho_g} \frac{1}{\delta^2} ds ; \quad (16)$$

die Reibungskräfte an der Phasentrennfläche mit $0.01 < f_{TP} < 0.02$ nach /6/

$$dF_2 = \tau_i ds = \frac{\rho_c}{\rho_g} Re^{+2} \frac{\eta_g^2}{\rho_g} \frac{f_{TP}}{2} \frac{1}{\delta^2} ds \quad (17)$$

und die Auftriebskraft

$$dF_3 = g \Delta \rho \delta_c \sin \omega ds . \quad (18)$$

Nach Zusammenfassung der Gln. (14) bis (18) folgt mit den definierten dimensionslosen Variablen

$$-\frac{1}{\delta^2} \frac{d\delta}{d\xi} \left(\frac{\delta_c}{\delta} - \left(1 - \frac{1}{3} \frac{\rho_g}{\rho_c}\right) \right) + \frac{1}{\delta} \frac{d}{d\xi} \left(\frac{\delta_c}{\delta} \right) + \frac{1}{\delta^2} \left(\frac{f_{TP}}{2} + \frac{\rho_g}{\rho_c} \frac{1}{Re^+} \right) - \frac{\rho_g}{\rho_c} \frac{Gr}{Re^{+2}} \delta_c = 0 . \quad (19)$$

Durch Einsetzen von Gl. (13) gilt:

$$\frac{d\delta}{d\xi} = \frac{\frac{\rho_g}{\rho_c} \frac{\psi_g}{Re^+ Pr Ste} (1 + Nu_{rad} \delta) + \left(\frac{f_{TP}}{2} + \frac{\rho_g}{\rho_c} \frac{1}{Re^+} \right) - \frac{\rho_g}{\rho_c} \frac{Gr \sin \omega}{Re^{+2}} \delta_c \cdot \delta^2}{\frac{\delta_c}{\delta} - \left(1 - \frac{1}{3} \frac{\rho_g}{\rho_c}\right)} \quad (20)$$

Gln. (13) und (20) stellen ein Differentialgleichungssystem für die Gesamtschichtdicke δ_c und die Dicke der laminaren Unterschicht δ dar. Da der gesamte Temperaturabfall in der laminaren Unterschicht erfolgen soll, finden für die Berechnung des Wärmeübergangs wieder die Beziehungen (8) und (9) Verwendung.

Das Differentialgleichungssystem (13,20) kann ebenso wie die Dgl. (7) mit einem Runge-Kutta-Verfahren numerisch integriert werden.

2.3 Berechnung der Erosion von Beton

Zur Anwendung der Wärmeübergangsbeziehungen auf die Wechselwirkung einer heißen Schmelze mit Beton wurde vorausgesetzt, daß die Ortsabhängigkeit der Steigung der Kontur vernachlässigt werden kann. Es wurde, in Übereinstimmung mit den Modellexperimenten, festgelegt, daß bis zu einer Steigung von 30° die Wärmeübergangsbeziehungen für horizontale Flächen /5/ und ab 30° die in den vorangegangenen Abschnitten beschriebenen Beziehungen angewendet werden können.

Unter der Voraussetzung, daß die gesamte Schmelze auf einer Temperatur

$T = 2200 \text{ K}$ ist, wurden die in Abb. 06.01.13/01A-2 wiedergegebenen Konturen berechnet. Die Änderung der Geometrie erfolgte durch Berechnung des Krümmungskreises durch drei benachbarte Punkte der Kontur und durch Aufschmelzen eines dem Wärmeübergang entsprechenden Kreisringstücks.

Der Übergang von laminarer zu turbulenter Strömung ist in Abb. 06.01.13/01A-2 durch eine sich ausbildende Welle in der Kontur sichtbar.

Die genaue Erfassung des Übergangs von der horizontalen zur vertikalen Wand ist in Vorbereitung.

3. Weiterentwicklung des Rechencodes WECHSL

Eine vorläufige Version des Rechencodes WECHSL wurde in /3/ beschrieben. Die Weiterentwicklung von WECHSL im Berichtszeitraum umfaßt

- die Übernahme des erweiterten Filmmodells zur Berechnung des Wärmeübergangs von der Schmelze an die gesamte benetzte Betonfläche,
- die Entwicklung eines Geometriemodells für beliebige rotationssymmetrische Ausgangskonturen,
- physikalisch begründete Modelle für Blasenauftieg und Gasvolumenanteil in der Schmelze,
- physikalisch begründete Modelle für den Wärmeübergang zwischen der metallischen und der oxidischen Phase der Schmelze,
- verbesserte Modelle für die von Zusammensetzung und Temperatur abhängigen Stoffwerte der Schmelze und
- verbesserte Modelle für die Erstarrungstemperaturen der Phasen der Schmelze in Abhängigkeit von der Zusammensetzung.

Die folgenden, bereits beschriebenen Modellvorstellungen

- das quasistationäre Betonzerstörungsmodell,
- die Aufteilung der Schmelze in eine metallische und eine oxidische Schicht und
- die chemischen Reaktionen der Gase in der Schmelze

blieben unverändert.

Die Beziehungen für den Wärmeübergang von der Schmelze an den Beton, die in Abschnitt 2 ausführlich beschrieben wurden, wurden in WECHSL implementiert. Das grundsätzliche Verhalten in Bezug auf den Wärmeübergang zeigt Abb.06.01.13/01A-3 schematisch. Am Boden bis zu einer Neigung der Kontur von 30° wird konstanter Wärmeübergang vorausgesetzt. Danach nimmt die Wärmeübergangszahl durch die

Ausbildung des laminaren Dampffilmes zunehmender Dicke ab. Nach Überschreiten der kritischen Reynolds-Zahl wird der Film zunehmend turbulent und der Wärmeübergang verbessert sich wieder. Nach Übergang des Gasfilms von der metallischen Phase zur oxidischen Phase fällt die Wärmeübergangszahl drastisch ab. Dies ist durch die schlechte Wärmeleitfähigkeit des Oxids bedingt, die zur Folge hat, daß sich zwischen der isothermen Badtemperatur in der Oxidschmelze und dem Gasfilm eine thermische Grenzschicht in der Oxidschmelze ausbildet, die das treibende Temperaturgefälle für das Filmmodell verringert.

Für die aufschmelzenden Betonkörper wird Rotationssymmetrie vorausgesetzt. Die von der Schmelze benetzte Betonberandung wird in Segmente unterteilt. Die Wärmeübertragung und damit die Erosionsgeschwindigkeit wird im Endpunkt eines jeden Segments berechnet. Die Erosion verläuft in Richtung der nach außen gerichteten Normalen. Da der Wärmeübergang ortsabhängig und außerdem bei metallischer bzw. oxidischer Schmelze unterschiedlich ist, wird eine anfangs regelmäßige Kontur wesentlich verändert, wenn die Erosion fortschreitet. Eine numerische "Filterung" verhindert das unerwünschte Anwachsen von numerisch bedingten Unregelmäßigkeiten.

Die Blasenauftiegs geschwindigkeit hängt bei niedrigen Viskositäten der Schmelze allein vom Blasendurchmesser ab. Bei sehr zähen Fluiden, d.h. bei niedrigen Reynolds-Zahlen der Blasen, hängt die Blaseschwindigkeit jedoch in starkem Maß von der Viskosität ab. Dies gilt insbesondere in einer oxidischen Schmelze bei niedriger Temperatur und hohem Silikatgehalt. Der Volumenanteil der Gase in den Phasen der Schmelze und in Abhängigkeit davon die Grenze zwischen metallischer Phase und oxidischer Phase und die Lage der Schmelzbadoberfläche hängen in starkem Maße von dem Blasenauftiegsverhalten ab. Da, wie schon erwähnt, die Lage der Grenze zwischen Metall und Oxid den Wärmeübergang wesentlich beeinflusst, hat das Blasenauftiegsverhalten einen großen Einfluß auf die Ausbildung der Kavernenform.

Für den Wärmeübergang zwischen metallischer und oxidischer Schicht der Schmelze wird ein physikalisches Modell verwendet, das die durch die Blasen induzierte Fluidzirkulation in der jeweiligen Schicht zugrunde legt. Die Konstanten wurden bisher lediglich empirisch festgelegt, sie sollen jedoch durch Modellversuche verbessert werden.

Für die Viskosität und die Dichte der Oxidphase wurden verbesserte Modelle in WECHSL übernommen, die auf den von Powers /7/ beschriebenen Methode basieren. Die Schröder-van Laar-Gleichungen /8/ werden verwendet, um das Er-

starrungsverhalten der oxidischen Schmelze zu erfassen. Für die Erstarrung der metallischen Phase findet ein stark vereinfachtes Cr-Fe-Ni - Phasendiagramm Verwendung. Die Erstarrungswärme von jeder Schmelzenkomponente wird in die Energiebilanz einbezogen. Es wird vereinfachend vorausgesetzt, daß eine Phase insgesamt, ohne die Bildung von Krusten, erstarrt.

Ein Plot-Programm zur Ausgabe der Kavernenform und anderer interessierender Ergebnisse in Diagrammen wurde ebenfalls entwickelt. Als Beispiel wird in Abb. 06.01.13/01A-4 die sukzessive Ausbildung der Kavernenkontur für einen Thermit-Simulationsversuch gezeigt. Bei Erreichen der äußeren Kontur sind die beiden Phasen der Schmelze erstarrt. Dies setzt die Wärmeübertragung an den Beton herab und die Erosion kommt praktisch zum Stehen. Die experimentell ermittelten Konturen werden ebenfalls gezeigt, die Übereinstimmung ist befriedigend. Abb. 06.01.13/01A-5 gibt die Temperaturverläufe in der oxidischen Schicht, der metallischen Schicht und an der Oberfläche der Schmelze wieder.

Die Wärmeübergangsmodelle und das Modell zum Blasenauftiegsverhalten sollen durch Modellversuche weiter gestützt und verbessert werden.

4. Absublimation eines Winkels aus Trockeneis unter Wasser

Im Modellexperiment zeigt ein Winkel aus Trockeneis unter Wasser im wesentlichen das von der Theorie vorausgesagte Verhalten (Abb.06.01.13/01A-6a+b). Zu Beginn des Experiments (Abb.06.01.13/01A-6a) bildet sich auf der ebenen, horizontalen Fläche des Winkels ein dünner, instabil geschichteter Gasfilm zwischen Trockeneis und Wasser aus, von dem sich Gasblasen nach dem charakteristischen Taylor-Strömungsmuster ablösen. Der Abstand zwischen senkrechter Wand und erster Blasenreihe auf der Horizontalen beträgt etwa eine Wellenlänge. An der senkrechten Fläche des Trockeneiswinkels (dunkle Kontur links im Bild) strömt das entstehende Gas in einem geschlossenen Gasfilm nach oben ab. Das Fortschreiten der Sublimationsfront geschieht nach unten und zur Seite mit etwa gleicher Geschwindigkeit. Abb.06.01.13/01A-6b zeigt das Experiment nach 30 min. Der Winkel ist um mehr als 2 cm zur Seite und nach unten abgedampft, wobei sich die ursprünglich scharfkantige Ecke zu einer Rundung ausgebildet hat. Das regelmäßige Ablösen der Gasblasen von der horizontalen Fläche hat zu einer deutlich erkennbaren reliefartigen Ausbildung der anfangs glatten Fläche geführt. Bemerkenswert ist, daß in der Rundung eine neue Reihe von Blasenzentren entsteht (in Abb. 06.01.13/01A-6b mit einem Pfeil gekennzeichnet), da der Abstand zwischen letztem ausgebildeten Blasenzentrum und senkrechter Wand zu groß ist, als daß alles

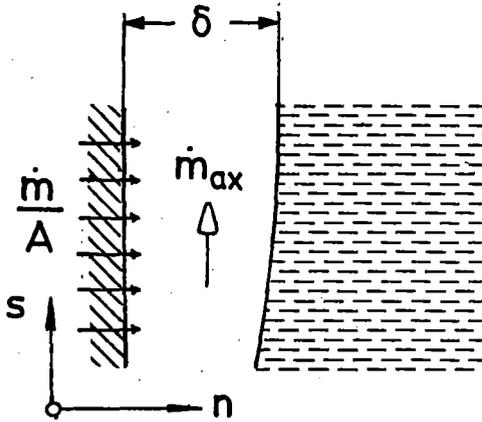
in der Rundung entstehende Gas nach links oder rechts abströmen könnte. Durch die Ausbildung einer neuen Reihe von Gasblasen wird erreicht, daß der Radius der Rundung einen Grenzwert nicht überschreitet. Damit folgt, daß die Rundung nicht schneller fortschreitet als die senkrechte bzw. horizontale Sublimationsfront. Die aus dem Experiment ermittelten Konturen der Sublimationsfront zu verschiedenen Zeiten zeigt Abb.06.01.13/01A-7. Der quantitative Vergleich mit berechneten Konturen soll durchgeführt werden, wenn das theoretische Modell so erweitert wurde, daß der Einlaufvorgang an der horizontalen Fläche berücksichtigt werden kann.

Literatur

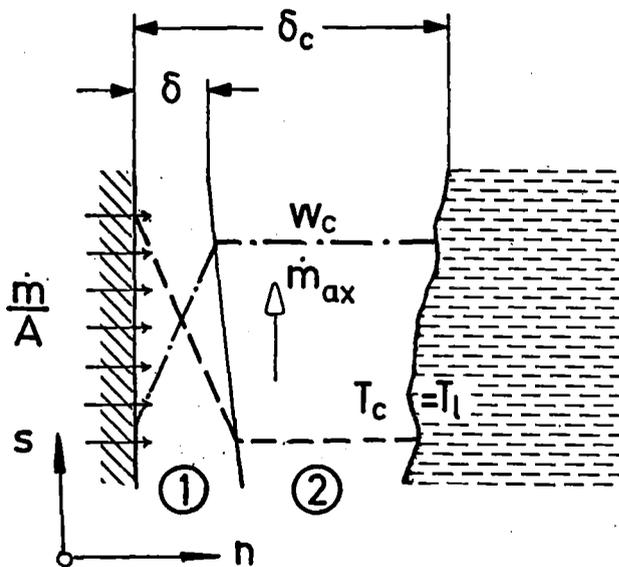
- /1/ PNS 4323 : Ergebnisse des Vorprojekts: "Experimente zur Simulation großer Kernschmelzen in Wechselwirkung mit dem Reaktorbeton", KfK/PNS mit KWU, TU Hannover, (unveröffentlicht)
- /2/ B. Geissler: Experimentelle Bestimmung von Wärmeübergangs- und Strömungsvorgängen an sublimierendem Trockeneis unter Wasser, Diplomarbeit, Institut für Reaktorbauelemente, KfK, Dez. 1977
- /3/ H. Alsmeyer, W.B. Murfin, M. Reimann: PNS Halbjahresbericht 1977/2, KfK-Bericht 2600, April 1978, S.495-513
- /4/ P.J. Berenson : J. Heat Transf. 83C (1961),S.351-358
- /5/ H. Alsmeyer, M. Reimann: Nuclear Reactor Safety Heat Transfer, The Winter Annual Meeting of the ASME, Atlanta, Nov. 27 - Dec. 2, 1977
- /6/ D.P. Jordan: Advances in Heat Transfer 5 (1968),S.55-128
- /7/ D.A. Powers, A.W. Frazier: VISRHO - A Computer Program for Estimating the Viscosity and Density of Complex Silica Melts, SAND 76-0649, Sandia Laboratories, Albuquerque N.M., 1977
- /8/ P. Misaelides, G. Ondracek: Abschätzung der Liquidus- und Soliduskurven von Beton-Corium-Schmelzen, KfK, März 1978 (unveröffentlicht)

MESSUNG	AUSWERTUNG
1. ZEITABHÄNGIGE SCHMELZ- BADTEMPERATUR IN METAL- LISCHER UND OXIDISCHER SCHICHT	VERIFIKATION DER ENERGIEBI- LANZEN UND DER WÄRMEÜBERTRA- GUNGSMODELLE
2. OBERFLÄCHENTEMPERATUR DES SCHMELZBADES	QUANTITATIVE ÜBERPRÜFUNG VON MODELLEN
3. AUFZEICHNUNG DER BAD- BEWEGUNG	QUALITATIVE ÜBERPRÜFUNG VON MODELLEN
4. KRUSTENBILDUNG AN DER OBERFLÄCHE	QUALITATIVE ÜBERPRÜFUNG VON MODELLEN
5. FORTSCHREITEN DER SCHMELZFRONT IN DEN BETON	VERIFIKATION DER WÄRMEÜBER- TRAGUNGSMODELLE
6. TEMPERATURPROFIL IM BETON	ÜBERPRÜFUNG VON TRANSIENTEN WÄRMELEITUNGSEFFEKTEN IM BETON
7. AUS DER SCHMELZE AUS- TRETENDER GASMASSEN- STROM	WEITERE ÜBERPRÜFUNG DER WÄRME- ÜBERGANGSMODELLE, AUSWIRKUNG AUF DAS BETONZERSETZUNGSMOD.
8. GASTEMPERATUR	KORREKTUR DER ENERGIEBILANZ
9. AN DER TIEGELWAND AUS- TRETENDES WASSER	ZUSÄTZLICHE INFORMATION ZU PUNKT 7
10. GESAMTMASSE DES SYSTEMS TIEGEL/SCHMELZE	ANPASSUNG DER MASSENBILANZ

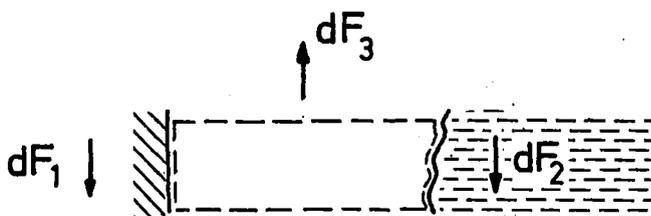
Tab. 06.01.13/01A-1: Meßgrößen für die Überprüfung von Rechencodes



a) Laminarer Gasfilm



b) Turbulenter Gasfilm
 1 Laminare Unterschicht
 2 Turbulente Kernströmung



c) Kräfte am Kontrollelement für dem Impulssatz

Abb. 06.01.13/01A-1: Laminarer und turbulenter Gasfilm

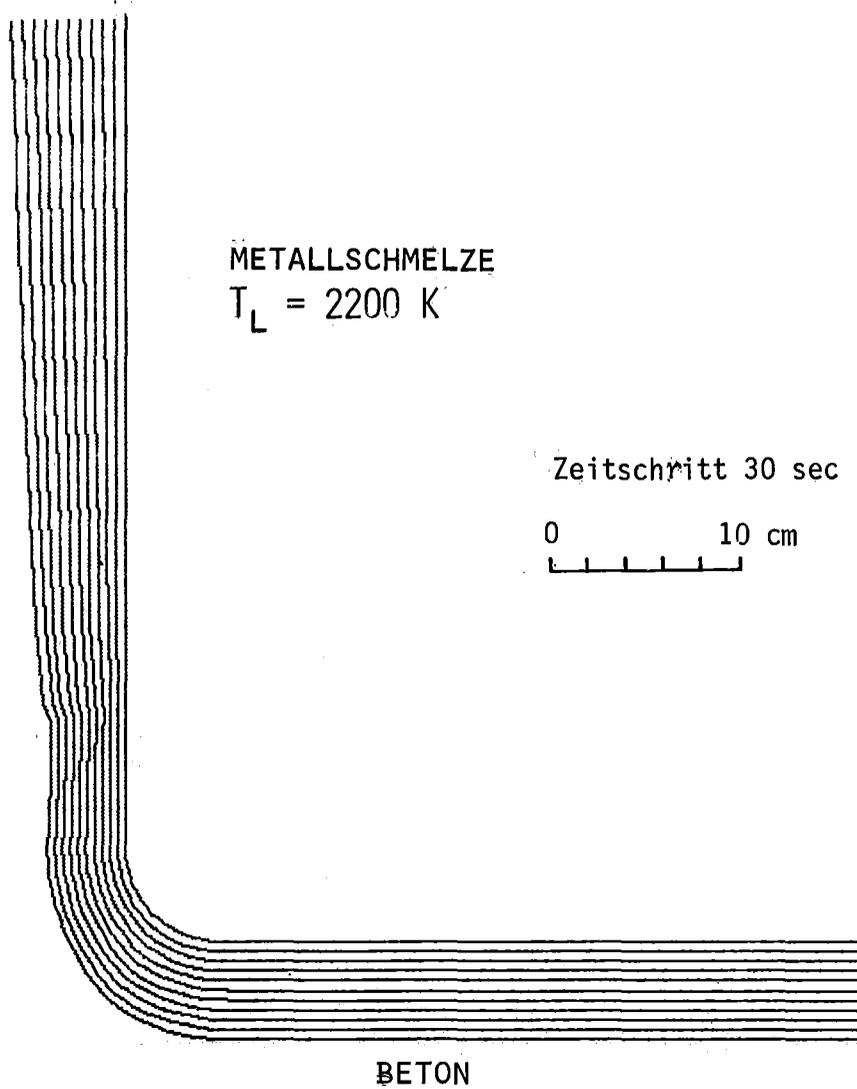
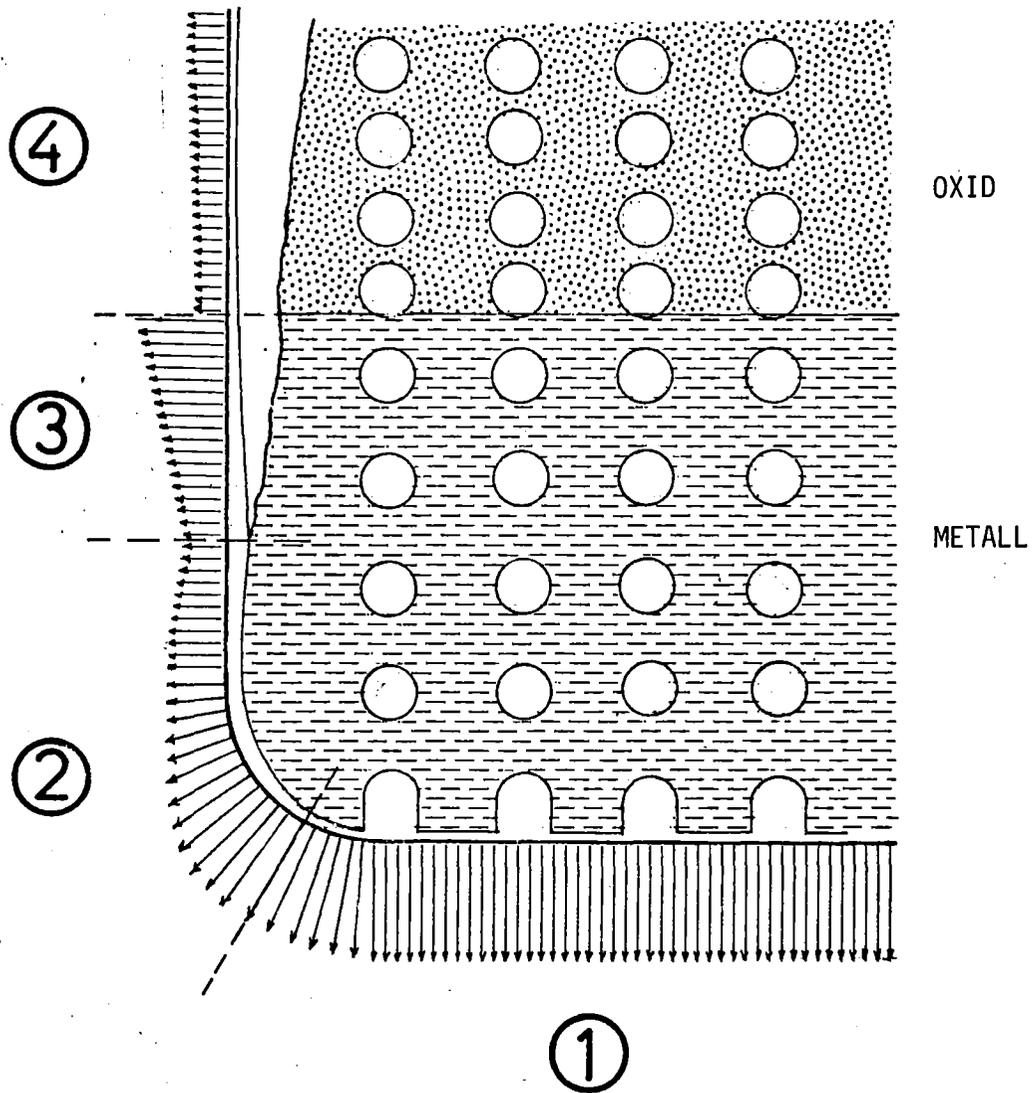


Abb. 06.01.13/01A-2:

Ausbildung der Kontur bei einer einphasigen Schmelze konstanter Temperatur



- 1 zellförmige Filmstruktur mit ablösenden Blasen
- 2 laminarer Dampffilm zunehmender Dicke
- 3 turbulenter Dampffilm mit laminarer Unterschicht (Metall)
- 4 turbulenter Dampffilm mit laminarer Unterschicht (Oxid)

Abb. 06.01.13/01A-3:
Schematische Darstellung von Gasfilm, Blasenanstieg und
Wärmeübergangszahl in WECHSL

ZEITSCHRITT = 20.0 S

MASSTAB, CM
0.00 5.00 10.00

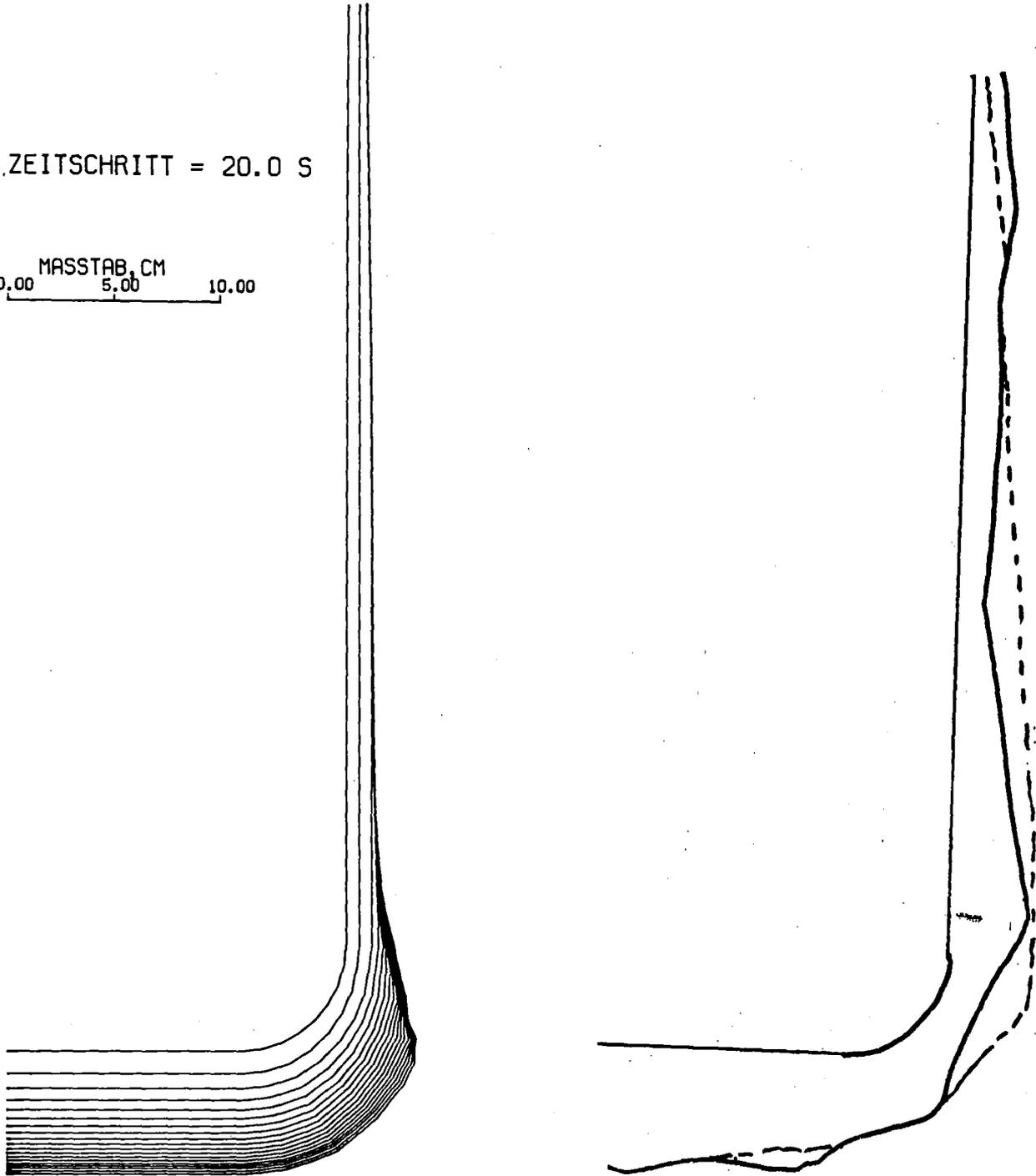


Abb. 06.01.13/01A-4:

Vergleich der berechneten und experimentell ermittelten
Konturen

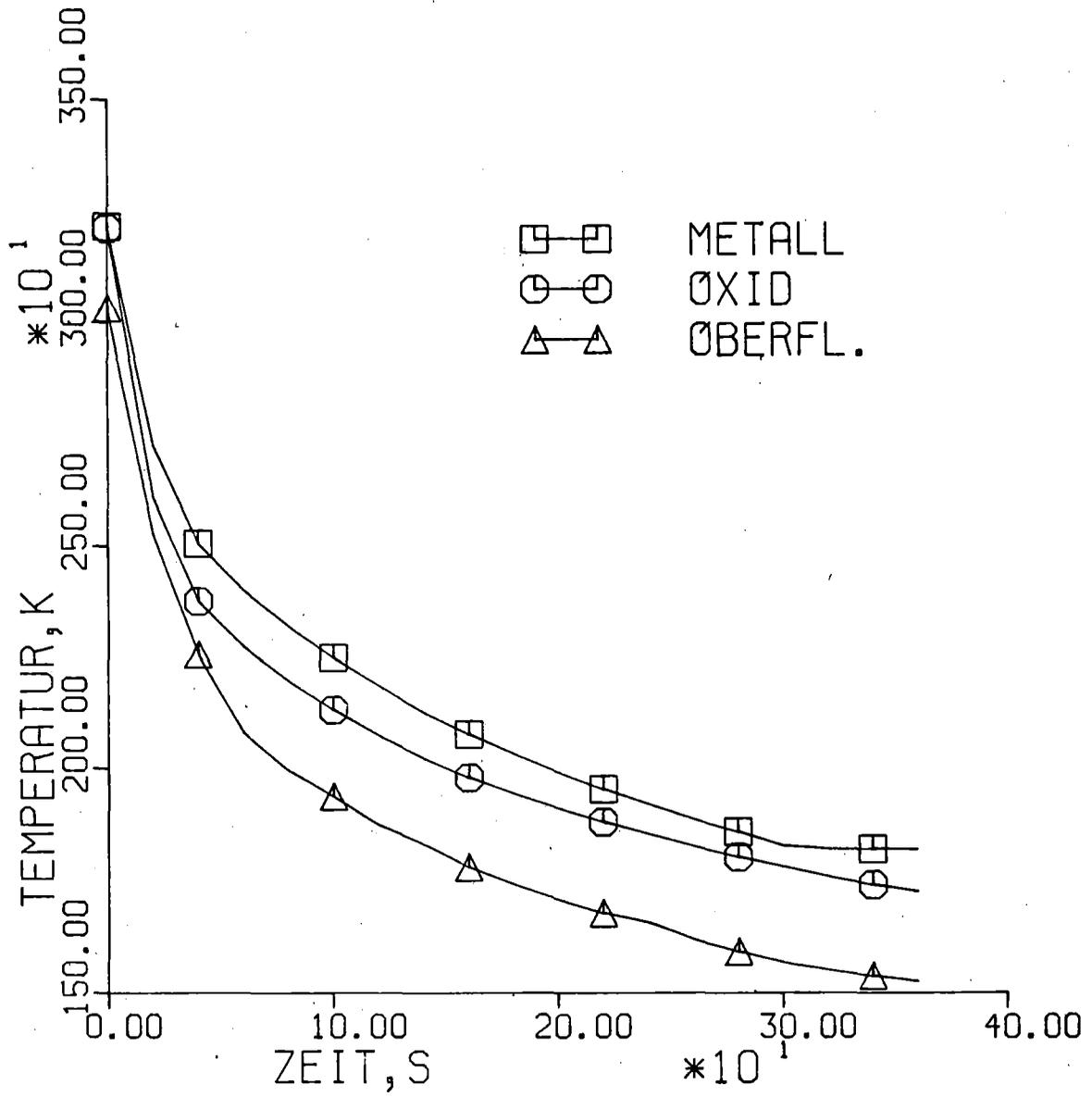
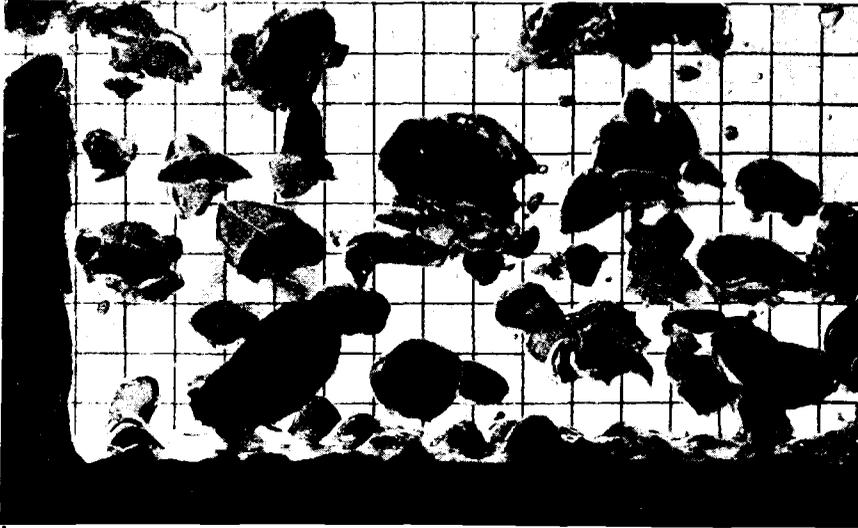
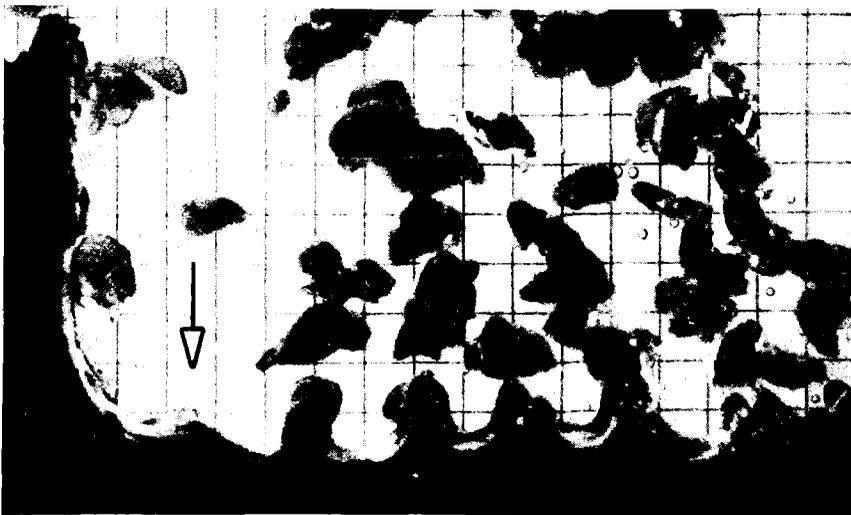


Abb. 06.01.13/01A-5:

Temperaturverläufe in der metallischen und der oxidischen Phase sowie an der Oberfläche der Schmelze



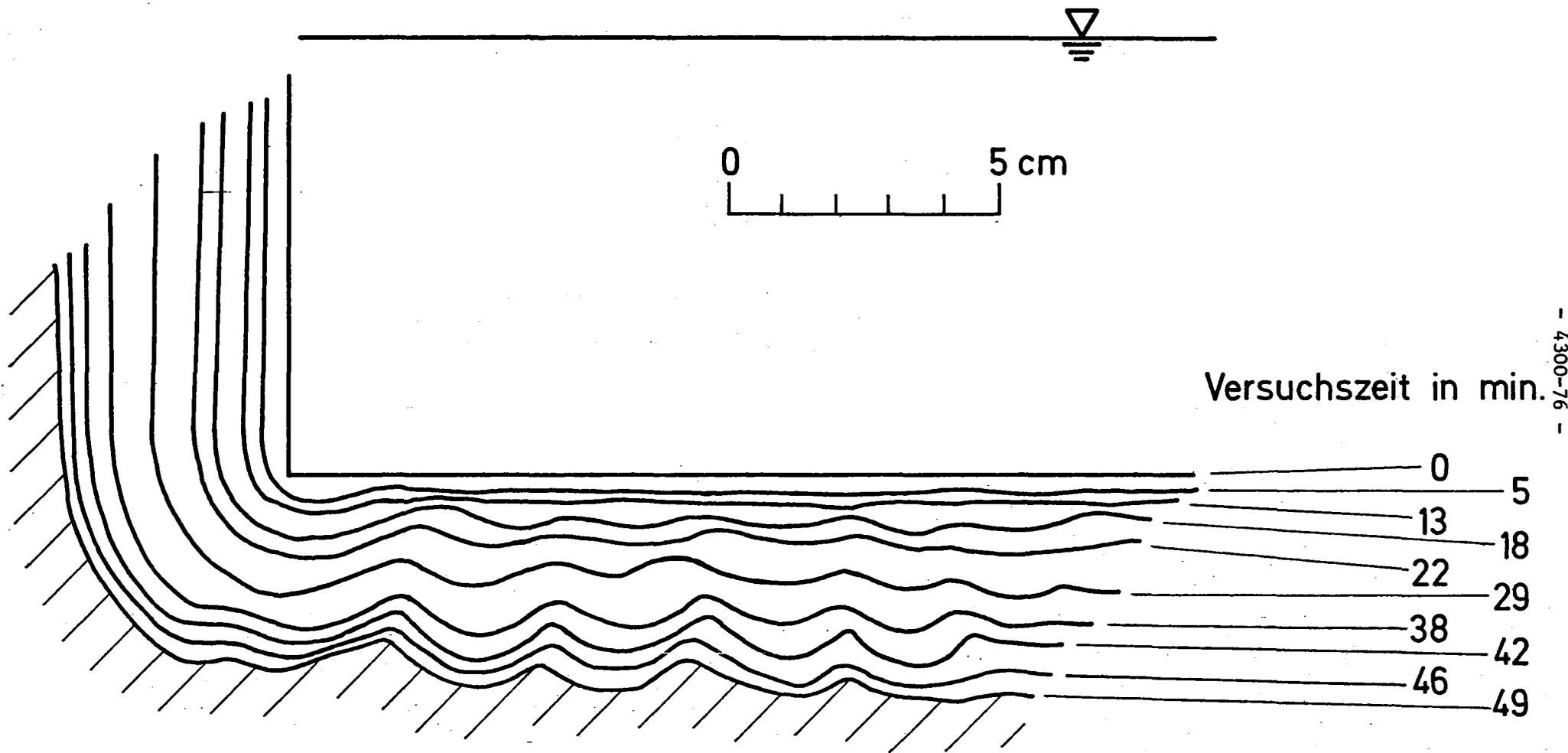
a) Anfangszustand



b) eingelaufener Zustand

Abb. 06.01.1301A-6:

Sublimation einer Trockeneisecke unter Wasser



- 4300-76 -

Abb. 06.01.13/01A-7:

Konturen einer absublimerenden Trockeneisecke unter Wasser von 20 °C

06.01.13/02A Modellexperimente zum Kernschmelzen
PNS 4332 (H. Werle, INR)

Einfluß eines Gasstroms auf den Wärmeübergang zwischen zwei Flüssig-
keitsschichten

1. Einleitung

In Zusammenhang mit der Ausbreitung einer Kernschmelze in Beton ist man insbesondere an dem Wärmeübergang an den Grenzflächen und an der Temperaturverteilung in der Schmelze interessiert. Die bisherigen Kenntnisse hierzu beruhen im wesentlichen auf Modellexperimenten. Dabei handelt es sich einmal um Konvektionszellen-Experimente mit volumenbeheizten Flüssigkeiten. Die beim Kontakt der Schmelze mit Beton auftretende und für den Wärmeübergang wesentliche Gasfreisetzung wird hierbei durch Düsenanordnungen in den Wänden simuliert. In diesen Experimenten [1-3] werden die Temperaturverteilung in der Flüssigkeit und die Wärmeflüsse an die Wände in Abhängigkeit vom injezierten Gasstrom untersucht. Zum anderen handelt es sich um Experimente, bei denen Flüssigkeiten von gasfreisetzenden Materialien (festes CO_2) eingeschlossen sind [4-6]. Solche Untersuchungen haben einmal wesentlich zur Klärung der Phänomenologie der sich an der Grenzschicht abspielenden Vorgänge beigetragen. Außerdem kann über die Temperatur der Flüssigkeit die Sublimationsrate geändert und damit, wie bei den Konvektionszellen-Experimenten, der Einfluß des Gasstroms auf die Temperaturverteilung und die Wärmeflüsse untersucht werden. Wesentliche Ergebnisse dieser Arbeiten sind:

- Konvektionszellen. Durch den Gasstrom wird

- 1) die Temperaturüberhöhung in der Flüssigkeit erheblich reduziert (Faktor 10 bei einer Gasgeschwindigkeit $v_g = 5 \text{ cm/s}$ [2])
- 2) die bereits bei rein thermischer Konvektion vorhandene Isothermie der Flüssigkeit verstärkt (Grenzschichtdicken reduziert), was insbesondere für die stabile Schichtung an der unteren horizontalen Grenze von Bedeutung ist
- 3) die Wärmeflußverteilung geändert und zwar besonders stark bei unterschiedlichen Wandtemperaturen.

- CO₂-Experimente. Bei nicht zu tiefen Temperaturen der Flüssigkeit (merkliche Gasfreisetzung) ist die Flüssigkeit praktisch isotherm und an den Grenzflächen bildet sich ein geschlossener Gasfilm, der bei tieferen Temperaturen durch lokale Krustenbildung an der horizontalen Grenzfläche zerstört wird.

Die bisherigen Untersuchungen beschränken sich auf eine flüssige Phase. Bei Kernschmelzen liegen jedoch zwei Phasen vor und es interessiert auch der Wärmeübergang zwischen diesen Phasen. In dieser Untersuchung wurde die schwerere Phase beheizt.

2. Experimente

Abb. 06.01.13/02A-1 zeigt den experimentellen Aufbau. Der Boden des mit Wasser (unten) und Silikonöl AK5 (oben) gefüllten Glasbehälters ($\phi = 13\text{cm}$) besteht aus einer porösen Glasfritte, durch die Luft einströmt. Das Wasser wird von unten durch einen als Spirale gewickelten elektrischen Heizdraht beheizt, das Öl oben durch einen ebenfalls als Spirale ausgebildeten Wärmetauscher (WT, Kühltemperatur 10°C) gekühlt. Dabei ist nach den bisher vorliegenden Untersuchungen [1-6], davon auszugehen, daß bei merklichem Gasstrom die räumliche Verteilung der Wärmequellen- und -senken keinen großen Einfluß auf Temperaturverteilung und Wärmeflüsse hat. Seitlich und unten ist die Anordnung annähernd adiabat. Durch Übersichtung der Bodenplatte mit Stahl- bzw. Glaskugeln kann die Blasengröße variiert werden.

Es wurden fünf Meßreihen mit jeweils konstanter elektrischer Leistung durchgeführt. Gemessen wurde die stationäre Temperaturverteilung in der Flüssigkeitsschichtung (mit Thermoelementen TE) in Abhängigkeit vom Luftvolumenstrom. Die Wärmeverluste wurden aus der Differenz der elektrischen und der vom Wärmetauscher abgeführ-

ten Leistung bestimmt (maximal 20%, meistens unter 10%). Die gemessene Temperaturverteilung wurde bezüglich dieser Wärmeverluste korrigiert (maximal 9%, meistens unter 5%). Durch Division der elektrischen Leistung und des Luftvolumenstroms (cm^3/s) mit der Bodenfläche (133cm^2) erhält man den (nach oben gerichteten) Wärmefluß j (W/cm^2) und die sog. "superficial" Gasgeschwindigkeit v_s (cm/s), die im folgenden verwendet werden.

Einige relevante Materialwerte bei repräsentativen Temperaturen sind in der folgenden Tabelle zusammengestellt:

Tab. 06.01.13/02A-1: Materialwerte für verwendete Flüssigkeiten

	Wasser (40 °C)	Silikonöl AK5 (20 °C) [7_7]
Dichte ρ (g/cm^3)	0,99	0.91
Therm.vol. Ausdehnungskoeff. β ($1/^\circ\text{C}$)	$3.85 \cdot 10^{-4}$	$10.5 \cdot 10^{-4}$
Kin. Zähigkeit ν (cm^2/s)	$0.66 \cdot 10^{-2}$	$5.6 \cdot 10^{-2}$
Therm. Leitfähigkeit λ ($\text{W}/\text{cm}^2\text{ }^\circ\text{C}$)	$6.3 \cdot 10^{-2}$	$0.12 \cdot 10^{-2}$
Wärmekapazität c ($\text{J}/\text{g}^\circ\text{C}$)	4.18	1.42
Therm. Diffusivität $a = \lambda/\rho c$ (cm^2/s)	$1.5 \cdot 10^{-3}$	$0.91 \cdot 10^{-3}$
Prandtl-Zahl $Pr = \nu/a$	4.4	62

3. Ergebnisse

Abb. 06.01.13/02A-2 zeigt als Beispiel die Temperaturprofile für $j=1.5 \text{ W}/\text{cm}^2$ bei Variation von v_s . Mit zunehmendem v_s erniedrigt sich die Temperaturdifferenz zwischen den beiden Flüssigkeiten. Bei höheren Werten von v_s bildet sich infolge von Wellenbewegungen und Massentransport eine breite Mischzone aus und die gesamte Flüssigkeitsschichtung ist nahezu isotherm. Auch bei den maximalen v_s -Werten lag jedoch TE2 außerhalb der Mischzone im Wasserbereich und die TE5 und 6 im Ölbereich. Die mit TE2 gemessene Temperatur entspricht daher der Temperatur der (unteren) Wasserschicht T_d , die mit TE5 und 6 gemessenen der (oberen) Ölschicht T_u . Die im folgenden benutzte Temperaturdifferenz zwischen den beiden Schichten ist $\Delta T = T_d - T_u$.

Zunächst wurde der Einfluß des Gasblasendurchmessers untersucht. Die in Abb. 06.01.13/02A-3 dargestellten Ergebnisse zeigen, daß eine Variation im Bereich 0.1-0.4cm den Temperaturverlauf zumindest nicht massiv beeinflusst. Die im folgenden diskutierten Messungen wurden mit einer Glaskugelschüttung ($\phi \approx 0.4\text{cm}$) durchgeführt, die Blasen unterschiedlichen Durchmessers im Bereich 0.1-0.4cm liefert.

In Tab. 06.01.13/02A-2 und Abb. 06.01.13/02A-4 sind die Ergebnisse mit der Glaskugelschüttung zusammengestellt. In Abb. 06.01.13/02A-4 (oben) wurde die gewohnte Darstellung - j als Funktion von ΔT mit v_s als Parameter - gewählt. Die experimentellen Werte sind konsistent mit

Tab. 06.01.13/02A-2: Experimentelle ΔT -Werte (Glaskugelschüttung)

v_s (cm/s)	.0	.042	.084	.17	.32	.47	.63
$h^*(v_s)$	1.0	5	11	19	28	220	630
j (W/cm ²)							
.16	12.8	3.3	1.4				
.38	22.6	6.3	4.0	2.0			
.75	37.7	12.5	5.4	4.3			
1.17	48.7	19.5	8.6	5.1			
1.50	52.1	17.9	10.9	5.9 8.3 7.2	5.2	1.1	.5

den Kurven, die der Beziehung

$$j = h^*(v_s) \cdot h_o^* \cdot \Delta T^{4/3} = \underbrace{(h^*(v_s) \cdot h_o^* \cdot \Delta T^{1/3})}_h \cdot \Delta T$$

entsprechen. Dieser Ansatz ist eine naheliegende Modifikation des bei rein thermischen Konvektion ($v_s = 0$) gefundenen Zusammenhangs

$$j = h_o^* \Delta T^{4/3} \quad [8.7].$$

Die Konstante $h_o^* = .006 \text{ W/cm}^2 \text{ } ^\circ\text{C}^{4/3}$ und die

Größe $h^*(v_s)$ ($h^*(0)=1$) wurden durch Anpassung an die experimentellen Werte ermittelt. Der experimentelle Wert von h_o ist in befriedigender Übereinstimmung mit dem unter Benutzung der Meßwerte aus [8.7]

und Materialwerten berechneten Wert von $.0045 \text{ W/cm}^2 \text{ } ^\circ\text{C}^{4/3}$. Die Größe $h^*(v_g)$ (Tab. 06.01.13/02A-2, Abb. 06.01-13/02A-4, unten rechts) gibt den Faktor an, um den der Wärmefluß bei gegebenem ΔT durch ein vorgegebenes v_g erhöht wird. Die normierten Wärmeflüsse $j/h^*(v_g)$ sind in Abb. 06.01.13/02A-4 (unten links) dargestellt. Innerhalb der Meßgenauigkeit stimmen sie mit dem Ausdruck $h_o^* \cdot \Delta T^{4/3}$ überein. Der wie üblich definierte Wärmeübergangskoeffizient h hängt nur schwach von ΔT ab ($\sim \Delta T^{1/3}$). Die wenigen bisher bei höheren v_g -Werten vorliegenden Messungen widersprechen auch nicht der plausiblen Vermutung, daß h für größere Werte von v_g praktisch unabhängig von ΔT wird, d.h. daß hier der einfache Ansatz $j = h(v_g) \cdot \Delta T$ zulässig ist.

Der Gasstrom verursacht eine unregelmäßige Wellenbewegung an der Grenzfläche Wasser/Öl und einen erheblichen Transport von Wasser durch die Ölschicht. Offenbar reißen die Gasblasen kleine Wassertropfen mit, die sich teils im Öl verteilen (nach einiger Zeit Trübung durch Emulsionsbildung), teils an der Oberfläche der Ölschicht zu großen Wassertropfen (0.5-1.5cm \emptyset), in die kleine Gasblasen eingeschlossen sind, vereinigen. Diese schweben in der Ölschicht nach unten und lagern sich für einige Zeit auf der Grenzfläche ab, bevor sie sich mit dem Wasser vereinigen. Durch die Wellenbewegung und die sich ablagernden Wassertropfen entsteht an der Grenzfläche eine Mischzone Wasser/Öl, deren Dicke mit v_g zunimmt (1-2cm bei $v_g=0.1\text{cm/s}$). Die Grenze zum Wasser verschiebt sich entsprechend mit wachsendem v_g nach unten und bei $v_g>0.4\text{cm/s}$ schweben auch im Wasser Öltropfen und man hat praktisch keine Trennung mehr zwischen den beiden Flüssigkeiten. Das Einsetzen dieser Homogenisierung ist auch in Abb. 06.01.13/02A-5 an dem steilen Anstieg von $h(v_g)$ deutlich zu erkennen.

4. Schlußfolgerungen

Ein Gasstrom erhöht den Wärmefluß über die Grenzfläche bei dem hier untersuchten System erheblich (um den Faktor 630 bei $v_g=0.63\text{cm/s}$, verglichen mit rein thermischer Konvektion, Abb. 06.01.13/02A-4). Beim Kontakt von Kernschmelzen mit Beton hat man es vermutlich mit noch

größeren Gasflüssen als den hier untersuchten zu tun (einige 10cm/s bei einer Schmelzentemperatur von 2000^oK), so daß man auch dort eine erhebliche Erhöhung des Grenzflächenwärmeflusses verglichen mit rein thermischer Konvektion erwarten kann.

Bei rein thermischer Konvektion hängt der Wärmeübergangskoeffizient an der Grenzfläche von folgenden Materialwerten der beiden Flüssigkeiten ab $[\bar{8}]: \lambda, (g\beta/ra), Pr$ (g Erdbeschleunigung). Die hier durchgeführten Experimente zeigen, daß bei Vorhandensein eines Gasstroms der Wärmefluß zusätzlich durch folgende Prozesse vergrößert wird:

- Verkleinerung der thermischen Grenzschicht
- Vergrößerung der Grenzfläche
- Massentransport

Bei den letzten beiden Prozessen spielt sicher das Dichteverhältnis und die Grenzflächenspannung der beiden Flüssigkeiten eine wichtige Rolle. Eine systematische Untersuchung dieser Vielzahl von Parametern erscheint im Moment wenig aussichtsreich. Die nächsten Untersuchungen sollen deshalb an einem, zum untersuchten in gewisser Hinsicht komplementären System (wesentlich höherer Dichteunterschied und Grenzflächenspannung) bestehend aus einem niedrigschmelzendem Metall und Öl durchgeführt werden.

Literatur

- 17 G.Fieg, Proc. CONF-761001.(1976) S.2047
- 27 R.F.Bergholz and R.Bjorge, "Bubble - induced heat transfer in a heat generating liquid layer", PAHR Information Exchange, ANL (1977)
- 37 S.I.Abdel-Khalik and D.K.Felde, "Heat transfer in volumetrically-heated pools with gas injection at the boundaries", PAHR Information Exchange, ANL (1977)
- 47 H.Alsmeier et al., KfK 2395 (1977)
- 57 H.Werle, "Untersuchungen zur Ausbreitung einer Kernschmelze in Beton", Februar 1978 (unveröffentlicht)
- 67 V.K.Dhir, Ivan Catton and D.Cho, "Heat Transfer from a liquid pool to a decomposing solid surface", Post Accident Heat Removal (PAHR) Information Exchange, ANL (1977)
- 77 Wacker-Chemie GmbH, München, Firmenschrift "Silikonöle AK" (1975)
- 87 R.D.Haberstroh and R.D.Reinders, Int.J.Heat Mass Transfer 17 (1974) 307

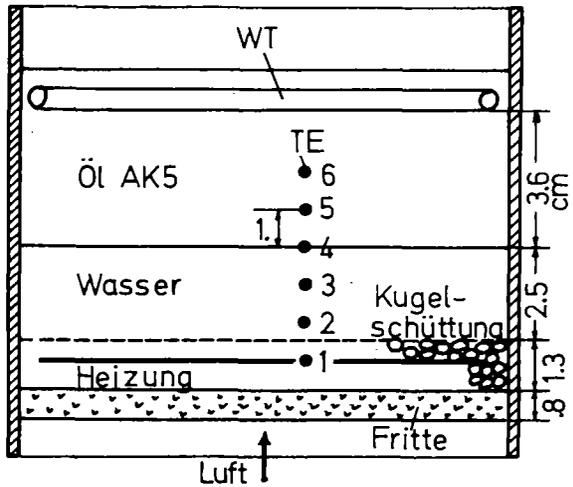


Abb. 06.01.13/02A-1:
Exp. Aufbau

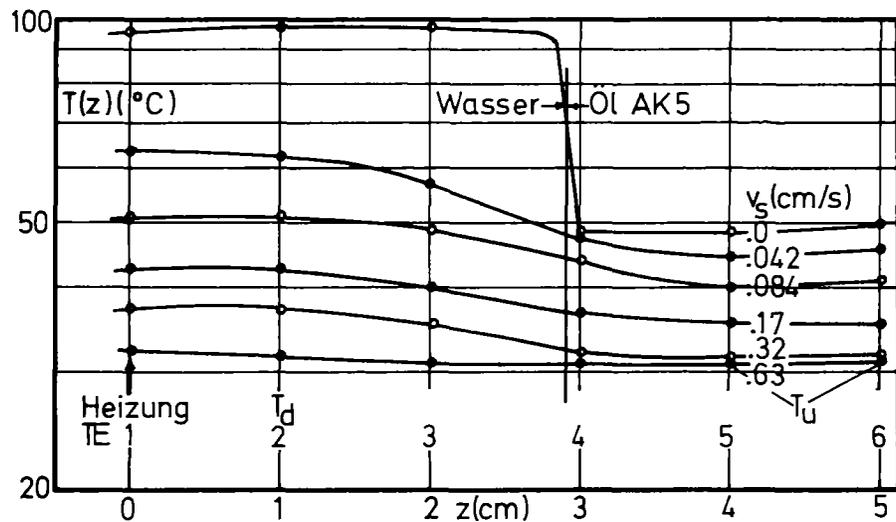


Abb. 06.01.13/02A-2: Temperaturprofile, $j=1.5 \text{ W/cm}^2$
Parameter v_s

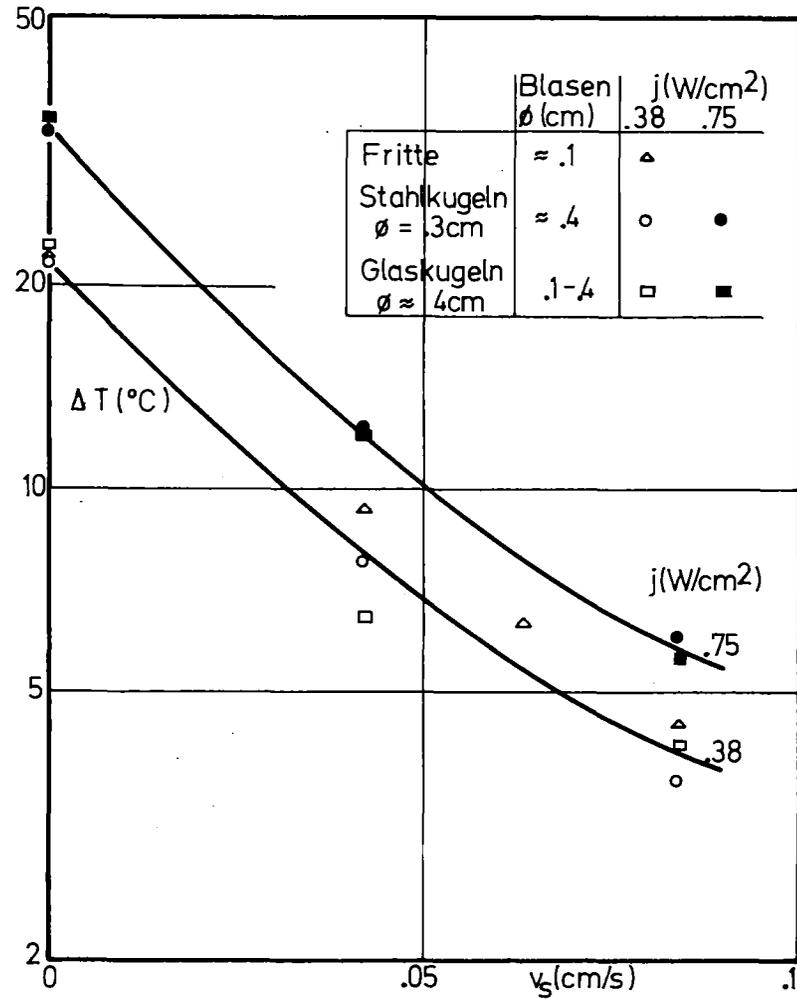


Abb. 06.01.13/02A-3: Einfluß des Blasendurchmessers
auf Temperaturverteilung

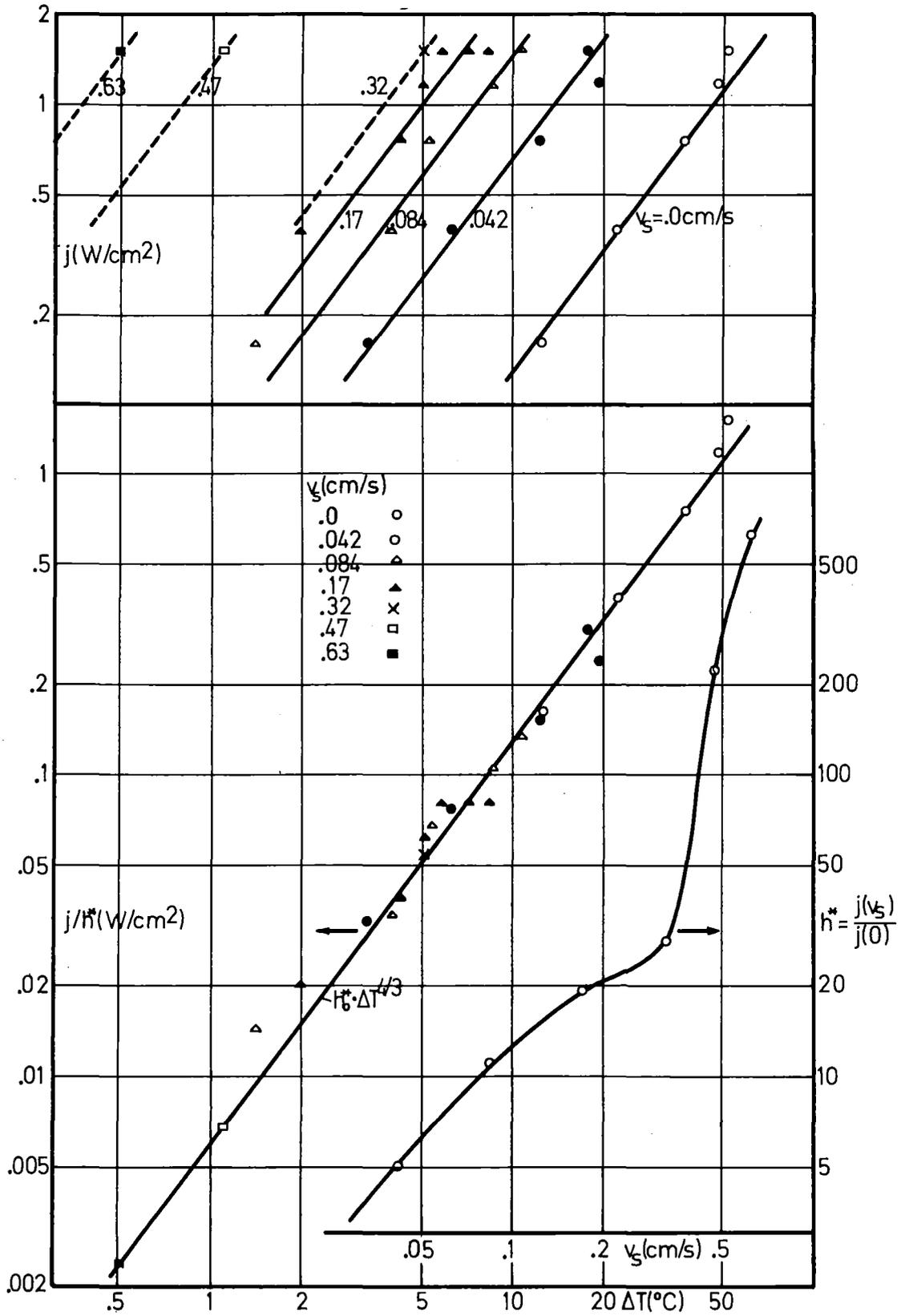


Abb. 06.01.13/02A-4:

Wärmefluß als Funktion der Temperaturdifferenz, Par. v_s (oben)

Normierter Wärmefluß als Funktion der Temperaturdifferenz (unten links)

Relativer Wärmeübergangskoeffizient h^* als Funktion von v_s (unten rechts)

06.01.13/03A Zur analytischen Beschreibung der in SASCHA-Experimenten
PNS 4333 gemessenen Spaltproduktfreisetzung
(W. Breitung, INR)

1. Beschreibung der SASCHA-Experimente

Abb. 06.01.13/03A-1 zeigt eine Prinzipskizze der Versuchsanordnung im Rezipienten /1/.

Das Schmelzgut wird in einem Thoriumoxid-Tiegel erhitzt. Die Zusammensetzung der Choriumschmelze ist in Tab. 06.01.13/03A-1 ausgeführt. Über dem ThO_2 -Tiegel befindet sich eine Glaskugel, von der eine Glasstrecke zu den etwa 1 m entfernten Filtern führt. Das Glassystem wird von einer vorgegebenen Atmosphäre (Luft, Argon oder Wasserdampf) mit etwa 5 l/min durchströmt; Gaseintrittsöffnungen sind dabei der Ringspalt zwischen Tiegel und Glaskugel sowie der Pyrometeröffnung im obersten Punkt der Glaskugel.

Während des Experimentes wird

- a) die Oberflächentemperatur der Schmelze und
 - b) die Menge der auf den Filtern angesammelten Materialien
- gemessen.

Abb. 06.01.13/03A-2 zeigt den im Versuch S-172 bestimmten Temperaturverlauf und Abb. 06.01.13/03A-3 den gammaspektroskopisch gemessenen Anteil des Tiegelinventars, der sich während des Versuchs auf den Filtern niederschlug. Zusätzlich wurde für die Elemente Se, Cs, Sb und Mo das nach dem Versuch noch im Tiegel vorhandene Inventar gemessen /1, Tab. III/.

Tab. 06.01.13/03A-1 Zusammensetzung des Schmelzgutes im Versuch S-172

Komponenten	Masse m_i [mg]	Molgewicht M_i [g/mol]	Molzahl n_i in Schmelze $n_i = m_i / M_i$	Molenbruch x_i in der Schmelze $x_i = n_i / \sum n_i$	
Spaltprod.	CsI+Cs ₂ CO ₃	71+384	260; 326	$2,61 \cdot 10^{-3}$	$8,11 \cdot 10^{-3}$
	MoO ₃	592	144	$4,11 \cdot 10^{-3}$	
	Se	37,5	79	$4,7 \cdot 10^{-4}$	$1,47 \cdot 10^{-3}$
	Te	37,5	127	$2,95 \cdot 10^{-4}$	
	Cd	13,2	112	$1,18 \cdot 10^{-4}$	
	Sb	2,5	121	$2,07 \cdot 10^{-5}$	
Coremat.	UO ₂	10000	270	0	0
	Zry-4	3000	91	$3,30 \cdot 10^{-2}$	
	Stahl 1.4550	16000	56	$2,86 \cdot 10^{-1}$	

$$\sum n_i = 0,322$$

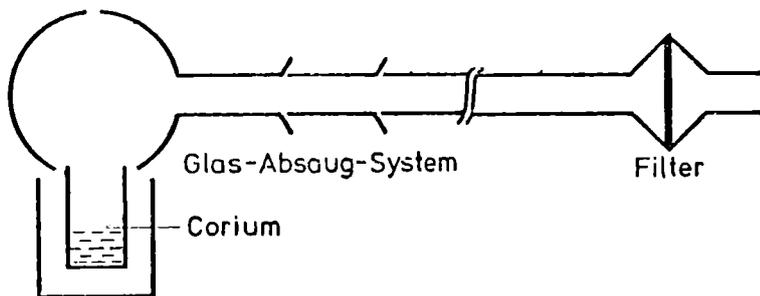


Abb. 06.01.13/03A-1:
Versuchsanord-
nung in den
SASCHA-Experi-
menten

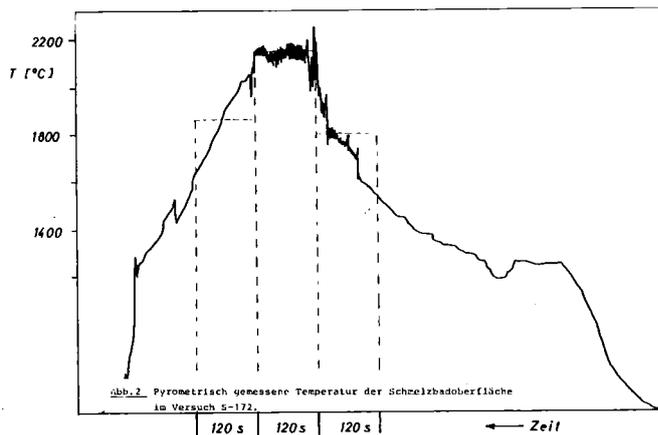


Abb. 06.01.13/03A-2
Pyrometrisch ge-
messene Tempera-
tur der Schmelz-
badoberfläche im
Versuch S-172

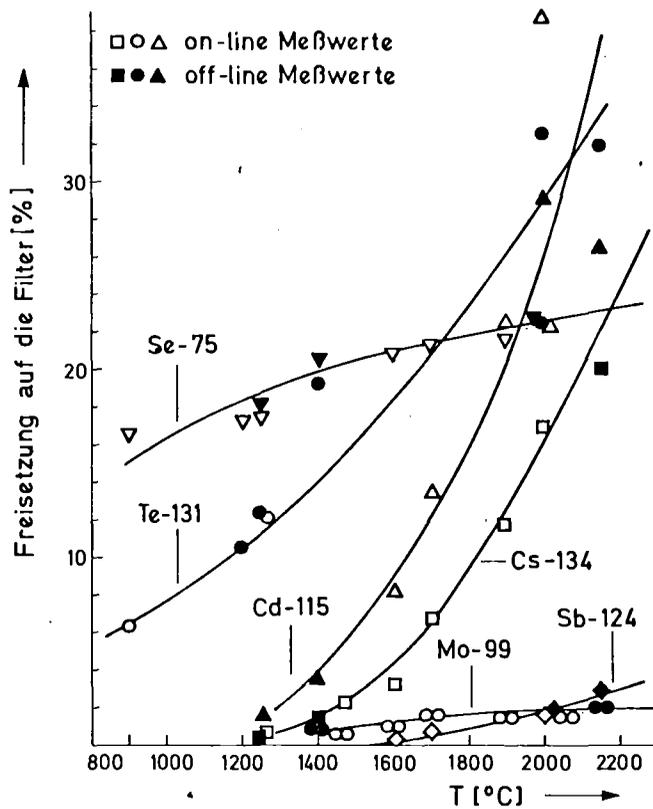


Abb. 06.01.13/03A-3:
Niederschlag auf den
Filtern als Funktion
der im Versuch er-
reichten Temperatur.

2. Zur mathematischen Modellierung der SASCHA-Experimente

Die in SASCHA-Experimenten gemessenen Freisetzungsraten hängen von mehreren ineinandergreifenden physikalischen und chemischen Vorgängen ab. Für die analytische Deutung der Versuchsergebnisse müssen zunächst die wesentlichen Prozesse identifiziert werden.

2.A. Analyse der Problemstellung

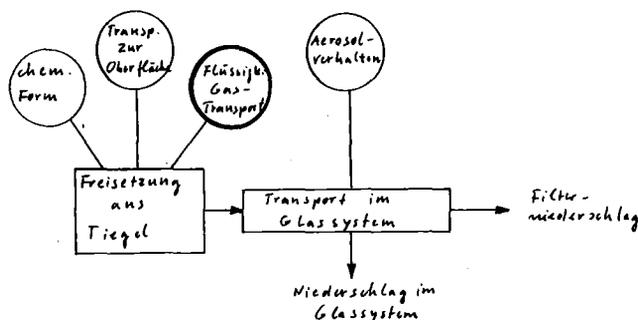
Ganz allgemein wird der auf den Filtern gefundene Niederschlag eines Elementes bestimmt von

- a) der Freisetzung des Elements aus dem geheizten Tiegel
und
- b) dem anschließenden Transport im kälteren Glassystem zu den Filtern.

Die Vorgänge des Prozesses b) hängen vor allem vom Aerosolverhalten des transportierten Materials ab. Es ist geplant, sie mit den im LAFI vorliegenden und zu erwartenden Kenntnissen über die Aerosolphysik von Corematerialien zu modellieren. Dieser Bericht befaßt sich mit Prozess a) der den Quellterm für die später durchzuführenden Aerosolrechnungen liefert.

Für die Freisetzung aus dem Tiegel sind die drei folgenden Vorgänge bestimmend:

1. Einstellung einer bestimmten chemischen Form, in der das betrachtete Element in der Vielstoffschmelze vorliegt;
2. Transport dieses Elements in der gegebenen chemischen Form zu einer Flüssig-Gas-Phasengrenze; und
3. Transport von der Schmelzbad-Oberfläche in die umgebende Atmosphäre.



Im folgenden wird die Bedeutung dieser drei Prozesse für die Freisetzung aus dem Tiegel kurz erläutert.

Zu 1.:

Die Freisetzung eines Spaltprodukts hängt wesentlich vom Dampfdruck der Verbindung ab, in der das betrachtete Spaltprodukt in der Schmelze auftritt. Da Coriumschmelzen eine Reihe von Elementen enthalten, können in ihnen verschiedene chemische Reaktionen ablaufen. Wegen der ständigen Temperaturänderungen im System (z.B. Abb. Q6.Q1.13/03A-2) führt reine Gleichgewichts-

thermodynamik oft nicht zu verlässlichen Aussagen über die vorherrschende chemische Form eines betrachteten Elementes; sie kann vielmehr entscheidend von der Reaktionskinetik in der Schmelze geprägt sein. Hinweise hierzu liefert Abb. 06.01.13/03A-3:

Der auf den Filtern ankommende Strom eines Elements ist proportional zur Steigung der in Abb. 06.01.13/03A-3 gezeigten Kurven. Bei den Elementen Selen und Molybdän nimmt der Strom mit zunehmender Zeit ab, was sich durch Bildung einer schwerer flüchtigen Verbindung erklären läßt. Im Falle des Molybdäns wurde möglicherweise das eingebrachte leichtflüchtige MoO_3 vom anwesenden Zr zu schwerflüchtigem Mo reduziert. Für erste Freisetzungsberechnungen scheiden daher Elemente mit atypischen Freisetzungskurven - wie Mo und Se - aus.

Zu 2.:

Vorbedingung für die Freisetzung eines Spaltprodukts ist dessen Transport zu einer Flüssig-Gas-Phasengrenze. Dies kann die Schmelzbadoberfläche, oder beim Sieden einer Corium-Komponente auch eine innere Oberfläche sein. Der Transport zur Phasengrenze bestimmt die Freisetzung, wenn er kleiner ist als der mögliche Transport über die Phasengrenze. Da sich die Transportraten in der Schmelze für die verschiedenen Spaltprodukte vermutlich nicht wesentlich unterscheiden, muß vor allem für die leicht flüchtigen Spaltprodukte geprüft werden, ob der Nachtransport zur Phasengrenze ausreicht, oder ob Verarmungen an der verdampfenden Oberfläche auftreten.

Zu 3.:

Der Transport von Corematerialien über die Flüssig-Gas-Phasengrenze in die umgebende Atmosphäre ist der eigentliche Freisetzungsprozess, für den im folgenden Abschnitt ein analytischer Ansatz vorgeschlagen wird.

2.B. Analytischer Ansatz für die Stoffübertragung aus einer Flüssigkeit in eine strömende Gasatmosphäre.

Bei der Berechnung des Stofftransportes aus einer Flüssigkeit in eine strömende Atmosphäre geht man von der Vorstellung aus, daß sich unmittelbar über der Flüssigkeitsoberfläche eine laminare Grenzschicht befindet (Abb.06.01.13/03A-4). An diese Grenzschicht schließt sich eine gut durchmischte Kernströmung an. Das an der Phasengrenze befindliche Trägergas-Dampf-Gemisch besitzt die Temperatur der Flüssigkeitsoberfläche und ist mit Dampf gesättigt. Durch das Partialdruckgefälle des Dampfes zwischen Phasengrenzfläche (p_{DO}) und Kernströmung (p_{DK}) diffundiert Dampf durch die Grenzschicht und wird dann durch Strömung und turbulente Mischbewegung weitergeführt. Abb.4 zeigt eine vereinfachende Skizze der Partialdruckverläufe oberhalb der Phasengrenzfläche.

Nomenklatur

		Dimension
A	= Schmelzbadoberfläche	m ²
a, b	= dimensionslose Konstanten	
\bar{c}_i	= mittlere Geschwindigkeit der Molekülart i in der Gasphase	m/s
d_i	= Querschnitt für Stoßwechselwirkung der Molekülart i in der Gasphase	m ²
D	= Diffusionskoeff. der verdampfenden Spezies im Gemisch Trägergas-Dampf	m ² /s
k	= Stoffübertragungskoeffizient	mol/sm ² Pa
m_i	= Masse	g
M_i	= Molgewicht	g/mol
n_i	= Teilchendichte der Komponente i in der Gasphase	1/m ³
p_i, p_T	= Partial- bzw. Totaldruck (siehe Abb.4)	Pa=N/m ²
p_i^0	= Dampfdruck der reinen flüssigen Komponente i	Pa
R	= Gaskonstante = 8,134 J/mol K	
Re	= $\frac{\rho v \bar{x}}{\eta}$ = Reynoldszahl	
Sc	= $\frac{\eta}{\rho D}$ = Schmidtzahl	
Sh	= $k \cdot \frac{RT \bar{x}}{D}$ = Sherwoodzahl	
T	= Temperatur	
v	= mittlere Geschwindigkeit des Trägergases	m/s
\bar{v}	= mittlerer Durchsatz des Trägergases	m ³ /s
\bar{x}	= mittlere Weglänge des Trägergases über die Flüssigkeitsoberfläche	m
x_i	= Molbruch der Komponente i in der Schmelze	
ρ	= Dichte	kg/m ³
η	= dynamische Viskosität	kg/ms
λ_i	= freie Weglänge im Gemisch Trägergas-Dampf	m
v	= verdampfende Molzahl	mol
Indizes:		
D	= Dampfmoleküle	
G	= Trägergasmoleküle	
K	= Kernströmung	
L	= Luft	
M	= mittlerer Wert in der Grenzschicht	
O	= Schmelzbadoberfläche	

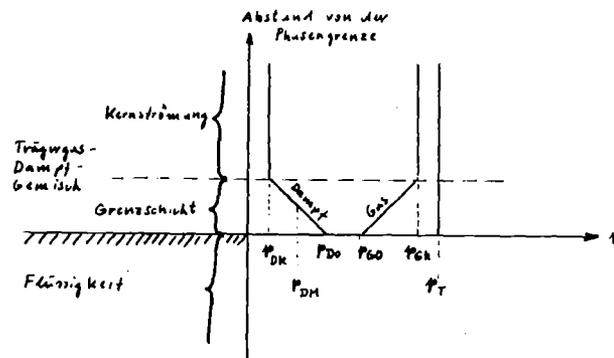


Abb. 06.01.13/03A-4:

Modellvorstellung über die Verhältnisse an der Phasengrenzfläche.

Für den Stoffstrom in die Atmosphäre macht man üblicherweise einen Newton'schen Ansatz

$$\frac{dv}{dt} = k \cdot A (p_{DO} - p_{DK}) \quad (1)$$

wobei der Stoffübertragungskoeffizient k im allgemeinen keine Konstante ist, sondern von äußeren Einflußgrößen wie Totaldruck, Trägergasgeschwindigkeit und Kontaktzeit abhängt.

Aus Ähnlichkeitsüberlegungen folgt für die Stoffübertragung bei erzwungener Konvektion /2/ :

$$Sh = a \cdot Re^b \cdot Sc^c \cdot \frac{p_T}{p_T - p_{DM}} \quad (2)$$

Dabei ist

$$Sh = k \cdot \frac{RT\bar{x}}{D} \quad (3)$$

$$Re = \frac{\rho v \bar{x}}{\eta} \quad (4)$$

$$Sc = \frac{\eta}{\rho D} \quad (5)$$

Gleichung 3 und 2 in 1 eingesetzt, ergibt:

$$\frac{dv}{dt} = a \cdot Re^b \cdot Sc^c \cdot \frac{D A p_T}{R T \bar{x}} \cdot \frac{(p_{DO} - p_{DK})}{(p_T - p_{DM})} \quad (6)$$

Severson et al. /3/ haben Verdampfungsraten von ruhenden Flüssigkeiten in strömende Atmosphären in sechs verschiedenen Stoffsystemen bei 25°C experimentell bestimmt. Die Versuchsvariablen überdeckten weite Bereiche; z.B. variierte der Totaldruck von 15-700 Torr, der Dampfdruck der verdampfenden Flüssigkeit von 3,5-112 Torr und die Trägergasgeschwindigkeit von 0,013 bis 58 m/s. Alle Ergebnisse konnten innerhalb der experimentellen Fehlergrenzen nach Gleichung 2 als Funktion der Reynoldszahl dargestellt werden:

$$\log \left(Sh \cdot Sc^{-c} \cdot \frac{p_T - p_{DM}}{p_T} \right) = \log a + b \cdot \log Re \quad (7)$$

Abb. 06.01.13/03A-5 zeigt die derart aufgetragenen Meßergebnisse.

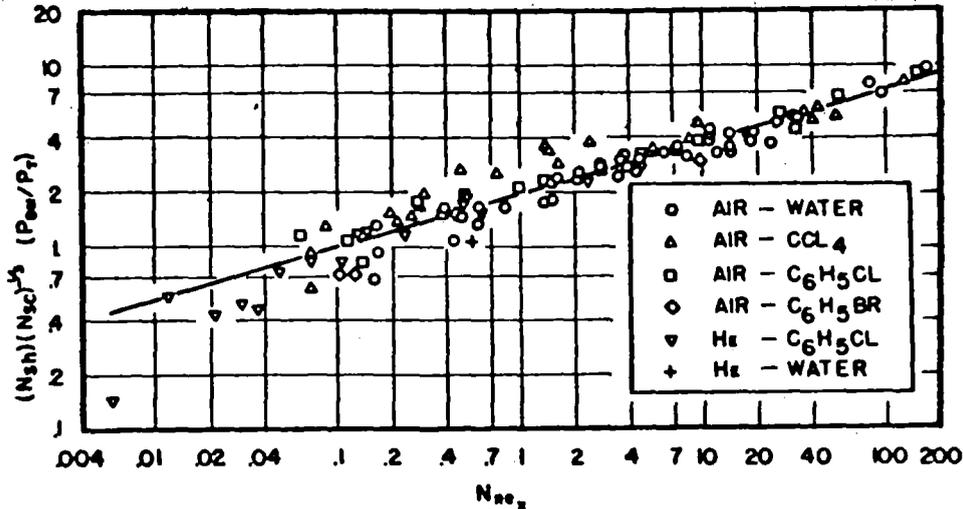


Abb.06.01.13/03A-5: Sherwood-Schmidt-Reynolds number plot of experimental data for all systems studied. [3]

Für c wurde auf Grund von Analogiebetrachtungen zum Wärmeübergang von einem strömenden Gas an eine ebene Platte der Wert $1/3$ angenommen. Aus dem Verlauf der Geraden in Abb. 06.01.13/03A-5 erhält man folgende empirische Werte für a und b /4/: $a = 3,92$; $b = 0,28$.

Damit ergibt sich für die Stoffübertragung aus einer Flüssigkeitsoberfläche in eine strömende Atmosphäre, deren Reynoldszahl zwischen $0,01$ und 200 liegt:

$$\frac{dv}{dt} = 1,92 (Re)^{0,28} \cdot (Sc)^{1/3} \frac{D \cdot A \cdot p_T}{R \cdot T \cdot \bar{x}} \cdot \frac{(p_{DO} - p_{DK})}{(p_T - p_{DM})} \quad (8)$$

Gleichung 8 dient im folgenden als Ansatz für die analytische Beschreibung von SASCHA-Ergebnissen.

Der in Gleichung 8 auftretende Diffusionskoeffizient D der verdampfenden Moleküle im Gasgemisch der Grenzschicht ergibt sich aus /5/:

$$D = \frac{n_G \lambda_D \bar{c}_D + n_D \lambda_G \bar{c}_G}{3 (n_G + n_D)} \quad (9)$$

Für die hierin auftretenden Größen erhält man aus der kinetischen Gas-
theorie:

$$n_i = \frac{P_i}{kT} \quad i = G, D \quad (10) \quad ; \quad \bar{c}_i = \left(\frac{8 RT}{\pi M_i} \right)^{1/2} \quad (11)$$

und /6/:

$$\frac{1}{\lambda_D} = \sqrt{2} \pi n_D d_D^2 + \pi n_G \left[\frac{1}{2} (d_D + d_G)^2 \right] \left[1 + \frac{T_G M_D}{T_D M_G} \right]^{1/2} \quad (12)$$

$$\frac{1}{\lambda_G} = 2 \pi n_G d_G^2 + \pi n_D \left[\frac{1}{2} (d_D + d_G)^2 \right] \left[1 + \frac{T_D M_G}{T_G M_D} \right]^{1/2} \quad (13)$$

2.C. Rechnungen für das Experiment S-172

Für erste Rechnungen wurde das Experiment S-172 ausgewählt, weil bei ihm wegen der relativ niedrigen Temperaturen

- a) eine ruhige Schmelzbadoberfläche vorlag (kein Sieden)
- b) kein Schmelzgut aus dem Tiegel verspritzt und
- c) keine bedeutenden Reaktionen zwischen Schmelze und Tiegel auftraten.

Nach dem Experiment wurden die im Tiegel verbliebenen Mengen von Se, Cs, Sb und Mo gamma-spektroskopisch bestimmt /1, Tabelle IV /. Die Elemente Se und Mo scheiden für erste Vergleichsrechnungen aus, weil ihre Freisetzung offensichtlich stark durch chemische Reaktionen in der Schmelze beeinflusst wurde (Abschnitt 2.A.); es bleiben somit Cs und Sb übrig. Der Temperaturverlauf des Experiments S-172 (Abb. 06.01.13/03A-3) wird in der Rechnung durch drei Temperaturintervalle mit $\Delta t = 120$ s Dauer und den mittleren Temperaturen von 1800, 2150 und 1850°C ersetzt. Die während des Versuchs aus dem Tiegel verdampfte Masse m eines Elements ergibt sich damit aus:

$$m = M \int \left(\frac{dv}{dt} \right) dt = M \left[\left(\frac{dv}{dt} \right)_{1800} + \left(\frac{dv}{dt} \right)_{2150} + \left(\frac{dv}{dt} \right)_{1850} \right] \cdot \Delta t \quad (14)$$

2.D. Ergebnisse

Den Rechnungen liegen die in Tab.06.01.13/03A-2 aufgeführten Daten zugrunde. Die Annahmen, die für ihre Berechnungen gemacht wurden (Spalte 3 in Tab.06.01.13/03A-2), sind in /10/ dargestellt.

T /K/	2073	2123	2423	Quelle, bzw. Annahmen
\bar{x} /m/	$\bar{x} = \frac{\pi}{2} r = 1,63 \cdot 10^{-2}$ m			Abb. 1
v /m/s/	0,1	0,1	0,1	A
ρ_L /kg/m ³ /	0,255	0,249	0,22	/7/, B
η_L /kg/ms/	$6,30 \cdot 10^{-5}$	$6,39 \cdot 10^{-5}$	$6,86 \cdot 10^{-5}$	/7/; C
$Re_L = \frac{\rho \cdot v \cdot \bar{x}}{\eta}$	6,60	6,35	5,25	D
D_{Cs-L} /m ² /s/	$2,56 \cdot 10^{-5}$	$2,65 \cdot 10^{-5}$	$3,23 \cdot 10^{-5}$	E
D_{Sb-L} /m ² /s/	$4,41 \cdot 10^{-5}$	$4,57 \cdot 10^{-5}$	$5,57 \cdot 10^{-5}$	E
$Sc = \frac{\eta_L}{\rho_L D}$ Cs	9,65	9,68	9,65	D
Sb	5,60	5,61	5,60	
x_{Cs}	$8,11 \cdot 10^{-3}$	$8,11 \cdot 10^{-3}$	$8,11 \cdot 10^{-3}$	Tab. I
P_{Cs}^0 /atm/	113	123	187,9	/8/
$P_{Cs} = x_{Cs} \cdot P_{Cs}^0$ /atm/	0,92	1,00	1,52	F
x_{Sb}	$6,41 \cdot 10^{-5}$	$6,41 \cdot 10^{-5}$	$6,41 \cdot 10^{-5}$	Tab. I
P_{Sb}^0 /atm/	1,13	1,32	2,88	/9/
$P_{Sb} = x_{Sb} \cdot P_{Sb}^0$ /atm/	$7,24 \cdot 10^{-5}$	$8,46 \cdot 10^{-5}$	$1,84 \cdot 10^{-4}$	F

2.D.1. Ergebnisse für Antimon

Antimon wurde dem Schmelzgut elementar beigelegt. Da die Schmelze einen hohen Molenbruch an metallischem Zirkonium besaß, ist anzunehmen, daß das Antimon während des Versuchs trotz der Luftatmosphäre nicht wesentlich oxidierte, sondern vorwiegend als Metall vorlag.

Der Transport zur Schmelzbadoberfläche (vor allem durch Konvektion) war sehr wahrscheinlich nicht der die Freisetzung bestimmende Prozeß, weil im Versuch S-172 nur 8% des Antimons, aber gleichzeitig 44% des eingebrachten Cäsiums verdampften. Wenn man annimmt, daß an der Schmelzbadoberfläche stets der Molenbruch der Einwaage ($6,4 \cdot 10^{-5}$) vorlag, erhält man mit den Zahlen aus Tab.06.01.13/03A-2 folgende Freisetzung für metal-

liches Antimon:

$$\frac{m_{\text{Sb}}^{\text{theor}}}{m_{\text{Sb}}^{\text{exp}}} = \frac{1,60 \cdot 10^{-4} \text{ g}}{2,03 \cdot 10^{-4} \text{ g}} = 0,79$$

Der Molenbruch des Antimons in der Schmelze x_{Sb} ist mit Unsicherheiten behaftet, weil das eingebrachte Fissium - Pellet während des Versuchs nicht vollständig schmolz. Die erreichte Maximaltemperatur liegt oberhalb des Siedepunkts von Antimon und Cäsium (Tab.06.01.13/03A-2: p_{Sb}° , p_{Cs}°), so daß eine weitgehende Austreibung dieser Elemente in gasförmiger oder flüssiger Form aus dem recht porösen Pellet (70-80% theor.Dichte) in die umgebende Stahl-Zr-Schmelze wahrscheinlich ist. Diese versuchsbedingten Unsicherheiten in x_{Sb} gehen linear in $m_{\text{Sb}}^{\text{theor}}$ ein.

2.D.2 Ergebnisse für Cäsium

Die chemische Form des Cäsiums in der Schmelze läßt sich nicht eindeutig festlegen. Es wurde dem Schmelzgut in Form von CsJ und Cs_2CO_3 beigefügt, beide Substanzen sind aber bei den im Versuch erreichten Temperaturen nicht mehr stabil. Wegen der recht homogenen Mischung des eingefüllten Schmelzgutes reagierte möglicherweise ein deutlicher Anteil des bei der Zersetzung entstehenden metallischen Cäsiums zu Cs-Uranat, das thermisch stabiler ist. Die Anteile der verschiedenen denkbaren Cs-Verbindungen in der Schmelze sind nicht bekannt, deshalb wurde die Freisetzung für metallisches Cäsium berechnet. Da die erwähnten Cs-Verbindungen deutlich geringere Dampfdrücke als Cs besitzen, sollte der so gefundene theoretische Wert eine obere Grenze der Cs-Freisetzung darstellen.

Mit den Zahlen aus Tabelle 06.01.13/03A-2 findet man

$$\frac{m_{\text{Cs}}^{\text{theor.}}}{m_{\text{Cs}}^{\text{exp.}}} = \frac{1,02 \text{ g}}{0,16 \text{ g}} = 6,38$$

Drei in der Rechnung nicht erfaßte Effekte können die tatsächliche Freisetzung vermindert haben:

- a) das Vorhandensein von schwerer flüchtigen Cs-Verbindungen in der Schmelze,
- b) im Falle des sehr flüchtigen Cäsiums begrenzte der Transport aus dem Inneren der Schmelze die Freisetzung, d.h. es kam zu merklichen Cs-Verarmungen unmittelbar an der verdampfenden Oberfläche und
- c) der Molenbruch des Cäsiums in der Schmelze war wegen des nicht geschmolzenen Fissium-Pellets geringer als der in Tab.06.01.13/03A-1 berechnete Wert ($8,11 \cdot 10^{-3}$).

Zusammenfassend läßt sich sagen, daß der analytische Ansatz von Gleichung 8 mit gemessenen Freisetzungen, die sich um drei Größenordnungen unterscheiden (Sb und Cs) verträglich ist. Ein genauerer Test des vorgeschlagenen Freisetzungmodells erfordert speziell ausgerichtete Freisetzungsversuche.

3. Folgerungen für zukünftige SASCHA-Experimente im Hinblick auf die Entwicklung eines Freisetzungmodells.

Die Schmelzanlage SASCHA gestattet es, die für die Spaltproduktfreisetzung wesentliche Prozesse

- Einstellung der chemischen Verbindungen,
 - Transport in der Schmelze zur Flüssig-Gas-Phasengrenze und
 - Transport über die Flüssig-Gas-Phasengrenze,
- in geeigneten Experimenten separat zu untersuchen.

Die Modellentwicklung sollte mit dem wichtigsten Teilprozeß, dem Transport über die Flüssig-Gas-Phasengrenze beginnen und zwar für Einstoffschmelzen, (z.B. Fe), weil bei ihnen die restlichen beiden Prozesse keine Rolle spielen. Es ist sinnvoll, zunächst ruhende, dann siedende Einstoffschmelzen zu behandeln. Nach der erfolgreichen Beschreibung der Freisetzung aus diesen Systemen sollten flüssige Mehr-Stoff-Systeme unter-

sucht werden, von denen Aktivitätskoeffizienten und Lösungswärmen bekannt sind (wie z.B. Fe-Cr-Ni). Freisetzungsexperimente an derartigen Systemen ermöglichen den Test von Lösungstheorien für die Berechnung von Aktivitäten in komplizierten und nicht untersuchten Mehrstoffsystemen, wie z.B. Corium-Silikat-Schmelzen. Außerdem geben sie Aufschluß über die Größe der Transportraten in der Schmelze und deren Einfluß auf die Spaltproduktfreisetzung.

Literaturverzeichnis

- /1/ H.Albrecht,V.Matschoß,H.Wild
Investigation of activity release during LWR core meltdown
Nuclear Technology, Vol. 40, 3, S. 278 (1978)
- /2/ R.Miecke,M.Schubert
Verdunstungsvorgänge - Theorie und technische Anwendung
VED Deutscher Verlag für Grundstoffindustrie,Leipzig (1976) p.22
- /3/ D.E.Severson,A.J.Madden and E.L.Piret
Evaporation rates of liquids to flowing gas streams
A.I.Ch.E. Journal Vol.5, No.4 (1959) 413
- /4/ R.L.Cardozo
The dispersal of radioactive matter by evaporation
Health Physics 25 (1973) 593
- /5/ W.Weizel
Lehrbuch der theoretischen Physik,Band II
Springer Verlag (1950) 1251
- /6/ S.Dushman
Scientific foundations of vacuum technique
John Wiley and Sons,Inc.,New York (1962) 34
- /7/ J.Hilsenrath
Tables of Thermodynamic and Transport Properties
Pergamon Press (1960)
- /8/ S.Heimel
Thermodynamic properties of cesium up to 1500 K
Report NASA-TN D-2906
- /9/ R.C.Weast,Ed.
Handbook of Chemistry and Physics,52nd edition.
The Chemical Rubber,Co.Cleveland,Ohio (1971)
- /10/ W.Breitung, (April 1978) unveröffentlicht



06.01 SICHERHEIT UND UMGEBUNGSSCHUTZ VON KKW

PNS-Teilprojekt 4400 - Verbesserung der Spaltproduktrückhaltung
und Reduktion der Strahlenbelastung

06.01.14 Abluftfilterung an Reaktoren

4400-1

während der Sammelperioden 32 bis 57 erzielten Ergebnisse gehen aus Tab. 06.01.14/01A - 1 und den Abb. 06.01.14/01A - 1 und 06.01.14/01A - 2 hervor. (Während der Sammelperioden 38, 39 und 46 konnten aus technischen Gründen keine einwandfreien Messungen durchgeführt werden.)

Der Anteil des schwebstoff. ^{131}I war in der Kaminfortluft des DWR 2 wie im 1. Meßhalbjahr gegenüber dem des elem. und org. ^{131}I sehr klein. Der Anteil des org. ^{131}I überwog bei weitem.

Während der gesamten Meßzeit (Sammelperioden 6 bis 57) betrug der Anteil des elem. ^{131}I in der Kaminfortluft des DWR 2 durchschnittlich $27 \pm 3 \%$, derjenige des org. ^{131}I $73 \pm 3 \%$. Während der Revision (Sammelperioden 30 bis 39) lag elem. ^{131}I im Mittel zu $39 \pm 9 \%$, org. ^{131}I zu $61 \pm 9 \%$ vor. Der erhöhte Anteil des elem. ^{131}I während der Revision ist auf den hohen Prozentsatz des elem. ^{131}I in der Kaminfortluft nach Öffnen des Reaktordruckgefäßes (Sammelperiode 31) zurückzuführen.

1.2. Messungen im DWR 3

Die Ergebnisse, die im DWR 3 in der Kaminfortluft und in der Digestorienabluft während des 1. Meßhalbjahres, d. h. während der Sammelperioden 10 bzw. 12 bis 35, gewonnen wurden, sind in den Tab. 06.01.14/01A - 2 und 06.01.14/01A - 3 und in den Abb. 06.01.14/01A - 3 bis 06.01.14/01A - 6 wiedergegeben. (In der Digestorienabluft wurden während der Sammelperioden 10 und 11 keine Messungen vorgenommen.)

Der Anteil des schwebstoff. ^{131}I war in der Kaminfortluft und in der Digestorienabluft des DWR 3 - wie in der Kaminfortluft des DWR 2 - sehr gering. Den größten Anteil stellte sowohl in der Kaminfortluft als auch in der Digestorienabluft das elem. ^{131}I . In bezug auf den Anteil des elem. ^{131}I in der Kaminfortluft besteht also zwischen DWR 3 und DWR 2 ein beträchtlicher Unterschied. Dieser kann noch nicht erklärt werden.

Im Mittel lag im 1. Meßhalbjahr in der Kaminfortluft des DWR 3 elem. ^{131}I zu $60 \pm 2 \%$, org. ^{131}I zu $39 \pm 2 \%$ vor. Für die Digestorienabluft ergaben sich mittlere Anteile für diese Iodkomponenten von 85 ± 2 bzw. $14 \pm 1 \%$.

Der Beitrag der Digestorienabluft zur Kaminfortluft hinsichtlich der ^{131}I -

Komponenten im 1. Meßhalbjahr des DWR 3 geht aus Tab. 06.01.14/01A - 4 und Abb. 06.01.14/01A - 7 hervor. Die Digestorienabluft stellte meistens die Hauptquelle des in die Umgebung freigesetzten elem. ^{131}I dar. In den Sammelperioden 12 bis 35 lieferte die Digestorienabluft im Mittel $56 \pm 8 \%$ des elem. ^{131}I und $13 \pm 2 \%$ des org. ^{131}I der Kaminfortluft. Der mittlere Beitrag hinsichtlich des gesamten ^{131}I war $38 \pm 5 \%$.

Seit der Aufnahme der Messungen in den weiteren Abluftströmen des DWR 3, d. h. in den Sammelperioden 36 bis 48, wurden in der Kaminfortluft und Digestorienabluft ähnliche Anteile der Iodkomponenten gefunden. Insgesamt (Sammelperioden 10 bzw. 12 bis 48) ergibt sich ein mittlerer Anteil des elem. ^{131}I in der Kaminfortluft des DWR 3 von $63 \pm 2 \%$ und ein mittlerer Anteil des org. ^{131}I von $37 \pm 2 \%$; für die Digestorienabluft lauten die entsprechenden Mittelwerte $85 \pm 1 \%$ bzw. $13 \pm 1 \%$.

Auf die Messungen während der Sammelperioden 36 bis 48 wird im nächsten Halbjahresbericht im einzelnen eingegangen. Die Messungen werden in der Kaminfortluft und in den weiteren Abluftströmen bis zum Erreichen einer Meßzeit von 26 Wochen (in den weiteren Abluftströmen) fortgesetzt.

Tab. 06.01.14/01A - 1:

^{131}I -Konzentration und Anteil der ^{131}I -Komponenten in der Kaminfortluft
des DWR 2

Zustand der Luft: schwebstoffgefiltert, teilweise iodgefiltert

Sammel- periode	^{131}I -Konzentration ⁺ [Ci/m ³]	Anteil der ^{131}I -Komponenten [%]			Nachweis- grenze ⁺⁺ (NG) [%]
		schweb- stoff. ^{131}I	elem. ^{131}I	org. ^{131}I	
32	9,4 (- 13)	3	28	69	< 1
33	5,7 (- 13)	< NG	40	60	< 1
34	2,0 (- 13)	< NG	51	49	< 1
35	1,9 (- 13)	< NG	8	92	< 1
36	6,6 (- 14)	< NG	18	82	2
37	2,4 (- 14)	< NG	39	61	5
38	-	-	-	-	-
39	-	-	-	-	-
40	4,9 (- 14)	< NG	46	54	3
41	9,9 (- 14)	< NG	28	72	1
42	4,9 (- 14)	< NG	9	91	2
43	5,8 (- 14)	< NG	18	82	2
44	8,3 (- 14)	< NG	14	86	2
45	3,5 (- 14)	< NG	10	90	7
46	-	-	-	-	-
47	1,0 (- 13)	< NG	17	83	2
48	1,6 (- 13)	< NG	10	90	2
49	3,2 (- 14)	< NG	< NG	100	7
50	6,0 (- 14)	< NG	17	83	2
51	4,2 (- 14)	< NG	26	74	3
52	3,1 (- 14)	< NG	35	65	3
53	3,8 (- 14)	< NG	19	81	3
54	5,6 (- 14)	< NG	14	86	2
55	2,8 (- 14)	< NG	< NG	100	4
56	3,8 (- 14)	< NG	11	89	3
57	4,3 (- 14)	< NG	23	77	3

⁺Zehnerpotenzen durch Exponenten in Klammern wiedergegeben

⁺⁺Nachweisgrenze der ^{131}I -Komponenten, bezogen auf insgesamt gemessene ^{131}I -Aktivität

Tab. 06.01.14/01A - 2:

^{131}I -Konzentration und Anteil der ^{131}I -Komponenten in der Kaminfortluft
des DWR 3

Zustand der Luft: schwebstoffgefiltert, teilweise iodgefiltert

Sammel- periode	^{131}I -Konzentration [Ci/m ³]	Anteil der ^{131}I -Komponenten [%]			Nachweis- grenze (NG) [%]
		schweb- stoff. ^{131}I	elem. ^{131}I	org. ^{131}I	
10	-	-	-	-	-
11	-	-	-	-	-
12	1,2 (- 10)	< 1	97	3	< 1
13	2,3 (- 11)	< 1	76	24	< 1
14	2,5 (- 11)	2	87	11	< 1
15	2,9 (- 11)	2	88	11	< 1
16	7,9 (- 11)	< 1	77	23	< 1
17	5,8 (- 12)	< 1	73	27	< 1
18	1,5 (- 11)	< 1	83	16	< 1
19	1,9 (- 11)	< 1	85	14	< 1
20	2,1 (- 11)	9	75	16	< 1
21	2,7 (- 11)	1	85	14	< 1
22	1,0 (- 10)	2	79	19	< 1
23	5,5 (- 11)	< 1	86	14	< 1
24	9,7 (- 11)	1	86	12	< 1
25	7,5 (- 11)	1	91	7	< 1
26	3,5 (- 11)	1	94	5	< 1
27	1,1 (- 11)	< 1	84	15	< 1
28	5,7 (- 12)	< 1	81	18	< 1
29	2,8 (- 12)	< NG	92	8	< 1
30	1,2 (- 12)	< NG	82	18	< 1
31	2,1 (- 11)	< 1	91	8	< 1
32	1,5 (- 11)	< 1	88	12	< 1
33	4,8 (- 11)	1	69	29	< 1
34	1,4 (- 10)	< 1	88	12	< 1
35	2,1 (- 10)	1	96	3	< 1

Tab. 06.01.14/01A - 3:

^{131}I -Konzentration und Anteil der ^{131}I -Komponenten in der Digestorien-
abluft des DWR 3

Zustand der Luft: nicht gefiltert

Sammel- periode	^{131}I -Konzentration [Ci/m ³]	Anteil der ^{131}I -Komponenten [%]			Nachweis- grenze (NG) [%]
		schweb- stoff. ^{131}I	elem. ^{131}I	org. ^{131}I	
10	1,7 (- 12)	< 1	62	37	< 1
11	1,3 (- 12)	< 1	58	42	< 1
12	4,1 (- 12)	5	82	14	< 1
13	1,2 (- 12)	< 1	46	53	< 1
14	1,5 (- 12)	< 1	49	51	< 1
15	1,0 (- 12)	< NG	46	54	< 1
16	2,5 (- 11)	< 1	78	22	< 1
17	1,4 (- 11)	< 1	68	31	< 1
18	6,1 (- 12)	< 1	59	40	< 1
19	2,7 (- 12)	< NG	49	52	< 1
20	2,0 (- 12)	1	54	45	< 1
21	1,4 (- 12)	< 1	55	44	< 1
22	3,7 (- 12)	< 1	52	47	< 1
23	2,2 (- 12)	< 1	59	40	< 1
24	4,6 (- 12)	< 1	73	26	< 1
25	3,7 (- 12)	1	65	34	< 1
26	3,0 (- 12)	< 1	45	54	< 1
27	1,6 (- 12)	1	43	56	< 1
28	4,2 (- 12)	< 1	56	43	< 1
29	1,6 (- 12)	< 1	75	25	< 1
30	5,1 (- 13)	< NG	62	38	< 1
31	1,6 (- 12)	< NG	54	46	< 1
32	1,7 (- 12)	< 1	56	43	< 1
33	1,9 (- 12)	< 1	60	39	< 1
34	6,6 (- 12)	< 1	69	31	< 1
35	6,6 (- 12)	1	83	16	< 1

Tab. 06.01.14/01A - 4:

Beitrag der Digestorienabluft zur Kaminfortluft hinsichtlich
der ¹³¹I-Komponenten +

Sammel- periode	Beitrag [%]		
	elem. ¹³¹ I	org. ¹³¹ I	gesamtes ¹³¹ I
12	94	17	80
13	79	22	49
14	75	9	42
15	(138)	14	72
16	8	9	8
17	1	1	1
18	9	3	7
19	33	5	19
20	36	10	26
21	78	16	50
22	(108)	29	71
23	91	22	63
24	66	26	56
25	75	11	53
26	62	3	30
27	34	5	18
28	5	1	4
29	6	2	5
30	8	3	6
31	58	6	34
32	37	7	24
33	77	49	67
34	70	20	55
35	94	16	82

+ berechnet aus den jeweiligen Quellstärken unter Verwendung
folgender Volumenströme:

Kaminfortluft : 165 000 m³/h

Digestorienabluft: 4 300 m³/h

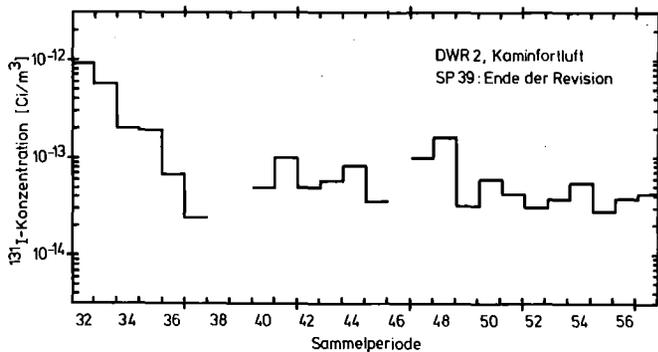


Abb. 06.01.14/01A - 1

Zeitlicher Verlauf der ¹³¹I-Konzentration

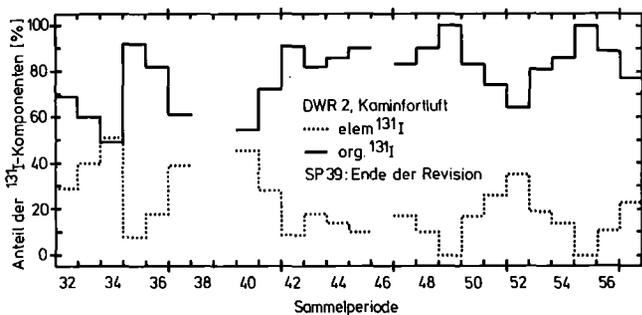


Abb. 06.01.14/01A - 2

Zeitlicher Verlauf des Anteils der ¹³¹I-Komponenten

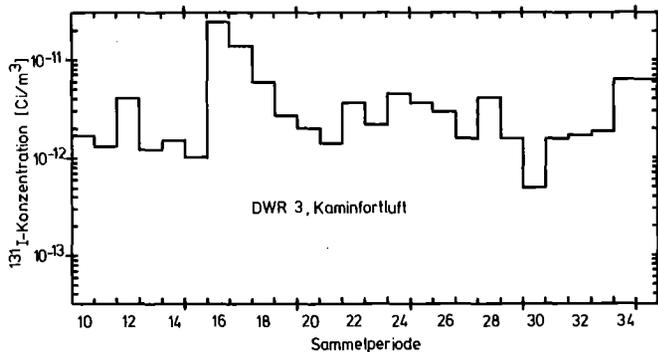


Abb. 06.01.14/01A - 3

Zeitlicher Verlauf der ¹³¹I-Konzentration

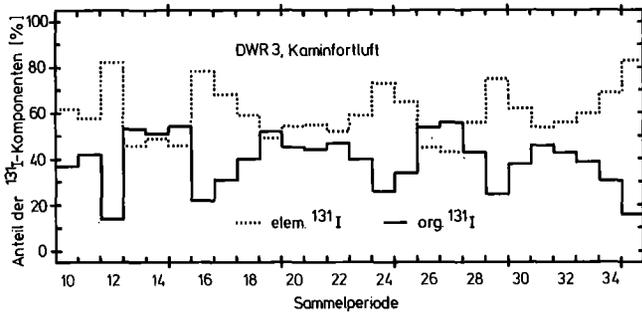


Abb. 06.01.14/01A - 4

Zeitlicher Verlauf des Anteils der ¹³¹I-Komponenten

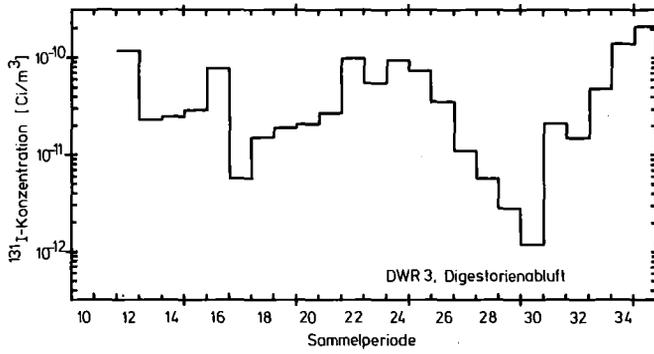


Abb. 06.01.14/01A - 5

Zeitlicher Verlauf der ¹³¹I-Konzentration

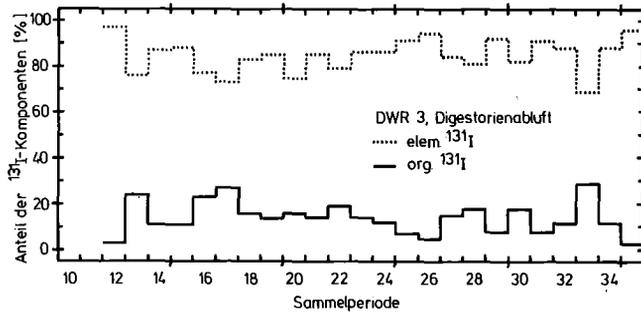


Abb. 06.01.14/01A - 6

Zeitlicher Verlauf des Anteils der ¹³¹I-Komponenten

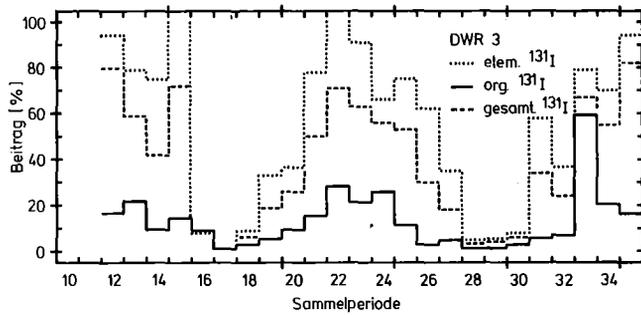


Abb. 06.01.14/01A - 7

Zeitlicher Verlauf des Beitrags der Digestorienabluft zur Kaminfortluft hinsichtlich der ¹³¹I-Komponenten

2. Laborversuche

2.1. Abscheidung von ^{131}I in Form von I_2 und CH_3I an verschiedenen Iod-Sorptionsmaterialien

(H. Deuber)

Im Berichtszeitraum wurden Versuche zur Abscheidung von ^{131}I in Form von I_2 und CH_3I an den I_2 -Sorptionsmaterialien DSM 11 und DSM 34 durchgeführt. DSM 11 wird in diskriminierenden Iodsammlern verwendet, die in der Abluft von Kernkraftwerken eingesetzt werden. DSM 34 ist für den Einsatz in der stickoxidhaltigen Abluft von Wiederaufarbeitungsanlagen vorgesehen.

DSM 11 hatte im relevanten Parameterbereich (10 - 70 °C, 20 - 80 % r. F.) bei einer Verweilzeit von 0,1 s einen Abscheidegrad für I_2 von > 99,9 %, für CH_3I von < 0,5 gezeigt (KFK 2500, S. 140; KFK 2600). Im Berichtszeitraum wurden Versuche bei 40 °C und sehr niedriger bzw. hoher rel. Feuchte (2 bzw. 98 %) durchgeführt, um Extremfälle zu erfassen.

Die Ergebnisse der Versuche mit I_2 gehen aus Tab. 06.01.14/01A - 5 hervor. Unter den genannten Bedingungen sind bei 0,1 s Verweilzeit die Abscheidegrade geringer als im relevanten Parameterbereich. Bei der im diskriminierenden Iodsammler eingehaltenen Verweilzeit von 0,15 s pro Stufe werden jedoch ausreichend hohe Abscheidegrade, nämlich 99,6 bzw. 99,7 % erzielt.

Als Abscheidegrade von DSM 11 für CH_3I ergaben sich unter den genannten Bedingungen ausreichend geringe Werte (< 0,1 % bei 0,1 s Verweilzeit).

Die Versuche zeigen also, daß DSM 11 nicht nur im relevanten Parameterbereich, sondern auch unter extremen Bedingungen zur Trennung von I_2 und CH_3I in diskriminierenden Iodsammlern eingesetzt werden kann.

Über Versuche zur Abscheidung von HI an DSM 11 wird im nächsten Abschnitt berichtet.

Tab. 06.01.14/01A - 5: Abscheidegrad von DSM 11 für ^{131}I in Form von I_2

Trägerkonzentration: 10^{-3} g/m^3
 Betttemperatur : $40 \text{ }^\circ\text{C}$
 Verweilzeit : $0,1 \text{ s}/2,5 \text{ cm}$
 Beaufschlagungszeit: 1 h
 Vorströmzeit : $\geq 20 \text{ h}$
 Nachströmzeit : 2 h

Luftfeuchte [%]	Bettiefe [cm]	Abscheidegrad integral [%]	Abscheidegrad differenziell + [%]
2	1,25	81,5	81,5
	2,50	96,7	82,2
	3,75	99,58	87,3
	5,00	99,929	83,1
	6,25	99,978	69,4
	7,50	99,985	30,6
	8,75	99,987	10,4
	10,00	99,988	9,1
98	1,25	99,32	99,32
	2,50	99,67	50,6
	3,75	99,69	6,2
	5,00	99,69	2,4
	6,25	99,70	2,3
	7,50	99,71	1,9
	8,75	99,71	1,6
	10,00	99,72	1,4

⁺Abscheidegrad eines Bettes von 1,25 cm Tiefe

Beim I_2 -Sorptionsmaterial DSM 34, das in stickoxidhaltiger Abluft eingesetzt werden soll, wurde bei einer Verweilzeit von 0,1 s, einer Temperatur von $40\text{ }^{\circ}\text{C}$ und einer rel. Feuchte von 50 % ein Abscheidegrad von $> 99\%$ für I_2 festgestellt. Wurde DSM 34 eine Woche lang NO_2 ausgesetzt (Aufbewahren über rauchender Salpetersäure) so ergab sich unter den gleichen Bedingungen ein Abscheidegrad von 98 %.

Am Ende des nächsten Berichtszeitraums, in dem DSM 34 im gesamten relevanten Parameterbereich in bezug auf die Abscheidung von I_2 und CH_3I getestet werden soll, wird über die Versuche ausführlich berichtet werden.

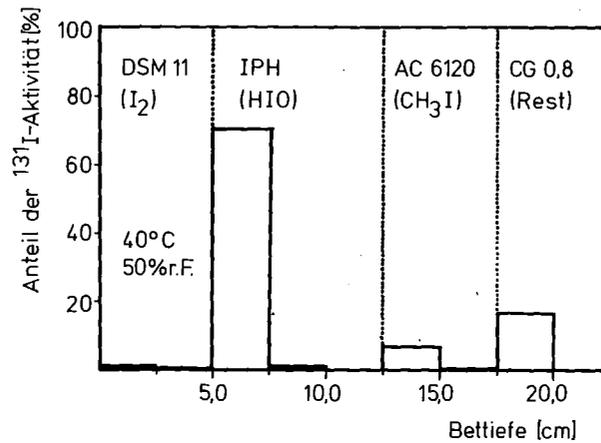
2.2. Adsorptions- und Desorptionsverhalten von hypoiodiger Säure (HIO) an Sorptionsmaterialien

(G. Birke)

Die Entwicklung eines Prüfverfahrens für Sorptionsmaterialien mit gasförmiger hypoiodiger Säure war - abgesehen von untergeordneten Optimierungsschritten - erfolgreich abgeschlossen worden. Es konnte deshalb mit der systematischen Untersuchung des Adsorptions- und Desorptionsverhaltens dieser Iodverbindung im Parameterbereich des diskriminierenden Iodsammlers begonnen werden.

2.2.1. Darstellung von gasförmiger hypoiodiger Säure

Das Darstellungsverfahren für hypoiodige Säure wurde dahingehend verändert, daß durch Vorabscheidung von I_2 und CH_3I am Sorptionsmaterial AC 6120 der Anteil von HIO im beaufschlagten Verbindungsgemisch erhöht wurde. Abb. 06.01.14/01A - 8 zeigt die prozentuale Zusammensetzung des Gemisches nach Auftrennung in die Verbindungen I_2 , HIO, CH_3I und Rest mittels der Sorptionsmaterialien DSM 11, IPH, AC 6120 und CG 0,8 (KI).



KIK LAF II 410178

Zusammensetzung des beaufschlagten Verbindungsgemisches

Bedingungen: 25 cm/s lin. Luftgeschwindigkeit

Vorströmzeit : \geq 20 h

Beaufschlagungszeit: 2 h

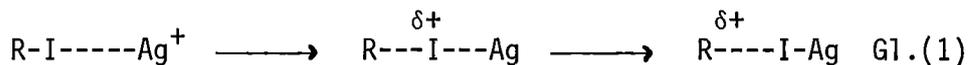
Nachströmzeit : 2 h

Abb.: 06.01.14/01A - 8

Wie ersichtlich, trennt ein "Kurzzeit"-Sammler der genannten Form diese Verbindungen befriedigend. Als wesentliches Charakteristikum des Verbindungsgemisches läßt sich festhalten:

- Elementares Iod ist praktisch nicht mehr vorhanden.
- Der Anteil des HIO liegt bei 75 %. Unter bestimmten Bedingungen (Optimierung der Temperatur- und Konzentrationsverhältnisse) kann der Anteil bis 90 % betragen.
- Durch die Vorabscheidung an AC 6120 wird der Anteil von CH₃I und Homologen erheblich reduziert. Er liegt bei 5 - 10 %.
- Es treten größere Mengen, 10 - 20 %, an Verunreinigungen auf, die keine der vorgenannten Verbindungen sind. Diese Iodverbindung(en) verhalten

sich physikalisch und chemisch ähnlich wie Methyljodid, unterscheiden sich aber von diesem dadurch, daß sie an AC 6120 nicht absorbiert werden. Die bisherigen Untersuchungen an AC 6120 haben ergeben, daß Iodbenzol an diesem Sorptionsmaterial nicht abgeschieden wird. Man kann annehmen, daß die auftretenden Verunreinigungen aus chemisch ähnlich reagierenden Iodverbindungen zusammengesetzt sind. Der für die Abscheidung an AC 6120 entscheidende Schritt besteht in einer Polarisierung und nachfolgender Spaltung der R-I-Bindung unter Einwirkung von Ag^+ nach Gl. (1):



Die vernachlässigbare Abscheidung von Iodbenzol erklärt sich dabei aus der Polarisierung der R-I-Bindung nach $\text{R} \text{---} \overset{\delta-}{\text{I}} \text{---} \overset{\delta+}{\text{I}}$. Da in Verbindungen vom Typ des Vinyljodid ebenfalls diese Bindungspolarisierung vorliegt, kann man vermuten, daß die Verunreinigungen Verbindungen mit diesem oder ähnlichen Strukturelementen enthalten.

Die in der beschriebenen Form beaufschlagte Aktivitätsmenge beträgt durchschnittlich ca. $0,3 \cdot 10^{-7}$ Ci ; die spez. Aktivität beträgt $1,5 \cdot 10^{-3}$ Ci $^{131}\text{I}/\text{mg}$ Iod.

2.2.2. Abscheideverhalten von Sorptionsmaterialien gegenüber hypoiodiger Säure

Mit dem Verbindungsgemisch der beschriebenen Zusammensetzung wurden Sorptionsmaterialien über größere Temperatur- und Feuchtebereiche hinsichtlich der Verwendung in einem diskriminierenden Iodsammler und des Abscheideverhaltens gegenüber HIO untersucht. Im einzelnen waren diese Sorptionsmaterialien: DSM 11 (als für I_2 -spezifisch), IPH (als für HIO -spezifisch) sowie die Aktivkohle CG 0,8 (KI-imprägniert). Tabelle 06.01.14/01A - 6 gibt einen Überblick über das Abscheideverhalten dieser Sorptionsmaterialien.

Tabelle 06.01.14/01A - 6 : Durchlaßgrade von Sorptionsstrecken gegenüber H10-angereichertem Verbindungsgemisch

Bedingungen % r.F., °C	D	Sorptionsmaterial		CG 0,8
		DSM 11	IPH	
2 - 3, 40	A	42,2		0,4
	B	28,7		0,2 ⁺
20, 10	A	46,4	9,9	0,5
	B	39,6	6,5	0,4
20, 70	A	98,7	31,6	
	B	97,8	29,4	
50, 40	A	99,6	8,9	
	B	99,4	8,2	
80, 10	A	99,3	51,3	
	B	98,8	32,4	
80, 70	A	99,2	99,8	
	B	97,9	97,6	
98-100, 40	A	99,9		1,7
	B	99,7		1,5 ⁺

D: Durchlaßgrad der Sorptionsstrecke von

A: 0 - 2,5 cm

B: 0 - 5,0 cm (6,25 cm)

⁺: Bettiefe 6,25 cm

Lineare Luftgeschwindigkeit: 25 cm/s

Vorströmzeit : > 2 h

Beaufschlagungszeit : 2 h

Nachströmzeit : 2 h

Die Angabe der Durchlaßgrade erfolgt in bezug auf das Verbindungsgemisch, da wegen der starken Desorption von H10 in einzelnen Fällen die Berechnung eines Durchlaßgrades für H10 allein nicht möglich ist.

Die Abscheidung von HIO läßt sich danach wie folgt beurteilen:

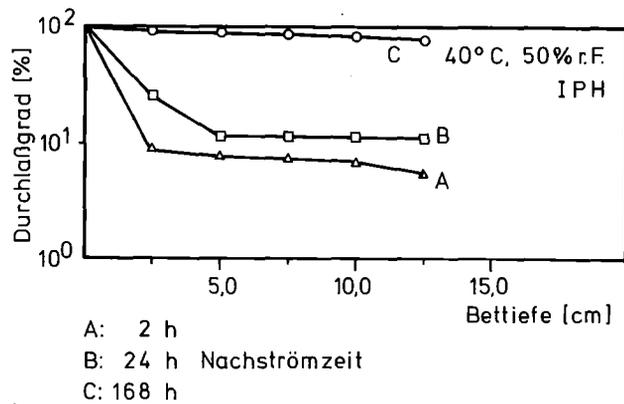
DSM 11: Bei mittleren und hohen Luftfeuchten scheidet im gesamten Temperaturbereich dieses Material HIO nicht ab. Die Selektivität bezüglich I_2 bleibt unter diesen Bedingungen erhalten. Komplizierter sind die Verhältnisse bei geringen relativen Luftfeuchten ($\leq 20\%$). Die Abscheideleistung steigt von geringen Werten bei 70°C auf erhebliche Werte bei mäßigen und tiefen Temperaturen an, was der Abscheidung eines großen Teils von HIO entspricht. (Näheres über diesen Abscheideeffekt s. w. u.) Die Selektivität des Materials geht in diesem Bereich also verloren. Definitive Aussagen über das Verhalten von HIO im diskriminierenden Iodsammler lassen sich im Augenblick nicht machen, da Langzeitversuche noch nicht durchgeführt werden konnten.

IPH: Das Material scheidet HIO bei relativen Luftfeuchten $\leq 50\%$ (Abscheideleistung nach 2,5 cm Bettiefe $> 90\%$) gut ab. (Die unterschiedlichen Beträge der Durchlaßgrade in der Tabelle erklären sich in diesem Fall aus der etwas unterschiedlichen Zusammensetzung des beaufschlagten Verbindungsgemisches, wobei CH_3I und Rest-iod an IPH praktisch nicht abgeschieden werden.) Die Abscheidung von HIO sinkt bei hohen relativen Luftfeuchten stark ab: ersichtlich an den hohen Durchlaßgraden, bzw. der erheblichen Abscheidung bei größeren Bettiefen. Unter diesen Bedingungen ist das Material zur Abscheidung von HIO in jedem Fall unbrauchbar.

CG 0,8 (KI): Die Aktivkohle scheidet HIO gut ab. (Abscheidegrad nach 2,5 cm Bettiefe $> 90\%$.)

2.2.3. Desorptionsuntersuchungen am Material IPH

Die widersprüchlichen Abscheideeigenschaften des Materials IPH gegenüber HIO bei verschiedenen relativen Luftfeuchten machen eine genaue Untersuchung des Abscheide-Desorptionsverhaltens notwendig, um die Einsatzmöglichkeiten im diskriminierenden Iodsammler festlegen zu können. Zu diesem Zweck wurden beaufschlagte Teststrecken IPH verschieden lange Zeiten (bis zu einer Woche) mit Feuchtluft gespült. Das Ergebnis dieser Versuche ist in Form der Durchlaßprofile aus Abb. 06.01.14/01A - 9 ersichtlich.



Desorption von HIO vom Sorptionsmaterial IPH

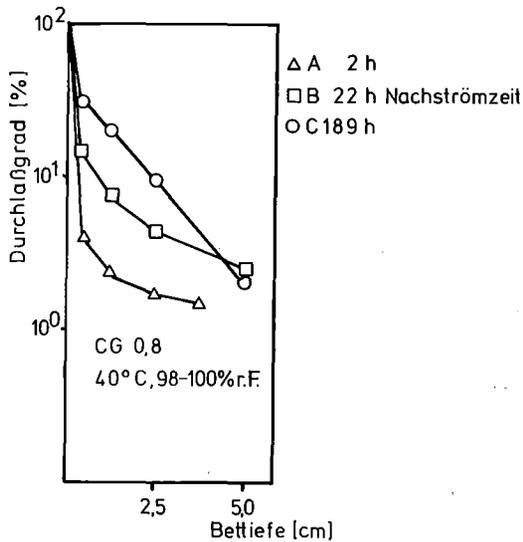
Abb.: 06.01.14/01A - 9

Die Kurven A, B, C entsprechen 2,24 bzw. 168 h Nachströmzeit. Es läßt sich eine starke Desorption feststellen, die bei den untersuchten Bedingungen (40 °C, 50 % r. F.) das Material für einen Einsatz im diskriminierenden Iodsammler unbrauchbar macht.

Vermutlich ist die schlechte Abscheidung von HIO bei hohen relativen Luftfeuchten ebenfalls auf eine starke Desorption zurückzuführen, die in der Abscheidereaktion des HIO begründet ist. Diese besteht in einer Reaktion von HIO mit dem Imprägnierungsmittel 4-Iodophenol. Als mögliche Gründe für die Desorption kann man eine mögliche Rückreaktion oder Zersetzung der entstehenden mehrfach iodierten Phenole annehmen.

2.2.4. Desorptionsuntersuchungen an Aktivkohle

Um Aufschluß über die Art und Festigkeit der Bindung von HIO an Aktivkohle zu erhalten, wurden Versuche mit längeren Nachströmzeiten mit der Aktivkohle CG 0,8 (KI) durchgeführt.



Bedingungen:

25 cm/s lin. Luftgeschwindigkeit

Vorströmzeit : ≥ 20 h

Beaufschlagungs-

zeit : 2 h



Desorption von HIO von Aktivkohle CG 0,8

Abb.: 06.01.14/01A - 10

Die in Abb. 06.01.14/01A - 10 gezeigten Kurven A, B und C entsprechen 2, 22 und 189 Stunden Nachströmzeit. Die beobachtbare Abflachung entspricht einer merklichen Desorption.

(Die Überschneidung der Kurven ist auf den - durch die lange Nachströmzeit bedingten - Zerfall des ^{131}I und Erreichen der Meßgrenze zurückzuführen.)

In Zahlen ausgedrückt: Der Durchlaßgrad einer Filterschicht von 2,5 cm Bettiefe ($\approx 0,1$ s Verweilzeit) steigt von 1,8 % (2 h) über 4,3 % (22 h) bis auf 9,2 % (189 h Nachströmzeit) an.

Die starke Desorption läßt den Schluß zu, daß eine Abscheidereaktion infolge einfachen Isotopenaustausches gemäß Gleichung (2) für HIO nicht in Frage kommt.



Vielmehr muß man im Augenblick rein physikalische Adsorption an der Kohle als Abscheidemechanismus annehmen oder sonstige, mindestens zum Teil umkehrbare Abscheidereaktionen, wozu auch bestimmte chemische Wechselwirkungen von HIO mit dem Imprägnierungsmittel KI gehören können.

Gestützt wird diese Vermutung durch das Adsorptions-Desorptionsverhalten von HIO bei dem Sorptionsmaterial DSM 11. Wie berichtet, wird HIO bei geringer Luftfeuchte von diesem Material relativ gut abgeschieden. Die abgeschiedene Aktivität kann aber schon durch 2stündiges Nachströmen bei Zimmertemperatur und 60 % r. F. quantitativ desorbiert werden, d. h. eine feste Bindung oder ein Isotopenaustausch von HIO an DSM 11 liegt nicht vor. Wegen der verglichen mit Aktivkohle wesentlich kleineren Oberfläche dieses auf anorganischer Basis aufgebauten Sorptionsmaterials und der dadurch bewirkten größeren Desorptionsgeschwindigkeit kann diese Tatsache in diesem Fall sehr viel besser beobachtet werden.

2.2.5. Zusammenfassung

Die bisherigen Untersuchungen haben gezeigt, daß ein diskriminierender Iod-sammler für die Verbindungen I_2 , HIO und CH_3I im genannten Parameterbereich im Augenblick nicht zur Verfügung steht. Insbesondere fehlt ein für HIO spezifisches Sorptionsmaterial, da das amerikanische Material IPH nur unter speziellen Bedingungen genaue Ergebnisse liefern kann. Die Untersuchungen der Desorptionserscheinungen von HIO an Aktivkohlen zeigen zwar die Bedeutung dieser Effekte, lassen aber eine endgültige Bewertung noch nicht zu, da das Langzeitverhalten von HIO auf Aktivkohlen nicht genügend bekannt ist. In dieser Richtung, u. a. auch Untersuchung von Alterungserscheinungen und im Hinblick auf den Einfluß der Imprägnierung, sollen weitere Experimente durchgeführt werden.

06.01.14/02A Entwicklung und Verbesserung von Abluftfiltern für
PNS 4415 Störfallbedingungen

(H.-G. Dillmann, H. Pasler, LAF II)

Optimierung eines Tropfenabscheiders für Störfallbedingungen

Zur schnellen Abscheidung von Spaltiod und radioaktiven Schwebstoffen aus der Atmosphäre von Reaktor-Sicherheitsbehältern können Störfallfilter eingesetzt werden. Sie bestehen aus Tropfenabscheider, Schwebstoff- und Iod-Sorptionsfiltern.

Ein geeigneter Tropfenabscheider war zu entwickeln.

Mit Edelstahl-Fasermatten von 4, 8, 12 und 22 μm Faserdurchmesser und einer Flächenbelegung von ca. 280 g/m^2 und Lage (Stärke ca. 3 mm) wurden im Rahmen der Optimierung weitere Abscheideversuche und Druckabfallmessungen durchgeführt. In Abb. 06.01.14/02A - 1 bis 5 sind die Ergebnisse dargestellt.

Es werden bei einer nutzbaren Sprühleistung von $3,3 \pm 0,9 \text{ kg/h}$ und einem Volumenstrom zwischen 200 und $400 \text{ m}^3/\text{h}$ von der 22 μm Matte (4 Lagen) Abscheidegrade von 99 % und von einem optimalen Abscheider von 4 Lagen je 22 μm und 4 Lagen 8 μm in mehreren Langzeitversuchen von mehr als 20 Stunden Abscheidegrade $> 99,9 \%$ massenbezogen erreicht (Tropfenspektren siehe KFK 2600, S. 110 - 112).

Die 22 μm Fasern mit dem geringsten Druckabfall von 4 - 5 mm WS bei ca. 0,5 m/s Anströmgeschwindigkeit scheiden bei sehr guter Drainage große Wassermengen ab. Für die Nachreinigung genügen 8 μm Fasern. 4 μm Fasermatten erbringen zu hohe Druckabfälle ohne nennenswerte Verbesserung der Abscheideleistung.

Theoretische Berechnungen und Parameterstudien über Filterbelastungsdaten bei Störfällen und Unfällen werden in einem getrennten Primärbericht veröffentlicht.

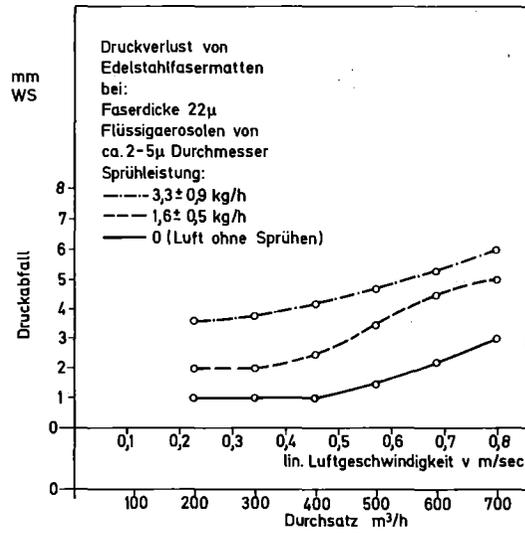


Abb.: 06.01.14/02A - 1

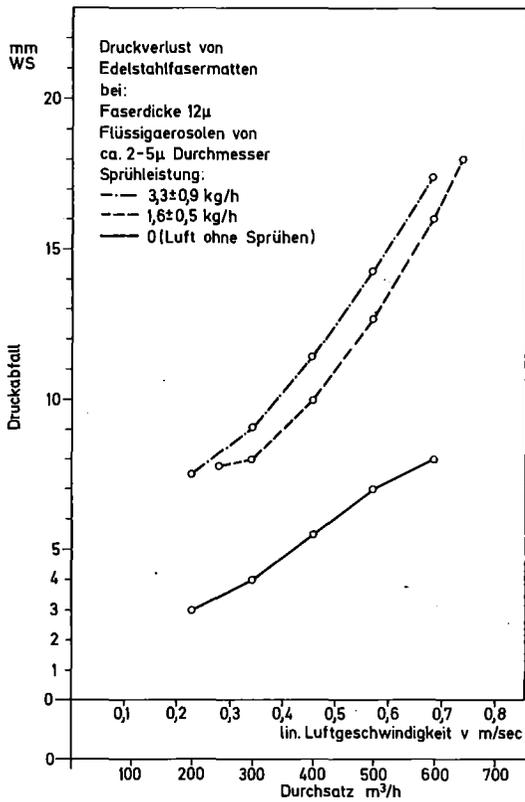


Abb.: 06.01.14/02A - 2

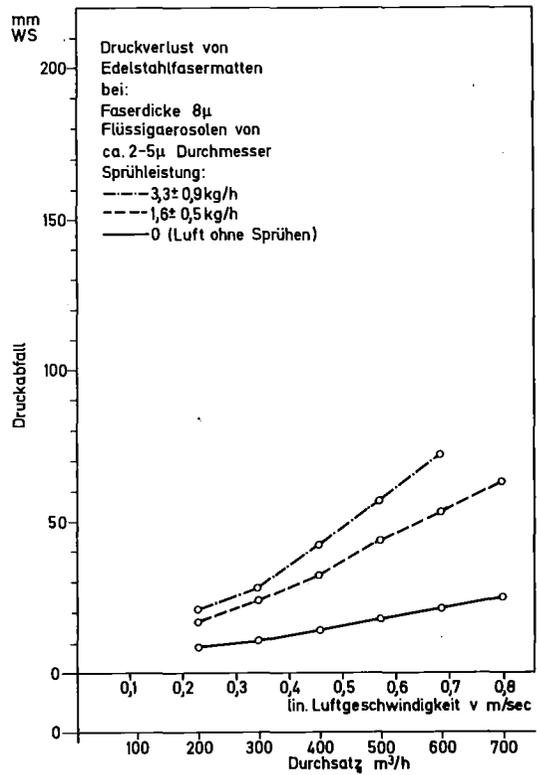


Abb.: 06.01.14/02A - 3

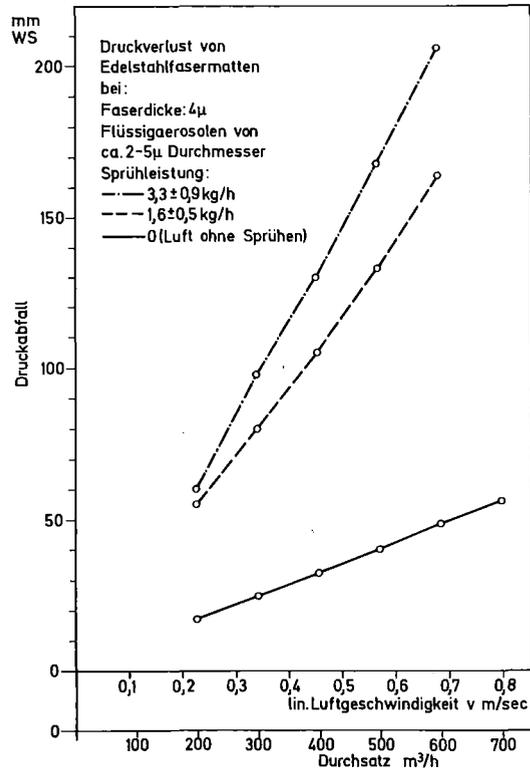


Abb.: 06.01.14/02A - 4

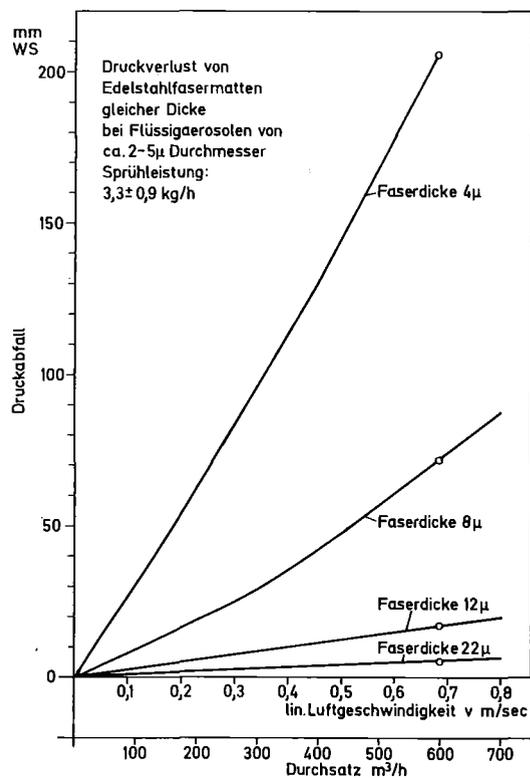


Abb.: 06.01.14/02A - 5

06.01.14/03A Alterung und Vergiftung von Iodsorptionsmaterialien
PNS 4416

(J. Furrer, R. Gerhard, R. Kaempffer, J.G. Wilhelm)

Im Berichtszeitraum wurde das Versuchsprogramm zur optimalen Betriebsweise eines MWS-Filters (KFK 2500, S. 129) begonnen.

Ziel der Arbeiten war:

- (1) Die Bestimmung des Verlustes an Abscheideleistung bei kontinuierlichem Filterbetrieb eines MWS-Filters (Filterbett-Tiefe der Aktivkohle von je 25 cm für Schadstoffvoradsorption und Iodabscheidung).

Um gleichzeitig Versuchsdaten für Filterauslegungen mit geringerer Bett-Tiefe zu erhalten, wurden die Aktivkohleschichten in Einzelbetten von je 2,5 cm Tiefe unterteilt. Nach jeweils 2 Monaten Betriebszeit wurden Probefilter entnommen und auf ihre Abscheideleistung überprüft. Bisher liegen Proben mit Laufzeiten von 2, 4, 6 und 8 Monaten vor. Das Rechenprogramm sieht die getrennte Bestimmung der Abscheidegrade der Einzelbetten von Vorfilter (0 - 25 cm) und Nachfilter (25 - 50 cm) vor, da beim MWS-Filter die eingesetzte Aktivkohle zeitlich nacheinander in zwei in Richtung des Luftstromes hintereinanderliegenden Positionen beaufschlagt wird und eine zur Radioiodabscheidung imprägnierte Aktivkohle zum Einsatz kommt, die sowohl im Vor- als auch im Nachfilter zur Iodabscheidung beiträgt.

- (2) Die Bestimmung der Lösungsmittel- und sonstigen Schadstoff-Beladungen.

Diese Untersuchungen wurden an Parallel-Proben zu den unter (1) aufgeführten Probefiltern an jeweils zwei zusammengefaßten Einzelbetten durchgeführt. Gemessen wurde die Gewichtsaufnahme nach 2, 4, 6 und 8 Monaten Einsatzzeit. Anschließend wurden die Aktivkohle-Einzelbetten extrahiert und das Eluat gaschromatographisch analysiert.

- (3) Die Überprüfung der Wirkungsweise eines zwischengeschalteten Desorptionszyklus zur Entfernung der leichtflüchtigen Filterschadstoffe.

Frühere Untersuchungen zeigten, daß die Filterschadstoffe in schwer- und leichtflüchtige Komponenten aufgeteilt werden können. Als Folge einer Desorption des leichtflüchtigen Anteiles zeigte sich in Laborversuchen eine erhebliche Verbesserung des Abscheidegrades (KFK 2435 S.125). Zu überprüfen war, ob im praktischen Filterbetrieb durch Desorptionszyklen in regelmäßigen Abständen eine längere Filterstandzeit erreicht werden kann.

- (4) Die kontinuierliche Messung der Schadstoff-Komponenten in der Filterzuluft mit Hilfe eines Prozeßgaschromatographen.

Diese Meßergebnisse sollen, unter Berücksichtigung der unter (2) aufgeführten Untersuchungen, eine Korrelation zwischen Schadstoffgehalt der Filterzuluft und Filterstandzeit ermöglichen.

Ergebnisse

- (1) Die Ergebnisse der Untersuchung von Abscheidegraden unter simulierten Betriebsbedingungen (lineare Luftgeschwindigkeit: 50 cm/s, 40 °C, 75 % r. F., Vorkonditionierung: 1 h, Beaufschlagung mit $\text{CH}_3^{131}\text{I}$ als Prüfmedium) sind in den Tabellen 06.01.14/03A - 1 u. 2 aufgeführt. Die differentiellen Abscheidegrade zeigen ein Absinken mit steigender Betriebszeit, das bei den Vorfiltern erwartungsgemäß viel stärker ausgeprägt ist als bei den Nachfiltern.

Bei 25 cm Bett-Tiefe des Vorfilters sinkt beispielsweise der Abscheidegrad von 99,9 % (2 Monate) auf 93,7 % (8 Monate), der des Nachfilters von 99,998 % (2 Monate) auf 99,8 % (8 Monate).

- (2) Die Verteilung von Lösungsmitteln über die Tiefe der Aktivkohlebetten nach 2, 4 und 8 Monaten Beaufschlagungsdauer geht aus den Abb. 06.01.14/03A - 1 - 3 hervor. Bis zu einem Zeitraum von 8 Monaten blieb der Anteil an schwerflüchtigen Komponenten im Nachfilter gering.

Die gaschromatographische Analyse zeigte, daß die leichtflüchtigen

Tab. 06.01.14/03A-1

Integrale Abscheidegrade von Iod-Sorptionskohlen gegenüber ^{131}I nach der Beaufschlagung mit lösungsmittelhaltiger Anlagenraum-Abluft eines KKW

Rohr Nr. Einsatz als:	Dauer der Beaufschlagung	Desorption	Integraler Abscheidegrad der Testbetten in %				
			Bett-Tiefe [cm]				
			5	10	15	20	25
1a Vor-Filter	2 Monate	keine	45,2	85,5	95,9	99,2	99,90
1b Nach- "		nach 2 Monaten	88,7	98,3	99,6	99,90	99,94
2a Vor- "		keine	47,4	87,0	96,5	99,3	99,91
2b Nach- "		keine	88,3	98,6	99,90	99,98	99,998
4a Vor-Filter	4 Monate	keine	24,1	61,8	86,9	96,1	98,96
4b Nach- "		nach 2 u. 4 Mon.	72,3	92,5	98,2	99,6	99,90
5a Vor- "		keine	22,7	61,5	87,8	96,9	99,2
5b Nach- "		nach 2 Monaten	75,1	94,2	98,8	99,8	99,96
7a Vor-Filter	6 Monate	keine	15,8	50,9	80,6	95,7	99,2
7b Nach- "		nach 2,4 u. 6 Mon.	76,4	94,8	99,0	99,8	99,94
8a Vor- "		keine	16,6	50,5	80,9	95,2	99,1
8b Nach- "		nach 2 u. 4 Mon.	76,0	94,7	98,9	99,8	99,96
10a Vor-Filter	8 Monate	keine	15,2	47,2	71,7	88,6	95,9
10b Nach- "		nach 2,4,6 u. 8 Mon.	69,7	91,1	97,5	99,3	99,8
11a Vor- "		keine	14,9	48,2	73,5	90,1	96,6
11b Nach- "		nach 2,4 u. 6 Mon.	68,9	91,5	97,2	99,0	99,6
14a Vor-Filter	4 Monate	keine	23,2	59,2	83,2	93,7	97,92
14b Nach- "		keine	72,6	93,8	98,5	99,7	99,92
15a Vor-Filter	6 Monate	keine	17,4	53,2	81,8	94,9	98,9
15b Nach- "		keine	73,2	93,2	98,6	99,7	99,96
16a Vor-Filter	8 Monate	keine	13,5	45,1	70,2	88,6	93,7
16b Nach- "		keine	66,7	90,0	97,2	99,2	99,8

- 4400-26 -

Die lineare Luftgeschwindigkeit betrug: 50 cm/s

Tab. 06.01.14/03A-2

Differentielle Abscheidegrade von Iod-Sorptionskohlen gegenüber ^{131}I nach der Beaufschlagung mit lösungsmittelhaltiger Anlagenraum-Abluft eines KKW

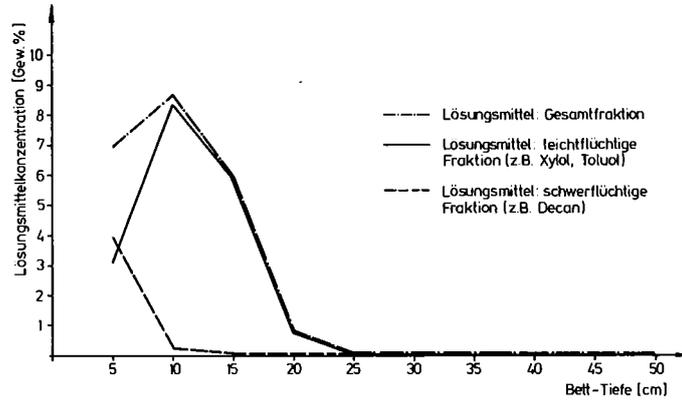
Rohr Nr. Einsatz als :	Dauer der Beaufschlagung	Desorption	Differentieller Abscheidegrad der Testbetten in %				
			Bett-Tiefe (cm)				
			0-5	5-10	10-15	15-20	20-25
1a Vor-Filter 1b Nach- " 2a Vor- " 2b Nach- "	2 Monate	keine	45,2	73,6	71,8	79,7	85,6
nach 2 Monaten		88,7	84,8	75,7	65,3	60,2	
keine		47,4	75,2	73,2	80,1	87,3	
keine		88,4	88,4	90,2	88,9	88,6	
4a Vor-Filter 4b Nach- " 5a Vor- " 5b Nach- "	4 Monate	keine	24,1	49,7	65,8	70,3	73,2
nach 2 u. 4 Monaten		72,3	72,8	75,5	77,9	74,4	
keine		22,7	50,3	68,4	74,2	74,4	
nach 2 Monaten		75,1	76,6	79,0	82,7	83,8	
7a Vor-Filter 7b Nach- " 8a Vor- " 8b Nach- "	6 Monate	keine	15,9	41,6	60,5	77,9	81,0
nach 2, 4 u. 6 Mon.		76,4	78,1	79,8	78,4	76,4	
keine		16,6	40,6	61,4	75,0	81,4	
nach 2 u. 4 Monaten		76,0	77,9	79,9	81,9	82,0	
10a Vor-Filter 10b Nach- " 11a Vor- " 11b Nach- "	8 Monate	keine	15,2	37,8	46,4	59,5	64,0
nach 2,4,6, u.8 Mon.		69,7	70,5	71,5	72,2	71,7	
keine		14,9	39,2	48,9	62,6	65,7	
nach 2,4 u.6 Mon.		68,9	72,7	67,1	65,9	57,4	
14a Vor-Filter 14b Nach- "	4 Monate	keine	23,2	46,8	58,8	62,8	66,8
Keine		72,6	77,3	76,3	77,0	76,2	
15a Vor-Filter 15b Nach- "	6 Monate	keine	17,4	43,3	61,1	71,9	78,5
keine		73,2	74,6	80,0	80,7	84,7	
16a Vor-Filter 16b Nach- "	8 Monate	keine	13,5	36,5	45,8	61,7	67,5
keine		66,7	70,0	72,3	72,2	75,1	

Die lineare Luftgeschwindigkeit betrug: 50 cm/s

Konzentration der Lösungsmittel in der Adsorptionskohle

(Kohle: SA 1565/ Imprägn. 1% KI; 1,5-3mm)

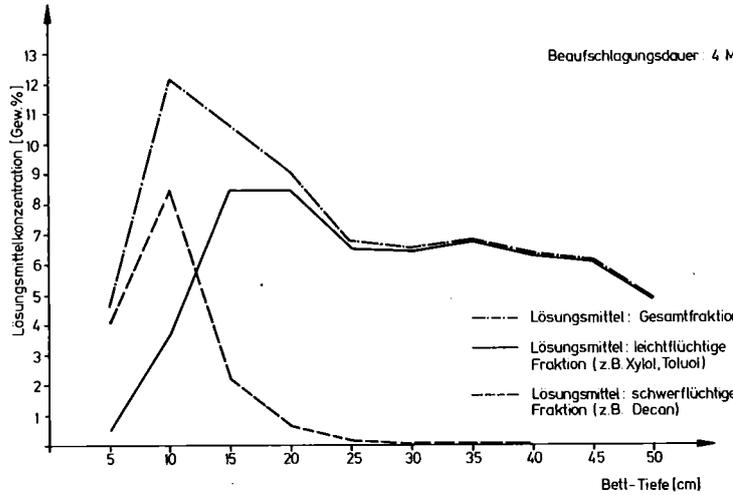
Beaufschlagungsdauer: 2 Monate



Konzentration der Lösungsmittel in der Adsorptionskohle

(Kohle: SA 1565/ Imprägn. 1% KI; 1,5-3mm)

Beaufschlagungsdauer: 4 Monate



Konzentration der Lösungsmittel in der Adsorptionskohle

(Kohle: SA 1565/ Imprägn. 1% KI; 1,5-3mm)

Beaufschlagungsdauer: 8 Monate

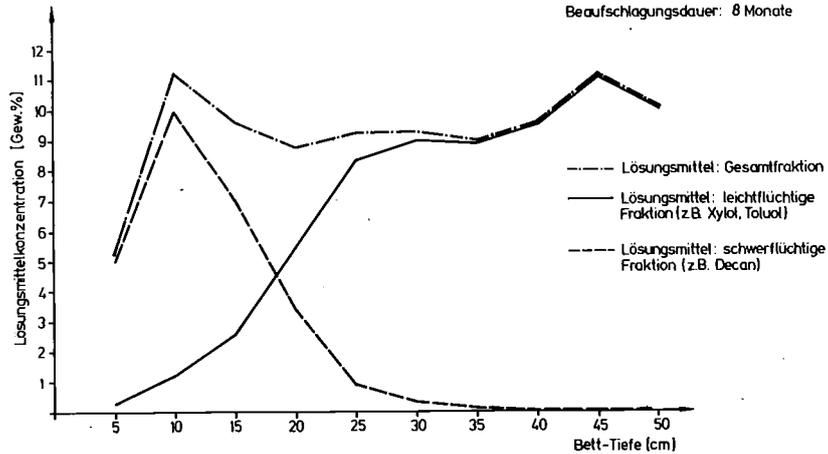


Abb.: 06.01.14/03 A - 1 bis 3

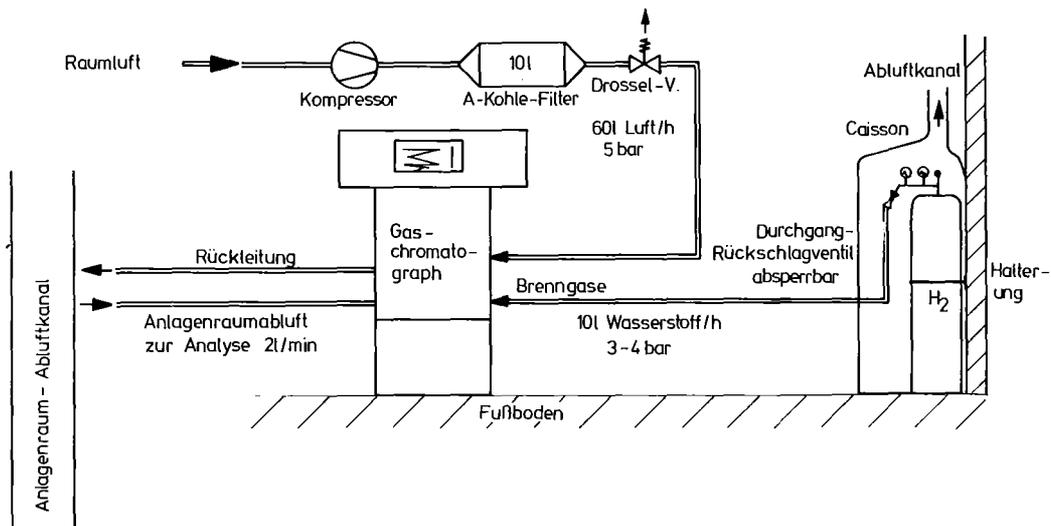
Anteile fast ausschließlich (> 90 %) aus Xylol bestanden. Von den schwerflüchtigen Anteilen konnte nur Dekan identifiziert werden.

- (3) Die Desorptionszyklen des Nachfilters haben, wie aus den differentiellen und integralen Abscheidegraden hervorgeht, praktisch keinen Einfluß auf die Abscheideleistung (siehe Tab.06.01.14/03A - 1 und 06.01.14/03A - 2). Während der Desorptionszyklen (Luftspülung bei 90 °C mit 5 h Dauer) wurde kein nennenswerter Anteil der abgeschiedenen Aktivität von Radioiod vom Testbett abgegeben.
- (4) Zur Ergänzung der bisherigen Untersuchungen über das Absinken der Abscheideleistungen von Aktivkohlen zur Sorption von Radioiod wird ein gaschromatographisches Untersuchungsprogramm mit kontinuierlicher qualitativer und quantitativer Überwachung der Anlagenraumabluft eines KKW auf die wichtigsten Filterschadstoffe durchgeführt. Kernstück der Versuchsanordnung ist der Prozeß-Gaschromatograph U 180 (Fa. Siemens), mit dem kontinuierlich zehn Kohlenwasserstoffe selektiv im Bereich von 10 bis 10^4 ppb gemessen werden können (Abb. 06.01.14/03A - 4).

Je nach Betriebsart des Programmgebers wird vom Kompensations-Schreiber ein Vollchromatogramm, Darstellung aller Komponenten; oder ein Strichchromatogramm, Darstellung der Peakhöhe ausgewählter Komponenten, in definierten Meßbereichen geschrieben.

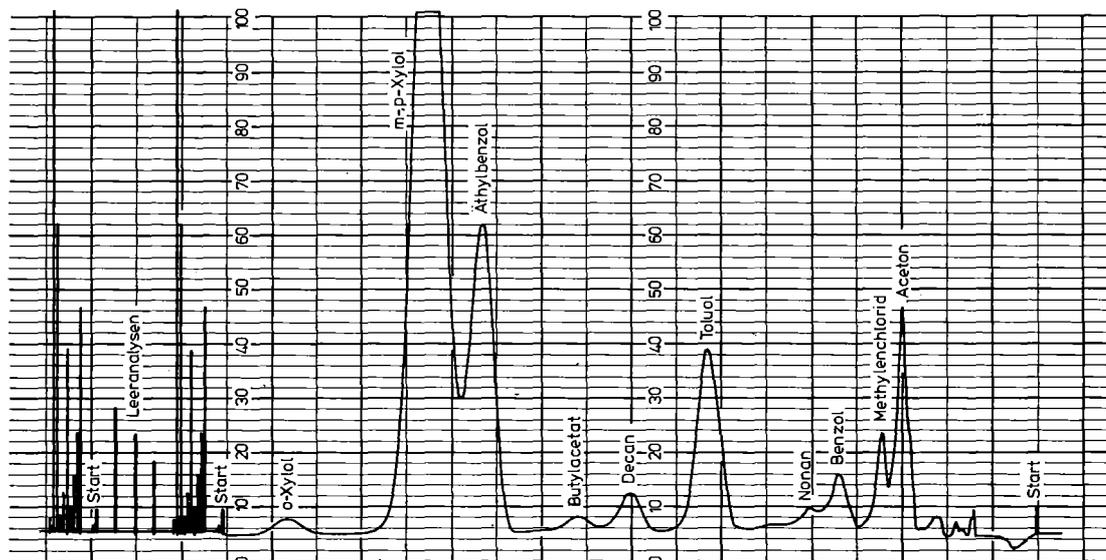
Der Gesamtablauf einer Analyse dauert 30 Minuten. Während in der Trennsäule das aus der Abluft abgeschiedene Gemisch getrennt wird, beginnt nach dem Ausheizen der Speichersäule (30 s bei 450 °C) und anschließender Konditionierung mit Trägergas bereits erneut die Speicherung der Kohlenwasserstoffe aus der Abluft für den nächsten Analysengang.

Im Überwachungszeitraum vom 24. 5. bis 30. 5. 78 (Normalbetrieb des Reaktors) wurden folgende minimal bzw. maximal Konzentrationen an organischen Lösungsmitteln festgestellt.



Geräteanordnung für gaschromatographische Untersuchungen der Anlagenraumabluft in einem KKW.

Abb.: 06.01.14/03 A - 4



GC - Analyse der Anlagenraumabluft eines DWR-KKW, Strich- und Vollchromatogramm aufgenommen mit dem Prozess-Chromatographen U 180

Abb.: 06.01.14/03 A - 5

		Ablesegenauigkeit
Aceton	: 250 - 500 $\mu\text{g}/\text{m}^3$	(\pm 50 $\mu\text{g}/\text{m}^3$)
Benzol	: 50 - 90 "	(\pm 10 $\mu\text{g}/\text{m}^3$)
Butylacetat	: 60 - 280 "	(\pm 6 $\mu\text{g}/\text{m}^3$)
Dekan	: 60 - 110 "	(\pm 3 $\mu\text{g}/\text{m}^3$)
Ethylbenzol	: 420 - 500 "	(\pm 8 $\mu\text{g}/\text{m}^3$)
Methylenchlorid	: 350 - 900 "	(\pm 70 $\mu\text{g}/\text{m}^3$)
Nonan	: 55 - 110 "	(\pm 2 $\mu\text{g}/\text{m}^3$)
Toluol	: 340 - 570 "	(\pm 10 $\mu\text{g}/\text{m}^3$)
Gesamt-Xylol	: 4400 - 5100 "	(\pm 100 $\mu\text{g}/\text{m}^3$)

Gesamtlösungsmittel : 6 - 8 mg/m^3

o-Xylol und m-, p-Xylol werden getrennt erfaßt.

Die Abb. 06.01.14/03A - 5 zeigt ein typisches Gaschromatogramm aus dem Überwachungszeitraum. Die starken Schwankungen der Ablesegenauigkeit ergeben sich aus den bei der Eichung gewählten Meßbereichen. Da bei Aceton, Methylenchlorid und Benzol kurzzeitig wesentlich höhere Konzentrationen festgestellt wurden, mußte eine niedrige Nachweisempfindlichkeit eingestellt werden.

In der Interventionsphase des KKW vom 14.6. bis 17.6.78 wurden folgende Eichgrenzwerte überschritten:

		Ablesegenauigkeit
Aceton	: 6,0 mg/m^3	(\pm 60 $\mu\text{g}/\text{m}^3$)
Benzol	: 3,5 "	(\pm 35 $\mu\text{g}/\text{m}^3$)
Buthylacetat	: 1,1 "	(\pm 11 $\mu\text{g}/\text{m}^3$)
Dekan	: 0,3 "	(\pm 3 $\mu\text{g}/\text{m}^3$)
Ethylbenzol	: 0,8 "	(\pm 8 $\mu\text{g}/\text{m}^3$)
Nonan	: 0,3 "	(\pm 3 $\mu\text{g}/\text{m}^3$)

Die Konzentrationen an organischen Lösungsmitteln stiegen, wie die Werte zeigen, in der Interventionsphase extrem stark an (Benzol z. B. auf mehr als den 38fachen Wert; Aceton auf mehr als den 11fachen Wert des Normalbetriebes).

06.02 SICHERHEIT UND UMGEBUNGSSCHUTZ VON WIEDERAUFARBEITUNGS-
ANLAGEN

PNS-Teilprojekt 4500 - Sicherheit der Wiederaufarbeitung

06.02.01 Störfallablaufanalyse für die große Wiederaufar- 4500-1
 beitungsanlage (WA)

- 06.02.01 Störfallablaufanalyse für die große Wiederaufarbeitungsanlage (WA)
- 06.02.01/01A Störfallablaufanalyse für die große Wiederaufarbeitungsanlage (Explosionen)
PNS 4511 (L. Caldarola, H. Wenzelburger, A. Wickenhäuser, P. Schwab, IRE)

Im Rahmen der Untersuchungen zur Sicherheit und zum Umgebungsschutz von Wiederaufarbeitungsanlagen wird für eine Reihe ausgewählter Störfälle eine Störfallablaufanalyse durchgeführt. Dafür sollen in zunehmendem Maße auch Methoden der Risiko- und Zuverlässigkeitsanalyse eingesetzt werden. Die Entwicklung bzw. Adaptierung der dafür erforderlichen Rechenprogramme ist Bestandteil dieses Vorhabens. Über die hierzu durchgeführten Arbeiten wird in diesem Beitrag berichtet.

Durchgeführte Arbeiten und Ergebnisse

Es werden zur Zeit zwei Rechenprogramme entwickelt:

1. Zur analytischen Auswertung von Fehlerbäumen;
 2. Zum automatischen Bau von Fehlerbäumen.
1. Zur Auswertung von Fehlerbäumen wurden folgende Algorithmen entwickelt und die dazugehörenden Rechenprogramme teilweise ausgetestet:
 - a) ein effektiver "downward-Algorithmus" zur Berechnung der cut-sets von Systemen mit Komponenten mit mehreren Zuständen;
 - b) ein Algorithmus zur Berechnung der vollständigen Basis (= vollständige Liste aller prime implicants) einer nicht-kohärenten Strukturfunktion sowie zur Berechnung der kürzesten "irredundant base" (= Basis mit der kleinsten Anzahl von prime implicants);
 - c) ein Algorithmus zur Zerlegung einer nicht-kohärenten Strukturfunktion in einer Vereinigung von paarweise gegenseitig anschließenden Funktionen;

- d) ein effektiver Algorithmus zur Identifizierung und Markierung der Funktionen, die statistisch von anderen Funktionen abhängig sind;
- e) ein Algorithmus zur Identifizierung der Übergänge zwischen zwei gegenseitig anschließenden Funktionen;
- f) Zur Bestimmung des Vertrauensbereichs der Unverfügbarkeit komplexer Systeme mit binären Komponenten wurde ein Rechenprogramm erstellt.

2. Zum automatischen Bau von Fehlerbäumen

Es wurde eine Methode entwickelt, aus den zum Bau eines Fehlerbaums benötigten Informationen direkt die "cut sets" zu gewinnen, ohne den Fehlerbaum direkt konstruieren zu müssen. Diese Methode wurde an einfachen elektrischen Systemen manuell erprobt.

Ausblick auf den weiteren Fortgang

- Zu 1. Es soll ein Rechenprogramm zur Auswertung von Fehlerbäumen nicht-kohärenter Systeme mit Komponenten mit mehreren Zuständen erstellt werden, das die Rechenprogramme von 1a bis 1e einschließt. Das Austesten der Algorithmen 1c bis 1e wird fortgesetzt.
- Zu 2. Die gefundene Methode soll an weiteren elektrischen Systemen erprobt und verfeinert werden.

06.02.01/02A Optimales Importance Sampling für die Ausfall-Wahr-
PNS 4513 scheinlichkeit von periodisch inspizierten Parallel-
 systemen

1. Theoretische Überlegungen (Heinz Wenzelburger)

In /2/ haben wir überlegt, wie wir die Ausfall-Wahrscheinlichkeiten q_k gewisser periodisch inspizierter Parallelsysteme S_k aus k Komponenten K_m ($m = 1, 2, \dots, k$) mittels Importance Sampling simulieren können.

Dabei haben wir u.a. vorausgesetzt, daß die zufälligen Lebensdauern der Komponenten von S_k Exponentialdichten gehorchen.

Um für das Importance Sampling kein Variationsproblem als Optimierungsproblem lösen zu müssen, haben wir für die Dichten, die anstelle der ursprünglichen treten, solche von demselben Typ gesetzt.

Dann ist Importance Sampling immer dann sinnvoll, wenn die Parameter der Ersatzdichten, im folgenden kurz Ersatzparameter genannt, so gewählt werden, daß die Varianz der Schätzfunktion für die Ausfall-Wahrscheinlichkeit möglichst klein wird.

Dies ist in Strenge nur möglich, wenn wir hierzu die exakten Ausdrücke für die Ausfall-Wahrscheinlichkeit benutzen. In der Praxis können diese Parameter jedoch auch dann noch gut genug gewählt werden, wenn wir anstelle der exakten Ausdrücke Näherungen verwenden. Bei kleinen Ausfall-Wahrscheinlichkeiten sind darüber hinaus i.a. Näherungen sehr viel leichter als die exakten Ausdrücke zu berechnen.

In den folgenden Betrachtungen legen wir die exakten Ausfall-Wahrscheinlichkeiten zugrunde. Diese lauten nach /1/ für die hier behandelten periodisch inspizierten Parallelsysteme im Fall S_2

$$q_2 = q_1 \sum_{i=1}^{n_\alpha} \bar{q}_1^{n_\alpha - i} b_i ; \quad q_1 := a \quad (1)$$

und im Fall S_3

$$q_3 = q_1 \sum_{j=1}^{n_\beta} \bar{q}_2^{n_\beta - j} \sum_{i=1}^{n_\alpha} \bar{q}_1^{n_\alpha - i} b_i c_{i+n_\alpha(j-1)} \quad (2)$$

Dabei haben die Lebensdauern der Komponenten K_m die Wahrscheinlichkeitsdichten $f_m(x) dx$ und die Inspektionsperioden τ_m ($m = \alpha, \beta, \gamma$) mit $\tau_\beta = n_\alpha \tau_\alpha$, $\tau_\gamma = n_\beta \tau_\beta$ (n_α, n_β ganzzahlig) und es ist

$$a = \int_0^{\tau_\alpha} f_\alpha(x) dx$$

$$b_i = \int_0^{i\tau_\alpha} f_\beta(x) dx, \quad i = 1, 1, \dots, n_\alpha$$

$$c_j = \int_0^{j\tau_\alpha} f_\gamma(x) dx, \quad j = 1, 2, \dots, n_\alpha \cdot n_\beta$$

sowie $\bar{q}_k = 1 - q_k$.

Nach /2/ ergeben sich dann z.B. die optimalen Ersatzparameter α^*, β^* für das Importance Sampling bezüglich q_2 aus dem Optimierungsproblem

$$V(\hat{Q}_{2n}(\alpha^*, \beta^*)) = \text{Min.} ! \quad (3)$$

und

$$\begin{aligned}
 V(Q_{2n}^*) &= \frac{1}{n} \left\{ \left[\frac{\alpha^2}{\alpha^*(2\alpha-\alpha^*)} \right]^{n_\alpha} \left[\frac{\beta^2}{\beta^*(2\beta-\beta^*)} \right] \left[(1-\exp(-(2\alpha-\alpha^*)\tau_\beta)) \right. \right. \\
 &+ \left. \left. (1-\exp(-(2\alpha-\alpha^*)\tau_\alpha)) \exp(-(2\alpha-\alpha^*)\tau_\beta) \frac{1-\exp(+[(2\alpha-\alpha^*)-(2\beta-\beta^*)]\tau_\beta)}{1-\exp(-[(2\alpha-\alpha^*)-(2\beta-\beta^*)]\tau_\alpha)} \right] \right. \\
 &\left. - \left[(1-\exp(-\alpha\tau_\beta)) + (1-\exp(-\alpha\tau_\alpha)) \exp(-\alpha\tau_\beta) \frac{1-\exp(+(\alpha-\beta)\tau_\beta)}{1-\exp(-(\alpha-\beta)\tau_\alpha)} \right]^2 \right\}.
 \end{aligned}$$

D.h. wir wählen die Ersatzparameter α^*, β^* so, daß die Varianz $V(Q_{2n}^*)$ der Schätzfunktion Q_{2n}^* (Index 2: System S_2 ; Index n: n Monte-Carlo Spiele) von q_2 zum Minimum wird.

Natürlich sind im Importance Sampling nur solche Werte der Ersatzparameter sinnvoll, für die die Ersatzdichten Wahrscheinlichkeitsdichten bleiben und die Varianz V weder negativ wird noch gegen unendlich divergiert.

Wir müssen also von dem Ausdruck $V(Q_{2n}^*)$ ein Minimum suchen, das nicht nur ein Minimum schlechthin ist, sondern zudem den angegebenen Nebenbedingungen genügt.

Wir zeigen in /3/ im Fall der periodisch inspizierten Parallelsysteme S_k für $k = 2$ mittels eines exakten Beweises und für $k > 2$ mittels einer Plausibilitätsbetrachtung, daß die Ersatzparameter α_i^* ($i = 1, 2, \dots, k$) im Importance Sampling nur im Bereich

$$\begin{aligned}
 0 < \alpha_i^* < 2\alpha_i, \quad i = 1, 2, \dots, k-1 \\
 0 < \alpha_k^* < \infty
 \end{aligned} \tag{4}$$

die Varianz $V(Q_{kn}^*)$ vermindern und damit die Rechenzeit gegenüber der gewöhnlichen Monte-Carlo Methode verkürzen.

(Bezeichnungen im Fall S_2 : $\alpha_1 = \alpha$; $\alpha_2 = \beta$) .

Die numerische Lösung des Optimierungsproblems

$$V(Q_{kn}^*(\alpha_1^*, \alpha_2^*, \dots, \alpha_k^*)) = \text{Min.} !$$

unter den Nebenbedingungen (5)

$$0 < \alpha_i^* < 2\alpha \quad , \quad i = 1, 2, \dots, k-1$$

$$0 < \alpha_k^* < \infty$$

ist etwas heikel, weil das Minimum von $V(Q_{kn}^*)$ fast nur von α_k^* , d.h. von der Komponente K_k mit der längsten Inspektionsperiode abhängt.

Andererseits ist es bei der Simulation der Ausfall-Wahrscheinlichkeit q_k für S_k bei Exponential - als Lebensdauerdichten in der Praxis völlig ausreichend, lediglich die letzte Komponente K_k mit einer Ersatzdichte zu simulieren.

Um den Bereich (4) zu ermitteln, müssen wir q_k direkt und damit mit einer weit umständlicheren Methode als in /1/ berechnen. Dies hat folgenden Grund:

Um eine Schätzfunktion $Q_k (= Q_{kn})$ für die Ausfall-Wahrscheinlichkeit q_k zu konstruieren, gehen wir wie andere Autoren in ähnlichen Fällen von dem Ansatz

$$q_k = \int \dots \int_{m\text{-fach}} \psi(\vec{x}) f(\vec{x}) d\vec{x} \quad (6)$$

$$\vec{x} := (x_1, x_2, \dots, x_m) ; \quad d\vec{x} = dx_1, dx_2, \dots, dx_m$$

aus.

Dabei ist $f(\vec{x}) d\vec{x}$ die entsprechende Wahrscheinlichkeitsdichte und $\psi(\vec{x})$ eine charakteristische Funktion, die bei den für den Ausfall relevanten Ereignissen, d.h. Wertebereichen des Vektors \vec{x} , den Wert "Eins" und sonst den Wert "Null" annimmt.

D.h. aber, daß wir das bei der Berechnung von q_k zugrundeliegende kombinatorische Problem in der charakteristischen Funktion $\psi(\vec{x})$ versteckt haben.

Wollen wir nun q_k analytisch berechnen, so müssen wir zuerst die Bereiche $G_i: \{x_{\rho i} \leq x_{\rho} \leq \bar{x}_{\rho i}, \rho = 1, 2, \dots, m\}$, $x_{\rho i}$ untere bzw. $\bar{x}_{\rho i}$ obere Schranken, des Vektors \vec{x} ermitteln, in denen $\psi(\vec{x}) = 1$ wird.

In unserem Modell S_k sind es endlich viele Bereiche G_i ; wir erhalten einen Ausdruck der Form

$$q_k = \sum_{i=1}^{i_{\max}} \int \dots \int f(\vec{x}) d\vec{x} \quad (7)$$

$$G_i := \{x_{\rho i} \leq x_{\rho} \leq \bar{x}_{\rho i}, \rho = 1, 2, \dots, m\} .$$

Auf diese Weise wird die Berechnung von q_k von der Funktion $\psi(\vec{x})$ auf die Integrationsgrenzen des Mehrfachintegrals verlagert.

Da offensichtlich eine eineindeutige Zuordnung zwischen den Gebieten G_i und der charakteristischen Funktion

$$\psi(\vec{x}) = \begin{cases} 1 & \text{in den Gebieten } G_i \\ 0 & \text{außerhalb der Gebiete } G_i \end{cases} \quad (8)$$

besteht, können wir, wenn wir mit

- Q_k := Schätzfunktion für q_k ohne Importance Sampling
 $f(\vec{x}) d\vec{x}$:= gemeinsame Lebensdauerichte aller Komponenten von S_k
 Q_k^* := Schätzfunktion für q_k mit Importance Sampling
 $f^*(\vec{x}) d\vec{x}$:= gemeinsame Ersatzdichte aller Komponenten von S_k

bezeichnen, wegen

$$E(Q_k) = q_k = \int_0^\infty \dots \int_0^\infty \psi(\vec{x}) f(\vec{x}) d\vec{x}$$

$$E(Q_k^*) = q_k = \int_0^\infty \dots \int_0^\infty \left[\psi(\vec{x}) \frac{f(\vec{x})}{f^*(\vec{x})} \right] f^*(\vec{x}) d\vec{x}$$

die Varianz

$$V(Q_k^*) = E(Q_k^{*2}) - E(Q_k^*)^2 \tag{9}$$

$$= E(Q_k^{*2}) - q_k^2 ,$$

unter Berücksichtigung von

$$E(Q_k^{*2}) = \int_0^\infty \dots \int_0^\infty \psi(\vec{x}) \left(\frac{f(\vec{x})}{f^*(\vec{x})} \right)^2 f^*(\vec{x}) d\vec{x} \tag{10}$$

$$= \sum_{i=1}^{i_{\max}} \int_{G_i} \dots \int \left(\frac{f(\vec{x})}{f^*(\vec{x})} \right)^2 f^*(\vec{x}) d\vec{x}$$

mit Hilfe der G_i direkt berechnen und auf die gesuchten Nebenbedingungen (4) für $V(Q_k^*)$ schließen. (Beachte $\psi(\vec{x})^2 = \psi(\vec{x})$!)

2. Numerische Beispiele für die Optimierung (Heinz Wenzelburger)

Für die numerische Lösung des hier vorliegenden Optimierungsproblems mit (linearen) Restriktionen Gl. (5) werden in der Literatur eine Reihe von Verfahren vorgeschlagen /8/. Da uns jedoch keines dieser Verfahren als Rechenprogramm verfügbar war und ihre Programmierung aufwendig ist, haben wir zunächst versucht, unser Problem mit einem der Rechenprogramme zu lösen, die im Scientific Subroutine Package der IBM enthalten sind. Dabei ergab sich, daß für unseren Zweck sowohl die Methode von Fletcher & Powell als auch die Methode der konjugierten Gradienten, die beide ohne Restriktionen arbeiten, unbefriedigend sind.

Bei Zielfunktionen vom Typ Gl. (3) konvergieren nämlich beide Verfahren i.a. nur dann, wenn die Anfangswerte der Variablen (= Ersatzparameter) um wenige Prozent von den Werten im gesuchten Minimum abweichen. Daran ändert sich auch nicht viel, wenn die SSP-Routinen in double oder sogar in extended precision benutzt werden. Somit können wir diese Methoden allein in den Fällen anwenden, in denen wir eine hinreichend gute Näherung für die Werte der Variablen im Minimum der Zielfunktion kennen. Dies trifft aber nur für das System S_2 zu /2/.

Unser Optimierungsproblem läßt sich jedoch auf ebenso einfache wie effektive Weise lösen, wenn wir uns u.a. zunutze machen, daß die Zielfunktion vom Typ Gl. (3) in allen Variablen α_i^* ($i = 1, 2, \dots, k-1$) bis auf die letzte α_k^* , die der längsten Inspektionsperiode zugeordnet ist, nur langsam variiert.

Wir haben dazu lediglich die Zielfunktion sukzessive nach jeweils einer Variablen zu optimieren, wozu wir die Bisektionsmethode verwenden. Der Rechenzyklus beginnt mit der letzten Variablen und durchläuft die übrigen Variablen in umgekehrter Reihenfolge.

In den nachfolgenden Beispielen war nur ein Zyklus notwendig; im zweiten Zyklus veränderte sich allenfalls die dritte bzw. vierte Ziffer der Variablen α_i^* ($i = 1, 2, \dots, k$) im Minimum der Zielfunktion.

Die Restriktionen des Optimierungsproblems werden bei der Bisektionsmethode fast von selbst eingehalten, weil wir dort ohnedies den Bereich einer Variablen definieren müssen, in dem sie variieren darf.

Erläuterungen zu den Tabellen:

Die Parameter (Fehlerraten) α , β , γ bzw. $\overset{*}{\alpha}$, $\overset{*}{\beta}$, $\overset{*}{\gamma}$ haben die Dimension $[\text{Std.}]^{-1}$, die Inspektionsperiode die Dimension Std.

In den Tabellen steht unter Dev die Standardabweichung für die betreffende Schätzfunktion:

Dev für $\text{Dev}(\overset{*}{Q}_{kl})$ beim Monte-Carlo Verfahren mit Importance Sampling

Dev für $\text{Dev}(Q_{kl})$ beim gewöhnlichen Monte-Carlo Verfahren

$$\overset{*}{\alpha} = \alpha, \quad \overset{*}{\beta} = \beta \quad \text{bzw.} \quad \overset{*}{\gamma} = \gamma.$$

Den Wirkungsgrad η beim Importance Sampling definieren wir mit

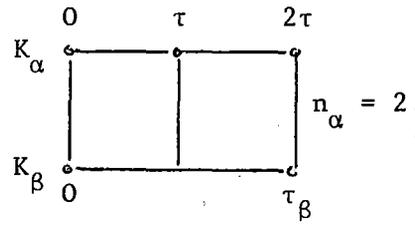
$$\eta = \sqrt{V(Q_{kl}) / V(\overset{*}{Q}_{kl})}.$$

Beim Monte-Carlo Verfahren mit Importance Sampling ist gegenüber dem gewöhnlichen Monte-Carlo Verfahren zusätzlicher Verwaltungsaufwand notwendig. Dieser wird natürlich in η nicht erfaßt.

Importance Sampling für S_2

$$\alpha = 0,33 \cdot 10^{-4}, \quad \beta = 0,60 \cdot 10^{-5}$$

$$\tau = 100, \quad q_1 = 0,33 \cdot 10^{-4}$$



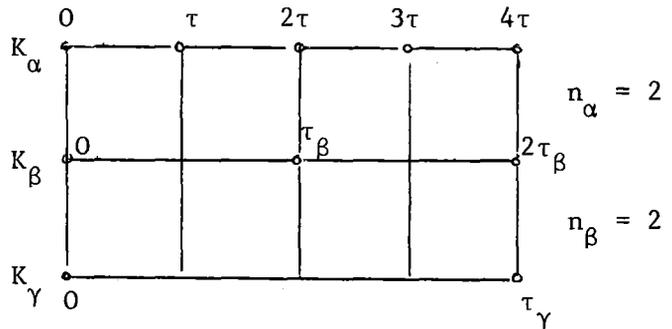
n_α	n_β	n_γ	q_2	q_3	α^*	β^*	γ^*	Dev	η
2	1		$0,59 \cdot 10^{-5}$	-	α	β	-	$0,24 \cdot 10^{-2}$	1,0
					α	$0,89 \cdot 10^{-2}$		$0,97 \cdot 10^{-4}$	25,0
					$0,44 \cdot 10^{-4}$	$0,89 \cdot 10^{-2}$		$0,89 \cdot 10^{-4}$	27,2
3	1		$0,12 \cdot 10^{-4}$	-	α	β	-	$0,34 \cdot 10^{-2}$	1,0
					α	$0,63 \cdot 10^{-2}$		$0,16 \cdot 10^{-3}$	21,0
					$0,40 \cdot 10^{-4}$	$0,63 \cdot 10^{-2}$		$0,15 \cdot 10^{-3}$	22,1
5	1		$0,29 \cdot 10^{-4}$	-	α	β	-	$0,54 \cdot 10^{-2}$	1,0
					α	$0,39 \cdot 10^{-2}$		$0,32 \cdot 10^{-3}$	16,8
					$0,37 \cdot 10^{-4}$	$0,39 \cdot 10^{-2}$		$0,31 \cdot 10^{-3}$	17,2

Importance Sampling für S_3

$\alpha = 0,33 \cdot 10^{-3}, \quad \beta = 0,17 \cdot 10^{-3}$

$\gamma = 0,83 \cdot 10^{-4}$

$\tau = 100, \quad q_1 = 0,33 \cdot 10^{-4}$



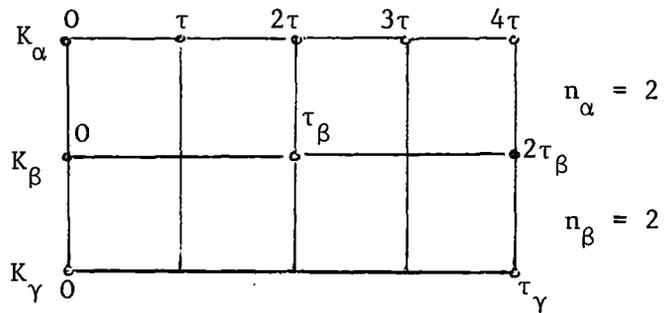
n_α	n_β	n_γ	q_2	q_3	α^*	β^*	γ^*	Dev	η
2	2	1	$0,59 \cdot 10^{-5}$	$0,71 \cdot 10^{-4}$	α	β	γ	$0,84 \cdot 10^{-2}$	1,0
					α	β	$0,47 \cdot 10^{-2}$	$0,17 \cdot 10^{-2}$	4,9
					α	$0,23 \cdot 10^{-3}$	$0,47 \cdot 10^{-2}$	$0,16 \cdot 10^{-2}$	5,4
					$0,38 \cdot 10^{-3}$	$0,23 \cdot 10^{-3}$	$0,47 \cdot 10^{-2}$	$0,15 \cdot 10^{-2}$	5,5

Importance Sampling für S_3

$\alpha = 0,24 \cdot 10^{-4}, \quad \beta = 0,12 \cdot 10^{-4}$

$\gamma = 0,60 \cdot 10^{-5}$

$\tau = 100, \quad q_1 = 0,24 \cdot 10^{-2}$



n_α	n_β	n_γ	q_2	q_3	α^*	β^*	γ^*	Dev	η
2	2	1	$0,59 \cdot 10^{-5}$	$0,28 \cdot 10^{-7}$	α	β	γ	$0,17 \cdot 10^{-3}$	1,0
					α	β	$0,47 \cdot 10^{-2}$	$0,91 \cdot 10^{-5}$	18,1
					α	$0,16 \cdot 10^{-4}$	$0,47 \cdot 10^{-2}$	$0,84 \cdot 10^{-5}$	19,7
					$0,27 \cdot 10^{-4}$	$0,16 \cdot 10^{-4}$	$0,47 \cdot 10^{-2}$	$0,81 \cdot 10^{-5}$	20,5

3. Anwendung auf Fehlerbäume mit periodisch inspizierten Komponenten
(Ch. Schneider)

Unter Verwendung des in /1/, /2/ und /3/ entwickelten Formalismus zur Bestimmung der Ausfall-Wahrscheinlichkeit von Systemen mit periodisch inspizierten Komponenten wurde ein Programmsystem erstellt, mit dessen Hilfe Fehlerbäume dieser Art ausgewertet werden können /4/, /5/. Die Funktionstüchtigkeit dieses Codes wurde in /4/ mit Hilfe von drei ausgewählten Fehlerbäumen unterschiedlicher Struktur verifiziert. In /6/ wurde ein Rechenzeitvergleich mit einem im wesentlichen analytischen Verfahren /7/ an Hand eines konkreten Falles durchgeführt.

In Anbetracht des hohen Rechenzeitaufwandes bei größeren Systemen liegt der Wert dieses Verfahrens weniger in seiner routinemäßigen Anwendbarkeit, als vielmehr darin, daß man in besonders wichtigen Einzelfällen die Ausfall-Wahrscheinlichkeit von Subsystemen unabhängig von analytischen Näherungsverfahren schätzen kann.

Mit der Fertigstellung der zitierten Berichte werden die hier beschriebenen Arbeiten als vorläufig abgeschlossen angesehen; der Schwerpunkt zukünftiger Arbeiten soll eher auf der Anwendung der vorliegenden Formalismen und Codes liegen. Eine Weiterführung der theoretischen Überlegungen wäre in den beiden folgenden Richtungen sinnvoll:

- Anwendung des Importance Sampling auf andere als die hier behandelten Modelle;
- Vertiefte Behandlung des Importance Sampling mit dem Ziel, die Rechenzeit noch stärker zu verkürzen.

4. Literatur

- /1/ H. Wenzelburger, H. Frick
Failure Probability of a Periodically Inspected Parallel System
Herbst 1978 (unveröffentlicht)
- /2/ H. Wenzelburger
Abschätzung kleiner Ausfall-Wahrscheinlichkeiten von Systemen mit
Importance Sampling
Herbst 1978 (unveröffentlicht)
- /3/ H. Wenzelburger
Optimales Importance Sampling für die Ausfall-Wahrscheinlichkeit von
periodisch inspizierbaren Parallelsystemen
Herbst 1978 (unveröffentlicht)
- /4/ Ch. Schneider
Fehlerbaumanalyse von periodisch inspizierbaren Systemen mit Hilfe
von Monte-Carlo Methoden
Dissertation Universität Karlsruhe 1978, KfK-Bericht 2628
- /5/ Ch. Schneider
Programmbeschreibung für die Programme BAUM und MINCUT
März 1978 (unveröffentlicht)
- /6/ Ch. Schneider
Rechenzeitvergleich zwischen analytischen und Monte-Carlo Programmen
am Beispiel des Fehlerbaumes der Aufgabenstellung vom Wettrechnen
März 1978 (unveröffentlicht)
- /7/ L. Caldarola, A. Wickenhäuser
The Karlsruhe Computer Program for the Evaluation of the Availability
and Reliability of Complex Repairable Systems
Nuclear Engineering and Design, 43 (1977), p. 463-470
- /8/ P. Wolfe
Methods of Nonlinear Programming
in: J. Abadie, Nonlinear Programming, p. 116 ff.,
North-Holland, Amsterdam 1967

Donald A. Pierre, Optimization Theory with Applications, p. 333 ff.,
Wiley, New York 1969

06.02 SICHERHEIT UND UMGEBUNGSSCHUTZ VON WIEDERAUFARBEITUNGS-
ANLAGEN

PNS-Teilprojekt 4600 - Abgasreinigung für Wiederaufarbeitungsanlagen

06.02.02 Entwicklung von Abluftfiltern für Wiederaufarbeitungsanlagen 4600-1

06.02.03 Entwicklung der Krypton- und Xenon-Abtrennung 4600-13



Die Abb. 06.02.02/01A - 1 u. 2 zeigen die Tropfenspektren und die Summenkurven der Düsen, die den Spezifikationen für PASSAT entsprachen.

- a) Abscheidegrad-Messung an Grobtropfenabscheider F-2 (Fangrillenabscheider "Euroform") bis 25 l H₂O/h bei Tropfendurchmesserbereich 2 - 20 µm.
- b) Abscheidegrad-Messungen an Nebelabscheider F-3 (Fasermattenabscheider "Brinkfilter") bis 5 l H₂O/h bei Tropfendurchmesserbereich 1 - 10 µm.

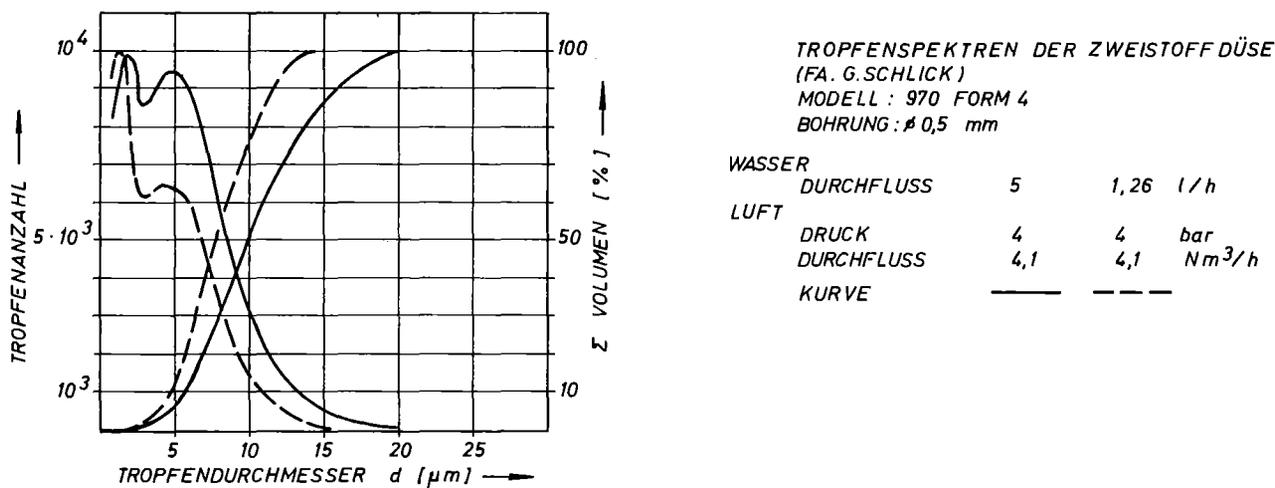
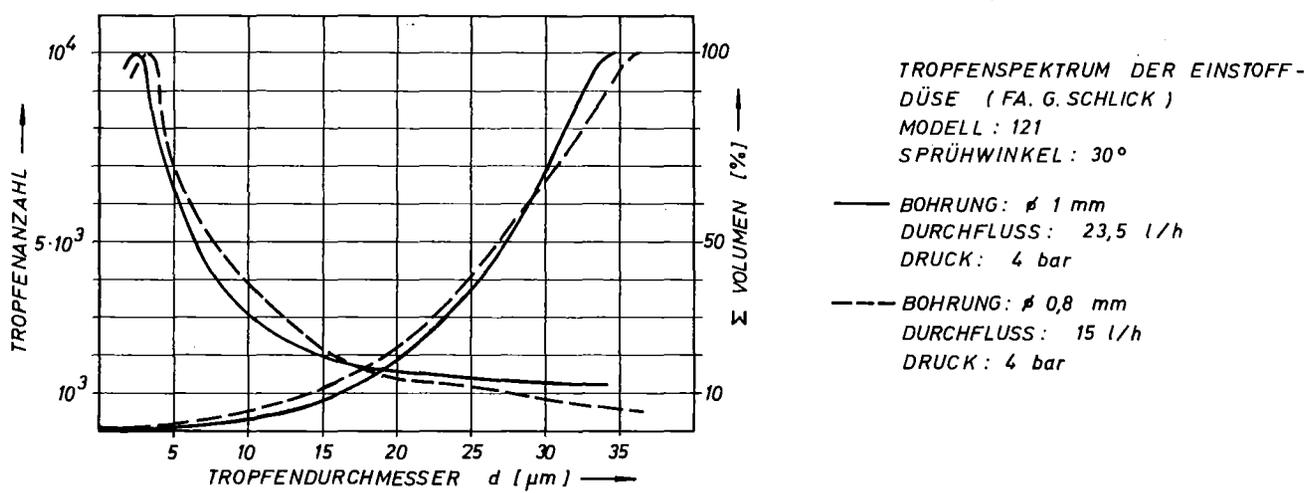


Abb. 06.02.02/01A - 1 u. 2

Zur Erzeugung von Flüssigaerosolen am F-2 wird entsalztes Wasser in der Einstoffdüse versprüht. Die Regelung des Durchsatzes erfolgt mit Hilfe des Handventils HV 0.07, dem ein Schwebekörper-Durchflußmesser vorgeschaltet ist. (Abb. 06.02.02/01A - 3)

Die Versorgung der Zweistoffdüse vor dem F-3 mit entsalztem Wasser geschieht

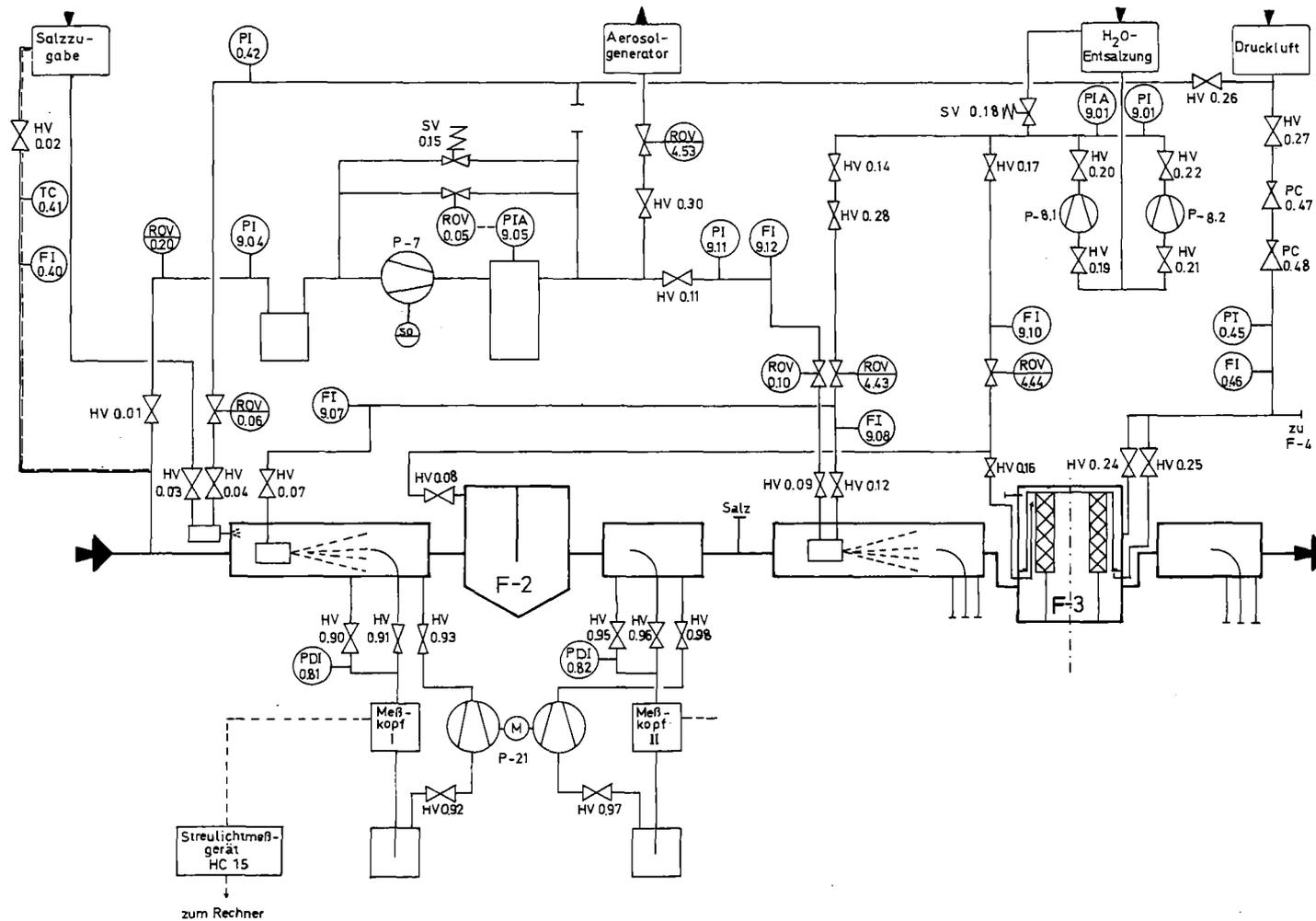


Abb.:06.02.02/01 A - 3

R.- u. I.-Schema zur Flüssigaerosol-Einleitung und -Messung

in gleicher Weise wie bei der Einstoffdüse. Als zweiter Stoffstrom wird Druckluft benötigt. Die dazu erforderliche Luft wird dem Kreislauf der Anlage entnommen. Mit einem Kompressor und gekoppelter Regelstrecke wird die Luft auf den gewünschten Druck verdichtet. (Abb. 06.02.02/01A - 3)

1.2. Flüssigaerosolprobenahme

Die Probenahme erfolgt jeweils vor und hinter den Abscheidekomponenten. Über eine Sonde wird ein Teilstrom, beladen mit Flüssigaerosolen, dem Kreislauf isokinetisch (Abb. 06.02.02/01A - 3) entnommen. Im Meßkopf des Streulichtmeßgerätes werden Streulichtimpulse gewonnen, die von den Partikeln des Aerosols beim Durchströmen eines, rein optisch abgegrenzten Meßvolumens, erzeugt werden. Die Intensität des reflektierten und gebrochenen Lichtes wird von einem Fotomultiplier erfaßt und in ein elektrisches Signal umgeformt, das einem Oszillographen zugeführt wird. Durch Umrechnen anhand von Eichkurven ergeben sich die eigentlichen Teilchengrößenverteilungen.

Der entnommene Teilstrom wird hinter der Sonde dem Kreislauf wieder zugeführt.

2. Salzeinspeisung

Um eine Salzverkrustung an den Tropfenabscheidern F-2 und F-3 zu simulieren, wird jeweils vor den Abscheidern Salzpulver mit Partikeldurchmesser von ca. 1 - 5 μm und einem Fließmittel eingespeist. Dazu dient eine für diesen Zweck umgebaute Spritzpistole. Mit Hilfe von Druckluft (geregelt über HV 0.26) wird in dem Salz-Einfüllbehälter ein Unterdruck erzeugt, der das zudosierte Salz zur Einleitstrecke befördert und in der Versuchsanlage versprüht.

Ziel der anschließenden Versuche ist es, die unterschiedlichen Druckabfälle und die unterschiedlichen Fremdwasserbeladungen bei kontinuierlicher und diskontinuierlicher Abreinigung der Filter zu ermitteln.

3. Feststoffaerosole

3.1. Feststoffaerosol-Einleitung und Messung

Der Abscheidegrad des Schwebstoff-Filters F-4 (Abb. 06.02.02/01A - 4)

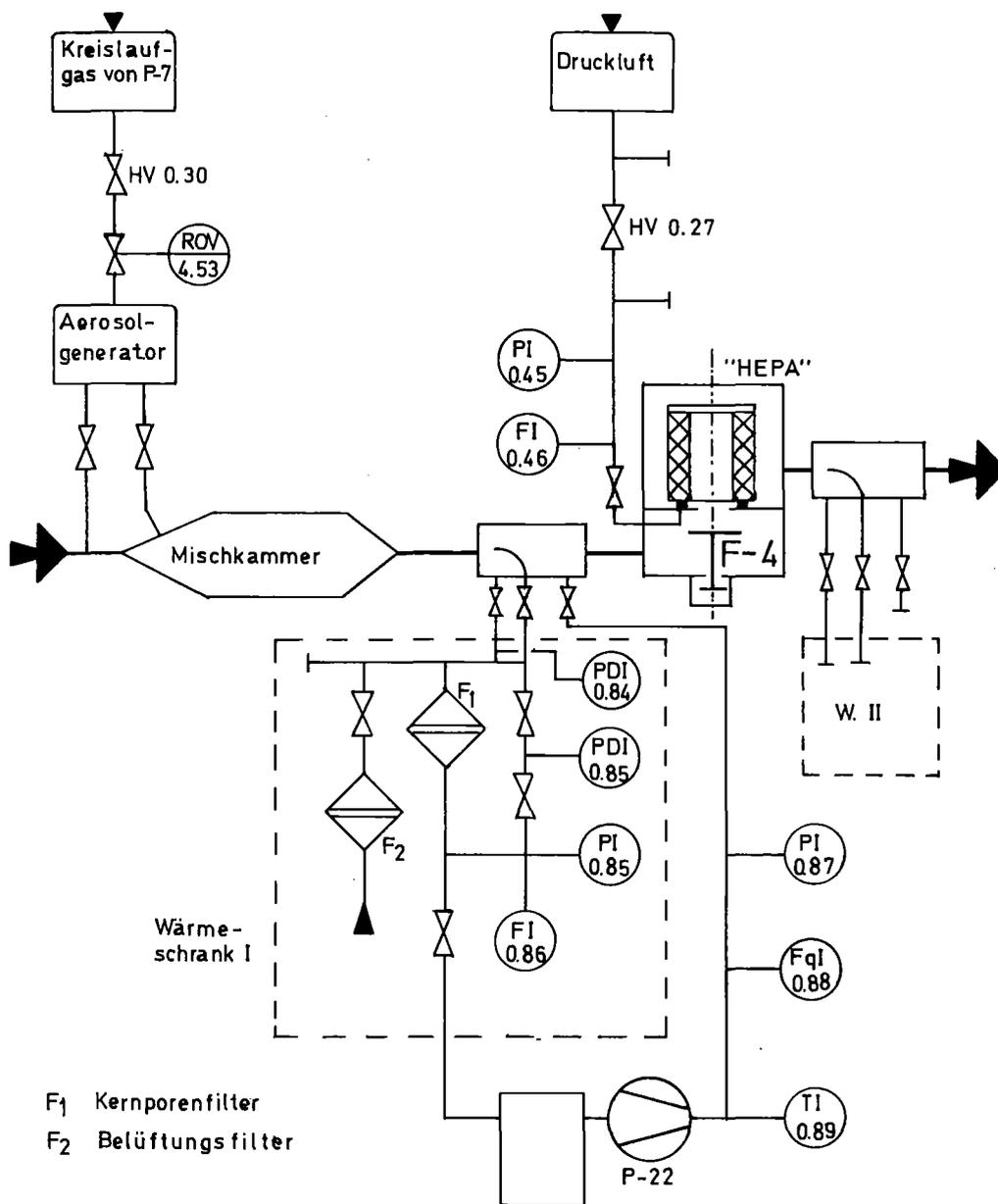


Abb.: 06.02.02/01 A - 4

R.- u. I.-Schema zur Feststoffaerosol-Einleitung und
-Messung

soll für Partikel mit Durchmesser $< 0,3 \mu\text{m}$ bestimmt werden.

Zur Erzeugung der Teilchen dient ein Aerosolgenerator, in dem eine 1 %ige Natriumfluorescein-Lösung zerstäubt wird. Die Tröpfchen werden in eine Mischkammer geführt und dort vom vorerhitzten Gasstrom getrocknet. Die zur Zerstäubung und zum Transport der Partikel benötigte Luft wird aus dem Kreislaufgas der PASSAT-Anlage entnommen (Abb. 06.02.02/01 A - 3).

3.2. Probenahme

Die isokinetische Probenahme vor und nach dem Filter F-4 wird mit einem Handregelventil eingestellt. Der mit einer Sonde abgezweigte, aerosolhaltige Gasstrom wird durch das Kernporenfilter F-1 (Abb. 06.02.02/01 A - 4) gesaugt und in das Kreislaufgas zurückgeführt. Bei einer bestimmten Beladung - als Maß dient der Differenzdruck des Manometers PDI 0.85 (1000 mm WS) - wird die Probenahme unterbrochen und das Belüftungsventil nach dem Belüftungsfilter F-2 geöffnet. Damit wird verhindert, daß die Luft beim Abschalten der Pumpe P - 22 durch den Filter F-1 zurückschlägt und die abgeschiedenen Partikel mitreißt.

Um Taupunktunterschreitung zu vermeiden, wird die Apparatur zur Probenahme in einem Wärmeschrank auf die Temperatur des Kreislaufgases erwärmt.

3.3. Probenauswertung

Die Größenbestimmung der Partikel erfolgt mittels der Raster-Elektronen-Mikroskopie.

Um die Teilchenkonzentration zu ermitteln, wird das Kernporenfilter mit einer festgelegten Menge $5 \cdot 10^{-3} \text{N}$ NH_3 -Lösung ausgewaschen und diese Lösung in das Spektralfluorimeter SF 1078 gesaugt. Mit Hilfe von Eichkurven läßt sich bei gemessener Transmission T und der eingestellten Dynodenspannung die Konzentration der Probe ermitteln. Da die Lösung sich zersetzt, sollte die Auswertung besonders bei niedriger Konzentration ($< 10^{-10} \text{g ml}^{-1}$) möglichst schnell erfolgen.

Über den mittleren Teilchendurchmesser, die Teilchendichte und Meßdauer läßt sich mit den zuvor ermittelten Werten von Druck, Temperatur und Volumen des Gases und Natriumfluorescein-Konzentration in der Ammoniak-Lösung die Teilchenkonzentration errechnen.

O6.O2.O2/O2A Technische Entwicklung der Filteranlage zur
PNS 4612 Auflöserabgasreinigung

K.Jannakos, H.Hoffmann, H.Jochim, W.Lange, H.Mock,
G.Potgeter, G.Zabel - IT

J. Amend - KTB/EA

1. Prototyp-Abgasfilteranlage PASSAT

Die Montagearbeiten für die PASSAT-Anlage endeten termingerecht im April 1978. Anschließend wurden die Filterkomponenten in der PASSAT-Filterzelle installiert und an das Rohrleitungssystem der Anlage angeschlossen. Nach Beendigung dieser Arbeiten und vor dem Anbringen der Wärmeisolation an Geräten und Rohrleitungen wurden die nachstehend aufgeführten Prüf- und Abnahmearbeiten durchgeführt:

- Zeichnungsgerechte Ausführung der Anlage.
- Funktion der Sicherheitseinrichtungen (elektrische und mechanische)
- Teilabnahme nach VDE 0100.
- Druckprüfung
- Prüfung der Genauigkeit der Meßgeräte.
- Dichtheitsprüfung

Für die Erteilung einer Betriebsgenehmigung nach § 3 der SSV wurde mit dem TÜV vereinbart, die Dichtheit der Gesamtanlage (ca. 700 Verbindungsstellen, Gesamtvolumen $5,2 \text{ m}^3$) in Anlehnung an DIN 25412 (Entwurf) "Dichtheitsprüfung von Handschuhkästen" zu prüfen.

Für die Fertigung der Anlage war gemäß TLA (Technische Liefer- und Abnahmebedingungen) für jede Verbindungsstelle und Einzelkomponente wie Erhitzer, Kühler, Behälter, Filter, Ventile, Hähne die zulässige Leckrate mit $\leq 10^{-3}$ Torr l/s angegeben.

Die Dichtheit der Einzelkomponenten wurde schon beim Hersteller von der Fertigungskontrolle des KfK oder vom zuständigen TÜV geprüft und mit Zeugnissen belegt.

Die Dichtheit der Gesamtanlage wurde wie nachstehend angegeben geprüft:

- a) Prüfung der Dichtheit mit Nekal und nach der Druckabfall-Methode

Die Anlage wurde mit Hilfe eines Druckminderers mit Druckluft von 1,4 bar und Raumtemperatur beaufschlagt. Alle Verbindungsstellen wurden mit Nekal geprüft und evtl. nachgespannt bis eine Nekaldichtheit pro Verbindungsstelle $\leq 10^{-3}$ Torr l/s erreicht wurde. Nach Beseitigung aller Undichtheiten wurde die Dichtheit der Gesamtanlage ermittelt. Sie betrug 4 Torr l/s. Bei dieser Prüfung wurde die geregelte Raumtemperatur der Halle nicht gemessen und als konstant angenommen. Baumaße der Anlage in (m) 11 x 6,3 x 8,2.

- b) Prüfung der Dichtheit nach der Druckanstiegs-Methode (TÜV-Forderung)

Es wurde die Leckrate in Anlehnung an DIN 25412 jedoch mit einem Anfangsunterdruck in der Anlage von 50 mbar gemessen. Der Druckanstieg betrug 1,6 mbar/h. Die Leckrate nach o.g. DIN muß $\leq 0,25$ Vol.%/h bei einem Anfangsunterdruck von 10 mbar betragen. Das entspricht einem Druckanstieg von 2,5 mbar/h.

Die gemessene Leckrate der Gesamtanlage bei einem Druck von 0,6 bar absolut in der Anlage betrug 4 Torr l/s.

~ 4600-9 ~

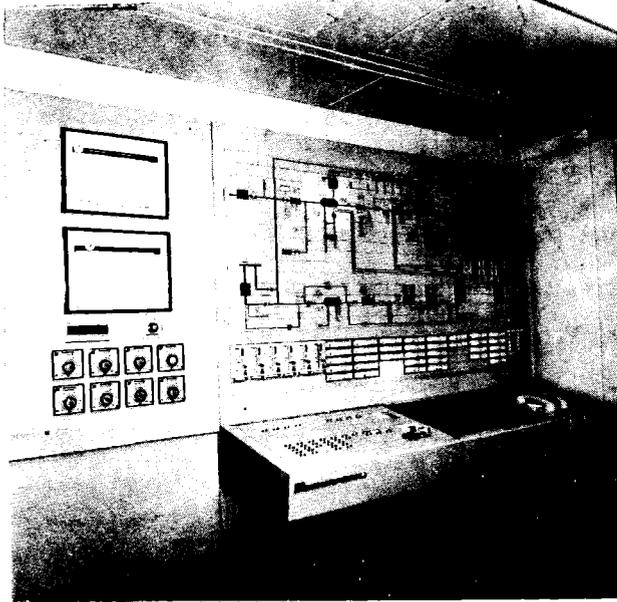


Abb. 06.02.02/02-1
PASSAT- Warte

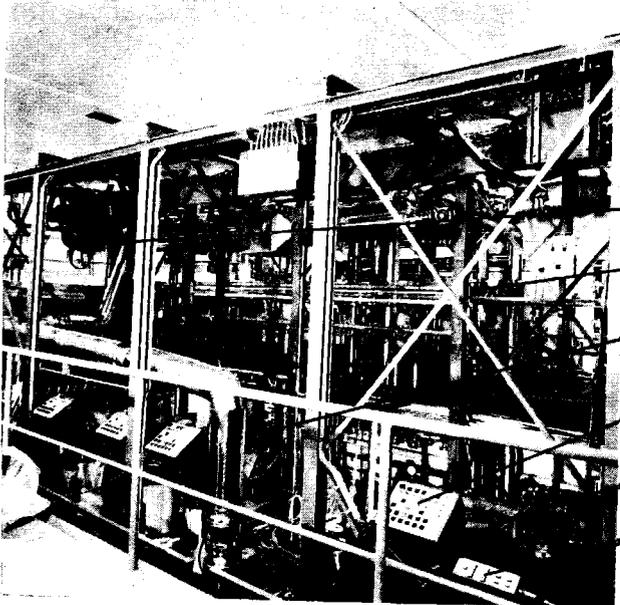


Abb.06.02.02/02- 2
PASSAT-Aufbau mit Filter-
zelle und Zellenkran

- Zellenkran
- Hilfsgeräte
- Filterzelle
- Bedienungspult für Zellenkran-
position "Schleuse"
- Schleuse
- Bedienungspult für Verschrau-
ber

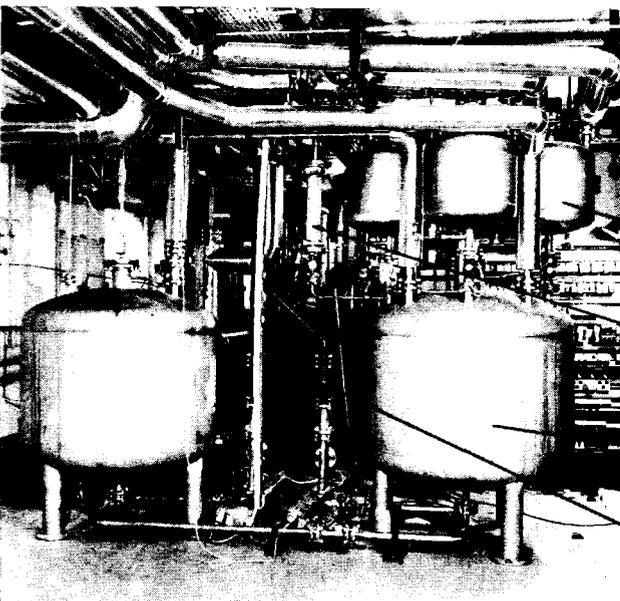


Abb.06.02.02/02-3
PASSAT-Behälterraum mit
Kondensatentleerung

- Zwischenbehälter
- Meßglas
- Sammelbehälter
- Gebläse

- c) Prüfung der Dichtheit nach einem 24-stündigen Vollastbetrieb (Anlage auf höchstmögliche Temperatur und Unterdruck gebracht).

Die Leckrate wurde nochmals nach a) und b) gemessen. Alle Undichtheiten wurden durch Nachspannen der Verbindungselemente beseitigt, so daß die nach TLA und TÜV geforderte Dichtheit erreicht wurde.

Nach der Isolation der Anlage wurden die folgenden Arbeiten durchgeführt:

- Abnahme VDE 0100
- Prüfung und Inbetriebnahme der Medieneinspeiseeinrichtungen
- 100-stündiger ununterbrochener Abnahmebetrieb
- Leistungsprüfung der Kühler, Erhitzer, Pumpen
- Regleroptimierung
- Funktionsprüfung der Gesamtanlage im Abluft- und Umluftbetrieb

Nach Abschluß des Abnahmebetriebes wurde erneut die Dichtheit der Anlage nach a) und b) geprüft.

Abb. 06.02.02/02-1 bis 3 zeigen einen Teil der Prototyp-Abgasreinigungsanlage PASSAT.

2. Anlagebetrieb

Der Betrieb und die Betriebsinstandhaltung der Anlage werdender Abteilung KTB übertragen. Im Berichtszeitraum wurden die erforderlichen organisatorischen und betriebstechnischen Voraussetzungen geschaffen, um mit der Aufnahme des Versuchsbetriebes gleich nach Übergabe der Anlage beginnen zu können. Die aus Betriebsfachleuten gebildete Mannschaft wurde für Lernzwecke zeitweise schon während der Montagearbeiten für Überwachungs- und Prüfaufgaben eingesetzt. Mit der Erstellung von betriebstechnischen Unterlagen wurde begonnen.

3. Jodfilter

Die fernbedienbaren Jodfilter wurden gefertigt, vom TÜV abgenommen, installiert und an die PASSAT-Anlage angeschlossen. Mit Hilfe der Fernbedienungseinrichtungen und der Notbedienungs-
vorrichtungen wurde für Abnahmezwecke das Auswechseln der Filtertrommeln fernbedient durchgeführt. Die Bedienungsvorrichtungen, die in Anlehnung an KTA 3902 "Hebezeuge in kerntechnischen Anlagen" konzipiert wurden, arbeiten einwandfrei und entsprechen den Anforderungen für den Einsatz in kerntechnischen Anlagen.

Abb. 06.02.02/02-4 zeigt die Jodfilter und das Brinkfilter. Das Filtergehäuse, der Fernbedienungsmechanismus und der Gehäusedeckel sind für alle PASSAT-Filter weitgehend einheitlich gewählt.

4. Handhabungseinrichtungen

Die Handhabungseinrichtungen für das Auswechseln, Ausschleusen und die Verpackung der verbrauchten Filtertrommeln in den Rollreifenabfallfässern wurden installiert. Die Filtertrommeln werden innerhalb der Filterzelle mit dem Zellenkran transportiert und im Filtergehäuse bzw. im Rollreifenfaß ebenfalls mit Hilfe des Zellenkranes eingesetzt. Die weitere Bedienung zum Schließen bzw. Öffnen des Filterdeckels erfolgt hydraulisch und wird vom Bedienungsstand außerhalb der Zelle durchgeführt. Das Schließen und Öffnen der Zellschleuse erfolgt mechanisch vom Bedienungsstand mit Hilfe einer verlängerten Bedienungswelle. Die Verschraubungsvorrichtung, Abb. 06.02.02/02-5 befindet sich außerhalb der Filterzelle. Sie wird vom Bedienungsstand mit Hilfe eines Bedienungspultes gesteuert.

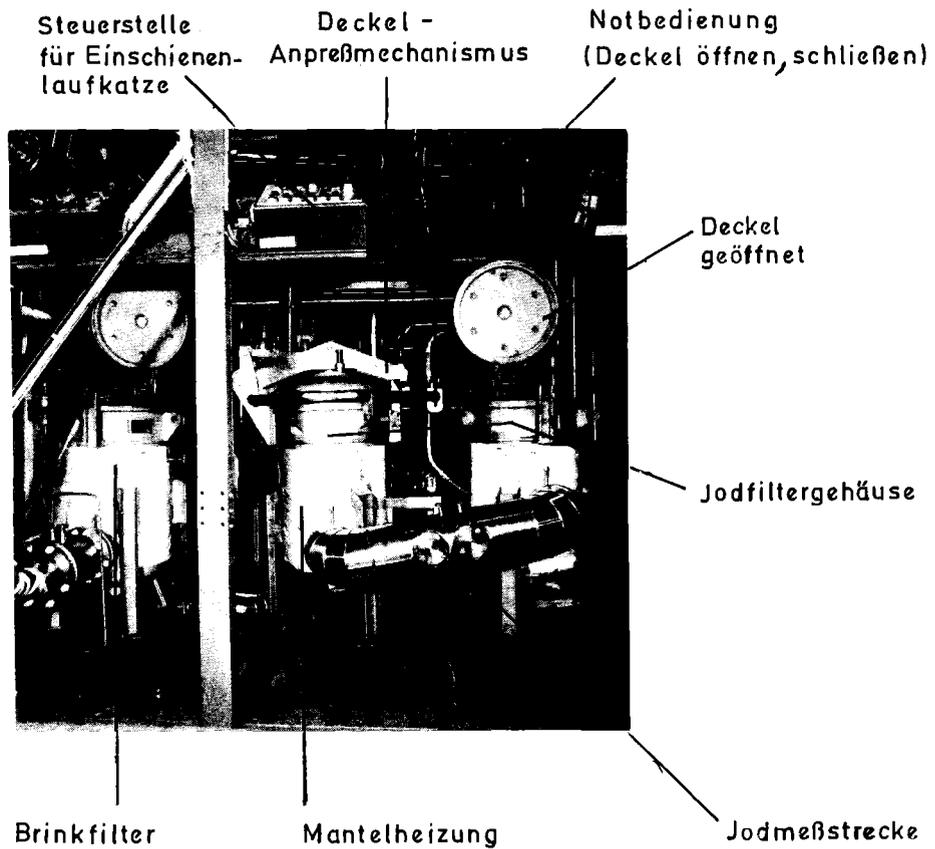


Abb.06.02.02/02-4 PASSAT - Filterstrecke mit Jod- und Brinkfilter

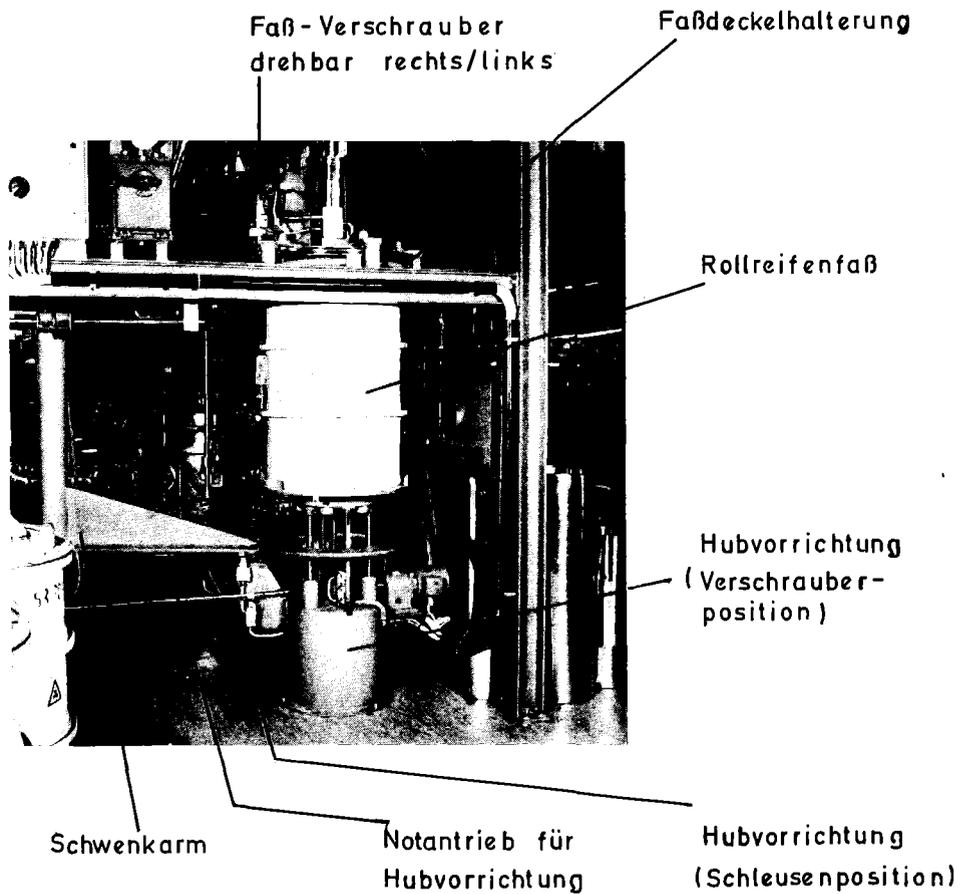


Abb.06.02.02/02-5 PASSAT - Verschraubungseinrichtung mit Schwenkmechanismus

06.02.03 Entwicklung der Krypton- und Xenon-Abtrennung

06.02.03/01A Untersuchung des Verfahrens(und Analytik) der Tieftem-
PNS 4621 peratur-Rektifikation zur Kr-85-Abtrennung
 (R. v. Ammon, W. Bumiller, H.-G. Burkhardt, G. Franz,
 G.Knittel, IHCH)

Bei der Betrachtung von möglichen Verfahrensalternativen für die Kr-85-Abtrennung durch Tieftemperatur-Rektifikation (TTR) aus dem Abgas der geplanten großen Wiederaufarbeitungsanlage (GWA) müssen physikalisch-chemische, verfahrenstechnische, sicherheitstechnische und wirtschaftliche Gesichtspunkte herangezogen werden. Eine erschöpfende Behandlung des Themas ist somit sehr komplex. Es wird daher hier zunächst ein Punkt herausgegriffen, der in erster Linie die Sicherheit der TTR-Anlage betrifft:

Das Krypton-85-Inventar und die Bildungsrate von Rubidium.

Kr-85 ist ein β -Strahler mit 0,4 % γ -Anteil, der mit einer Halbwertszeit von 10.76 a in das stabile Nuklid Rb-85 zerfällt. Das im Auflöser der GWA freigesetzte Krypton soll für die folgenden Überlegungen nach Durchlaufen verschiedener Vorreinigungsstufen der Abgasstrecke in der TTR mit einem DF $\geq 10^2$ abgeschieden und der Endlagerung zugeführt werden. In der Tab. 06.02.03/01A-1 sind die Bildungsrate von Kr-85 und die zugrundegelegten Randbedingungen der GWA aufgeführt (1).

	kg/a	Nm ³ /a	kg/d	Nm ³ /d	Ci/t U	Ci/a	Ci/d
Gesamt-Krypton	570	152	2,2	0,58	-		
Kr-85	-	-	-	-	$9,7 \cdot 10^3$	$14,6 \cdot 10^6$	$5,5 \cdot 10^4$

Randbedingungen: Durchsatz durch GWA: 1500 jato U bei 263 d Betrieb
 ($\hat{=}$ 5,71 t/d U oder 1 kmol/h U); Kühlzeit: 3 a;
 Abbrand: 36 Gwd/t; LWR-UO₂ mit 3,3 % U-235.

Tab. 06.02.03/01A-1: Krypton-Durchsatz durch die GWA

Im folgenden wird das Krypton-Inventar und die Rubidium-Bildung beim stationären Betrieb von vier verschiedenen TTR-Verfahrensvarianten miteinander verglichen (2,3). Es wird dabei eine aus zwei Kolonnen bestehende TTR-Anlage mit Dimensionen ähnlich der Anlage KRETA zugrundegelegt: 1. Trennsäule: Sumpfinhalt 15 l, Inhalt eines praktischen Bodens 0,7 l; 2. Trennsäule: 0,3 l Flüssiginventar in der Füllkörperschüttung; Kr-Produktbehälter: Flüssiginventar 5 l maximal, wobei pro Jahr 50 Abfüllungen à 5 l flüssiges Krypton in Endlagerflaschen erfolgen sollen. Daraus ergibt sich im Mittel ein Inventar des Produktbehälters von 2,5 l.

Variante 1 ist die z.Zt. in der Anlage KRETA untersuchte Alternative: Rektifikation des Dreistoffsystems N₂-Kr-Xe in der 1. Säule nach O₂-Vorabtrennung (um der Ozonbildung entgegenzuwirken), mit nachfolgender Kr-Xe-Trennung in der 2. Säule.

Variante 2 sieht zusätzlich eine Rückführung des Produkt-Kryptons vom Kopf der 2. Säule in die 1. Kolonne vor, um dort das Kr/Xe-Verhältnis etwa auf das der Luft zu bringen (10:1). Diese Variante wird gegenwärtig im Projekt AZUR für die Abgasreinigung an der WAK geplant.

Variante 3 sieht keine Abtrennung des O₂ vor der TTR vor, sondern zwischen den beiden Kolonnen, evtl. auch in der 2. Kolonne.

Hier wirkt also O₂ als Lösungsmittel und Hilfsstoff für die Edelgasrektifikation in der 1. Kolonne. Es wird hier als Extremfall angenommen, daß der gesamte O₂ im Sumpf der 1. Kolonne verflüssigt wird.

In Variante 4 wird wiederum der O₂ vor der TTR abgetrennt, zusätzlich wird - zur Vermeidung der Desublimation von Xenon in der 1. Kolonne - auch das Xenon vor der TTR abgetrennt (durch Ausfrieren oder Adsorption). Zur Vereinfachung wird als Extremfall eine 100 %-ige Xenon-Vorabtrennung angenommen. Es entfällt damit die Kr/Xe-Trennung in der 2. Kolonne.

In Tab. 06.02.03/01A-2 sind die für die vier Varianten errechneten Inventare an Gesamt-Krypton (flüssig) angegeben, in Tab. 06.02.03/01A-3 die zugehörigen Aktivitätsinventare an Kr-85.

	Verfahrensvariante			
	1	2	3	4
Kr/Xe-Verhältnis im Speisegas	1:10	10:1	1:10	1:0
1. Kolonne	2,15	21,5	0,035	23,65
2. Kolonne	0,5	2,5	0,5	-
Kr-Produktbehälter	2,5	2,5	2,5	2,5
Gesamt	5,15	26,5	3,035	26,15

Tab. 06.02.03/01A-2: Inventare (l) an flüssigem Krypton in einer TTR-Anlage, die nach vier verschiedenen Verfahrensfließbildern betrieben wird. Erklärungen siehe Text.

	Verfahrensvariante			
	1	2	3	4
1. Kolonne	118.700	1.186.800	1.900	1.305.480
2. Kolonne	27.600	138.000	27.600	-
Kr-Produktbehälter	138.000	138.000	138.000	138.000
Gesamt	284.300	1.452.800	167.500	1.443.480

Tab. 06.02.03/01A-3: Aktivitätsinventare (Ci) an Kr-85 in einer TTR-Anlage, die nach vier verschiedenen Verfahrensfließbildern betrieben wird. Erklärungen siehe Text.

Die Rb-Bildung ist dem Kr-85-Inventar direkt proportional (Abb. 06.02.03/01A-1) und hängt sonst nur von der (konstanten) Halbwertszeit des Zerfalls von Kr-85 ab. Rb fällt damit in allen Anlagenteilen der Auflöserabgasstrecke an. Da das Kr-85-Inventar der Anlagenteile vor der TTR aber klein ist, wird es hier vernachlässigt. Die Rb-Bildungsraten sind in Tab. 06.02.03/01A-4 angegeben.

	Verfahrensvariante			
	1	2	3	4
1. Kolonne	19,6	195,6	0,3	215,16
2. Kolonne	4,55	22,75	4,55	-
Kr-Produktbehälter	22,75	22,75	22,75	22,75
Gesamt	46,9	241,1	27,6	237,91

Tab. 06.02.03/01A-4: Bildungsraten (g/a) von Rb in einer TTR-Anlage, die nach vier verschiedenen Verfahrensfließbildern betrieben wird. Erklärungen siehe Text.

Rubidium ist ein tiefschmelzendes (Fp. 38°C) Alkalimetall, das noch reaktionsfreudiger als seine leichteren Homologen Natrium und Kalium ist. Bei Anwesenheit von O_2 oder O_3 dürfte es auch bei tiefen Temperaturen zu Rb_2O oder anderen Oxiden reagieren. Da sein Volumen in metallischer Form beträchtlich ist ($d = 1,532 \text{ g/cm}^3$), ist auch im Normalbetrieb mit Verstopfungen von Nadelventilen etc. zu rechnen. Über die Art und den Ort seiner Abscheidung aus Flüssiggasgemischen ist jedoch nichts bekannt.

Das Krypton- bzw. Aktivitätsinventar sowie die Rubidium-Bildungsrate unterscheiden sich in den betrachteten vier Verfahrensalternativen außerordentlich stark: in der Gesamt-TTR-Anlage um fast eine Größenordnung, in der 1. Kolonne allein um fast drei Größenordnungen. In der Variante 3 sind die Werte dabei wegen der starken Verdünnung durch den Hilfsstoff O_2 in der 1. Kolonne am kleinsten, in den Varianten 2 (Kr-Rückführung) und 4 (Xenon-Vorabtrennung) wegen der großen Krypton-Ansammlung in der 1. Kolonne am größten.

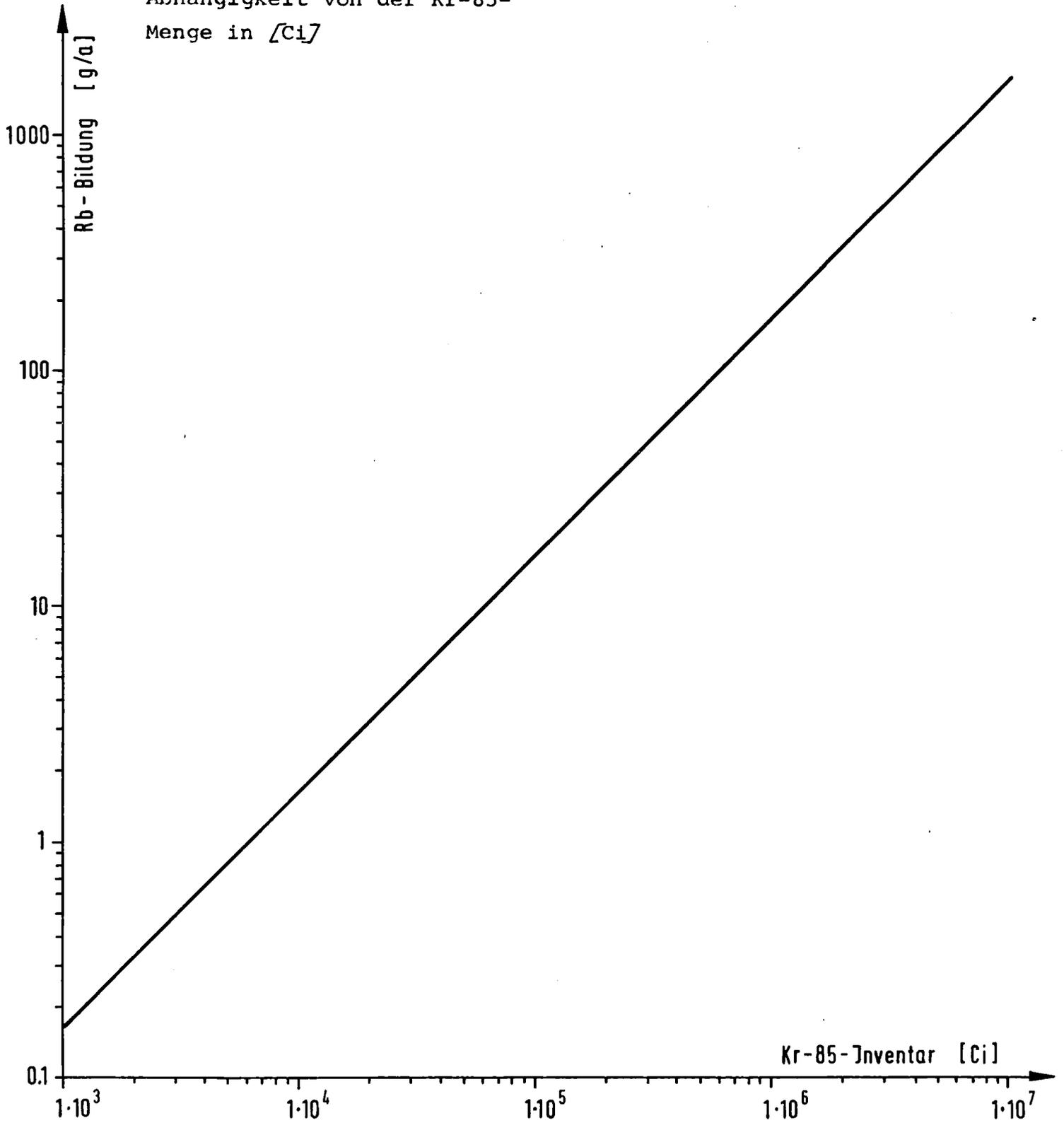
Eine Fortsetzung dieses Vergleichs nach weiteren Gesichtspunkten soll an anderer Stelle erfolgen.

Literatur

- 1) H. Haug, KfK-1945 (April 1974);
- 2) R. v. Ammon und H.W. Beaujean, in Chemie der Nuklearen Entsorgung (F. Baumgärtner, Hrsg.), Teil II, K. Thiemig, München 1978, S. 142
- 3) R. v. Ammon, W. Bumiller, E. Hutter und G. Neffe, in KfK 2570 (Dez. 1977), S. 242

Abb. 06.02.03/01A-1;

Rubidiumbildung in [g/a] in
Abhängigkeit von der Kr-85-
Menge in [Ci]



06.02.03/02A Entwicklung der NO_x - und O_2 -Entfernung zur TTR-
PNS 4622 Vorreinigung

(R. v. Ammon, W. Bumiller, H.-G. Burkhardt, G. Franz,
G. Knittel, IHCH)

Die katalytische Reduktion von CO_2 mit H_2 wurde eingehender in der Labor-Kreislaufapparatur (Rohgasdurchsatz: $1 \text{ Nm}^3/\text{h}$; 1) untersucht, nachdem Ergebnisse von Vorversuchen schon im letzten Halbjahresbericht beschrieben worden waren (2).

Es wurde ein Ruthen-Katalysator mit einer spezif. Oberfläche von $9 \text{ m}^3/\text{g}$ verwendet. Trägergas war N_2 , die Belastung des Katalysators betrug 5000 h^{-1} . Die Eingangskonzentration des CO_2 betrug ca. 600 vpm. CO_2 wurde kontinuierlich mit dem IR-Gerät der Fa. Beckman gemessen. Das gebildete CH_4 wurde nach dem Katalysator durch diskontinuierliche Probenahme mittels Gaschromatographie (WLD-Detektor) bestimmt. CO wurde qualitativ ebenfalls mittels Gaschromatographie nachgewiesen, auf die quantitative Bestimmung wurde jedoch wegen zu langer Retentionszeit verzichtet. Die angegebenen CO-Werte sind daher als Differenz des CO_2 -Eingangs- und des CH_4 -Ausgangswertes mit größerer Ungenauigkeit behaftet.

Abhängigkeit vom H_2 -Partialdruck

Wie in Abb. 06.02.03/02A-1 gezeigt, wurde bei konstanter Temperatur (334°C) das Molverhältnis $[\text{H}_2] / [\text{CO}_2]$ zwischen 1 und 12 variiert. Dabei ist eine merkliche Abnahme der CO_2 -Konzentration schon bei der Anwesenheit geringer H_2 -Mengen erkennbar, wengleich CH_4 -Bildung oberhalb der Meßgrenze ($\leq 50 \text{ vpm}$) erst beim Molverhältnis 3 festzustellen ist. Offenbar ist in diesem Bereich die CO-Bildung stärker. Mit steigender H_2 -Konzentration geht die CO-Bildung zugunsten der CH_4 -Bildung zurück, die schließlich sehr hohe Werte (über 80 % Umsatz) erreicht.

Abhängigkeit von der Temperatur

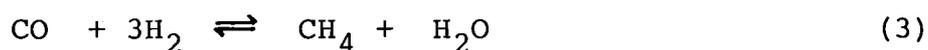
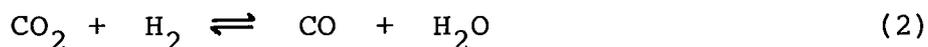
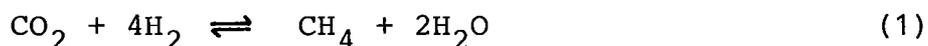
Sodann wurde bei konstantem Molverhältnis $[H_2] / [CO_2] \approx 7,75$ und sonst identischen Bedingungen wie beim vorhin beschriebenen Versuch die Temperatur variiert (Abb. 06.02.03/02A-2). Während der Umsatz zu CH_4 zwischen 300 und $350^\circ C$ bei rund 50% liegt, steigt die CO -Bildung erst oberhalb $350^\circ C$ auf Kosten der CH_4 -Bildung an. Ab $400^\circ C$ ist CH_4 nicht mehr nachzuweisen.

Abhängigkeit vom O_2 -Gehalt

Die Zugabe von O_2 hat einen ausgeprägten Einfluß auf die CO_2 -Reduktion. Bei konstanten Bedingungen ($T = 334^\circ C$, $[H_2] / [CO_2] \approx 8$) wurden zusätzlich ca. 600 vpm O_2 zudosiert (Abb. 06.02.03/02A-3). Der vorher hohe CO_2 -Umsatz zu CH_4 (ca. 50%) geht daraufhin innerhalb weniger Minuten auf Werte unterhalb der Meßgrenze zurück. Der Vorgang ist reproduzierbar, wie der ebenso schnelle Anstieg auf etwa denselben Umsatz nach Abschalten der O_2 -Zufuhr zeigt.

Theoretische Betrachtung

Die experimentellen Befunde lassen sich zum Teil zwanglos anhand von thermodynamischen Gesetzmäßigkeiten deuten. Gleichung (1) läßt sich zerlegen in die bekannten "Wassergas"- und "Fischer-Tropsch"-Gleichgewichte (2) und (3), mit den angegebenen Gleichgewichtskonstanten (3).



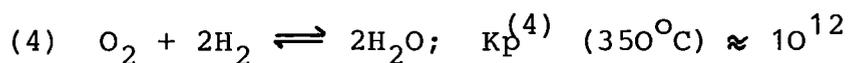
$$K_p^{(2)} = \frac{P_{CO} \cdot P_{H_2O}}{P_{CO_2} \cdot P_{H_2}} \qquad K_p^{(3)} = \frac{P_{CH_4} \cdot P_{H_2O}}{P_{CO} \cdot P_{H_2}^3}$$

$$K_p^{(1)} = \frac{P_{CH_4} \cdot P_{H_2O}^2}{P_{CO_2} \cdot P_{H_2}^4} = K_p^{(2)} \cdot K_p^{(3)}$$

T (°C) / K _p	K _p ⁽²⁾	K _p ⁽³⁾	K _p ⁽¹⁾
250	0.017	3.04	0.05
350	0.067	2.62	0.18

Danach ist die starke Abhängigkeit der CH₄-Bildung vom H₂-Partialdruck, sowie die geringe Tendenz zur CO-Bildung und die starke CH₄-Bildung im Temperaturbereich ≤ 350°C einleuchtend. Nicht ganz verständlich ist dagegen der starke Rückgang der CH₄-Bildung bei höheren Temperaturen. Zwar besitzt die Fischer-Tropsch-Reaktion (Gl. 3) einen negativen Temperaturkoeffizienten, doch ist der Temperaturkoeffizient der Gesamt-Reaktion (Gl. 1) positiv. Möglicherweise spielt hier auch ein kinetischer Effekt eine Rolle.

Anwesender Sauerstoff greift in das Gleichgewicht von Gl. (1) über die Knallgasreaktion Gl. (4) ein.



Wegen der außerordentlich hohen Gleichgewichtskonstante reagiert O₂ ausschließlich mit H₂ und erhöht damit den H₂O-Partialdruck, der quadratisch in die Gleichgewichtskonstante K_p⁽¹⁾ eingeht. Noch stärker, nämlich mit der 4. Potenz, wirkt sich die Verringerung der H₂-Konzentration im Nenner aus. Beide Effekte zusammen bewirken die starke Abnahme der

CH₄-Konzentration, d.h. die Verschiebung des Gleichgewichts (1) nach links.

Schlußfolgerungen

Beim Betrieb des Reduktionskatalysators ist die CH₄-Bildung zu minimieren, um erstens seine Anreicherung in der 1. TTR-Kolonne zu verhindern, wo sich bei Anwesenheit von O₂ oder O₃ explosive Gemische ausbilden könnten, und zweitens, um eine Abscheidung von ¹⁴C als ¹⁴CO₂, falls erforderlich, nicht in Frage zu stellen.

Um dieser Forderung gerecht zu werden, sind folgende Bedingungen beim Betrieb des Katalysators einzuhalten:

1. Bei insgesamt reduzierender Atmosphäre muß O₂, wenn auch nur in geringen Mengen, im Gasgemisch enthalten sein;
2. Der H₂-Überschuß über den zur Reduktion von NO_x und O₂ erforderlichen stöchiometrischen Bedarf muß möglichst gering sein;
3. Die Betriebstemperatur des Katalysators sollte $\geq 400^{\circ}\text{C}$ betragen.

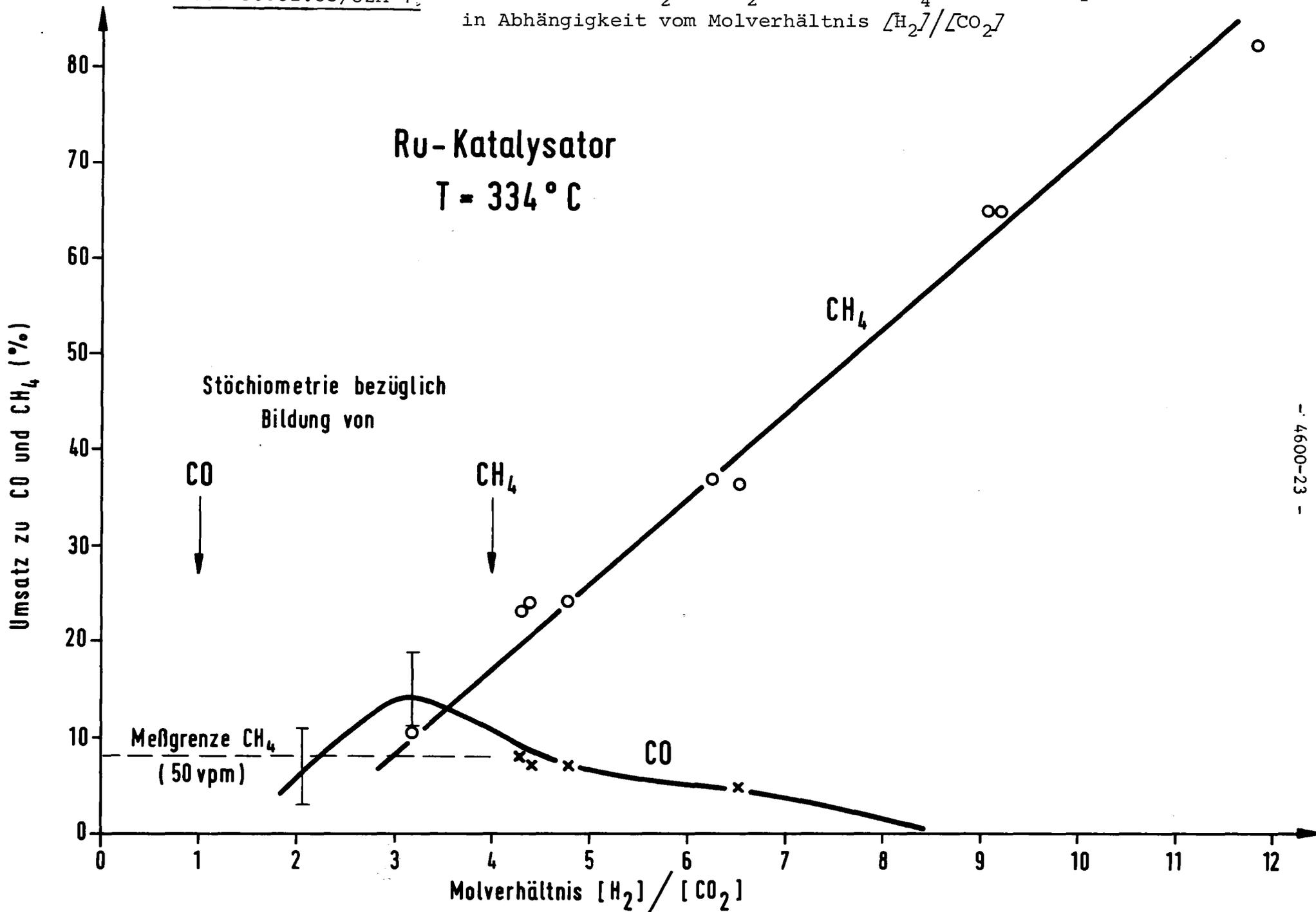
Bei weiteren Versuchen soll mit einer empfindlicheren Analysetechnik die wirkliche CH₄-Konzentration im Bereich der geringen CH₄-Bildung (<50 vpm) erfaßt werden, um das sich beim stationären Betrieb der 1. TTR-Kolonne einstellende CH₄-Konzentrationsprofil berechnen zu können.

Literatur

- 1) R.v. Ammon et al., in KfK-2500 (Dez. 1977), S. 161
(PNS-Halbjahresbericht 1977/1)
- 2) R.v. Ammon et al., in KfK 2600
(PNS-Halbjahresbericht 1977/2)
- 3) Ullmann's Encyklopädie der techn. Chemie, 4. Aufl., Band 14, S. 329, Verlag Chemie, Weinheim, New York 1977

Abb. 06.02.03/02A-1

Reduktion von CO_2 mit H_2 zu CO und CH_4 am Ru-Katalysator
in Abhängigkeit vom Molverhältnis $[\text{H}_2]/[\text{CO}_2]$



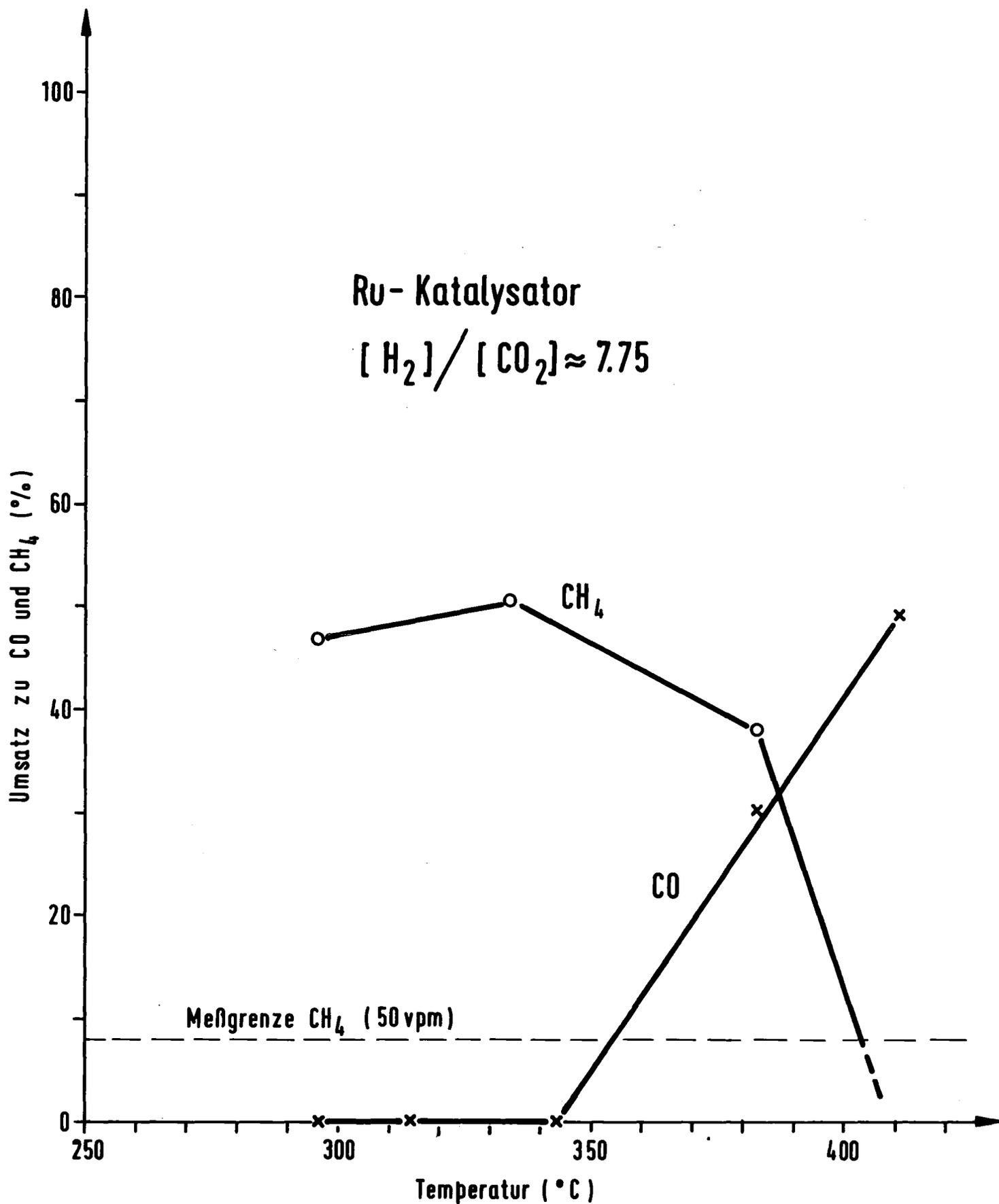


Abb. 06.02.03/O2A-2;

Reduktion von CO₂ mit H₂ zu CO und CH₄ am Ru-Katalysator in Abhängigkeit von der Temperatur

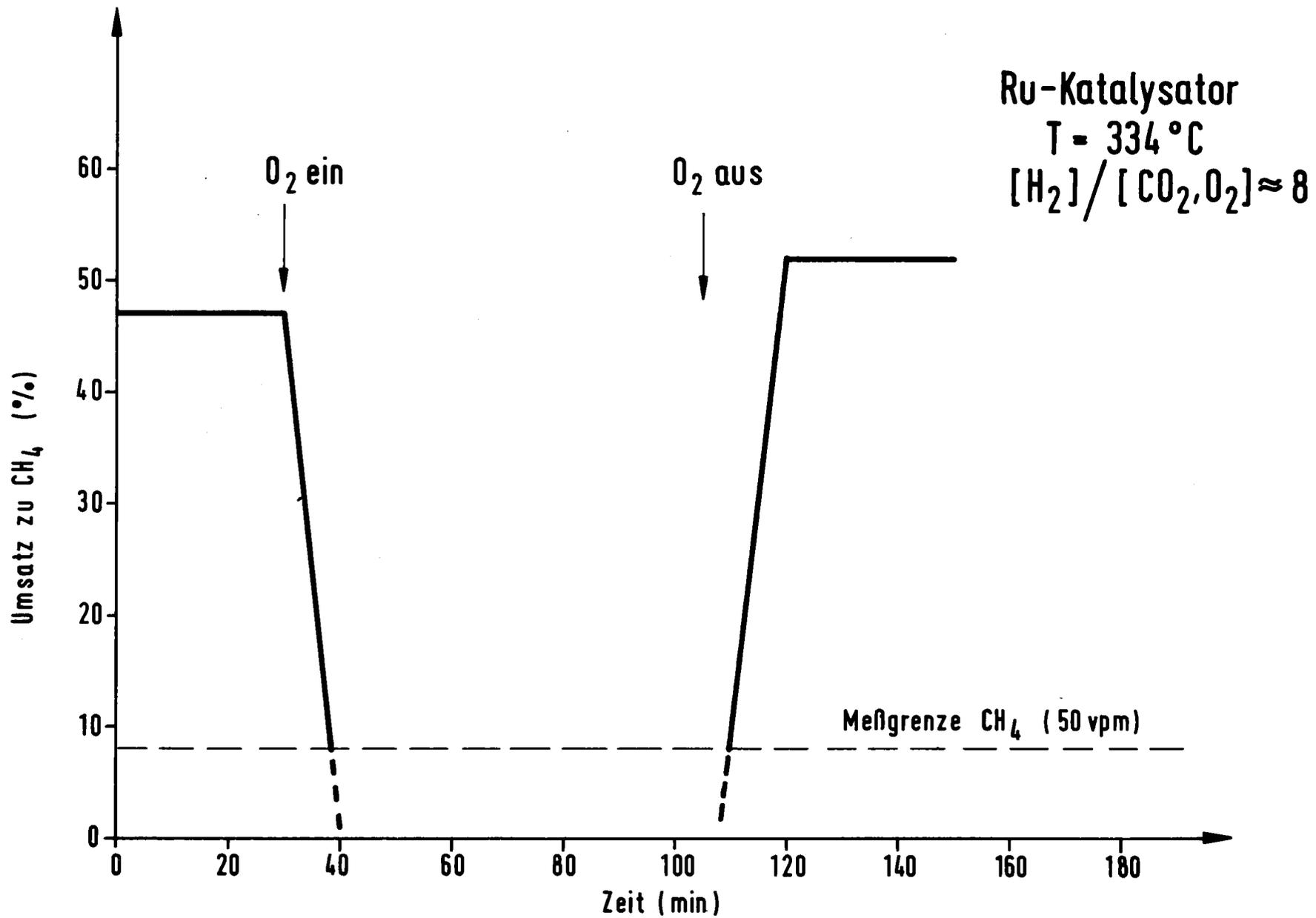


Abb. O6.O2.O3/O2A-3;

Reduktion von CO₂ mit H₂ zu CH₄ am Ru-Katalysator in
 Abhängigkeit von der O₂-Zugabe

06.02.03/03A Verfahrenstechnische Entwicklung der TTR zur 85-Kr-
PNS 4623 Abtrennung
 (E. Hutter, E. Hauß, G. Kimmig, G. Neffe, RBT)

Nach Ergänzungen, insbesondere bei der Meßtechnik und Analytik (Einbau weiterer Temperaturmeßstellen und Probenahmestellen im Sumpf der ersten Kolonne) wurde im Februar-März eine sechswöchige Versuchskampagne im Dauerbetrieb mit den im Verbund geschalteten Versuchsanlagen ADAMO und KRETA durchgeführt. Die Mannschaft der KTB/EA betrieb die Anlagen im Schichtdienst und stellte die Versuchsparameter nach Versuchsprogramm und Anweisung der Experimentatoren ein. Diese Betriebsgruppe ist auch für Anlagenwartung und Ergänzungen zur Betriebsverbesserung und Bedienungserleichterung zuständig.

Auch diese 5. KRETA-Versuchskampagne diente der Klärung der Frage, ob eine erhöhte Krypton-Konzentration im Speisegas der ersten Kolonne zur Vermeidung von Xenon-Ausfrierungen erforderlich ist - und wenn ja, in welcher Größe. Diese Verfahrensvariante mit einer Angleichung des Kr/Xe-Verhältnisses an die Gegebenheiten in der Luft ($Kr/Xe \approx 10/1$ statt $1/10$) ist für die Abgasreinigungsanlage AZUR der WAK vorgesehen. Sie bringt jedoch ein erhöhtes Aktivitätsinventar in der Anlage mit daraus folgenden Konsequenzen (siehe auch 06.02.03/01A) sowie erhöhten Betriebsmittelverbrauch mit sich, der zumindest in einer kommerziellen Großanlage von Bedeutung sein wird. -

Einfluß der Krypton-Konzentration im Speisegas

Die durchgeführten Versuchsreihen bei verschiedenen Speisegasdurchsätzen \dot{F} und jeweils hohem (6500 vpm Kr) und niedrigem (167 vpm Kr) Kryptonanteil zeigten, daß die Kryptonkonzentration in der fraglichen Größenordnung keinen verbessernden Einfluß auf die Verlegung der Kolonne hat (Abb. 06.02.03/03A-1) /1/.

Dies ist verständlich, da es sich um Ausfrieren von Xenon aus der Gasphase im Eintrittsbereich des Speisegases in die Kolonne handelt. Diese feste Phase setzt sich an dem kalten Boden über dem Gaseintritt ab und verstopft die Sieblöcher von 0,8 mm Durchmesser. Der Mechanismus der Kolonnenverlegung sowie der Auflösung bei Gegenmaßnahmen konnte weiter geklärt werden [1].

Ausfrierungen aus der Flüssigphase, wie sie in der Anfangszeit des Anlagenbetriebs in Druckmeßleitungen auftraten, (wurde durch Beheizen dieser Leitungen behoben) konnten bis zu einer Konzentration von 80 % Xenon und 20 % Krypton im Sumpfbehälter nicht festgestellt werden. Allein gegen eine solche Störung wäre die erhöhte Kr-Einspeisung wirkungsvoll, da damit die Sumpfbzusammensetzung aus der Nähe des Unlöslichkeitsbereichs für Xenon in Stickstoff gerückt würde [2].

Einfluß der Xenon-Konzentration im Speisegas

Bei einer bestimmten Xe-Konzentration im Speisegas beginnt die Verlegung der Kolonne am Siebboden über dem Einspeisepunkt. Die Verlegung ist gekennzeichnet durch zunächst langsamen Anstieg des Differenzdruckes im Verstärkungsteil. Nach einer Zeit Δt , die reproduzierbar abhängig ist von der Xenon-Konzentration im Speisegas und die einen bestimmten Verstopfungsgrad der Siebbodenlöcher darstellt, steigt der Differenzdruck steil an. Dieser Anstieg, dessen Steilheit vom eingestellten Rücklaufverhältnis bestimmt wird, zeigt die Überflutung des Verstärkungsteils mit flüssigem Stickstoff an.

Die Zeit Δt verlängert sich mit abnehmender Xe-Konzentration und hat eine deutliche Tendenz zur asymptotischen Annäherung an einen Grenzwert, siehe Abb. 06.02.03/03A-1), d.h. unterhalb dieses Wertes scheint ein störungsfreier Betrieb bei den gegebenen Verhältnissen möglich zu sein.

Der theoretische, durch die Sublimationsdruckkurve für Xenon [3] bestimmte obere Grenzwert liegt bei etwa 50 vpm (Siebplatte bei LN_2 -Temperatur von 95 K). Aus Desublimationsversuchen ist bekannt, daß bei niedrigem Partialdruck die ausgefallene feste Phase lockerer und weicher ist als bei hohem Partialdruck [4]. Übertragen auf die Xenon-Desublimation könnte damit erklärt werden, daß die verstopften Löcher bei niedriger Konzentration leichter freigeblasen werden, was sich in einer Verlängerung der Zeit Δt auswirkt.

Schlußfolgerungen

Das derzeit spezifizierete Auflöserabgas mit ca 1600 vpm Xenon führt in der zur Zeit noch in KRETA eingebauten ersten Trennkolonne zu Verlegungen durch Desublimation von Xenon im Eintrittsbereich des Speisegases. Aufgrund der vorliegenden Erkenntnisse aus den Versuchen bieten sich zur Vermeidung dieser Störung bei dem Krypton-Abtrennverfahren Tieftemperatur-Rektifikation folgende Änderung gegenüber der in KRETA angewendeten Variante alternativ an:

- a) Verdünnen des Xe-Anteils im Speisegas durch teilweises Rückführen des Stickstoff-Kopfproduktes.
- b) Abtrennen eines Teils des anfallenden Xenons vor Eintritt in die erste Rektifizierkolonne durch Adsorption an einem geeigneten Material oder Ausfrieren an Kühlfallen. Dabei ist die Koadsorption von Krypton zu beachten.
- c) Veränderte Kolonnenkonstruktion, so daß Ausfrierungen, sofern sie auftreten, den Betrieb nicht mehr stören (Sieb-

böden mit größerem Lochdurchmesser, Glockenböden, Füllkörperpackungen mit größtmöglichem Lochdurchmesser in der Halteplatte für die Füllkörper, Einleiten des Gases in eine Flüssigkeitsvorlage).

- d) Einleiten des Speisegases in einem Bereich höherer Kolonnentemperatur. Dies ist erreichbar durch die Anordnung des Einspeisepunktes an einer Stelle entsprechend hoher Edelgas-Konzentration im Abtriebsteil der Kolonne und/oder durch Erhöhung des Kolonnendrucks. Letztere Maßnahme ist jedoch wegen des erhöhten Gefahrenpotentials unerwünscht.

Bei der Spezifikation des Abgases der großen Weideraufarbeitungsanlage im deutschen Entsorgungszentrum geht die Tendenz zu geringeren Abgasmengen und damit höheren Spaltgaskonzentrationen. Um die künftigen Anforderungen erfüllen zu können, ist es wahrscheinlich, daß mehrere der vorgenannten Maßnahmen kombiniert werden müssen. Die weitere Arbeit wird darauf auszurichten sein.

Literatur

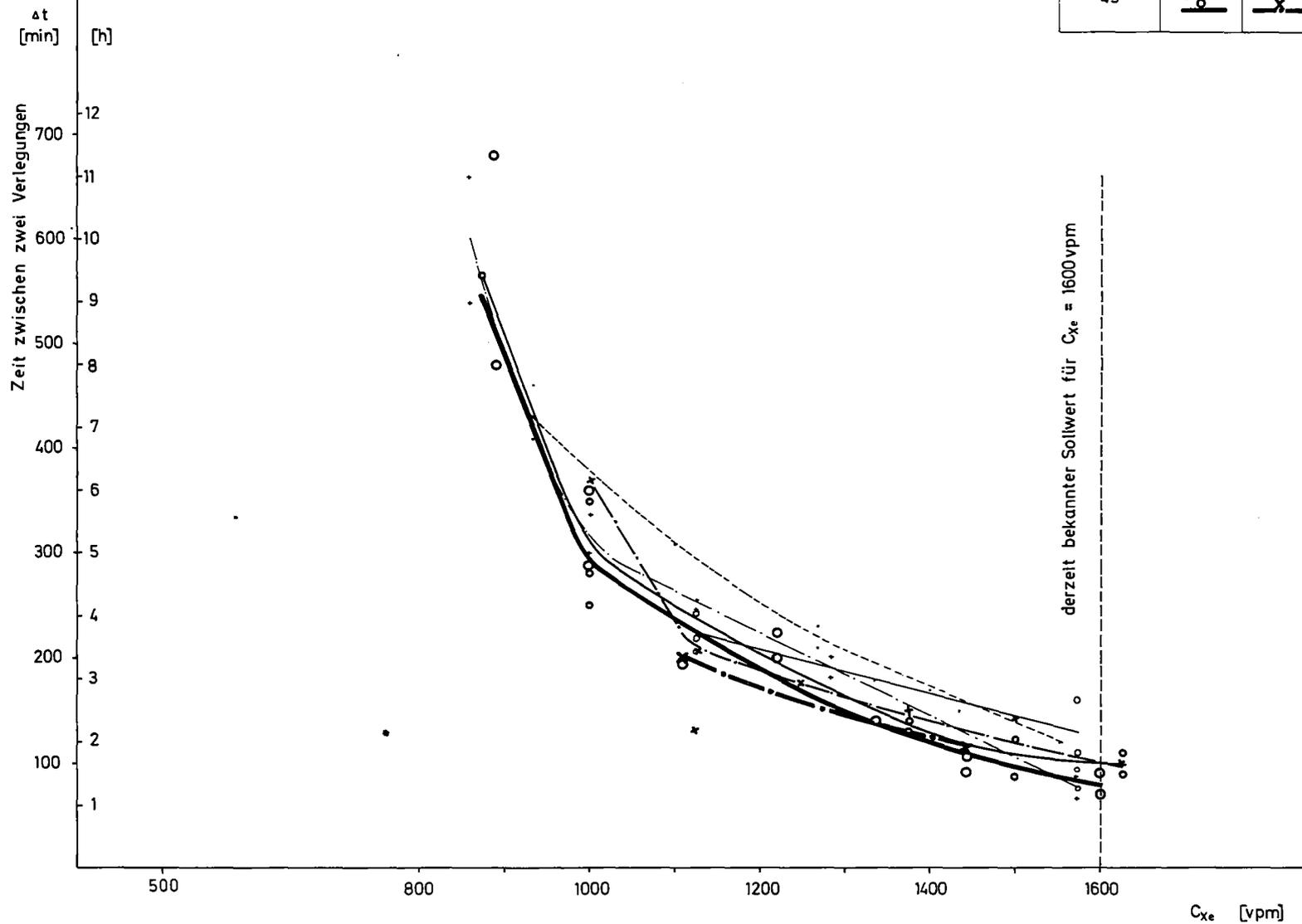
- [1] R. v. Ammon, H.-G. Burkhardt, W. Bumiller, G. Franz, J. Hanauer, E. Hutter, G. Neffe (1978) unveröffentlicht
- [2] PNS-Halbjahresbericht 1977/2, KfK 2600, Abb. 4623-2
- [3] C.W. Leming und G.L. Pollack: Sublimation Pressures of Solid Ar, Kr and Xe; Physical Review B, Vol. 2, Nr. 8 (1970)
- [4] Persönliche Mitteilung J. Schmid, IKVT

Abb. 06.02.03/03A-1:
 Abhängigkeit der Xenon-Verlegung im Feedeintrittsbereich
 von der eingespeisten Xenon-Konzentration

Einfluß der Krypton-Konzentration

5. KRETA-Versuchskampagne
 Heizleistung 2239W Anzeige konstant

\dot{F} [Nm ³ /h]	ohne Kr	mit Kr
30	(5 NI/h)	
35	(10 NI/h)	(230 NI/h)
40	(67 NI/h)	(260 NI/h)
45	(75 NI/h)	(290 NI/h)



06.02.03/04A Untersuchungen zur Kr-85-Lagerung bei der TTR

PNS 4624 (H.E. Noppel, R.-D. Penzhorn, IRCH; H.U. Borgstedt, IMF II)

Eine aussichtsreiche Art der Entsorgung des Spaltkryptons einer großen WAA besteht in der Tieftemperaturabtrennung aus dem Abgas mit anschließender Lagerung in Druckgasflaschen. Bei einer Halbwertszeit von 10,76 Jahren bedeutet dies, daß das Material der Flaschen und Ventile etwa 100 Jahre Standzeit durchhalten muß, wobei zu beachten ist, daß aus dem Kr-85 durch radioaktiven Zerfall das sehr reaktionsfreudige Alkalimetall Rubidium entsteht. Der Suche nach einem extrem korrosionsfesten Material kommt somit eine ganz besondere Bedeutung zu. Um eine aussagekräftige Extrapolation auf 100 Jahre Lagerungszeit zu ermöglichen, sind Korrosionsversuche mit sehr langen Standzeiten erforderlich.

Mit den Korrosionsversuchen wurde im Dezember 1977 begonnen. Sie werden in enger Zusammenarbeit mit dem IMF II durchgeführt, welches sowohl die Be- und Entladung der Testbehälter mit dem Alkalimetall besorgt, als auch die Auswertung der Versuche übernimmt.

Für die Korrosionsversuche wurden bisher 3 Arten von Druckgefäßen verwendet:

- 1) Behälter der Fa. Whitey aus Edelstahl 1.4301, Inhalt 75 ml, versehen mit Nupro-Kugelventilen SS-4JB.
- 2) Behälter der Fa. Hoke aus Edelstahl 1.4301, Inhalt 150 ml, mit Hoke-Ventilen 2215 G6Y.
- 3) In unserer Hauptwerkstatt nach unseren Plänen angefertigte Druckbehälter aus Normalstahl 1.0305 mit Böden und Deckel aus 1.0425, Inhalt ca. 140 ml, versehen mit Nupro-Kugelventilen SS-4JB (s. Abb.06.02.03/04A-1).

Im folgenden werden die einzelnen Behälteranordnungen beschrieben.

Whitey-Behälter (W):

Die Behälter sind an beiden Enden offen und mit Innen-NPT-Gewinden versehen. Die Behälter sind 12,38 cm lang, 3,81 cm im Durch-

messer und haben eine Wanddicke von 0,21 cm. Sämtliche Schweißarbeiten erfolgten unter Schutzgas. Schweißmaterial war Thermanit JE 1.4316. Zunächst wurden Edelstahlstreifen aus 1.4306 zusammengeschweißt, um auch diese Schweißnaht später untersuchen zu können. Hiervon wurden Teststreifen (90x8x1 mm) abgeschnitten, die nach 20 mm die Testschweißnaht trugen. Diese Teststreifen wurden mit der Schmalseite auf passende Edelstahlstopfen aufgeschweißt und mit diesen die Behälter an einem Ende verschlossen. Das andere Ende wurde mit einem Übergangsstück zu einem 3/8"-Edelstahlrohr verschlossen. Da die NPT-Gewinde nicht druckdicht waren, wurden auch diese Stellen mit Thermanit verschweißt. Die mit Nupro-Kugelventilen versehenen Behälter wurden von der Fertigungskontrolle (FK) auf Dichtheit geprüft und die Leckrate von Behältern und Ventilen getrennt bestimmt. Der Körper des Ventils ist aus Edelstahl W.Nr. 1.4306 (s. Abb. 06.02.03/04A-2).

Hoke-Behälter (H):

Für die Hoke-Behälter gilt dasselbe wie vorstehend beschrieben. Sie sind 23 cm lang, der Durchmesser beträgt 3,78 cm und die Wandstärke 0,26 cm. Die chemische Analyse des Werkstoffs ergab in %

C	P	S	Si	Mn	Ni	Cr
0,051	0,011	0,010	0,46	1,48	9,48	18,32

Auch diese Behälter enthalten Teststreifen aus 1.4306. Hier kamen aber die vermutlich besseren, für Temperaturen bis zu 232°C ausgelegten Hoke-Ventile zum Einsatz. Der Körper und die schraubbaren Teile des Ventils sind aus W.Nr. 1.4306 und der Stopfen aus Hastelloy C hergestellt (s. Abb. 06.02.03/04A-3).

Druckbehälter aus Normalstahl (B):

Diese Druckbehälter wurden nach unseren Angaben in der Hauptwerkstatt angefertigt. Der Rohrkörper besteht aus Normalstahl 1.0305, ähnlich dem, der bei den handelsüblichen Druckgasflaschen Verwendung findet. Deckel und Böden bestehen aus dem sehr ähnlichen Werkstoff 1.0425. In den Deckel ist ein 3/8"-Edelstahlrohr aus 1.4571 eingeschweißt. Die Behälter wurden mit Nupro-Kugelventilen versehen, bei FK einer Röntgenuntersuchung der Schweißnähte unter-

worfen und in der Hauptwerkstatt einer Wasserdruckprobe unterzogen. Diese Druckbehälter enthalten keine Teststreifen (s. Abb. 06.02.03/04A-4).

Für die Versuche wurden nach Möglichkeit immer 3er-Gruppen gleichartiger Druckgefäße und Ventile zusammengenommen: Das erste Gefäß enthielt nur Argon, das zweite Rb (bzw. Na) unter Argon und das dritte Rb + Rb₂O (bzw. Na + Na₂O₂) unter Argon. Dieses Alkalimetall wurde in das Versuchsprogramm mit aufgenommen aus der Überlegung heraus, daß die Korrosionsauswirkungen des Na weitestgehend bekannt sind. Die Behälter wurden bis mindestens halbe Höhe mit Alkalimetall gefüllt. Die Einhaltung der Versuchstemperaturen wird seit Versuchsbeginn mittels Thermoelementen und Punktschreiber überwacht. Die Dichtheit der Druckbehälter und Ventile wird über ein Manometer der ständig unter 100 bar Ar-Druck stehenden Zuleitungen verfolgt. Die Ventile werden nach Beginn einer Versuchsreihe zunächst täglich, später dann sporadisch, geöffnet, um auftretende Undichtigkeiten an den Behältern feststellen zu können. Die Behälter wurden normalerweise bei Versuchstemperatur auf Druckverlust geprüft. Dabei wurde bei mehreren, meistens nach längeren Standzeiten, eine erhebliche Druckabnahme festgestellt. Im Störfall, wenn ein Ofen auf Zimmertemperatur abgekühlt werden mußte, wurde gleich eine Vielzahl von Ventilen sowohl im Sitz als auch am Dichtungsring undicht. Durch Anziehen der entsprechenden Dichtungs-Preßschraube bzw. Schließen des Ventils konnten die Leckagen behoben werden.

Da der Schmelzpunkt des Rubidiums 38,89°C beträgt 1/, liegt das Alkalimetall in den Behältern in flüssiger Form vor. Die Abhängigkeit der Rubidiums-Schmelztemperatur vom allseitigen Druck ist in Abb.06.02.03/04A-5 zu sehen. Im Bereich der für die Endlagerung in Frage kommenden Drücke (≤ 200 bar) ist die Zunahme der Schmelztemperatur vernachlässigbar ($< 3,8^\circ\text{C}$). Abb 06.02.03/04A-6 stellt eine Zusammenstellung von Rb-Dampfdrücken als Funktion der Temperatur dar 2/. Daraus ist zu entnehmen, daß der Rb-Dampfdruck bei 150°C $2 \cdot 10^{-3}$ (mbar) und bei 200°C $4 \cdot 10^{-2}$ (mbar) beträgt (in einer Druckgasflasche bei 150°C, die 100 bar Kr mit 6 % Kr-85 enthält, entsteht der Rb-Partialdruck von $2 \cdot 10^{-3}$ (mbar)

bereits nach 1,86 Tagen). Nach Erreichen einer genügenden Übersättigung kondensiert das Rb spontan zu Tröpfchenaerosolen. Im Laufe der Zeit beginnt die Abscheidung durch Sedimentation und Diffusion an die Wände unter Bildung eines Dreiphasen-Systems.

Zur Ermittlung des Einflusses von O_2 auf die Rb-Korrosion wurde dem Alkalimetall Rb_2O beigemischt. Diese Substanz würde spontan aus der Reaktion von O_2 mit Rb gebildet werden. Die Löslichkeit des O_2 in Rb ist nach unserer Kenntnis noch nicht gemessen worden, sie sollte aber bei $300^\circ C$ zwischen 6000 und 30000 Gew. ppm Sauerstoff liegen $\frac{3}{4}$. Das dabei entstehende Rb_2O ist sehr stabil.

Inzwischen laufen in 3 Trockenschränken 5 Versuchsreihen, die sich durch verschieden lange Standzeiten noch weiter aufgliedern werden. Die Versuche werden bei $150^\circ C$ und $200^\circ C$ durchgeführt. Aus Kostengründen kam das billigere Edelgas Argon zum Einsatz. Der Druck betrug bislang in allen Versuchsreihen 100 bar. Eine übersichtliche Zusammenstellung der Versuche sowie der erreichten Standzeiten ist in Tab.06.02.03/04A-I zu sehen. Die erste Versuchsreihe mit 3 Whitey-Druckbehältern wurde nach 3000 Stunden Standzeit abgebrochen. Das Rb_2O -haltige Rb enthielt 743 Gew. ppm Sauerstoff.

Zur Untersuchung des enthaltenen Argons wurde eine Vakuumapparatur aufgebaut, die aus Vorpumpe, Öldampfstrahlpumpe mit Vakuummeßeinrichtung sowie Manometer bis 10 bar besteht. An die Apparatur können einerseits Druckgefäße, andererseits Gasmäuse aus Glas mit 500 ml Inhalt angeflanscht werden. Erwartungsgemäß zeigte sich, daß die Verunreinigungen in allen Proben so gering waren, daß sie nicht nachgewiesen werden konnten. Die Gasproben aus den Gefäßen mit Rb enthielten weniger Sauerstoff als das Ar aus der Vorratsflasche bzw. aus dem nur Ar enthaltenden Druckgefäß. Dies erklärt sich aus der Getterwirkung des Rb für O_2 .

Nachdem der Ar-Überdruck aus den Gefäßen abgelassen worden war, wurden am oberen Ende des zylindrischen Teiles der Druckgefäße Nuten eingefräst. Die Gefäße konnten dann in der Ar-Handschubbox des IMF II mittels Rohrabschneider vollends durchtrennt und ent-

leert werden. In den Behältern verbliebene Rb-Reste wurden mittels Propanol-(2) entfernt, die Behälter gespült und im Trockenschrank getrocknet.

Bei visueller Untersuchung der Druckbehälter ergaben sich keinerlei Unterschiede zwischen dem Gefäß, welches nur Ar enthalten hatte, und den beiden anderen Gefäßen, welche mit Rb bzw. Rb + Rb₂O beschickt gewesen waren. Eine scharfe Trennlinie zwischen Gasraum und Flüssigmetallraum konnte nicht beobachtet werden. Nur andeutungsweise sowie aufgrund der Einwaage konnte die Stelle ermittelt werden, bis zu welcher das flüssige Rb reichte. Diese Tatsache ist möglicherweise auf ein Kriechverhalten des Rb zurückzuführen. Ein weiterer Hinweis auf dieses Kriechverhalten konnte an einem Behälter festgestellt werden, an dem sich nach Abkühlen an der Verschraubung zwischen Behälter und Ventil Ausblühungen von Rb-Oxiden und -Hydroxiden und damit Korrosion gebildet hatten (s. Abb. 06.02.03/04A-7). Beim Lösen dieser Verschraubung brannten Rb-Reste ab, die in den Gewindegängen verblieben waren. Die Gewindegänge dieser Ventilverschraubung waren stark korrodiert (die Gewindegänge der Ventile sind zur besseren Gängigkeit versilbert).

Die Druckbehälter wurden in unserer Institutswerkstatt weiter zerlegt. Zunächst wurden die Blindstopfen, die die Edelstahl-Teststreifen trugen, soweit abgedreht, daß sie sich aus den Gefäßen entfernen ließen. Die Teststreifen wurden am Stopfen abgeschnitten und der untere Teil mit der Testschweißnaht zur gesonderten Untersuchung abgetrennt. Anschließend wurde das untere gewölbte Teil der Gefäße abgesägt und das verbliebene zylindrische Mittelteil der Druckbehälter der Länge nach in 4 etwa gleich große Teile zersägt. Je einer dieser Viertelzylinder wurde dem IMF II übergeben, um chemische, rasterelektromikroskopische und weitere Untersuchungen durchführen zu lassen.

Gleiches gilt für den Teststreifen aus 1.4306 mit der Testschweißnaht.

Aus dem größeren Stück des Teststreifens sowie aus einem wei-

teren Zylinderviertel wurden von jedem Gefäß Zugprobenstücke hergestellt. Für die Form der Zugproben wurden die DIN-Normen 50145 und 50114 zugrunde gelegt. Die Probestücke sind ca. 60 mm lang, die eigentliche Meßlänge beträgt 25 mm und ist 5,3 mm breit. Die Stärke des Materials ist beim Teststreifen 1 mm, beim Druckgefäßstück 2,1 mm. Ferner wurden die Ventile untersucht. Dazu wurde das bewegliche Innenteil mit Stahldichtkugel herausgeschraubt. Der Ventilkörper selbst wurde in der gesamten Breite bis auf die Hälfte abgefräst, so daß Ventilsitz und Durchgangsbohrungen offen einzusehen sind. Die Ventile befinden sich innen in optisch einwandfreiem Zustand, einschl. der Dichtungen. Auch diese Teile werden z.Z. vom IMF untersucht.

Eine Analyse des Rb wurde bei diesen ersten Versuchen noch nicht durchgeführt. Sie ist aber für spätere Versuche vorgesehen.

Ausblick

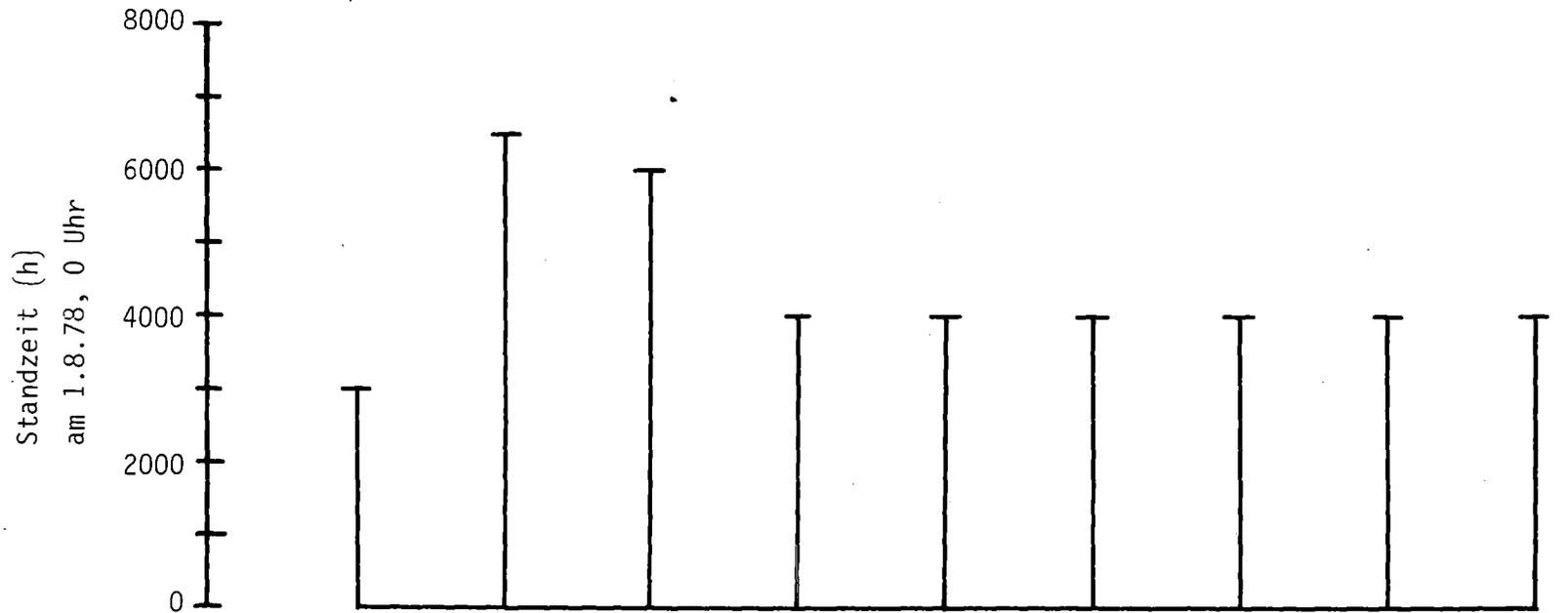
Versuche sind in Vorbereitung, bei denen der Einfluß von RbOH, Stickstoff, Stickoxiden und energiereichen Strahlen auf die Rb-Korrosion untersucht werden sollen. Nach der Feststellung, daß der Korrosionsumfang gering ist, können die Versuchsbedingungen verschärft werden (200 bar bei 200°C). Ein Versuchsaufbau, der es ermöglicht die Proben einer bekannten Zugspannung während der Versuchsstandzeit auszusetzen, ist in Auftrag gegeben worden.

- 1/ Gmelins Handbuch der anorganischen Chemie, 8. Auflage,
Band 24, Verlag Chemie GmbH, Weinheim/Bergstraße und
Berlin (1937), S. 49

- 2/ A.N. Nesmeyanov
Vapor Pressure of the Chemical Elements
Elsevier Publishing Co (1963)

- 3/ R.-D. Penzhorn
Alternativverfahren zur Kr-85-Endlagerung KFK-2482

Alkalimetall
Temperatur (°C)
Behältertyp



	Rb 150 W	Rb 150 W	Rb 200 W	Rb 150 B	Rb 150 B	Rb 200 H	Rb 200 H	Na 150 B	Na 150 B
a) Alkalimetall (g)	57,25	56,26	49,52	102,27	113,65	58,31	57,47	69,54	70,64
b) Alkalimetall (g)	57,41	61,17	47,69	101,05	104,78	58,88	56,08	68,97	71,53
Alkalimetalloxid (g)	0,0505	0,51	0,50	0,50	0,50	0,52	0,51	0,50	0,5

- 4600-38 -



Tab. 06.02.03/04A-I:

Stand der Korrosionsversuche am 1.9.1978. Jeweils drei Druckgefäße, einer mit Argon, einer mit Alkalimetall/Argon und einer mit Alkalimetall/-oxid/Argon wurden bei den jeweiligen Versuchsbedingungen (p = 100 bar) gelagert

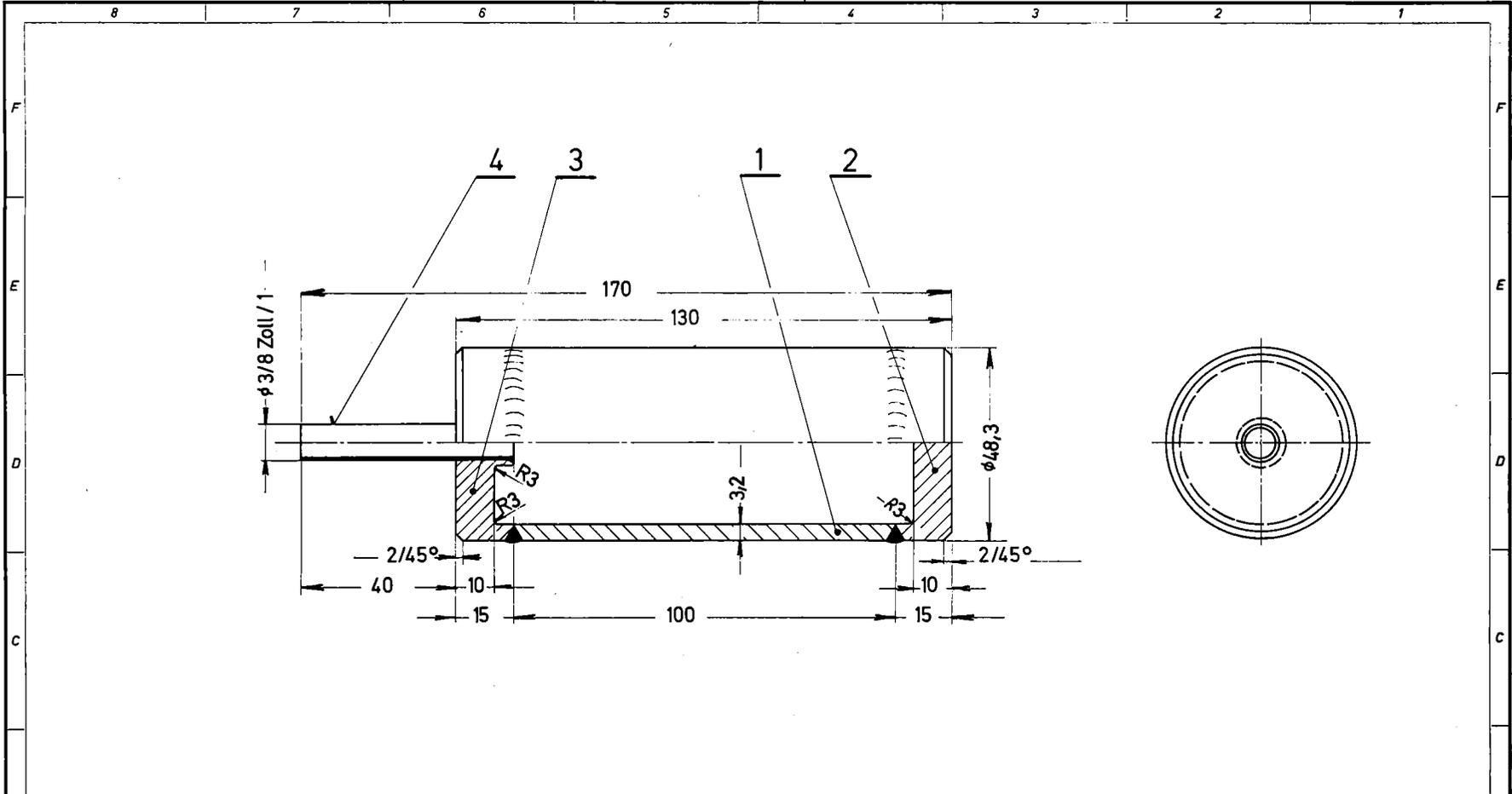


Abb. 06.02.03/04A-1:

4	1	ROHR	1.4571	φ3/8"x55		
3	1	DECKEL	1.0425	φ50 x 15		
2	1	BODEN	1.0425	φ50 x 15		
1	1	ROHRKÖRPER	1.0305	φ50 x 100		
Teil	Stück	Benennung	Werkstoff	Abmessung	Zeichngs. Nr. Norm	Bemerkung
Oberflächenzeichen		~	▽	▽▽	▽▽▽	▽▽▽▽
Rauhfiefe max. in μ		1000	40	10	4	1,5
19/77		Tag	Name	Werkstoff	Gesellschaft für Kernforschung m. b. H. 7500 Karlsruhe Postfach 3640	
gez.		18.8.	7/		Zugeh. Zeichng.	
gepr.					Ersetzt für	
gez.					Ersetzt durch	
Maßstab		Benennung			Bezeichnung Nr.	
1:1		DRUCKBEHÄLTER			IRCH	

Für diese Zeichnung beibehalten wir uns alle Rechte vor, auch für den Fall der
 Patentierung oder Gebrauchsmusterbefreiung. Ohne unsere vorherige Kenntnis
 mangelt diese Zeichnung weder hinsichtlich noch Dritten irgendwelche Ansprüche
 zu; sie ist durch den Empfänger oder Dritte auch nicht in anderer Weise
 abzuändern verpflichtet worden. Zuständigkeiten verpflichten zu Schäden
 ersetzt und können strafrechtlicher Folgen haben.

Paßmaß	Abmaß	Buch-	kommt	Änderung	Tag	Name
		stöße	vor			

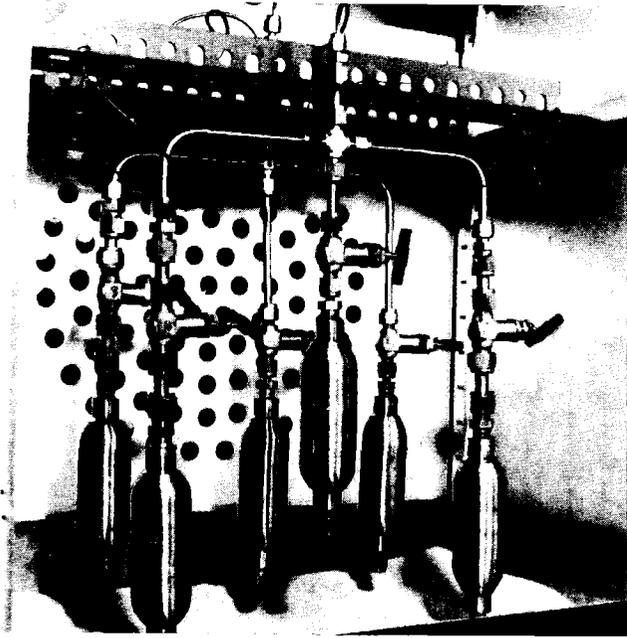


Abb. 06.02.03/04A-2

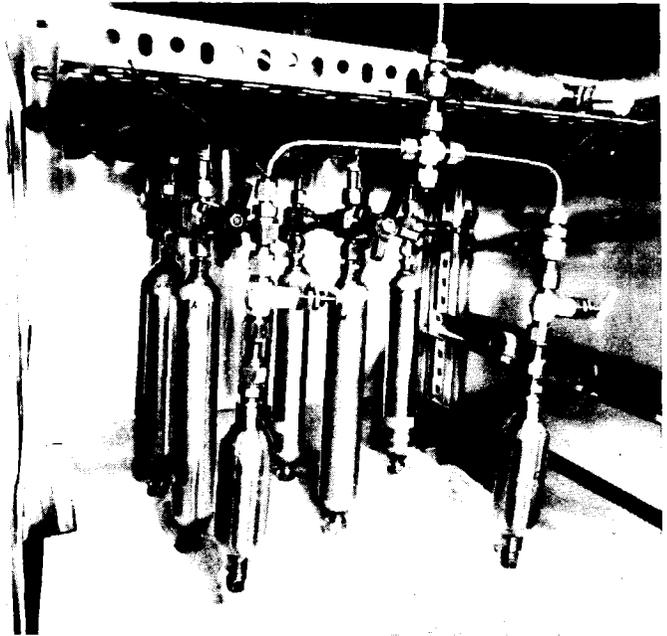


Abb. 06.02.03/04A-3

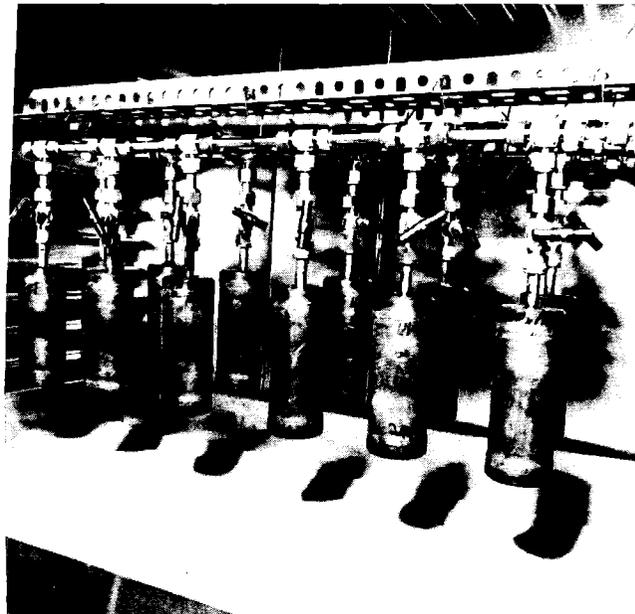


Abb. 06.02.03/04A-4



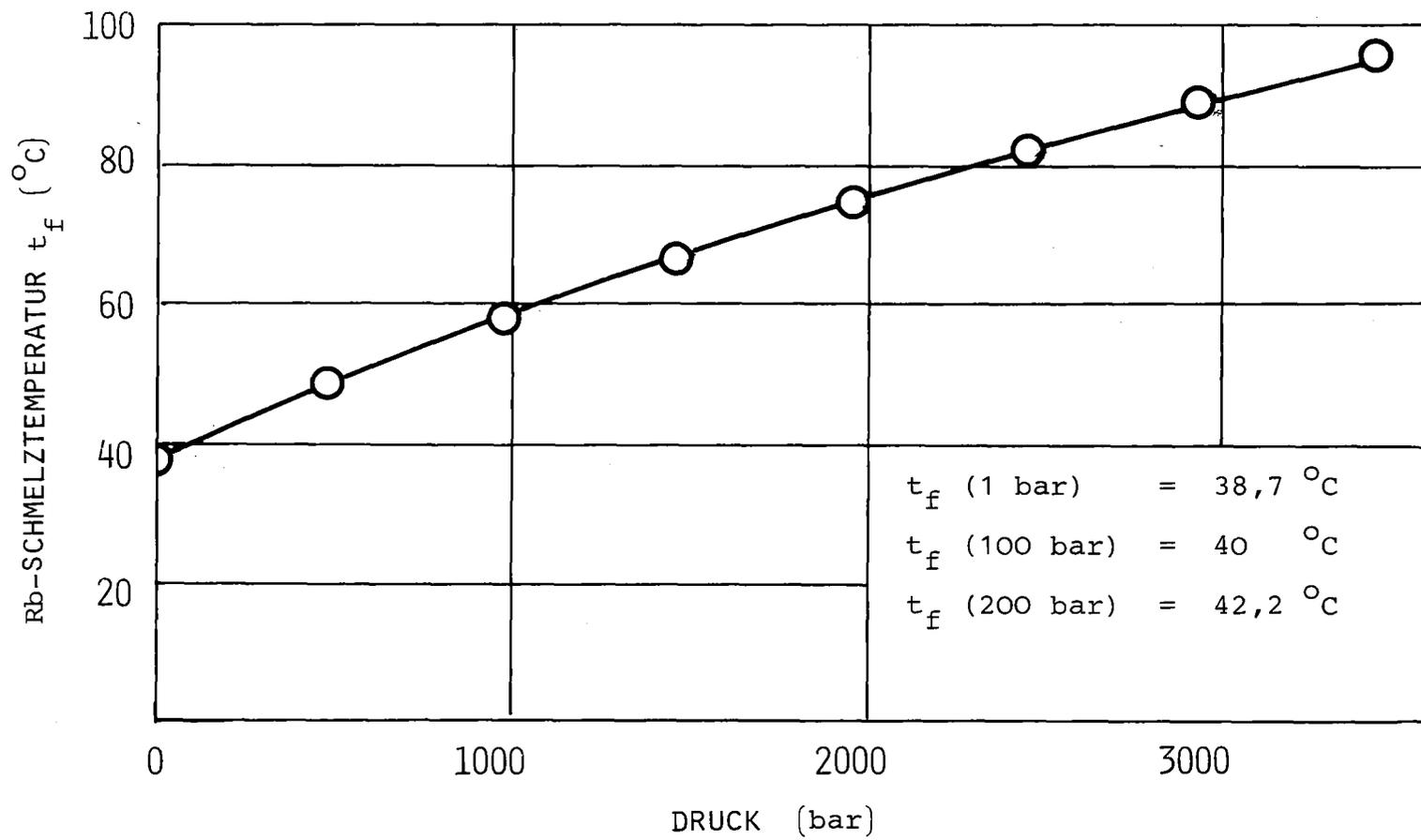


Abb. 06.02.03/04A-5: Druckabhängigkeit der Rb-Schmelztemperatur

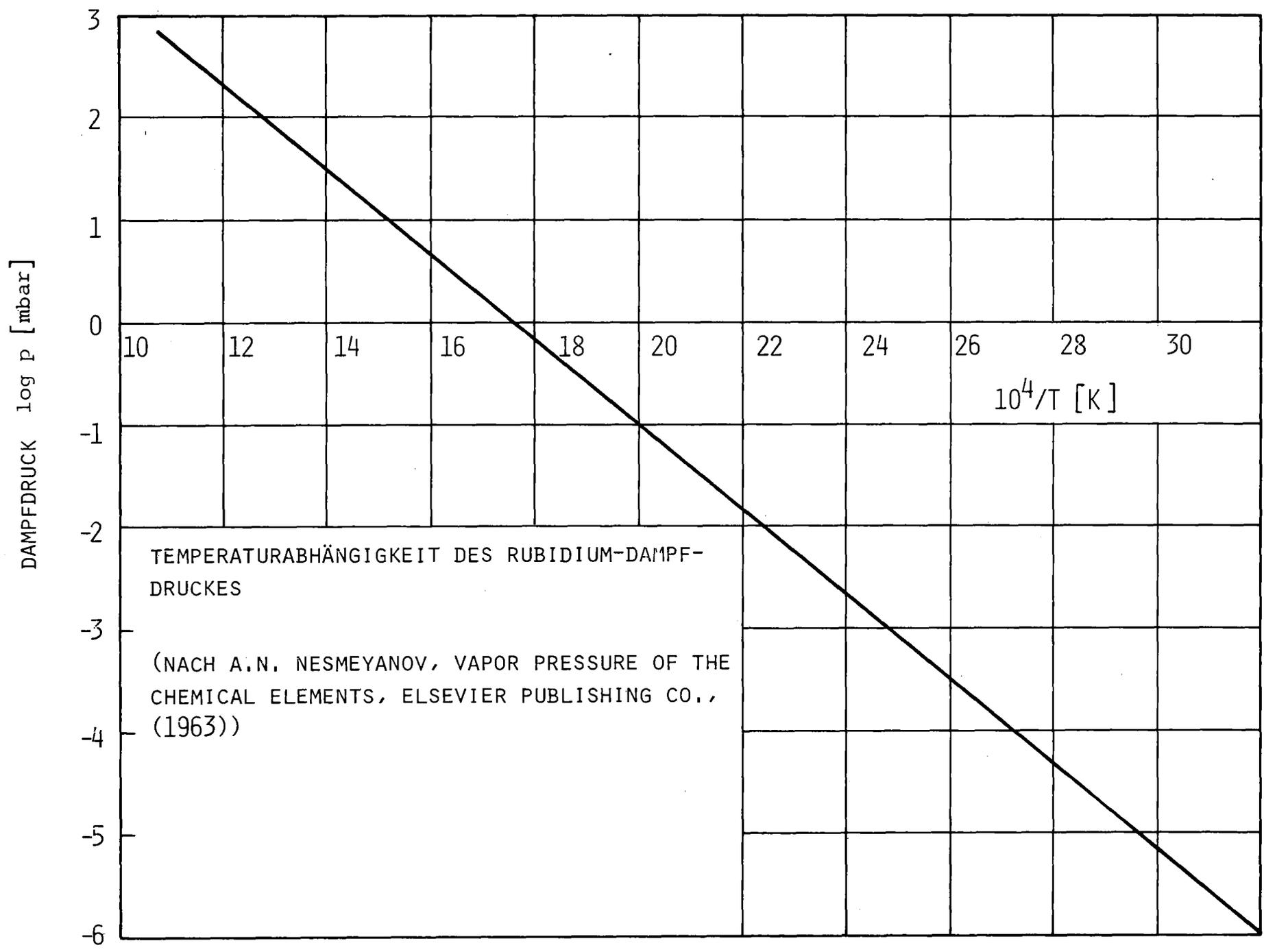
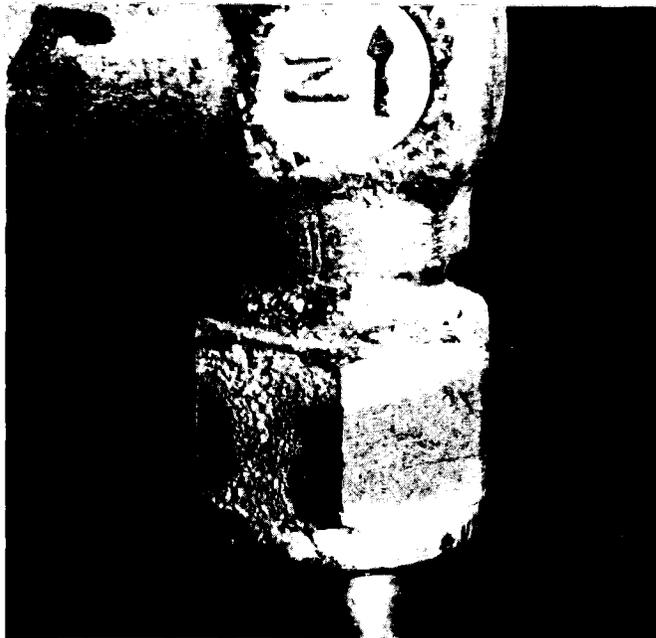


Abb. 06.02.03/04A-6:



KJK

Abb. 06.02.03/04A-7: Kriechverhalten des Rubidiums

06.02.03/05A. Untersuchungen zur Ozon-Sicherheit bei der TTR
PNS 4625 (R.-D. Penzhorn, P. Schuster, H.G. Noppel, K. Günther,
IRCH)

1. Einleitung

Im Berichtszeitraum wurde eine Handschuhbox aufgebaut, in der sich eine Gas-Strömungsapparatur befindet, die zur Entwicklung einer Methode für die Bestimmung bzw. Überwachung von Ozon unter heißen Bedingungen (Kr-85) ausgelegt ist. Mit einem Kryostaten wurden erste Messungen zur Erfassung von Stoffdaten durchgeführt.

2. Aufbau einer Gasströmungsapparatur und Kr-85-Entsorgungseinheit in einer Handschuhbox

Eine schematische Darstellung der aufgebauten Strömungsapparatur ist in Abb. 06.02.03/05A-1 zu sehen. Zur Bestimmung des Ozons ist zunächst eine optische Linie vorgesehen, die aus einer UV-Lampe als Lichtquelle, einem Filtergehäuse mit zwei 250 nm Interferenzfiltern, einem Gehäuse mit Irisblende und Shutter, einem Winkelprisma, einer Edelstahlzelle mit Quarzfenstern und einem Photovervielfacher besteht. Die einzelnen Komponenten können baukastenartig in beliebiger Anordnung zusammengestellt werden.

Inaktive Gase werden in den Kreislauf aus 1 l Edelstahlvorratsgefäßen eingespeist. Über selbstschließende Wanddurchführungen können inaktive Gase in die Vorratsgefäße nachgefüllt werden. Für die Kr-85-Vorräte (2 Ci trägerfrei in Edelstahlkapsel und 100 mCi in einer Druckgasflasche mit 90 bar Kr) ist in der Box ein Bleigehäuse mit Schiebetüren vorgesehen. Die Gasgemische können mittels einer Membranpumpe umgewälzt und bei Bedarf die gesamte Apparatur evakuiert werden.

Nach Abschluß einer Versuchsreihe müssen die Gase getrennt und das Kr-85 entsorgt werden. Hierfür wurde zunächst ein elektrisch beheizbarer Edelstahlreaktor mit 5 Thermoelementen, beladen mit BTS-Katalysator zur Entfernung von Sauerstoff und Ozon, angefertigt und eingebaut. Das in der optischen Zelle befindliche $O_2/O_3/Kr/Kr-85$ -Gasgemisch wird somit erst in

den Katalysatorkreislauf expandiert, mit N_2 auf 1 bar gebracht und die Sauerstoffgase katalytisch entfernt. Anschließend wird der Kr-Anteil in einem anderen Kreislauf auf einer Säule mit Aktivkohle zurückgehalten. Diese Säule ist so konstruiert, daß ein leichtes Entleeren, Befüllen bzw. Entsorgen möglich ist. Bei Bedarf kann der BTS-Katalysator mit CO regeneriert werden.

3. Kr-Adsorption auf Aktivkohle

Zur Entsorgung des Kr-85 aus der Handschuhbox war es erforderlich, eine Methode zur Zurückhaltung von Kr zu suchen. Es ist bekannt, daß sich hierfür Aktivkohle eignet. Das Krypton wird allerdings durch Aktivkohle lediglich verzögert weitergeleitet und nicht dauerhaft adsorbiert.

Um die Verzögerungsstrecken entsprechend auslegen zu können, wurde die Beladungskapazität der Kohle für Krypton unter verschiedenen Versuchsbedingungen in drei Behältertypen getestet:

Eine Glassäule mit 26 mm Innendurchmesser und 950 mm Höhe;
ein Edelstahlgefäß mit 145 mm Innendurchmesser und 210 mm Höhe;
eine Edelstahlsäule mit 83 mm Innendurchmesser und 1020 mm Höhe.

Die Aktivkohle wurde zunächst im Trockenschrank bei $120^{\circ}C$ vorgetrocknet und anschließend 4-6 Stunden im Vakuumtrockenschrank bei gleicher Temperatur nachbehandelt. Nach Erkalten unter Vakuum wurden die Kohlen in die Adsorptionsgefäße eingewogen, die Behälter evakuiert und mit N_2 geflutet. Die Adsorptionsgefäße wurden dann in einen Gaskreislauf eingebaut, welcher aus Membranpumpe, Strömungsmesser und einem 100 l Edelstahltank bestand. Anschließend wurde der gesamte Kreislauf evakuiert, mit Ausnahme der bereits mit vorbehandelter Aktivkohle befüllten Adsorptionsgefäße, und im 100 l Tank Kr/N_2 -Gasmischungen (1 - 10 % Kr) hergestellt.

Zur Analytik der Gasmischungen war die 0,5 ml-Schleife eines Gaschromatographen in dem Kreislauf integriert. Die Kr/N_2 -Trennung bzw. Analyse erfolgte auf einer Porapak Q-Säule bei $40^{\circ}C$ Isotherm.

Die Glassäule sowie das gedrungene Edelstahlgefäß wurden mit Aktivkohle 1,5 mm (Merck Art.-Nr. 2514) befüllt und in der Edelstahlsäule kam die Aktivkohle 2,5 mm (Merck Art.-Nr. 2515) zum Einsatz. Während in dem recht breiten und niedrigen Edelstahlgefäß der Kr-Durchbruch sehr früh erfolgte und eine konstante Gaszusammensetzung sich selbst nach Tagen noch nicht

eingestellt hatte, erwiesen sich erwartungsgemäß die beiden Adsorptionssäulen als am wirkungsvollsten. In den weiteren Versuchen wurde demzufolge auf das Gefäß verzichtet.

Die Versuchsbedingungen und erzielten Ergebnisse sind auf Tab.06.02.03/05A-I zusammengefaßt worden. Die Beladungskapazität kann folgender Gleichung entnommen werden:

$$Q = \frac{v \cdot p_{Kr} \cdot t_H}{M}$$

Q = Spezifische Adsorption von Kr auf Aktivkohle (Nl/g)

v = Betriebsdurchsatz (cm³/s)

p_{Kr} = Kr-Partialdruck im Trägergas (mbar)

t_H = Halbwertszeit der Durchbruchkurve (s)

M = Adsorbermenge (g).

Unter unseren Versuchsbedingungen kann gezeigt werden, daß

$$Q = (2,5 \pm 0,4) \cdot 10^{-3} \cdot p_{Kr}$$

ist.

Zur theoretischen Analyse der Abhängigkeit der Durchbruchkurve von der Gasströmungsgeschwindigkeit wurde die nach Underhill 1/ modifizierte van Deemter Gleichung zugrunde gelegt. Im untersuchten Strömungsgeschwindigkeitsbereich (insbesondere unter 3 (ml/s)) entspricht die gefundene Abhängigkeit der reduzierten Höhe eines theoretischen Bodens von der reduzierten Oberflächengeschwindigkeit den Befunden von Underhill. Bei der Auslegung der Kr-85-Verzögerungsstrecken (innerhalb und außerhalb der Box) wurden daher die Erkenntnisse dieses Autors mit berücksichtigt.

4. Zur Bestimmung von Stoffdaten

Die Auslegung und Arbeitsweise des für die Bestimmung von Stoffdaten zum Einsatz kommenden Verdampferkryostaten (s. Abb.06.02.03/05A-2) sind in einem früheren Halbjahresbericht beschrieben worden. Nachdem erste Erfahrungen mit dem Kryostaten gewonnen werden konnten, stellte es sich heraus, daß zahlreiche Umbauten und Verbesserungen notwendig waren. Dies galt insbesondere dem Kühlungssystem, der Temperaturregelung und -messung, der Dichtigkeit gewisser Ventile (3 müssen demnächst noch ausgetauscht werden) und der Druckmessung.

Zur Eichung des Kryostaten wurde CHF_3 verwendet, da der Gefrierpunkt ($-155,2^\circ\text{C}$) und der Siedepunkt ($-82,03^\circ\text{C}$) dieses Gases weit auseinander liegen und sich geringe Dampfdrücke in dieser Versuchsphase als besonders günstig erweisen. Wie aus dem berechneten 3-Komponentendiagramm der Siedetemperatur von $\text{O}_3/\text{O}_2/\text{CHF}_3$ -Gemischen hervorgeht (s. Abb. 06.02.03/05A-3) sollte weiterhin das Trifluormethan ein geeignetes Lösungsmittel für die Herstellung von ozonhaltigen Flüssigkeiten sein; dies nicht zuletzt aufgrund der chemischen Stabilität dieser Substanz.

Zunächst wurde der Dampfdruck des CHF_3 in der $2,3 \text{ cm}^3$ Zelle (Thermoelement T_4) bestimmt. Abb. 06.02.03/05A-4 verdeutlicht, daß sowohl beim Herabkühlen als auch beim Aufheizen untereinander reproduzierbare Ergebnisse erzielt werden können. Darüberhinaus ist festzustellen, daß die gemessenen PT-Werte mit solchen aus der Literatur 3/ gut übereinstimmen. Die Abhängigkeit des Dampfdruckes p in (bar) von der Temperatur T in (K) ist gegeben durch

$$\log p = a - b \log T - c/T$$

wobei a , b und c Konstanten sind. Sie sind mit der Verdampfungswärme, L_s , der Flüssigkeit bei $0(\text{K})$ und dem Überschuß zwischen der spezifischen Wärme, ΔC_p , des Dampfes über dem der Flüssigkeit wie folgt verknüpft.

$$L_s = 2,303 \cdot R \cdot c$$

$$\Delta C_p = - R \cdot b$$

Mit den auf Abb. 06.02.03/05A-4 gezeigten Ergebnissen wurden folgende Werte ermittelt

$$a = 15,52$$

$$b = 2,90$$

$$c = 1152$$

$$L_2 = 22,060 \text{ (kJ/mol)}$$

$$\Delta C_p = 24,11 \text{ (J/mol K)}$$

Obwohl ähnliche Werte in der Literatur nicht gefunden werden konnten, liegen sie im Vergleich zu solchen für CH_4 , CH_3X , CHX_3 und CX_4 ($\text{X} = \text{Cl}, \text{F}$) innerhalb der erwarteten Grenzen.

In weiteren Versuchen wurde ein 10 %-iges O_2/CHF_3 -Gasgemisch hergestellt und die Temperatur/Dampfdruck-Kurve bei verschiedenen Gesamtanfängsdrücken gemessen. Dabei wurde auch die Zusammensetzung beider Phasen analysiert. Die

ersten Ergebnisse zeigen, daß der Siedepunkt des CHF_3 durch Zugabe von O_2 erheblich abnimmt. Die Auswertung wird erst sinnvoll, wenn weitere Ergebnisse vorliegen.

Literatur

- 1/ D.W. Underhill
NYO-841-8 (1967)

- 2/ E.A. Moelwyn-Hughes
Physical Chemistry
Pergamon Press, 701, 2nd Ed. (1961)

- 3/ a) Linde Gasekatalog
b) Encyclopedie des Gaz, L'Air Liquide

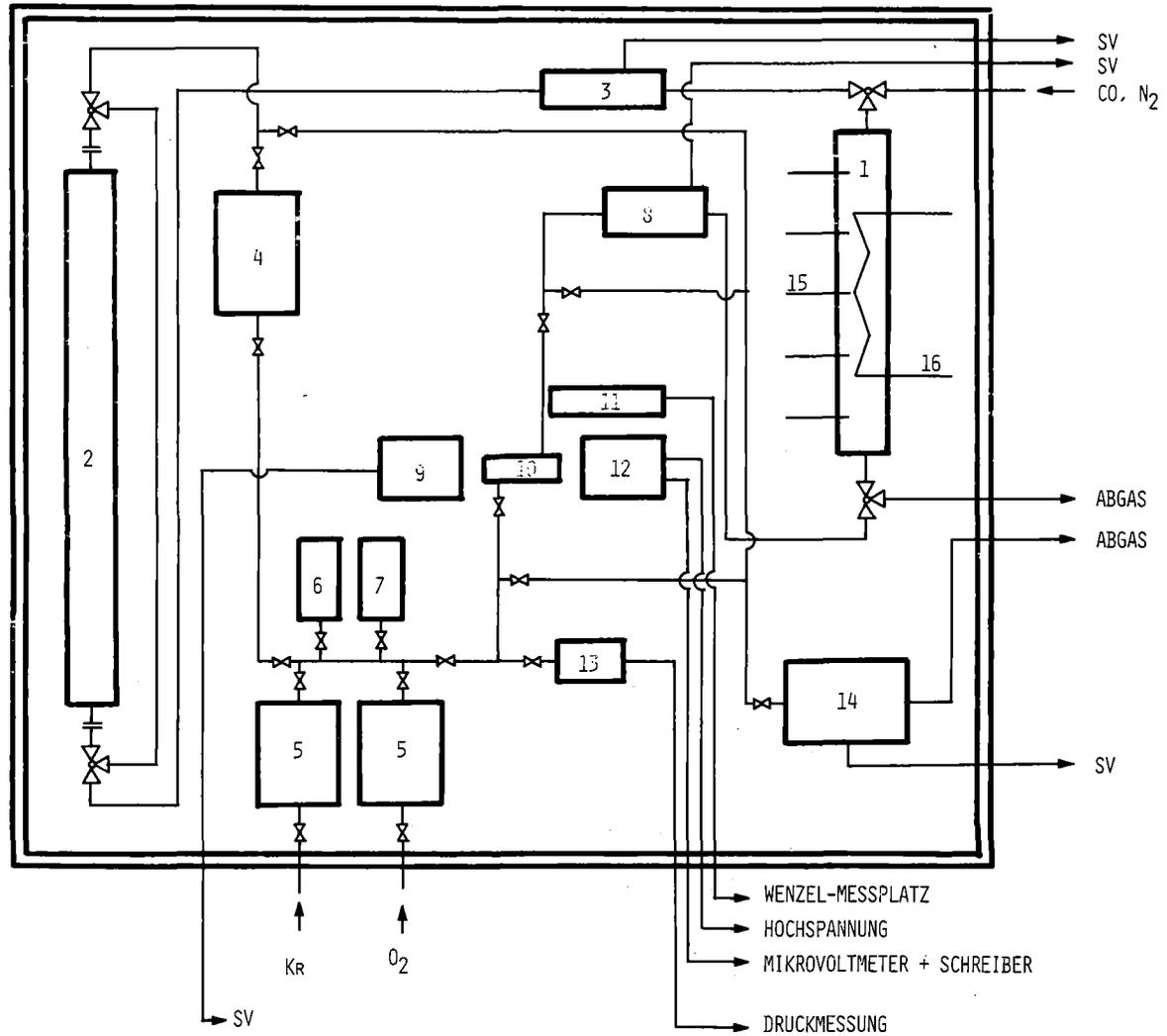
Tab. 06.02.03/05A-I: Krypton-Adsorption auf Aktivkohle

Säulen- quer- schnitt (mm)	Höhe des Ad- sorberbettes (mm)	Querschnitt der Adsor- berteilen (mm)	Strömungsge- schwindig- keit (mm)	Adsor- ber- menge (g)	Theore- tische Böden N	Reduzierte Höhe eines theor.Bodens	Reduzierte Oberflä- chengeschwin- digkeit	% Kr im N ₂
83	1020	2,5	0,5	2000	48,8	8,4	0,03	10,6
83	1020	2,5	1,7	2000	71,6	5,7	0,10	10,7
83	1020	2,5	3,3	2000	234	1,7	0,20	10,7
26	940	1,5	0,9	203	111	5,6	0,32	0,89
26	940	1,5	1,8	203	157	4,0	0,64	0,89
26	940	1,5	3,6	203	245 *	2,55	2,70	0,89

* abgeschätzt

1. BTS-KATALYSATOR
2. AKTIVKOHLE
3. DURCHFLUSSMESSUNG (HASTING)
4. BLEI-ABGESCHIRMTER 1-LITER BEHALTER
5. 1 LITER BEHALTER
6. 0,1 Ci Kr-85
7. 2 Ci Kr-85
8. UMWÄLZPUMPE
9. UV-LAMPE
10. OPT. ZELLE
11. SCINTIBLOC (NAJ-ZÄHLER)
12. PHOTODETEKTOR
13. DRUCKAUFNEHMER
14. VAKUUMPUMPE
15. THERMOELEMENTE
16. HEIZUNG 0-300°C

SV = STROMVERSORGUNG

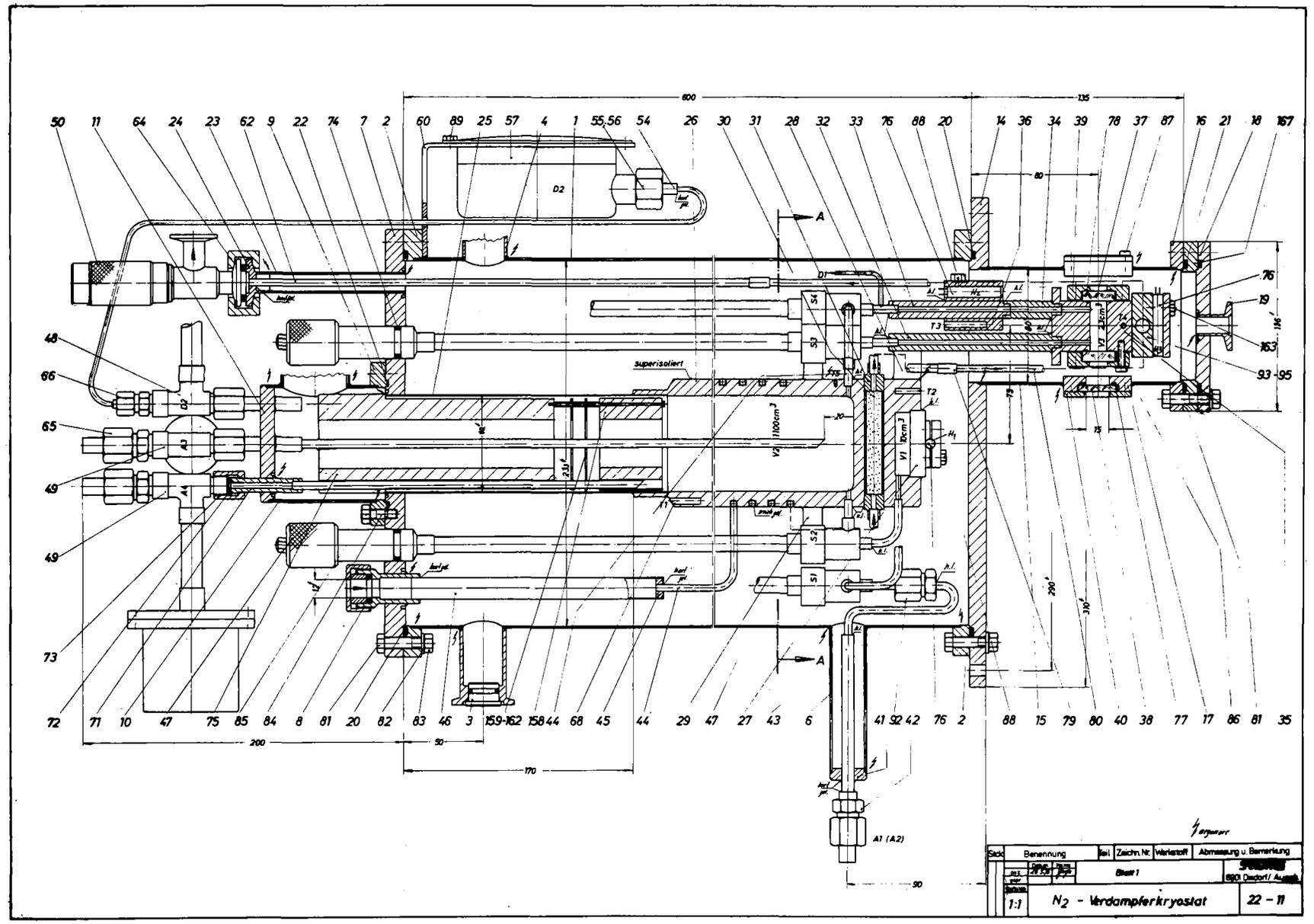


- 4600-51 -

KIK

Abb.06.02.03/05A-1: Handschuhbox zur Bestimmung von Ozon in Anwesenheit von Kr-85

Abb. 06.02.03/05A-2: LN₂-gekühlter Verdampferkryostat



Stück	Benennung	Bl.	Zichr. Nr.	Verl. Stoff	Abmessung u. Bemerkung
1	N ₂ -Verdampferkryostat				22-11

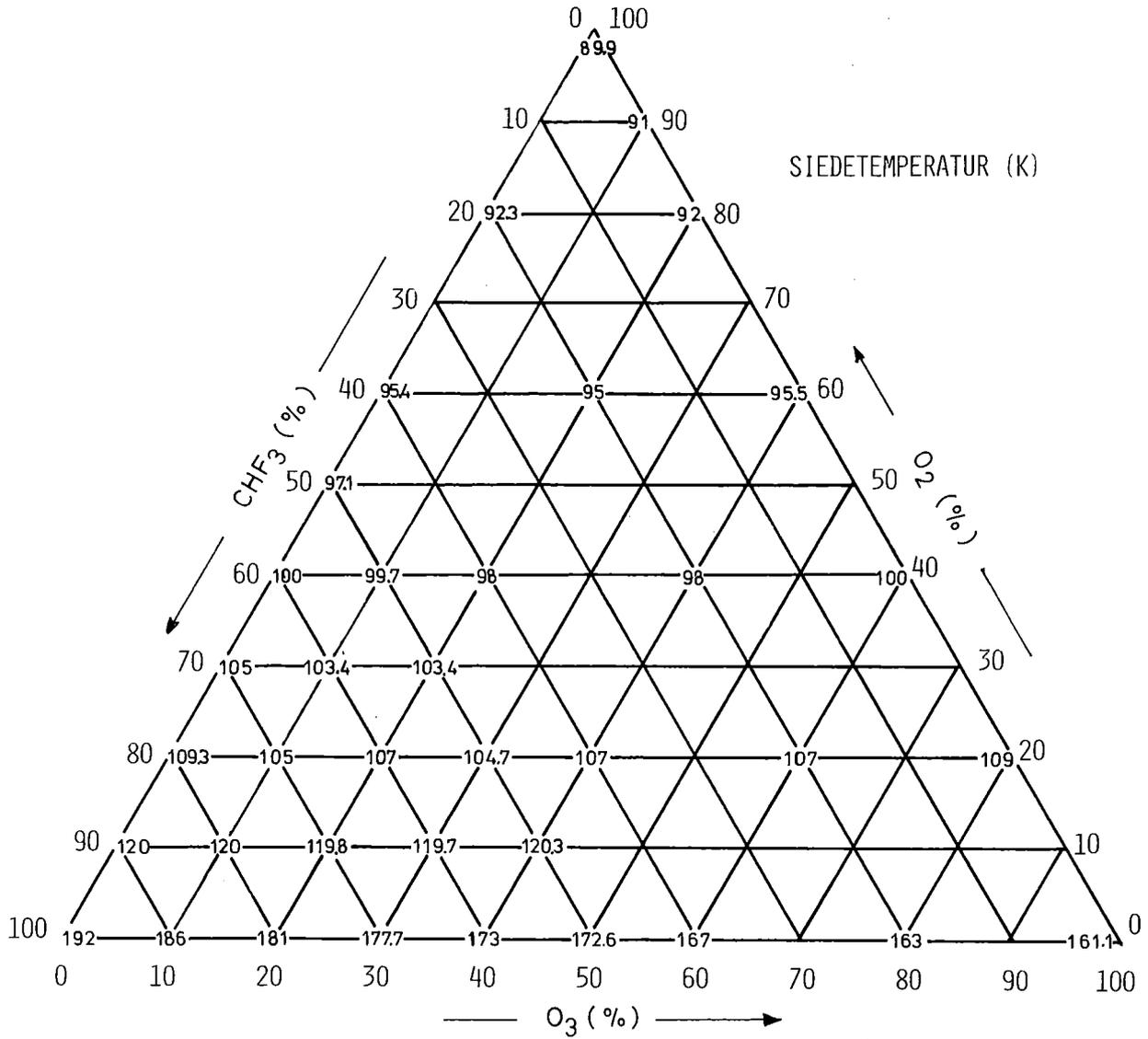
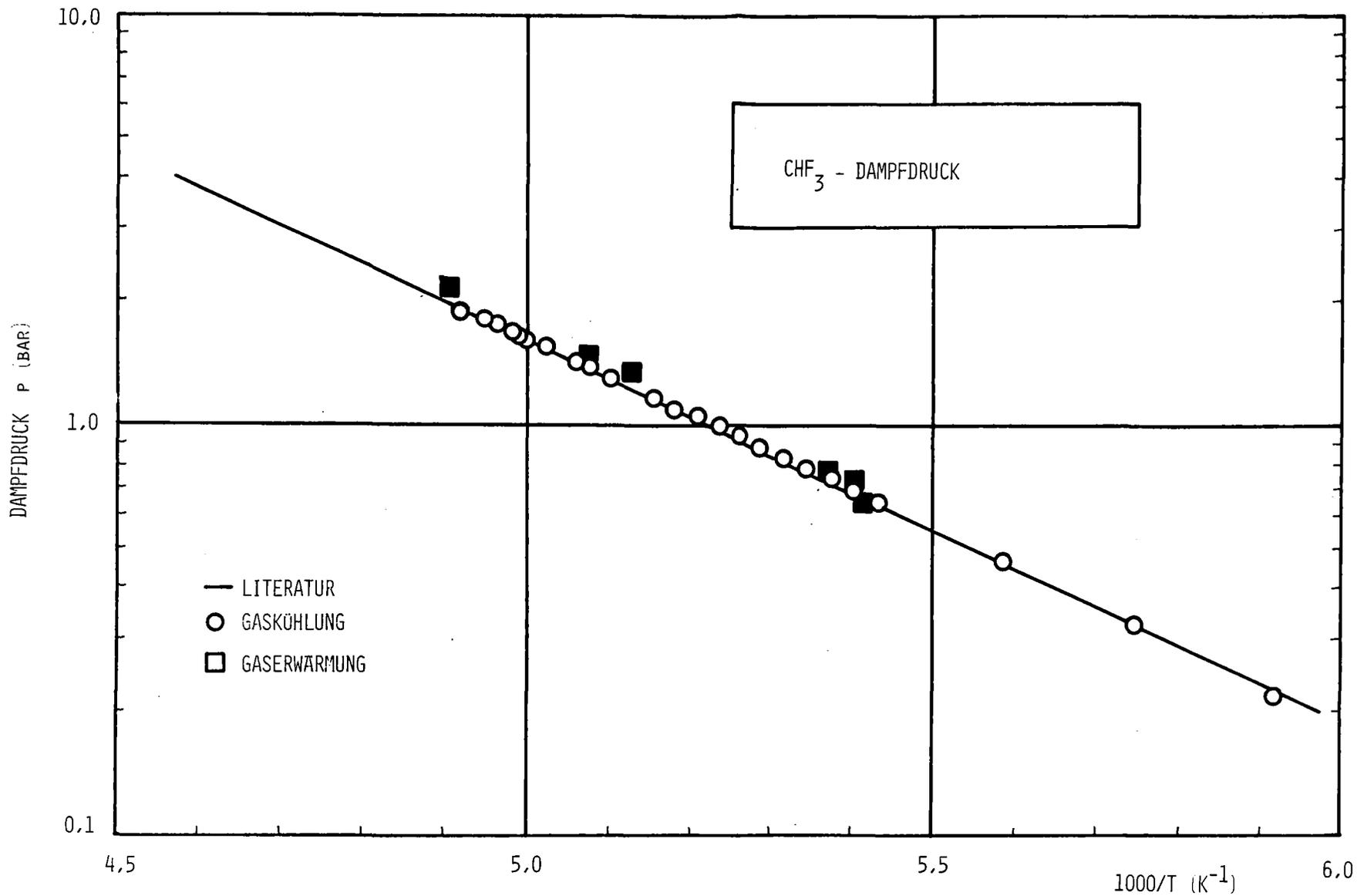


Abb. 06.02.03/05A-3: 3-Komponentendiagramm O₃/O₂/CHF₃



- 4600-54 -



Abb. 06.02.03/05A-4: Messung des CHF₃-Dampfdruckes in Abhängigkeit von der Temperatur

06.03 EINDÄMMUNG VON FOLGESCHÄDEN

PNS-Teilprojekt 4800 - Verhalten, Auswirkungen und Beseitigung
freigesetzter nuklearer Schadstoffe

06.03.01	Untersuchung des physikalischen und chemischen Verhaltens biologisch besonders wirksamer Radionuklide in der Umwelt	4800-1
06.03.02	Untersuchung zum Ausbreitungsverhalten nuklearer Schadstoffe im Nah- und Fernbereich	4800-2
06.03.03	Untersuchung der radiologischen Folgen von Reaktorunfällen unter probabilistischen Gesichtspunkten	4800-11

06.03.02 Untersuchung zum Ausbreitungsverhalten nuklearer
Schadstoffe im Nah- und Fernbereich
(M. Becker, J. Hiller, W. Hübschmann, H. Schüttelkopf,
P. Thomas, S. Vogt, AS)

Gemeinsames Ziel der Untersuchungen ist die Verbesserung der Kenntnis der Schadstoffausbreitung in der Atmosphäre sowie die Entwicklung von Modellen zur Berechnung der Strahlenbelastung in der Umgebung kerntechnischer Anlagen, insbesondere nach störfallbedingter Aktivitätsfreisetzung. Dazu werden folgende Einzelvorhaben durchgeführt:

06.03.02/01A Ausbreitung im lokalen Bereich mit Emissionshöhen bis 100 m;

06.03.02/02A Ausbreitung im regionalen Bereich (über 15 km Entfernung);

06.03.02/03A Ausbreitung im lokalen Bereich mit Emissionshöhen über 100 m.

Über das erste Einzelvorhaben wird am Ende des Jahres 1978, über die anderen beiden wird im folgenden berichtet.

06.03.02/02A Ausbreitung von Schadstoffen im Mesoscale

PNS 4822 (P. Thomas, S. Vogt)

Die Untersuchung der atmosphärischen Ausbreitung im Mesoscale wurde im April 1978 mit 7 radarverfolgten Tetroonflügen an verschiedenen Standorten in der Umgebung des KfK fortgesetzt. Die wichtigsten Daten dieser Tetroonflüge sowie der Tetroonflüge im 2. Halbjahr 1977 sind in Tab. 06.03.02/02A-1 zusammengestellt. Die Tetroons waren mit passiven Reflektoren versehen. Sie wurden geortet mit dem mobilen Ballon-Verfolgungsradar MBVR-120 mit mobilem 30-KVA-Aggregat des geophysikalischen Meßzuges Neuhausen ob Eck. Der Standort des Radar und der Startplatz der Tetroons lagen jeweils um weniger als 100 m auseinander. Ein weiterer möglicher Standort des Radars in der Umgebung des KfK ist - neben den in Tab. 06.03.02/02A-1 aufgeführten - die Michaelskapelle bei Untergrombach. Wird dieser Ort gewählt, so muß die Windrichtung zwischen 40° und 200° liegen. Das war während der Meßkampagne nicht der Fall. Bei künftigen Tetroonflügen ist vorgesehen, die

Tetroons mit Transpondern auszurüsten. Mit der Lieferung von fünf Mustertranspondern wird gegen Ende 1978 gerechnet.

Die im August 1977 am Witthoh südlich von Tuttlingen durchgeführten Tetroonflüge (siehe PNS-Halbjahresbericht 1977/II, KfK 2600), wurden ausgewertet. Das Höhenprofil der Flugbahnen des 1. und 3. Tetroons zeigen die Abb. 06.03.02/02A-1 u 2. Maßstabsgetreu ist das Profil des überflogenen Geländes unterlegt. Abb. 06.03.02/02A-3 zeigt die Projektion der Flugbahnen auf eine Landkarte.

Bei den am Witthoh und in der Umgebung des KfK durchgeführten Tetroonflügen konnten folgende Erfahrungen gesammelt werden: Als Radarstandorte eignen sich flache Bergkuppen, die das umliegende Gelände geringfügig überragen und über befestigte Straßen zu erreichen sind. Ein Abstand von mehr als 200 m zwischen Startplatz des Tetroon und Radarstandort ist nicht zu empfehlen; denn während der Startphase sind die Höhenwinkel noch so klein und deshalb die Bodenechos so stark, daß der Ballon manuell angepeilt werden muß. Bei größerem Abstand kann er entweder gar nicht oder erst nach langer Zeit vom automatischen Verfolgungssystem "festgehalten" werden. Windschwache Wetterlagen mit geringer Luftfeuchte und guter Fernsicht eignen sich gut für Tetroonflüge. Bei starken und besonders bei böigen Winden muß auf ein Austarieren mit am Erdboden schwebendem Tetroon verzichtet werden. Der Ballast wird dann mit Hilfe der getrennt bestimmten Massen von Reflektor und Ballonhülle berechnet und ausgewogen. Der Überdruck des Füllgases im Tetroon ist dabei mittels eines Manometers einzustellen.

Die Rücklaufquote aller bisher gestarteten Tetroons, die mit einer sogenannten Ballonkarte versehen waren, beträgt 83 %. Die Ballonkarte enthält u. a. die Anschrift des Kernforschungszentrums und die Aufforderung, die Fundstelle dem KfK mitzuteilen.

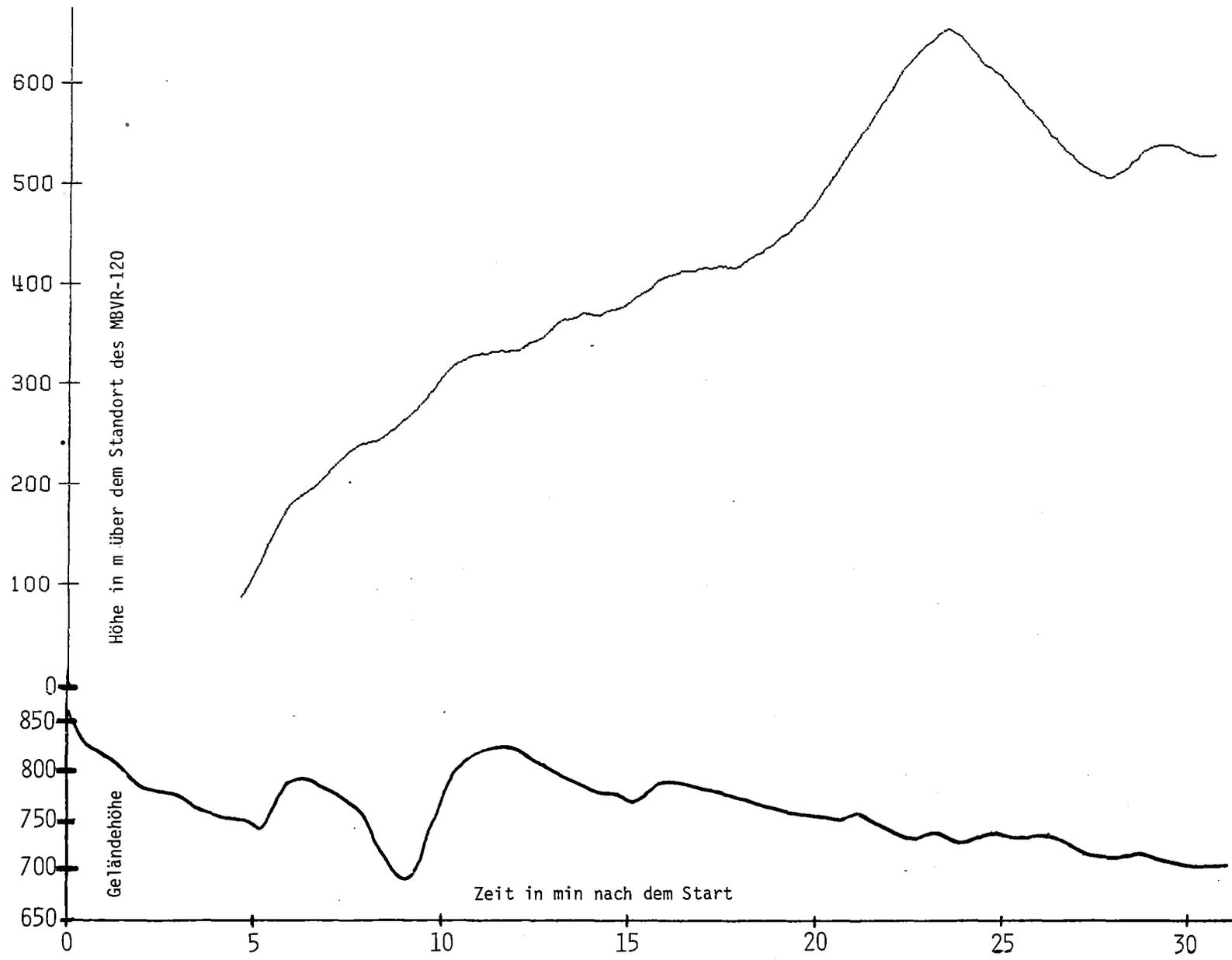


Abb. 06.03.02/02A-1 Vergleich des Höhenprofils der Flugbahn mit dem Geländeprofil, Start 10.54 Uhr, 25.8.77 am Witthoh

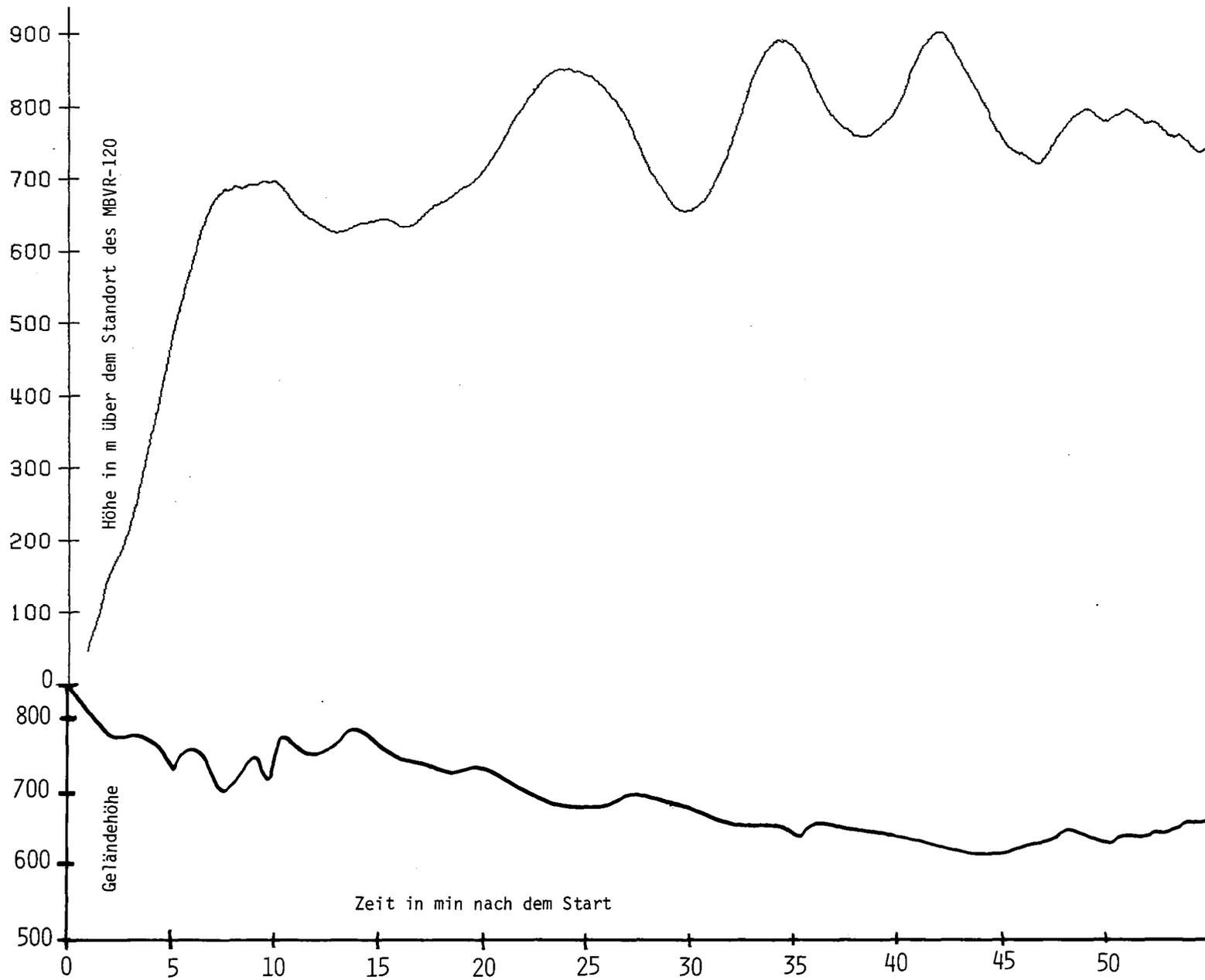


Abb. 06.03.02/02A-2 Vergleich des Höhenprofils der Flugbahn mit dem Geländeprofil, Start 13.55 Uhr, 25.8.77 am Witthoh



Abb. 06.03.02/02A-3 Flugbahn des 1. und 3. am Witthoh aufgelassenen Tetroon, Maßstab 1:100 000

Tab. 06.03.02/02A-1 Radarverfolgte Tetroonflüge am Witthoh (1977) und in der Umgebung des KfK (1978)

Datum	Start	Standort des MBVR-120	mittlere Flughöhe in m	Radarkontakt ging verloren bei			Fundort des Tetroon
				Flugzeit in min	Schrägentfernung in km	Position des Tetroon über	
25.8.77	10 ⁵⁴	Witthoh	500	31	13,5	ö. Neuhausen	Sigmaringen
	12 ¹⁰	Witthoh	Verfolgungsautomatik erfaßte Tetroon nicht				-
	13 ⁵⁵	Witthoh	750	57	23,8	n.ö. Sentenhart	Hainsfahrh. (Bayern)
25.4.78	14 ⁰⁰	Friedrichstaler Sportplatz	700	116	12,2	Karlsruhe	Rüppurr/Karlsruhe
	19 ⁵⁰	Rohrbacher Hof	350	119	24,4	Karlsruhe	Auerbach/Karlsbad
26.4.78	10 ⁰⁰	Rohrbacher Hof	400	49	10,2	Staffort	Zaisenhausen/Eppingen
	12 ¹⁰	Rohrbacher Hof	750	37	11,1		Belgien
27.4.78	9 ⁴⁰	Scheckenbronner Hof	650	114	29,2	südl. Mühlacker	Tübingen
	12 ¹⁰	Scheckenbronner Hof	Verfolgungsautomatik erfaßte Tetroon nicht				Ochsenwang/Schwäb. Alb
	14 ¹⁰	Scheckenbronner Hof	600	74	16,2	Knittlingen	Sulz/Neckar

- 4800-7 -

06.03.02/03A Ausbreitungsversuche

PNS 4823

(J. Hiller, H. Schüttelkopf, P. Thomas)

Im ersten Halbjahr 1978 fanden die vier in Tab. 06.03.02/03A-1 zusammengestellten Ausbreitungsversuche statt. Bei allen Versuchen wurden simultan die Tracer CF_2Br_2 bzw. CFCl_3 von der 160-m- bzw. 195-m-Plattform des meteorologischen Mastes freigesetzt. Die Probenahme zur Bestimmung der Konzentrationsverteilung erfolgte in zwei Sammelperioden à 30 min Dauer an mehr als 50 Positionen im Lee des Mastes. Die Entfernung der Probenahmestellen zum Mast betrug zwischen 0,3 und 6 km.

Anfang 1978 wurde für den Tracer CF_2Br_2 ein neuer Verdampfer in Betrieb genommen. Sein Fassungsvermögen beträgt 120 kg gegenüber früher 46 kg. Damit wurde das Produkt aus Emissionsrate und Emissionszeit um den Faktor 2,6 gesteigert.

Seit April 1978 stehen 80 neue Leitgeräte zur Steuerung der Stromstoßventile an den Probenahmegefäßen zur Verfügung. Im Gegensatz zu den bisher benutzten Leitgeräten sind sie mit zuverlässigeren Akkus und einer Diagnosebuchse ausgestattet. Zu den neuen Leitgeräten gehört ein Wartungsschrank. Dieser kann 162 Leitgeräte aufnehmen. Beim Einschieben in den Wartungsschrank werden die Leitgeräte über die Diagnosebuchse mit dem Schrank elektrisch verbunden. Im Wartungsschrank können die Akkus der Leitgeräte geladen und die Leitgeräte einem Funktionstest unterzogen, gelagert und simultan gestartet werden. Die alten Leitgeräte sollen ebenfalls mit den zuverlässigeren Akkus und der Diagnosebuchse ausgerüstet werden.

Die Inbetriebnahme des größeren Verdampfers und der neuen Leitgeräte mit dem Wartungsschrank bereitete zunächst Schwierigkeiten. Das erklärt die geringe Zahl der im ersten Halbjahr 1978 durchgeführten Versuche.

Bei dem bereits Ende 1977 bei Kategorie D durchgeführten Versuch Nr. 54 lagen nur wenige Meßwerte über der Nachweisgrenze. Die Schwankungsbreite σ_ϕ der in 100 m Höhe mit einer Vektorfahne gemessenen vertikalen Windrichtungsfluktuation lag unter $4,5^\circ$. Bei solch geringer atmosphärischer Turbulenz sollen in Zukunft keine Versuche mit Emissionshöhen über 100 m

durchgeführt werden. In der jetzigen Serie mit Emissionshöhen von 160 m und 195 m sind deshalb keine Nachtversuche geplant. Die tagsüber durchgeführten Versuche werden nur die Kategorien A bis D umfassen; herrscht Kategorie D, so soll $\sigma_{\phi} > 5^{\circ}$ sein.

Tab.

06.03.02/03A-1 Im ersten Halbjahr 1978 durchgeführte Ausbreitungsversuche

Laufende Nr.	Stabilitäts-kategorie	Datum	Probenahmezeit	Emissionshöhe in m für die Tracer	
				CF ₂ Br ₂	CFC1 ₃
55	C	5. 4.	14 ⁰⁰ -15 ⁰⁰	160	195
56	A	25. 4.	14 ⁰⁰ -15 ⁰⁰	160	195
57	A	27. 4.	14 ⁰⁰ -15 ⁰⁰	160	195
58	C	8. 6.	14 ⁰⁰ -15 ⁰⁰	160	195

Feldmessungen

(M. Becker)

In der Nähe der Ortschaft Spöck ist auf einem Wiesengelände (Rauhigkeitsstufe II) ein Kurbelmast aufgestellt. Er ist in 15 m Höhe mit einer Vektorfahne bestückt. Seit Ende Januar 1977 werden u.a. die Meßwerte σ_{ϕ} und σ_{θ} der Vektorfahne analog registriert. Die so erfaßten Daten sind bis Ende Januar 1978 überprüft und auf Datenband gespeichert worden.

Der Mast soll neben der Vektorfahne mit je einem Schalensternanemometer in 2 m, 5 m und 15 m Höhe bestückt werden. Die digitalen Signale der Anemometer wie auch die analogen Meßwerte der Vektorfahne sollen von einem tragbaren,

netzunabhängigen und wetterfesten Gerät registriert werden. Dazu werden die Daten, in 16-bit-Worte umgeschrieben und auf Kassette gespeichert.

Das Datenerfassungsgerät ist auf stromsparende Spannungsfrequenzwandler umgerüstet worden. Durch den Einsatz von selbstentwickelten Dummy-Karten wurde es möglich, die auf Kassette gespeicherten Daten im IAK zu lesen und so Zeit und Kosten für das ursprünglich notwendige auswärtige Lesen der Kassetten zu sparen. Die Erprobung einer speziellen Energieversorgung für den Daten-Logger ist noch nicht abgeschlossen.

06.03.03 Untersuchung der radiologischen Folgen von Reaktorunfällen unter probabilistischen Gesichtspunkten

06.03.03/01A Modifikationen im ausbreitungsmeteorologischen Teil und
PNS 4832 Rechnungen zur Festlegung der Gegenmaßnahmen
(W. Hübschmann, S. Vogt, AS)

1. Allgemeines zum Unfallfolgenmodell

Im Rahmen der deutschen Risiko-Studie (DRS) zur Beurteilung der Sicherheit von Kernkraftwerken mit Druckwasserreaktoren an Standorten in der Bundesrepublik erstellt KfK/PNS das Unfallfolgenmodell. Unter Unfallfolgen sind die möglicherweise auftretenden gesundheitlichen Schäden der Bevölkerung in der Umgebung der Anlage zu verstehen.

Das Programmsystem UFO (=Unfallfolgen) wurde in /1/, /2/ und /3/ beschrieben. Erste Ergebnisse der DRS wurden in /2/ und /3/ berichtet.

2. Untersuchungen zum Evakuierungs- und Umsiedlungsmodell

Wegen der andersartigen Struktur der Bundesrepublik (Verkehrswege, Bevölkerungsdichte und Abschirmwirksamkeit von Wohnhäusern) kann das amerikanische Evakuierungs- und Umsiedlungsmodell nicht in der DRS angewendet werden.

Sofortige Evakuierungsmaßnahmen beeinflussen ganz wesentlich die akuten gesundheitlichen Folgen. Um die Wirksamkeit und praktische Durchführbarkeit der Evakuierungs- und Umsiedlungsmaßnahmen auch bei extremen Wittersituationen zu prüfen, wurden anhand eines ausgewählten hypothetischen Unfalles (Kernschmelzen mit Dampfexplosion) für zwei verschiedene Organe die Isodosislinien, die von diesen Isolinien umschlossenen Flächen und die Anzahl der betroffenen Personen berechnet.

Die extremen Wittersituationen stellen in diesem Fall Wetterabläufe mit Niederschlag dar. Die ausgewählten Wetterabläufe sind in Tab. 06.03.03/01A-1 aufgelistet.

Umsiedlungs- und Dekontaminationsmaßnahmen haben einen Einfluß auf gesundheitliche Spätschäden. Für Spätschäden ist im wesentlichen die Bestrahlung des Ganzkörpers relevant. Die berechneten Isolinien der Dosen (200 rem in 1 Jahr, 100 rem in 1 Jahr, 50 rem in 1 Jahr, 20 rem in 1 Jahr und 10 rem in 1 Jahr) gelten daher für den Ganzkörper. Extreme Wetter-situationen sind in diesem Fall solche Wetterabläufe, die eine geringe Verarmung der Abluftwolke in Reaktornähe zeigen. Dies ist bei Wetterabläufen mit stabilen Ausbreitungskategorien gegeben. So zeigten z.B. die Berechnungen für Wetterablauf Nr. 69, daß durch eine wirksame, aber realisierbare Dekontamination die umzusiedelnden Gebiete drastisch verkleinert werden. Die Fläche wird im günstigsten Falle bei Wetterablauf Nr. 69 um den Faktor 420 reduziert.

3. Programm-Modifikationen

Das in der Reaktorrisikostudie verwendete dynamische Ausbreitungsmodell geht von den stündlichen Mittelwerten der Windgeschwindigkeit und der Ausbreitungskategorie aus. Diese Werte wurden an einem Standort gemessen; bei Änderung der Ausbreitungskategorie nehmen die Ausbreitungsparameter mit wachsender Entfernung monoton zu oder bleiben konstant. Dies ist bei der entfernungsabhängigen Konzentrationsberechnung zu berücksichtigen. Abb.

06.03.03/01A-1 zeigt, wie der Ausbreitungsparameter σ_z bei einem Wechsel der Ausbreitungskategorie von B in der Entfernung x_1' über C in der Entfernung x_2' nach D ansteigt.

Literatur

/1/ Projekt Nukleare Sicherheit,

10. Halbjahresbericht 1976/II, KFK 2345 (Seite 470 bis 473)

/2/ Projekt Nukleare Sicherheit,

11. Halbjahresbericht 1977/I, KFK 2500 (Seite 516 bis 524)

/3/ Das Unfallfolgenmodell der Deutschen Risikostudie.

1.GRS-Fachgespräch München 3./4. November 1977, GRS-10 (Seite 61 bis 81)

Tab. 06.03.03/01A-1:

Für Evakuierung und Umsiedlung interessante Wetterabläufe

(für jeden Wetterablauf sind die zwei ersten Stunden aufgeführt)

Wetterablauf	Kategorie	\bar{v} in m/s	Niederschlag in mm/h	Zurückgelegter Weg der Abluftwolke in km
1	D	8,3	0	29,8
	D	10,6	0	68,04
64	C	6,1	6,9	21,9
	E	4,8	0,1	39,2
69	F	5,7	0	20,5
	F	4,3	0	36,0
78	D	2,8	0,1	10,1
	C	2,2	1,1	18,0
82	C	2,9	4,1	10,4
	D	5,0	1,2	28,4
91	E	3,5	0	12,6
	D	2,2	0,8	20,5
106	E	7,1	2,2	25,6
	D	7,3	2,3	51,8

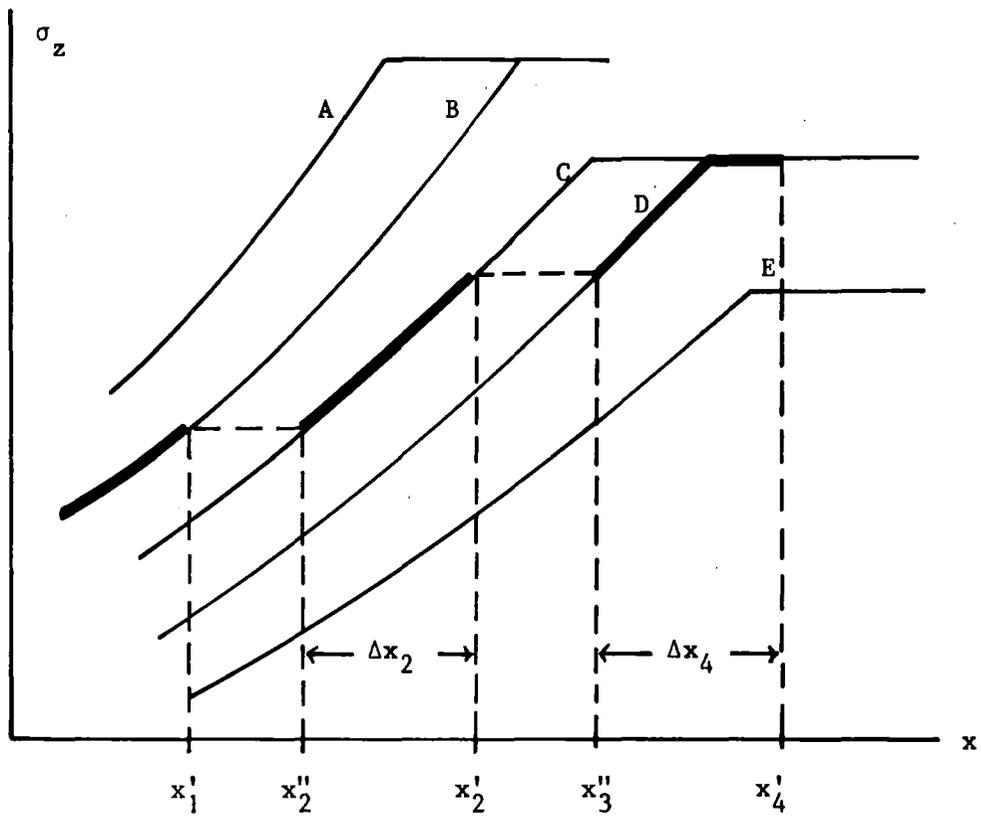


Abb. 06.03.03/01A-1: σ_z -Bestimmung bei Wechsel der Ausbreitungskategorie

06.03.03/02A Berechnung der radiologischen Folgen unter Berücksich-
PNS 4831 tigung von Maßnahmen zum Bevölkerungsschutz

(D.Aldrich¹⁾, A.Bayer, K.Burkart, M.Schückler; INR)

Die Hauptaufgaben im Berichtszeitraum lagen zum einen (A) in der Entwicklung eines Konzepts für das Evakuierungsmodell, dem letzten, bis dahin noch offenen Teil des Unfallfolgenmodells, und zum anderen (B) in der Durchführung zahlreicher Testrechnungen, der Diskussion der erhaltenen Teilergebnisse und der Überarbeitung des Unfallfolgenmodells, sowie der endgültigen Festlegung der Parameter für die Durchführung der Phase A.

A) Spezielle Arbeiten zum Modell der Notfall-Schutzmaßnahmen

Das Evakuierungsmodell für die deutsche Reaktor-Sicherheitsstudie²⁾, das den speziellen deutschen Standort- und Bevölkerungsgegebenheiten gerecht werden soll, wird gemeinsam vom Institut für Unfallforschung (IfU) des Technischen Überwachungs-Vereins Rheinland und dem Kernforschungszentrum Karlsruhe entwickelt. In diesem Zusammenhang wurde nach einer gemeinsamen Besprechung vom IfU ein erstes Konzept für die rechnerische Behandlung der Evakuierung vorgelegt (Jan. 1978), das im wesentlichen auf der Simulation von Evakuierungsmaßnahmen mit Hilfe des Programmsystems EVAS 2 /1/ basiert.

1) Delegiert von Sandia Laboratories, Albuquerque NM (USA)

2) Im folgenden angewandte Abkürzungen:

deutsche Reaktor-Sicherheits-Studie : dt.RSS
amerikanische Reaktor-Sicherheits-Studie : am.RSS

Zu diesem Konzept wurde eine Reihe von Ergänzungs- und Änderungsvorschlägen ausgearbeitet. Die Ergänzungsvorschläge bezogen sich insbesondere auf ein Modell zur Anfangsverzögerung, die Auswahl der bei der Evakuierungssimulation zu berücksichtigenden Standorte, die Berechnung von Geschwindigkeitsverteilungen, eine Systematik der zu untersuchenden Modelle, den Evakuierungsbereich, das Evakuierungszielgebiet, die Einordnung in Bevölkerungsverteilungsklassen, die Definition der Sektoren und die Kombination von diskretisierten Geschwindigkeitsspektren mit Fallunterscheidungen. Die Änderungsvorschläge betrafen das Kriterium für die Auswahl des in der deutschen Reaktor-Sicherheits-Studie zu verwendenden Evakuierungsmodells, die Anzahl der datenmäßig zu erfassenden Standorte, die sektorweise Auswertung der Evakuierungssimulation, die Beurteilung des Verdünnungsmodells und die Verallgemeinerung der mit EVAS 2 erzielten Ergebnisse.

Im Rahmen dieser Überlegungen zum Modell der Notfall-Schutzmaßnahmen wurden jene Teile des Review-Reports der Union of Concerned Scientists /2/ untersucht, in denen Zweifel an der Durchführbarkeit und dem Nutzen jener Unfallmaßnahmen geäußert wurden, die in der am.RSS (WASH 1400) für den kerntechnischen Notfall vorgesehen sind. Das Schwergewicht dieser Untersuchung lag dabei auf der Frage, inwieweit die vorgebrachten Einwände berechtigt sind und inwieweit sie Rückwirkungen auf die deutsche Reaktor-Sicherheits-Studie haben könnten. Speziell wurde auf folgende Fragen eingegangen:

1. Ist das in der am.RSS verwendete Modell realisierbar und gewährleistet es den optimalen Schutz für die Bevölkerung?
2. Welches sind gegebenenfalls die Voraussetzungen für die Realisierung des am.RSS-Modells und ist dieses Modell mit den gesetzlichen Grund-

- lagen und den behördlichen Planungen in der Bundesrepublik kompatibel?
3. Wie hoch ist die Wahrscheinlichkeit des Scheiterns der vorgesehenen Schutzmaßnahmen und wie kann das Scheitern modellmäßig berücksichtigt werden?
 4. Kann die Wirksamkeit von Notfallschutzmaßnahmen durch Übungen verbessert werden und ist dabei die Beteiligung der Bevölkerung wichtig und zweckmäßig?
 5. Sind an den Resultaten der am.RSS Korrekturen anzubringen und wie?

Im Rahmen dieser Untersuchungen stellte sich heraus, daß das in der am. RSS angewandte Modell nicht den optimalen Bevölkerungsschutz gewährleistet und außerdem unter deutschen Verhältnissen nicht realisierbar ist. Das unter Berücksichtigung dieser Gesichtspunkte für die dt.RSS (Phase A) entwickelte Notfallschutzmaßnahmen-Modell wird weiter unten beschrieben.

B) Überarbeitetes Konzept des Unfallfolgenmodells
(ohne meteorologischen Teil)

Nach Durchführung zahlreicher Testrechnungen, der internen und externen Diskussion der erhaltenen Teilergebnisse sowie der Überarbeitung von Teilen des Unfallfolgenmodells, befindet sich dieses augenblicklich auf folgendem Stand.

a) Meteorologische Daten und Konzentrationswerte

Im ersten, meteorologischen Teil des Unfallfolgenmodells ¹⁾ werden unter Zugrundelegung der von der Gesellschaft für Reaktorsicherheit (GRS) für die verschiedenen Störfallabläufe bereitgestellten Freisetzungsdaten sowie der vorliegenden Wetterstatistiken für die einzelnen Phasen der Störfallabläufe folgende Daten berechnet, bzw. weitergegeben:

¹⁾ UFO-BAS (siehe Zielvereinbarung Nr. 06.03.03/01A ; ASS)

für die ersten fünf Stunden nach Beginn der jeweiligen Freisetzungsphase (auf stündlicher Basis):

- 1.) die Windgeschwindigkeit
- 2.) die Windrichtung

für Punkte auf der bodennahen Zentrallinie der Abluftwolke (die Abstände Quelle - Aufpunkt \bar{r}_m sind in Tab. 06.03.03/02A-1 zusammengestellt; sie sind repräsentativ für die weiter unten beschriebenen Kreisringe) :

- 3.) die Ankunftszeit der Wolke t_a
- 4.) der Ausbreitungsparameter σ_y
- 5.) die Aktivitätskonzentrationen C_l
in der bodennahen Luft
- 6.) der Wolkenkorrekturfaktor f
(Parameter zur Berechnung der externen Wolkenstrahlung)
- 7.) die Ablagerungsgeschwindigkeit v

b) Standorte und Bevölkerungsverteilungen

Der Berechnung des Risikos durch Kernkraftwerke werden jene Standorte der Bundesrepublik Deutschland zugrunde gelegt, für die bis zum Stichtag 1. Juli 1977 ein Genehmigungsverfahren für wenigstens einen LWR der Mindestgröße 600 MWe beantragt wurde. Bei mehreren Anlagen dieser Mindestgröße pro Standort gehen die Rechenergebnisse für diesen Standort mit entsprechender Wichtung in das Gesamtergebnis ein. Die aufgrund dieser Kriterien zu berücksichtigenden Standorte sind zusammen mit der Anzahl der Einheiten pro Standort in Tab. 06.03.03/02A-2 zusammengestellt. Innerhalb dieser Tabelle sind die Standorte den vier vorgeschlagenen Standortregionen entsprechend gegliedert.

Die Verteilung der Wohnbevölkerung um diese Standorte wird in Kreisringsektoren F^P erfaßt. Die Radien der Kreisringe r_m sind in

Tab. 06.03.03/02A-1 angegeben. Die Sektoren werden durch Strahlen mit einem festen Winkel von 10° gebildet (siehe Abb. 06.03.03/02A-1). Auf diese Weise wird die Wohnbevölkerung eines Standortes in

$$18 * 36 = 648$$

Teilflächen erfaßt.

Während bis zu einer Entfernung von 80 km ($m = 1:13$) die tatsächliche Bevölkerung - auch des benachbarten Auslandes - den Kreissectoren zugeordnet wird ¹⁾, wird den entfernteren Kreisringsectoren ($m = 14:18$) eine durchschnittliche Bevölkerungsdichte von 250 Einw./km² zugrunde gelegt. Liegen größere Gewässer vor, wird die Bevölkerungsdichte entsprechend reduziert.

Neben der Anwendung dieser realen Bevölkerungsverteilungen wurden zum Vergleich mit den Ergebnissen der am.RSS (WASH 1400) für die verschiedenen Standortregionen repräsentative Bevölkerungsverteilungen gebildet. Dabei wird das ebenfalls in der am.RSS beschriebene Verfahren - Ordnung und Kondensation der Sektoren nach der kumulativen Bevölkerung in 80 km Entfernung - angewandt.

c) Zuordnung von Konzentrations- und Bevölkerungsdaten

Im Unfallfolgenmodell werden nun aus den vorliegenden meteorologischen Daten und Konzentrationswerten (siehe Abschnitt a) unter Berücksichtigung der Gegenmaßnahmen (siehe Abschnitt d) und unter Anwendung der Dosis- und Risikofaktoren (siehe Abschnitt e) die Dosen und Folgen berechnet und der Bevölkerungsverteilung (siehe Abschnitt b) überlagert.

Dazu werden im ersten Schritt, ausgehend von den Daten der bodennahen Zentrallinie der Abluftwolke, die Luft- und Bodenkonzentrationen und

¹⁾ Die Bevölkerungsdaten wurden vom Ingenieurbüro "Bonnenberg und Drescher," Aldenhoven bereitgestellt.

daraus die Dosen für Teilflächen des von der Abluftwolke überstrichenen Gebiets berechnet. Diese Teilflächen F^M (Kreisringsektoren) werden in radialer Richtung von den gleichen Kreisbögen begrenzt wie die Teilflächen F^P . In azimuthaler Richtung werden die Teilflächen durch Teilstrahlen begrenzt, welche die Wetterkategorie- abhängigen $y = v \cdot \sigma(r)$ -Kurven approximieren /3/. Die zugrunde gelegten $y = v \cdot \sigma(r)$ -Kurven sowie das Verhältnis der mittleren Konzentration innerhalb dieser Sektoren zur maximalen Konzentration an der Zentrallinie ($y = 0$ -Kurve) sind ebenfalls in Tab. 06.03.03/02A-1 zusammengestellt ¹⁾. Nach den in dieser Tabelle festgelegten Parametern werden Konzentrationen für

$$(2 \times) 18 \times 4 = (2 \times) 72$$

Teilflächen berechnet.

Abb. 06.03.03/02A-1 zeigt schematisch die Konstruktion einer Teilfläche F^M mit Hilfe des angewandten Approximationsverfahrens (die Teilstrahlen werden durch die Punkte $\bar{y} = v \cdot \sigma_y(\bar{r})$ geführt). Wie dieser Abbildung außerdem entnommen werden kann, können die Teilstrahlen von radial benachbarten Kreisringsektoren verschiedene Winkel einschließen.

Die Bildung der Teilflächen F^M ist in Abb. 06.03.03/02A-1 nur für eine Phase des Freisetzungsvorganges dargestellt. Vollzieht sich der Freisetzungsvorgang in mehreren zeitlich hintereinander liegenden Phasen, so werden auch die Konzentrationsberechnungen entsprechend oft durchgeführt. Da bei den verschiedenen Phasen (max.3) i.a. unterschiedliche Wetterbedingungen herrschen, unterscheiden sich folglich auch die für die

1) Die Bestimmung der azimuthalen Konzentration und Dosen auf der Basis eines $v \cdot \sigma_y(r)$ -Gitters anstelle eines Gitters, das auf starren Winkelabmessungen beruht, hat die Vorteile, daß

1. die azimuthalen Werte mit Hilfe der Verhältniszahlen aus den Werten der Zentrallinie hergeleitet werden können, was eine erhebliche Reduktion im Rechenaufwand bedeutet.
2. aufgrund der entfernungsunabhängigen Verhältnisse der azimuthalen Konzentrations- und Dosiswerte die Ergebnisse für alle Abstände mit der gleichen relativen Genauigkeit erzielt werden.

verschiedenen Phasen nach obigem Verfahren gebildeten Teilflächen in ihrer azimuthalen Begrenzung voneinander.

Bezüglich der Berücksichtigung der zeitabhängigen Windrichtungsänderungen sieht das Modell für einen Nahbereich augenblicklich drei verschiedene Optionen vor:

1.Option

Windrichtungsänderungen bleiben völlig unberücksichtigt, d.h. die während der verschiedenen Phasen des Störfalls freigesetzten Mengen werden in die gleiche Richtung abgegeben und dort in radialer Richtung weitertransportiert. Bei dieser Option werden die Konzentrationen aufgrund der direkten Überlagerung überschätzt.

2.Option

Die während der verschiedenen Phasen des Störfalls freigesetzten Mengen werden in die im Augenblick der Freisetzung herrschende Windrichtung abgegeben und längs dieser in radialer Richtung weitertransportiert. Bei dieser Option werden die Konzentrationen in gewissen Gebieten u.U. unterschätzt, da sie ein durch Windrichtungsänderungen verursachtes Überstreichen einer Fläche durch die Abluftwolken verschiedener Freisetzungsphasen ausschließt.

3.Option

Die durch Windrichtungsänderungen erzeugte Trajektorie der Abluftwolke wird approximiert durch in jedem Entfernungsbereich azimuthal versetzte Teilstrahlen (begrenzende Radien wie in Tab. 06.03.03/02A-1). Die radiale Transportrichtung wird beibehalten. Der Winkel der jeweiligen azimuthalen Versetzung orientiert sich dabei am Winkelbereich des zeitlich korrespondierenden Teils der Trajektorie (ausführliche Beschreibung in Vorbereitung). Diese Option beschreibt, wie aus Abb. 06.03.03/02A-2 anschaulich hervorgeht, den Transportvorgang am realistischsten.

Da nun bei der Überlagerung der Kreisringsektoren der Bevölkerungsverteilung mit den Kreisringsektoren der Konzentrations- und Dosisrechnungen diese sich in azimutaler Richtung nicht genau überdecken, werden durch die Überlagerung schmalere Kreisringsektoren in größerer Anzahl gebildet, die im folgenden als neue, selbständige Teilflächen F^{MP} behandelt werden. Dieser Sachverhalt ist für eine Phase schematisch in Abb. 06.03.03./02A-1 dargestellt. Bei Freisetzungen, die in mehreren Phasen verlaufen, tritt die Zahl der Phasen als weiterer Parameter hinzu und vervielfältigt die Zahl der neuen Teilflächen entsprechend.

d) Notfall-Gegenmaßnahmen

Das Modell des Bevölkerungsschutzes sieht eine Reihe von Gegenmaßnahmen vor:

- Aufsuchen von Häusern bzw. Kellern
- Evakuierung
- Umsiedlung
- Dekontamination
- Verwerfen landwirtschaftlicher Produkte

Während das Teilmodell "Verwerfen landwirtschaftlicher Produkte" noch unverändert der am.RSS entnommen wird, wurde für die Gruppe der ersten Maßnahmen nach Diskussion mit Mitgliedern der Strahlenschutzkommission (SSK) ein Modell entwickelt, dessen Kriterien und Maßnahmen in Tab. 06.03.0.3/02A-3 zusammengestellt sind. Die von den jeweiligen Maßnahmen betroffenen Gebiete sind in Abb.06.03.03/02A-3 dargestellt.

Die Abschirmwirkung von Häusern und Kellern gegenüber externer Strahlung ist in Tab. 06.03.03/02A-4 zusammengestellt. Es wird ein maximaler Dekontaminationsfaktor von $DF_{max} = 10$ angenommen gegenüber 20 in der am.RSS.

e) Dosis- und Risikofaktoren

Es werden die Dosisfaktoren der am.RSS unverändert übernommen. Innerhalb des Dosismodells wurden folgende Änderungen vorgenommen:

als Inhalationsrate wird angenommen

$3,47 \cdot 10^{-4} \text{ m}^3/\text{s}$ (entspr. $10 \text{ m}^3/8\text{h}$)

in den Evakuierungsgebieten A und B

$2,31 \cdot 10^{-4} \text{ m}^3/\text{s}$ (entspr. $20 \text{ m}^3/\text{d}$)

außerhalb von A und B

gegenüber $2,66 \cdot 10^{-4} \text{ m}^3/\text{s}$ der am.RSS

der "Qualitätsfaktor" von I-131 in der Schilddrüse wird 1 gesetzt gegenüber 0,1 in der am.RSS.

Für die Berechnung der Frühschäden (akute Todesfälle) sieht das Modell zwei Optionen vor:

1.Option

Kritische Organe: Knochenmark

Dosis-Wirkungsbeziehung (wie am RSS)

$LD_{01} : 350 \text{ rad}$

$LD_{50} : 510 \text{ rad}$

Schwellendosis : 320 rad

2.Option (Vorschlag von K.R.Trott,GSF)

Kritisches Organ: Knochenmark

linear-normale Dosis-Wirkungsbeziehung

$LD_{01} : 250 \text{ rad}$

$LD_{50} : 510 \text{ rad}$

Schwellendosis : 100 rad

Für die Berechnung der Spätschäden (Todesfälle durch Krebserkrankung) werden die Risikofaktoren von ICRP-26 angewandt.

Knochenmark - Leukämie	:	$2 \cdot 10^{-5} \text{ rem}^{-1}$
Knochen - Knochenkrebs	:	$5 \cdot 10^{-6} \text{ rem}^{-1}$
Lunge - Lungenkrebs	:	$2 \cdot 10^{-5} \text{ rem}^{-1}$
Schilddrüse - Schilddrüsenkrebs	:	$5 \cdot 10^{-6} \text{ rem}^{-1}$
Brust - Brustkrebs	:	$2,5 \cdot 10^{-5} \text{ rem}^{-1}$
Alle weiteren Organe - entspr. Krebs- erkrankungen	:	$1 \cdot 10^{-5} \text{ rem}^{-1}$ 1)

Diese Risikofaktoren gelten für die durchschnittliche Altersstruktur, d.h. sie berücksichtigen bereits die natürliche Lebenserwartung. Es wird keine Schwellendosis angenommen; ebenso wird angenommen, daß die Risikofaktoren von der Dosis unabhängig sind.

Zur Abschätzung der genetischen Belastung wird die genetisch signifikante Dosis der zum Zeitpunkt des Störfalls lebenden Generation sowie der nachgeborenen Generationen berechnet.

f) Berechnung der Dosen und Schäden

Im Unterschied zur am.RSS werden die Dosen und die daraus resultierenden Spätschäden sowie die genetisch signifikante Dosis nicht nur bis 50 a nach Unfalleintritt sondern bis unendlich berechnet. Um eine Überschätzung bei der Berechnung der Spätschäden zu vermeiden, die bei einfacher linearer Behandlung auftreten kann, wird auf folgende Weise vorgegangen:

Individuelles Risiko für eine einzelne Krebsart

$$R_v = \min \left\{ R_v \text{ berechnet}, 1 \right\}$$

Individuelles Gesamtrisiko für die Summe aller Krebsarten

$$R = 1 - \prod_v (1 - R_v)$$

g) Darstellung der Ergebnisse

Die Ergebnisse werden in folgender Form dargestellt:

1) zugrunde gelegt wird hier die Summe der Dosen der fünf am höchsten belasteten Organe (außer den bereits berücksichtigten).

1) Verteilungsfunktionen

- a) der Frühschäden (wie in der am.RSS)
- b) der Spätschäden (wie in der am.RSS)
- c) der genetisch signifikanten Kollektivdosis für die erste sowie für die folgenden Generationen

2) Ortsabhängiger Verlauf des Risiko-Verhältnisses für Krebs

$$\frac{\text{natürliches Risiko} + \text{kerntechnisches Risiko}}{\text{natürliches Risiko}}$$

Risiko = Schadens-Erwartungswert

3) Individualschaden- Verteilungsfunktion für einige ausgewählte Orts-
punkte

Das Unfallfolgenmodell befindet sich Ende Juni in der Testphase. In der zweiten Jahreshälfte werden voraussichtlich die Ergebnisse für die Phase A erzielt.

Literatur

- /1/ H. Schnadt und J. Storch,
Evakuierungssimulation - Bericht über die Erstellung des
Programmsystems EVAS - Institut für Unfallforschung, TÜV Rhein-
land, IFU-Bericht Nr. St. Sch. 635 (1977)
- /2/ H.W. Kendal et al.
The Risk of Nuclear Reactors - A Review of the NRC Reactor
Safety Study, WASH 1400
Union of Concerned Scientists, Cambridge MA (1977)
- /3/ D.Aldrich,
Unfallfolgenmodell - Vorschlag für das azimutale Raster
Juni 1978 (Private Mitteilung)

Tab. 06.03.03/02A-1 : Parameter der den Konzentrations- und Dosisberechnungen zugrunde gelegten Teilflächen F^M und F^P (Kreisringsektoren)

a) radiale Abgrenzung (F^M und F^P)

Nummer m	Begrenzende Radien $r_m \div r_{m+1}$	Repräsentativer Radius \bar{r}_m
1	0 \div 0,8	0,7
2	0,8 \div 1,2	1,0
3	1,2 \div 1,6	1,4
4	1,6 \div 2,4	2,0
5	2,4 \div 3,6	3,0
6	3,6 \div 5,4	4,5
7	5,4 \div 8,0	6,7
8	8,0 \div 12,0	10,0
9	12,0 \div 16,0	14,0
10	16,0 \div 24,0	20,0
11	24,0 \div 36,0	30,0
12	36,0 \div 54,0	45,0
13	54,0 \div 80,0	67,0
14	80,0 \div 120	100
15	120 \div 160	140
16	160 \div 240	200
17	240 \div 360	300
18	360 \div 540	450

b) azimutale Abgrenzung (nur F^M)

Nummer n	Begrenzende "Strahlen" $y = v_n \cdot \sigma_y(r) \div y = v_{n+1} \cdot \sigma_y(r)$	Mittlere Konzentration Konzentration bei $y = 0$
1	0 $\cdot \sigma_y(r) \div \frac{1}{2} \cdot \sigma_y(r)$	0,96
2	$\frac{1}{2} \cdot \sigma_y(r) \div 1 \cdot \sigma_y(r)$	0,75
3	1 $\cdot \sigma_y(r) \div 2 \cdot \sigma_y(r)$	0,34
4	2 $\cdot \sigma_y(r) \div 3 \cdot \sigma_y(r)$	0,06 ¹⁾

1) Der mittleren Konzentration wurde die Aktivität von $2\sigma_y(r)$ bis ∞ zugrunde gelegt.

Tab. 06.03.03/02A-2 : Standorte für Leichtwasserreaktor-Kernkraftwerke
(P>600 MWe) in der Bundesrepublik Deutschland

Nr.	Standort	Einheiten
a) Norddeutsche Tiefebene		
1	Brokdorf	1
2	Brunsbüttel	1
3	Esenhamm	1
4	Hamm - Schmehausen	1
5	Krümmel	1
6	Stade	1
7	Vahnum	2
b) Oberrheinische Tiefebene		
8	Biblis	3
9	Neupotz	1
10	Philippsburg	2
11	Wyhl	1
c) Süddeutsche Hochebene		
12	Grafenrheinfeld	1
13	Gundremmingen	2
14	Isar - Ohu	1
d) Tallagen		
15	Borken	1
16	Grohnde	1
17	Mülheim - Kärlich	1
18	Neckarwestheim	2
19	Würgassen	1

Tab. 06.03.03/02A - 3 : Modell der Notfall-Gegenmaßnahmen

Gebiet	Gebietsdefinition		Präventive Maßnahmen (unabhängig von Unfallart und Wetterlage außer Windrichtung)	Dosisabhängige Maßnahmen
	geometr. Grenze	Isodosislinie		
A	$r \leq 2$ km ↗ beliebig sowie $2 < r \leq 8$ km $\varphi \leq \pm 15^\circ (**)$	_____	Aufsuchen von Häusern(*) nach $2h_{abs}$. Verbleiben in Häusern bis $8h_{abs}$. Evakuierung, Fahrzeit 1,5h.	_____
B ₁	$r \leq 24$ km	$D_{ODB}^{KM} (7d_{rel})$ ≥ 100 rad	Aufsuchen von Häusern(*) nach $2h_{abs}$. Verbleiben in Häusern bis $14h_{abs}$.	Verbleiben in Häusern bis Min(Umsiedlung, $26h_{abs}$). Schnelle Umsiedlung nach $Max(2h_{rel}, 14h_{abs}) (***)$
B ₂	$r > 24$ km	(soweit nicht zu A gehörig)	_____	Schnelle Umsiedlung nach $Max(2h_{rel}, 14h_{abs}) (***)$
C	_____	$D_{ODB}^{GK} (30a)$ > 250 rad	_____	Normale Tätigkeit bis 30d. Danach Umsiedlung, abgeschlossen nach 1a.
D ₁	_____	250 rad $\geq D_{ODB}^{GK} (30a)$ > 25 rad	_____	Normale Tätigkeit zu jeder Zeit. Dekontamination derart, dass $D_{ODB}^{GK} (30a) = 25$ rad im ganzen Gebiet. Belastung der Nachkommen.
D ₂	_____	25 rad $\geq D_{ODB}^{GK} (30a)$	_____	Normale Tätigkeit zu jeder Zeit, Dosis bis Lebensende, Belastung der Nachkommen.

t_{abs} : Absolute Zeitskala, Nullpunkt = Erkennen der bevorstehenden Freisetzung

t_{rel} : Relative Zeitskala (für jeden Ortspunkt), Nullpunkt = Durchzug der radioaktiven Wolke

(Fortsetzung; folgende Seite)

ODB = Ortsdosis durch Strahlung vom Boden

KM = Knochenmark ; GK = Ganzkörper

(*) Von $0-2h_{abs}$ wird normale Tätigkeit der Bevölkerung angenommen:
 3% im Freien, 97% Mischaufenthalt (siehe Tab. 06.03.03/02A - 4).
 Aufsuchen von Häusern : 3% im Freien, 32% in kleinen Gebäuden an geschützten Stellen, 65% in größeren Gebäuden an geschützten Stellen (siehe Tab. 06.03.03/02A - 4).

(**) Winkeleinteilung für Gebiet A relativ zur Windrichtung

(***)Expositionszeiten während des Transports gemäß separater Tabelle.

Bevölkerungsanteil	ländliches Gebiet(*)	durchschnittl. besiedl. Gebiet(*)	städtisches Gebiet(*)
1/3	0,10 h	0,30 h	0,50 h
1/3	0,25 h	1,25 h	2,00 h
1/3	1,00 h	4,50 h	7,00 h

Fahrzeiten während der Umsiedlung

Bevölkerungsdichte:

(*) ländliches Gebiet : $p \leq 100$ Einw./km²
 durchschnittl. besiedl. Gebiet : $100 < p \leq 400$ Einw./km²
 städtisches Gebiet : $400 < p$ Einw./km²

Sektor : Öffnungswinkel = 10° , $8 \text{ km} \leq r \leq 24 \text{ km}$

Dosis während der Expositionszeit = ODB am Wohnort

Expositionszeit = Rüstzeit (0,25 h) + Fahrzeit

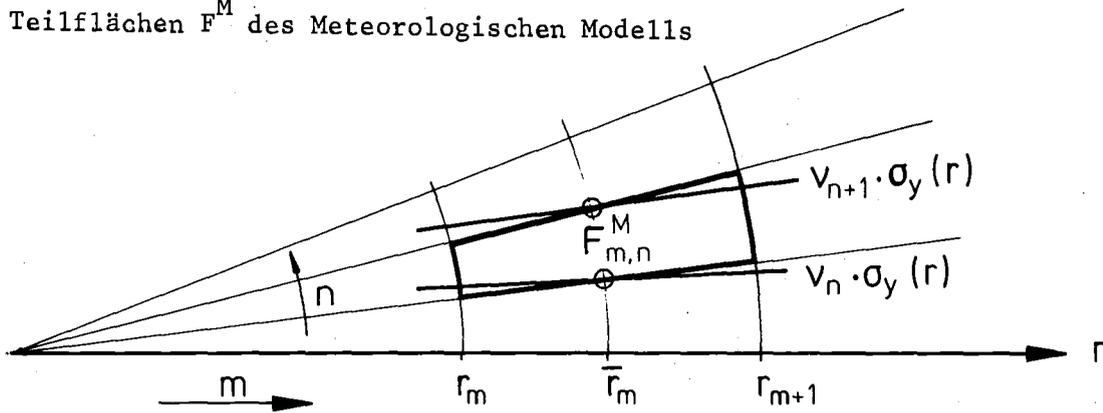
Tab. 06.03.03/02A - 4 : Abschirmfaktoren gegenüber externer Strahlung /8/

Abschirmfaktoren bei Aufenthalt	für	Strahlung vom Boden	Strahlung aus der Wolke
im Freien		0,5(ODB)	1
in kleinen Gebäuden an geschützten Stellen		0,2	0,3
in größeren Gebäuden an geschützten Stellen		0,1	0,15
Mischaufenthalt (*) an beliebigen Stellen		0,25	0,40

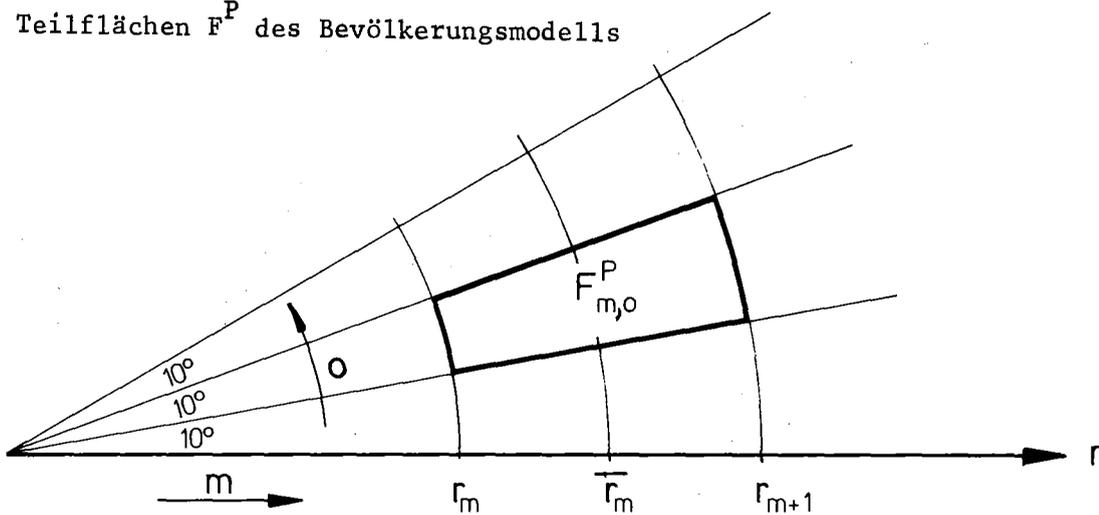
(*) Mischaufenthalt = Aufenthalt in verschiedenartigen Gebäuden und im Freien, gemittelt über die Bevölkerung

Abb. 06.03.03/02A - 1 : Konstruktion der Teilflächen F^M , F^P und F^{MP} für eine Freisetzungsphase

Teilflächen F^M des Meteorologischen Modells



Teilflächen F^P des Bevölkerungsmodells



Teilflächen F^{MP} , gebildet durch Überlagerung der Teilflächen F^P und F^M beider Modelle

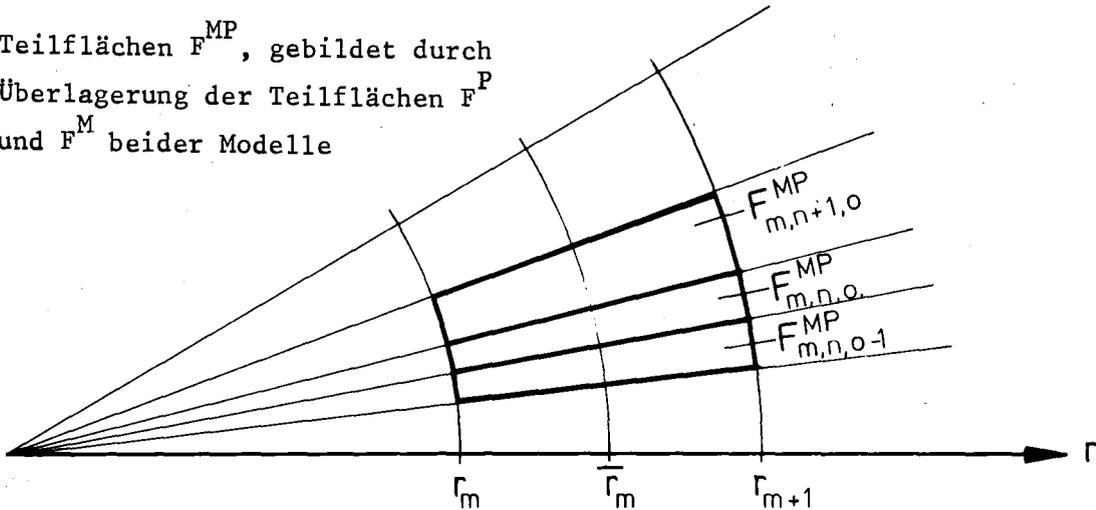
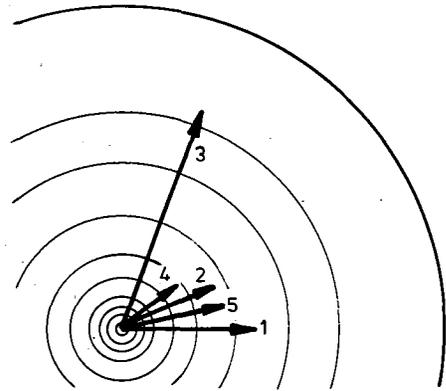
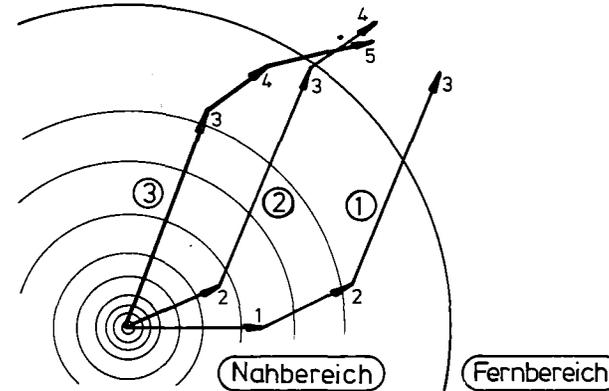


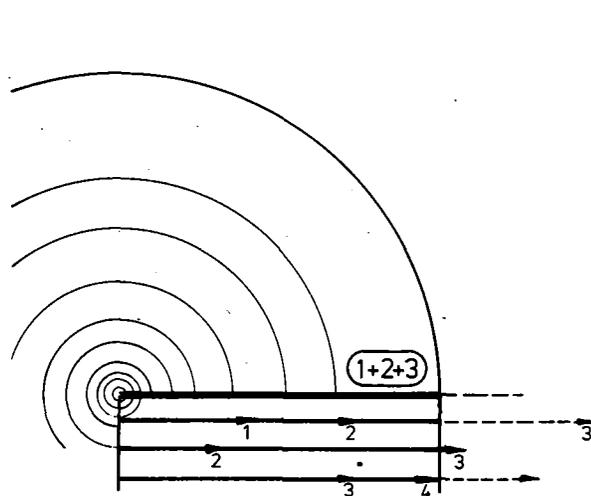
Abb. 06.03.03/02A-2: Trajektorien von aufeinanderfolgenden Abluftwolken und Modelle zu deren Beschreibung innerhalb eines Nahbereichs



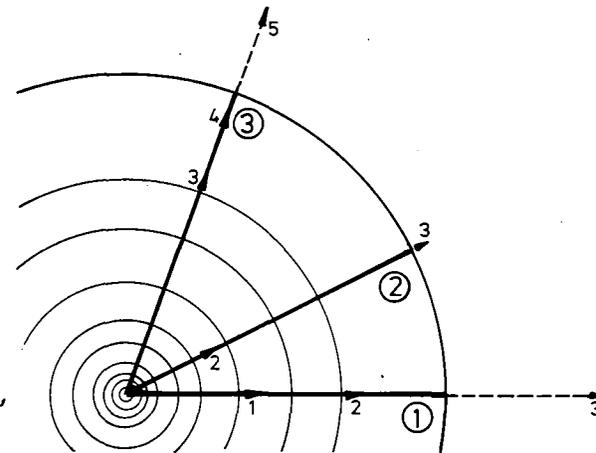
Windvektoren (Richtung und Geschwindigkeit, stündliche Mittelwerte aus kontinuierlichen Messungen)



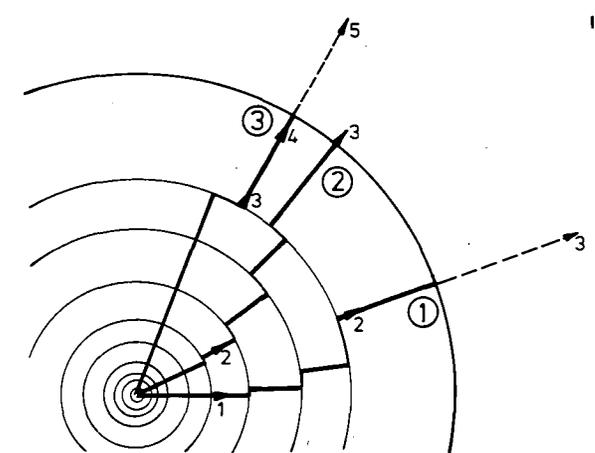
Trajektorien von drei stündlich aufeinanderfolgenden Abluftwolken; gebildet durch Aneinanderfügen der Windvektoren



1. Modell radiale Ausbreitung der drei Abluftwolken in die gleiche Richtung

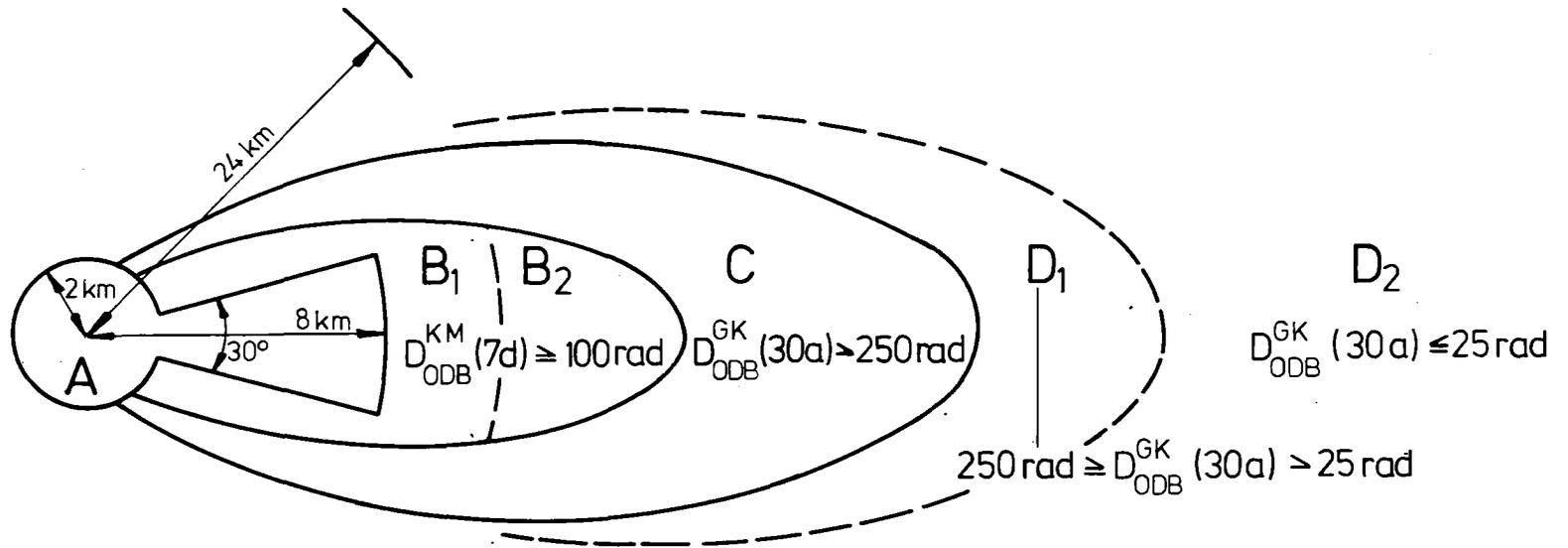


2. Modell radiale Ausbreitung der drei Abluftwolken in die jeweilige Anfangsrichtung



3. Modell radiale Ausbreitung der drei Abluftwolken in teilweise azimuthal versetzte Richtungen, um die Trajektorien zu approximieren

Abb. 06.03.03/02A - 3 : Gebiete der Notfall - Gegenmaßnahmen (schematisch)
 Erläuterungen dazu siehe Tab. 06.03.03/02A - 3



D = Dosis

ODB = Ortsdosis durch Bodenstrahlung

KM = Knochenmark

GK = Ganzkörper

A N H A N G

Anhang:

Veröffentlichungen und Berichte zu Arbeiten im 1. Halbjahr 1978

12. Halbjahresbericht / 2. Halbjahr 1977 des Projekts Nukleare Sicherheit, KFK 2600, April 1978

K. Hassmann, J. Artnik, M. Peehs, J.P. Hosemann,
Die Bedeutung der Wasserstoff-Entwicklung beim hypothetischen
Kernschmelzen.
Reaktortagung, Hannover, 4. - 7. April 1978,
Deutsches Atomforum e.V., Kerntechnische Gesellschaft im Dt. Atom-
forum e.V.,
Leopoldshafen 1978:ZAED, S. 278 - 81

J.P. Hosemann,
Jahreskolloquium 1977 des Projekts Nukleare Sicherheit (PNS),
KfK-Nachrichten, 10 (1978), No. 1, S. 46 - 51

G. Fieg, H. Werle,
Modellexperimente zur Thermodynamik von Kernschmelzen.
Reaktortagung, Hannover, 4. - 7. April 1978
Deutsches Atomforum e.V., Kerntechnische Ges. im Dt. Atomforum e.V.,
Leopoldshafen 1978: ZAED, S. 266 - 69

M. Bocek, P. Hofmann, C. Petersen,
Superplasticity of Zircaloy-4.
Lowe, A.L.; Parry G.W. (Hrsg.): Zirconium in the Nuclear Industry,
Philadelphia, Pa.: American Soc. for Testing and Materials 1977
(American Society for Testing Materials. Special Technical Publication
633) S. 66 - 81

P. Hofmann,
Hat Jod bei LWR-Störfällen einen Einfluß auf das Verformungs- und
Bruchverhalten von Zry-4-Hüllrohren?
Reaktortagung, Hannover, 4. - 7. April 1978,
Deutsches Atomforum e.V., Kerntechnische Ges. im Dt. Atomforum e.V.,
Leopoldshafen 1978: ZAED, S. 545 - 48

P. Hofmann,

Influence of iodine on the strain and rupture behavior of Zry-4 tubing at high temperatures.

4. Internat. Conf. on Zirconium in the Nuclear Industry,
Stratford-upon-Avon, June 27 - 29, 1978

Karlsruhe: Kernforschungszentrum 1978. 21 S.

P. Hofmann, C. Politis,

Chemical interaction between UO_2 and Zry-4 in the temperature range between 900 and 1500 °C.

4. Internat. Conf. on Zirconium in the Nuclear Industry,
Stratford-upon-Avon, June 27 - 29, 1978

Karlsruhe: Kernforschungszentrum 1978. 20 S.

P. Hofmann,

Does iodine exert an influence on the deformation and rupture behavior of Zry-4 cladding tubes in LWR accidents?

Enlarged Halden Program Group Meeting on Water Reactor Fuel Performance and Applications on Process Computer in Reactor Operation, Leon, Norway, June 4 - 9, 1978

Karlsruhe: Kernforschungszentrum 1978. 28 S.

H. Holleck, A. Skokan,

Zur Bedeutung chemischer Reaktionen auf Ablauf und Folgen des LWR-Kernschmelzens.

Reaktortagung, Hannover, 4. - 7. April 1978,

Deutsches Atomforum e.V., Kerntechnische Ges. im Dt. Atomforum e.V.
Leopoldshafen 1978: ZAED, S. 246-49

S. Leistikow, R. Kraft,

Kriech-Berst-Untersuchungen zum Kühlmittelverlust-Störfallverhalten von Zircaloy 4-Hüllrohren in Argon und Wasserdampf.

Reaktortagung, Hannover, 4. - 7. April 1978,

Deutsches Atomforum e.V., Kerntechnische Ges. im Dt. Atomforum e.V.
Leopoldshafen 1978: ZAED, S. 549-52

S. Leistikow, G. Schanz, H. v. Berg,
Kinetik und Morphologie der isothermen Dampf-Oxidation von Zircaloy 4
bei 700 - 1300 °C,
KfK 2587 (März 1978)

C. Politis, P. Hofmann,
UO₂/Zry-Reaktionen bei Power Cooling Mismatch-Störfällen.
Reaktortagung, Hannover, 4. - 7. April 1978,
Deutsches Atomforum e.V., Kerntechnische Ges. im Dt. Atomforum e.V.,
Leopoldshafen 1978: ZAED, S. 541-44

G. Class, J. Reimann, K. Wagner,
Transient two-phase mass flow rate measurements with a true mass
flow meter.
Two-Phase Flow Instrumentation Review Group Meeting Troy, N.Y.,
March 13 - 14, 1978

F. Erbacher, H.J. Neitzel, K. Wiehr,
Studies on Zircaloy fuel clad ballooning in a LOCA, results of
burst tests with indirectly heated fuel rod simulators,
4. Internat. Conf. on Zirconium in the Nuclear Industry,
Stratford-upon-Avon, June 27 - 29, 1978

J. Reimann, H. John, St. Müller,
Impedance probe for detecting flow regime and measuring the phase
distribution in horizontal air-water and steam-water flow.
Two-Phase Flow Instrumentation Review Group Meeting, Troy, N.Y.,
March 13 - 14, 1978

J. Reimann, H. John,
Phasenverteilung in horizontaler Luft-Wasser- sowie Dampf-Wasser-
Strömung,
Reaktortagung, Hannover, 4. - 7. April 1978,
Deutsches Atomforum e.V., Kerntechnische Ges. im Dt. Atomforum e.V.,
Leopoldshafen 1978: ZAED, S. 170 - 73

K. Wiehr, F. Erbacher, H.J. Neitzel,
Out-of-pile-Bündelversuche zum Brennstabverhalten in der Flutphase
eines hypothetischen Kühlmittelverluststörfalles,
Reaktortagung, Hannover, 4. - 7. April 1978,
Deutsches Atomforum e.V., Kerntechnische Ges. im Dt. Atomforum,
Leopoldshafen 1978: ZAED, S. 375 - 78

D. Barschdorff, E. Erb, M. Neumann, P. Philipp, E. Wolf,
Infrarotabsorptionsmeßeinrichtung bei den MARVIKEN II-Blowdown-
Experimenten,
Reaktortagung, Hannover, 4. - 7. April 1978,
Deutsches Atomforum e.V., Kerntechnische Ges. im Dt. Atomforum,
Leopoldshafen 1978: ZAED, S. 166 - 69

D. Barschdorff, E. Erb, M. Neumann, P. Philipp, W. Rabold,
R. Weishaupt, E. Wolf,
Entwicklung einer Meßeinrichtung zur Bestimmung der Einzelkomponenten
in einer instationären Luft/H₂O-Zweiphasenströmung nach dem Infra-
rot-Absorptionsprinzip,
KfK-2550 (Januar 1978)

L. Caldarola,
Fault tree analysis with multistate components,
NATO Advanced Study Institute "Synthesis and Analysis Methods for
Safety and Reliability Studies", Urbino, Italy, July 3 - 14, 1978

G. Class,
Untersuchung der bei der Dampfkondensation im Druckabbausystem
von Siedewasserreaktoren entstehenden Wandbelastungen,
KfK 2549 (März 1978)

G. Class,
Investigation of unsteady steam condensation phenomena occurring in the
BWR pressure suppression system,
Internat. Seminar on Momentum, Heat and Mass Transfer in Two-phase Energy
and Chemical Systems, Dubrovnik, Yugoslavia, Sept. 4 - 9, 1978

G. Enderle, F. Katz, H. Mösinger, E.G. Schlechtendahl, K. Stölting,
Pressure field and core barrel loadings during LWR-blowdown,
Internat. Meeting on Nuclear Power Reactor Safety,
Brüssel, Belgien, Oct. 16 - 19, 1978

G. Grötzbach,
Numerische Untersuchung der Quervermischung bei auftriebsbeeinflusster
turbulenter Konvektion in einem vertikalen Kanal,
KfK 2648 (Juni 1978)

R. Krieg, G. Hailfinger,
SING 1 - Ein Computercode zur Berechnung transienter dreidimensionaler,
inkompressibler Potentialströmungen nach einem Singularitätenverfahren.
KfK 2505 (März 1978)

S. Raff,
Development of a Zry Deformation model to describe the Zry-4
cladding tube during accidents.
Internat. Meeting on Nuclear Power Reactor Safety, Brüssel,
Belgien, Oct. 16 - 19, 1978

R. v. Ammon, H.G. Burkhardt, E. Henrich, E. Hutter, G. Neffe,
R.D. Penzhorn, K. Schulz, W. Weinländer,
Zur Optimierung des Verfahrens der Tieftemperatur-Rektifikation
für die Krypton-85-Abtrennung aus dem Abgas von Wiederaufarbeitungs-
anlagen.
Reaktortagung, Hannover, 4. - 7. April 1978,
Deutsches Atomforum e.V., Kerntechnische Ges. im Dt. Atomforum e.V.
Leopoldshafen 1978: ZAED, S. 445-48

H. Albrecht, V. Matschoß, H. Wild,
Experimente zur Erfassung der Freisetzung von Spalt- und Aktivierungs-
produkten beim Coreschmelzen.
Reaktortagung, Hannover, 4. - 7. April 1978,
Deutsches Atomforum e.V., Kerntechnische Ges. im Dt. Atomforum e.V.
Leopoldshafen 1978: ZAED, S. 250-53

R.D. Penzhorn, K. Guenther, P. Schuster,
On the catalytic removal on ozone produced in radioactive media.
15. DOE (Department of Energy) Air Cleaning Conf.,
Boston, Mass., August 7 - 10, 1978

R.D. Penzhorn, H.E. Noppel, K. Guenther,
Literaturzusammenstellung über Analytik, Eigenschaften und
Zerstörungsmethoden von Ozon,
KfK-Ext. 10/78-01 (Juli 1978)

Ch. Schneider,
Fehlerbaumanalyse von periodisch inspizierbaren Systemen mit
Hilfe von Monte Carlo Methoden,
Dissertation, Univ. Karlsruhe 1978
KfK 2628 (April 1978)

W. Hübschmann,
Ausbreitung von Schadstoffen in der Atmosphäre über rauhem
Untergrund.
Tagung der Arbeitsgemeinschaft der Großforschungseinrichtungen:
Luftreinhaltung - Luftverschmutzung, Proz-Wahn, 5. - 6. Juni 1978

H. Deuber, J.G. Wilhelm,
Bestimmung der physikalisch-chemischen Komponenten des Radiojods
in der Kaminabluft von Kernkraftwerken.
KfK-Ext. 30/78-01

J. Furrer, J.G. Wilhelm, K. Jannakos,
Aerosol- and iodine removal system for the dissolver off gas in a
large fuel reprocessing plant.
15 DOE (Department of Energy) Air Cleaning Conf.,
Boston, Mass., Aug. 7 - 10, 1978

F. Brüderle, K. Hain, J. Hübener, F. Schloß,
Maschinelles Tieftemperatursystem zur Kühlung eines Germanium-
detektors in großen Meerestiefen (Abschlußbericht)
KfK 2539 (Juli 1978)

Folgende Berichte enthalten z.T. unveröffentlichte Informationen von vorläufigem und betriebsinternem Charakter. Eine zur Verfügungstellung der Berichte ist nach entsprechender einzelvertraglicher Vereinbarung über die Nutzung des darin enthaltenen know how (know how-Vertrag) möglich. Entsprechende Anfragen sind an die Abteilung Patente und Lizenzen des KfK zu richten.

A. Bayer,

Untersuchungen der radiologischen Folgen von Reaktorunfällen unter probabilistischen Gesichtspunkten

- Teilbericht einer USA-Reise -, Nov./Dez. 1977

Januar 1978

G. Grötzbach,

Untersuchung der Mischmöglichkeiten im HDR-Ringraum bei Einstellung der Enthalpieschichtung - TURBIT 2 -

Rechnungen ohne Naturkonvektion

Januar 1978

S. Dagbjartsson, L. Sepold,

Bericht über USA Delegation zum 5. Water Reactor Safety Information Meeting der NRC in Gaithersburg/Maryland vom 7. - 11.11.1977

Teil I: Code-Entwicklung und -Verifizierung

Teil II: Brennstabverhalten

Jan. 1978

P. Hofmann, C. Petersen, G. Schanz,

Teilbericht I über den Nuklearversuch A 2.3;

Ergebnisse der zerstörenden Nachuntersuchung (Metallographie)

Jan. 1978

S. Vogt,

Der zeitliche Aufbau der Gamma-Dosis durch Strahlung vom Boden dargestellt am Unfall "Spätes Überdruck-Versagen,

Jan. 1978

H. Unger et al.,

Bericht über die im Auftrag des PNS geleisteten Arbeiten des IKE Stuttgart für den Zeitraum Oktober 1977 bis Dezember 1977,

Jan. 1978

R. v. Ammon, G. Franz,

Die Adsorption von NO, NO₂ und NH₃ an Silicagel- und Molekularsieben,

Januar 1978

I. Michael, et al.,

Experimentelle Untersuchung zum Problem der Primärkreisaktivierung
von Druckwasserreaktoren,

Januar 1978

L. Sepold,

1. Monatsbericht 1/78 über die Aktivitäten im INEL

Februar 1978

S. Hagen et al.,

Experimentelle Untersuchung der Abschmelzphase von UO_2 -Zircaloy-
Brennstäben bei versagender Notkühlung,

Februar 1978

R. Kalckbrenner,

Altersabhängige Nahrungsmittel-Verbrauchsdaten zur Ermittlung der
radiologischen Belastung über den Ingestionspfad,

Februar 1978

A. Bayer,

Einige Bemerkungen zum Bericht SSK/542-3U9 (1975)

"Empfehlungen von Ingestionsdosisfaktoren",

Februar 1978

A. Bayer,

Die Berechnung der genetisch signifikanten Dosis,

Februar 1978

L. Sepold,

2. Monatsbericht über die Aktivitäten im INEL,

6. Delegationsbericht,

Februar 1978

W. Olbrich,

Konvertierung der Meßdaten-Magnetbänder der HDR-Versuche,

März 1978

P. Misaelides, G. Ondracek,
Abschätzung der Liquidus- und Soliduskurven von Beton-
Corium-Schmelzen,
März 1978

K.H. Bechler, G. Enderle,
H2OPC2 - Ein Programm zur Bestimmung der Schallgeschwindig-
keit in Wasser,
März 1978

K.D. Appelt et al.,
Untersuchung des induktiven Hochtemperaturwegaufnehmers Typ
F 36/6/40 (Fa. Sangamo) für den Einsatz in Reaktordruckbehälter
beim Blowdown im Rahmen der HDR-Sicherheitsexperimente,
März 1978

H.J. Neitzel,
Erste Nachrechnungen der zeitlichen Dehnungsverläufe von aufblähenden
Zircaloy-Hüllrohren bei Experimenten mit Brennstabsimulatoren,
April 1978

L. Sepold,
3. Monatsbericht über Aktivitäten im INEL,
April 1978

R. Krieg,
Transient, Three-dimensional potential flow problems and dynamics response
of the surrounding structures, Part 1,
April 1978

H. John, U. Harten,
Basic equation of the computer program for calculation of two-phase
steam-water reference data,
April 1978

S. Raff,
Entwicklung eines Zry-Deformationsmodells (DEM0D)
- Bericht über Arbeiten im 2. Halbjahr 1977 -
April 1978

W. Hübschmann, S. Vogt,
Das Modell der Aktivitätsfahne für das Unfallfolgenmodell der
DRS,
April 1978

K. Burkart,
Entwicklungskonzept für das Evakuierungsmodell der deutschen
Reaktorsicherheitsstudie,
April 1978

F. Kedziur,
Zweiphasen-Rechenprogramm DUESE,
März 1978

G. Grötzbach,
Numerische Untersuchung der radialen Mischmöglichkeiten im HDR-
Ringraum bei Einstellung der Enthalpieschichtung
- TURBIT 3 - Rechnungen mit Auftriebsberücksichtigung,
April 1978

U. Schumann,
Vorausberechnung des Versuchs V 59 zum Schwingungsverhalten des
HDR-Kernmantels mit FLUX 1,
Mai 1978

G. Enderle, H. Mössinger, E.G. Schlechtendahl, U. Schumann,
K. Stölting,
Kurzdokumentation der Codes DRIX-2D, FLUST, FLUX, STRUYA, YAQUIR
für fluid-dynamische und fluid-struktur-dynamische Berechnungen
von Blowdown-Störfällen,
Mai 1978

Ch. Schneider,
Rechenzeitvergleich zwischen analytischen und Monte-Carlo-Programmen
am Beispiel des Fehlerbaumes der Aufgabenstellung vom Wettrechnen
Mai 1978

Ch. Schneider,
Programmbeschreibung für die Pprogramme BAUM und MINCUT,
Mai 1978

B. Räßple, E. Karb, M. Prüßmann,

Inpile-Experimente zum Brennstabverhalten beim Kühlmittelverluststörfall,

Zwischenbericht über die Versuchsreihen F und G 1 mit vorbestrahlten Prüflingen,

August 1978

L. Sepold,

4. Monatsbericht über die Aktivitäten im INEL, insbesondere über den PBF-Versuch PCM-1,

Mai 1978

U. Schumann,

Effektive Berechnung 3-dimensionaler Fluid-Struktur-Wechselwirkung beim Kühlmittelverluststörfall eines DWR - FLUX -

Mai 1978

P. Hofmann, C. Petersen, G. Schanz,

Inpile-Experimente zum Brennstabverhalten beim Kühlmittelverluststörfall.

Teilbericht II über den Nuclear-Versuch B 1.2

Ergebnisse der zerstörenden Nachuntersuchung en (Metallographie)

E. Karb, G. Harbauer, M. Prüßmann, B. Räßple,

Teilbericht I über den Nuklearversuch B 1.2

06.01.08.P01B

H. Eberle, KWU; H. Wunderlich, KWU; U. Mesina, W. Gulden, IKE Stuttgart,

Vergleichsrechnungen mit den Programmen CARO-D und FRAP-S zum Brennstabverhalten,

Mai 1978

H. Mösinger,

Numerische Berechnung einer druckwelleninduzierten Tropfenexpansion,

Mai 1978

H. Unger, et al,

Bericht über Arbeiten zum Projekt Nukleare Sicherheit der KfK
für den Zeitraum Januar - März 1978,

Mai 1978

R. Krieg,

Transient, Three-dimensional potential flow problems and dynamic
response of the surrounding structures

Part II: Simultaneous coupling between fluid and structural
dynamics (computer code SING-S),

Mai 1978

G. Class,

Blowdown-Versuchsanlage COSIMA, Anlagenbeschreibung

Mai 1978

S. Dagbjartsson,

17. Bericht über USA-Delegation

Zircaloy Cladding Review Group Meeting, 18.1.1978 in Washington,

Februar 1978

S. Dagbjartsson,

Review Group Meeting zur Entwicklung von Brennstabprogrammen der
NRC in Silver Spring, Maryland,

19.4.1978

Mai 1978

L. Sepold,

6. Monatsbericht über die Aktivitäten im INEL, insbesondere
PBF-Lead-Rod-Versuchsserie - 10. Delegationsbericht -

August 1978

S. Dagbjartsson,

PBF Experimental Program Update, 10. Mai 1978,

21. Bericht über USA-Delegation,

Mai 1978

T. Vollmer, K. Hain,
Optische Temperaturmessung am Hüllrohr des Simulationsbrennstabes
SIM - Blowdown-Versuchsanlage COSIMA,
Juni 1978

K. Burkhart,
Untersuchung der radiologischen Folgen von Reaktorunfällen unter
probabilistischen Gesichtspunkten,
Juni 1978

P. Thomas, S. Vogt,
Auswertung der am Windegg bei Tuttlingen durchgeführten radar-
verfolgten Tetraonflüge,
Juni 1978

W. Breitung,
Zur analytischen Beschreibung der in SASCHA-Experimenten gemessenen
Spaltproduktfreisetzung,
Juni 1978

H. Holleck, et al.,
Konstitution und Reaktionsverhalten von LWR-Materialien beim
Coreschmelzen,
Juni 1978

L. Sepold,
5. Monatsbericht und 9. Delegationsbericht über die
Aktivitäten im INEL, insbesondere PBF-Versuch PCM-5,
Juni 1978

F. Erbacher, H.J. Neitzel, K. Wiehr,
Studies on zircaloy fuel clad ballooning in a LOCA,
Results of burst tests with indirectly heated fuel rod simulators,
Juni 1978

U. Schumann,
Druckdifferenzen, Verformungen und Beschleunigungen bei den HDR-
Blowdown-Versuchen - Vorläufige Vorausrechnungen mit FLUX-2,
Juni 1978