



KfK 4850
Juli 1991

Sicherheitsorientierte LWR-Forschung

Jahresbericht 1990

Projekt Nukleare Sicherheitsforschung

Kernforschungszentrum Karlsruhe



KERNFORSCHUNGSZENTRUM KARLSRUHE

Projekt Nukleare Sicherheitsforschung

KfK 4850

Sicherheitsorientierte LWR-Forschung

Jahresbericht 1990

Kernforschungszentrum Karlsruhe GmbH, Karlsruhe

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

Kernforschungszentrum Karlsruhe GmbH
Postfach 3640, 7500 Karlsruhe 1

ISSN 0303-4003

Vorwort

Seit Beginn 1990 sind die F + E-Arbeiten des Kernforschungszentrums (KfK) zur Sicherheit von Schnellen Brutreaktoren (SBR) und von Leichtwasserreaktoren (LWR) im Projekt Nukleare Sicherheitsforschung (PSF) zusammengefaßt. Der vorliegende Bericht enthält die Beiträge, die sich an aktuellen Fragestellungen zur LWR-Sicherheit orientieren. Die konkreten Forschungsthemen und -vorhaben werden mit internen und externen Fachgremien laufend abgestimmt.

Die Schwerpunktthemen, die im Jahr 1990 bearbeitet worden sind, beziehen sich auf Phänomene schwerer Kernschäden und auf Einzelaspekte zum Kernschmelzunfall. Letztere umfassen die Bereiche Aerosolverhalten und Filtertechnik sowie Methoden zur Abschätzung und Minimierung der radiologischen Folgen von Reaktorunfällen. Verschiedene abschließende Beiträge zu ausgewählten, sicherheitsorientierten Fragen eines Fortgeschrittenen Druckwasserreaktors runden das Themenspektrum ab.

Der vorliegende Jahresbericht 1990 beschreibt die Fortschritte der Arbeiten, die von den folgenden Instituten und Abteilungen des KfK, nämlich

Institut für Material- und Festkörperforschung	IMF
Institut für Neutronenphysik und Reaktortechnik	INR
Institut für Reaktorbauelemente	IRB
Institut für Reaktorentwicklung	IRE
Hauptabteilung Ingenieurtechnik	HIT
Hauptabteilung Versuchstechnik	HVT
Laboratorium für Aerosolphysik u. Filtertechnik	LAF

sowie im Auftrag des KfK von externen Institutionen auf dem Gebiet der Sicherheit durchgeführt wurden. Die einzelnen Beiträge stellen den Stand der Arbeiten zum Ende des Berichtsjahres (1990) dar. Den in deutscher Sprache verfaßten Beiträgen sind Kurzfassungen in englischer Sprache vorangestellt.

Inhaltsverzeichnis	Seite	
18.05.01	Untersuchungen zu schweren Kernschäden	1
18.05.01/01A PSF 0D5B	Out-of-pile bundle experiments for the investigation of Severe Fuel Damage (CORA-program) Tests CORA-7 and CORA -18 (large bundles)	1
	Out-of-pile Bündelexperimente zur Untersuchung schwerer Kernschäden (CORA-Programm): Versuche CORA-7 und CORA-18 mit größeren Bündeln	2
18.05.01/02 A PSF 0D5D	Mechanical and chemical behaviour of LWR fuel rod bundles at high temperatures	31
	Mechanisches und chemisches Verhalten von LWR-Brennelementen bei hohen Temperaturen	32
18.05.01/03 A PSF 0D5E	Post-test examination and evaluation of the CORA experiments	52
	Nachuntersuchung und Auswertung der CORA-Experimente	53
18.05.01/04 A PSF 0D5I	Measurement of gas components in CORA-experiments	59
	Messung der Gaszusammensetzung bei CORA-Experimenten	60
18.05.02	LWR-Kernschmelzen	66
18.05.02/01 A PSF 0D5G	Aerosol behaviour under core meltdown accident conditions	66
	Aerosolverhalten bei Kernschmelzen	67
18.05.02/02 A PSF 0D5H	Behaviour of a core melt in the LWR Containment	77
	Verhalten einer Kernschmelze im LWR-Containment	78
18.05.02/03 A PSF 0D5Z	Measurement of gas components in BETA-experiments	98
	Messung der Gaszusammensetzungen in BETA-Experimenten	99
18.05.02/04 A PSF 0N1L	Core melt down experiments BETA	101
	Kernschmelzversuche BETA	101

18.05.03	Untersuchungen zu transienten Austauschvorgängen in Zweiphasenströmungen (NOVA-Vorhaben)	109
18.05.03/01 A PSF 0D5N	Investigation of phase transport mechanisms in air-water bubbly flow in vertical channels	109
	Untersuchung der Phasentransport- und -verteilungsmechanismen an Luft-Wasser-Blasenströmungen in senkrechten Kanälen	110
18.05.04	Schwebstofffilterung und Lüftungsanlagen	117
18.05.04/01 A PSF 0D5 Q	Venting filter for LWR	117
	Ventingfilter für Leichtwasserreaktoren	118
18.05.04/02 A PSF 0D5R	HEPA-Filter Response to Accident Conditions	127
	Schwebstofffilterverhalten unter Störfallbedingungen	128
18.05.04/03 A PSF 0D5 X	Challenges within Ventilation Systems during Accident Situations	131
	Störfallbeanspruchung innerhalb von Lüftungsanlagen	132
18.05.04/04 A PSF 0D5 P	Investigations into the Occurrence of Penetrating Iodine Spezies (Part 2)	140
	Zur Bestrahlung von Gasgemischen mit organischen Bestandteilen und Iod (Teil 2)	140
18.05.05	Entwicklung von Methoden zur Abschätzung und Minimierung der radiologischen Folgen von Reaktorunfällen	145
18.05.05/01 A PSF 0D5 S/T	Development of methods for assessing and reducing the radiological consequences of nuclear accidents	145
	Modellierung und Abschätzung von Unfallfolgen	146
	Entwicklung rechnergestützter Entscheidungshilfeninstrumentarien für kerntechnische Notfälle	146
18.05.06	Neutronenphysikalische Sicherheitsuntersuchungen zu einem FDWR	167
18.05.06/01 A PSF 0N1 A	On the Analysis of LWHCR-Experiments Performed in PROTEUS	167

	Zur Auswertung der FDWR-Experimente im PROTEUS-Reaktor	168
18.05.06/02 A PSF 0N1 B	Development of Calculational Procedures for the Neutron Physics Design of an APWR Equilibrium Core	179
	Entwicklungsarbeiten zur neutronenphysikalischen Auslegung eines Gleichgewichts FDWR- Referenzkerns	180
18.05.07	Thermo- und fluiddynamische Untersuchungen zum FDWR-Kern	211
18.05.07/01 PSF 0N1 C	Measurements of Turbulent Velocity and Tem- perature in a Central Channel of a Heated Rod Bundle	211
18.05.07/02 A PSF 0N1 E	Investigations in Freon on Critical Heat Flux (KRISTA-Program)	216
	Untersuchungen in Frigen zur kritischen Heiz- flächenbelastung (KRISTA-Programm)	217
18.05.08	Brennstabverhalten eines FDWR bei Kühlmittel- verluststörfällen	228
18.05.08/01 A PSF 0N1 H	Investigations of the Reflooding Behaviour in Tight Lattice Rod Bundles in the Frame of the FLORESTAN-Program	228
	Untersuchungen zum Flutverhalten enger Bündel- anordnungen im Rahmen des FLORESTAN- Programmes	229
18.06.02/01 A PSF 0N1 M	Long Term Coolability of a Core Melt	253
	Langfristige Kühlbarkeit einer Kernschmelze	254
	Veröffentlichungen	261

18.05.01 Untersuchungen zu schweren Kernschäden

18.05.01/01A Out-of-pile bundle experiments for the investigation of
PSF 0D5B Severe Fuel Damage (CORA-program)
 Test CORA-7 and CORA-18 (large bundles)
 (S. Hagen, A. Grünhagen, R. Heine, H. Malauschek, G.
 Müller, N. Paroth, F. Seibert, L. Leopold, K.P. Wallenfels, HIT
 H. Benz, H. Gießmann, C. Grehl, O. Heil, W. Rötzel, H.J.
 Röhling, P.H. Pfann; HVT; 1990)

Out-of-pile bundle experiments with electrically heated rods are performed in the CORA-facility. Eleven tests with UO_2 pellets were run up to the end of 1990; i.e. eight on PWR and three on BWR fuel element behavior. Two PWR- and one BWR-type experiment were terminated by quenching. In this report the results of the tests with large bundles (57 instead of 25 rods) are discussed.

In the test arrangement for the larger bundles the identical fuel rod simulators as in normal bundles were used. Absorber rods (stainless steel sheathed AgInCd within Zry guide tubes for PWR and B_4C with stainless steel sheath within Zry channel box walls) and spacers (Inconel + Zircaloy) are included, to allow realistic interactions between the fuel element components. The tests were terminated below $2000^\circ C$ to better investigate the initial melt movement and the composition of the resulting phases.

The temperature escalation continued even after the shutdown of the steam supply and electric power as long as enough steam was left in the bundle. In principle the escalation behavior turned out to be independent of the bundle size.

In analogy to small bundles melting is initiated by the absorber material. In the PWR-typical test CORA-7 the liquid AgInCd destroyed the guide tube and dissolved the Zircaloy of the cladding. The thus liquefied Zircaloy dissolved the UO_2 far below its melting point. The melt formed in the upper half of the bundle solidified in the region of the Inconel spacers. Part of the melt penetrated the spacer and solidified between the rods. The spacer influences the solidification behavior, but is not necessary for the blockage formation.

In the BWR-typical test CORA-18 the interaction in analogy to the small bundles was initiated by the interaction between B_4C and stainless steel. The resulting melt dissolved first the channel box walls and then the Zircaloy cladding. Again the liquefied Zircaloy dissolved the UO_2 far below its melting point. In addition, the larger bundles show that the attack of the absorber materials on the channel box wall extends also to those regions which are not in the immediate neighbourhood of the absorber blade. The molten material solidified in the lower part of the bundle.

schmelzenden Absorbermaterials löst nach Versagen seiner Edelstahlhülle das Zirkaloy des Führungsrohres auf und verteilt sich dann im Bündel. Die eutektische Wechselwirkung mit dem Hüllmaterial des Brennstabs führt wiederum zur Verflüssigung des Zirkaloy, das seinerseits das UO_2 auflöst.

Das Wiederfluten des Bündels mit Wasser (CORA-12, CORA-13) bringt nicht nur die erwartete Fragmentation der durch die Oxidation versprödeten Materialien. Die exotherme Reaktion des entstehenden Dampfes mit dem metallischen Rest-Zirkaloy bewirkt einen vorübergehenden Temperaturanstieg, der mit der entsprechenden Wasserstoffproduktion parallel geht. Die höhere Temperatur des Bündels beim Fluten im Versuch CORA-13 bewirkte eine stärkere Reaktion. Die Versuche mit erhöhtem Stabinnendruck (CORA-15) und erhöhtem Systemdruck (CORA-9) brachten keine wesentliche Beeinflussung der Schadensentwicklung durch diese Parameter.

Das Verhalten im Siedewasserreaktor wurde in den Versuchen CORA-16 und CORA-17 untersucht /4/. Für diese Versuche enthielten die Bündel die SWR-typischen Materialien: B_4C -Absorber in Edelstahlhülle und Zirkaloy-Wandungen der Bennelementkästen. Auch bei diesen Versuchen ergibt sich die Schadensentwicklung aus den Wechselwirkungen der Materialien. Borkarbid ist mit steigender Temperatur nicht mehr stabil im Kontakt zum Edelstahl und führt ab ca. 1200°C durch eutektische Wechselwirkung zur Verflüssigung seiner Edelstahlwände. Flüssiger Edelstahl reagiert bei Kontakt eutektisch mit der Zirkaloy-Wandung des Brennelements. In das Bündel eindringende Schmelze führt zur Verflüssigung der Zirkaloy-Hüllwände der Brennstäbe, und damit zum Anlösen der UO_2 -Pellets. Der Versuch CORA-17 zeigte auch für die siedewasserreaktorentypischen Bedingungen beim Quenchen einen starken Anstieg der Temperatur und der Wasserstoffproduktion.

In diesem Bericht sollen die Ergebnisse der Versuche CORA-7 und CORA-18 beschrieben werden, die mit größeren Bündeln durchgeführt wurden. Für diese Versuche wurden die Bündel mit zwei zusätzlichen Stabreihen umgeben. Das PWR typische Bündel enthielt damit 57 statt 25 Stäbe. Die Benutzung größerer Bündel sollte die Übertragbarkeit der normal verwendeten Bündel überprüfen.

Versuchsanordnung CORA-7 und CORA-18

Die Anordnung des Bündels im Hochtemperaturschirm der CORA-Anlage /1/ und Aufbau der großen Bündel CORA-7 und CORA-18 ist in Abbildung 1 wiedergegeben. Das vergrößerte Bündel CORA-7 (Tab. 2) ist aus den identischen Komponenten des Normalbündels aufgebaut: beheizte Stäbe aus zentralem W-

Heizer, UO₂-Ringpellets und Zircaloy-Hüllrohr; unbeheizte Stäbe aus UO₂-Vollpellets und Zircaloy-Hüllrohr; und Absorberstäben aus AgInCd-Absorbermaterial mit Edelstahlhülle und Zircaloy-Führungsrohr. Das Bündel ist von dem 1,2 mm starken Dampfführungskasten und der 2 cm dicken ZrO₂-Isolationsfaserschicht umgeben.

Der Querschnitt des SWR typischen Bündels (Tab. 3) ist ebenfalls in Abb. 1 wiedergegeben. 11 original B₄C gefüllte Edelstahlrohre werden durch einen Edelstahlkasten zusammengehalten, der die Wandung des Absorberkreuzes simuliert. Der Absorber ist gegen die Brennstabsimulatoren durch Zry-Wände getrennt, die die Wandung des SWR-Brennelementkastens ersetzen. Der Absorberkasten füllt nur die Hälfte des Absorberkanals aus. Damit sollen die verschiedenen Seiten der Brennelementkasten mit und ohne angrenzendes Absorberkreuz simuliert werden. Die Brennstabsimulatoren haben den identischen Aufbau wie beim BWR typischen Bündel. Das Bündel ist analog den PWR-Versuch von einem Zry-Dampfführungskasten und der Zry-Faserisolierung umgeben.

Versuchsablauf CORA-7 und CORA-18

Der Versuchsablauf (Abb. 2) bei den beiden Versuchen mit großem Bündel war bis auf die Dampfeinspeisung identisch und analog dem Ablauf bei den normalen Bündeln. Entsprechend den zu simulierenden Bedingungen im Reaktor wurde für CORA-7 12 g Dampf/s und für CORA-18 4 g/s eingespeist.

Das Bündel wird in den ersten 3000 s von den im Dampfüberhitzer auf ca. 500°C vorgeheizten 16 g/s Argon durchspült. Die Gleichgewichtseinstellung der Temperatur wird durch eine konstante Leistungseinspeisung von 800 W unterstützt. Der Überdruck im System betrug während des gesamten Versuchs 1,2 bar. Die bei 3000 s beginnende linear steigende Leistungseinspeisung wurde so gewählt, daß sich ein anfänglicher Temperaturgradient von 1 K/s einstellte. Ab 3300 s wird zusätzlich zum Argon Dampf eingespeist. Beim Erreichen von ca. 1100°C läßt die exotherme Zirkon-Wasserdampf-Reaktion den Temperaturanstieg in eine Temperatureskalation übergehen.

Die Versuche CORA-7 und CORA-18 sollten bei der Untersuchung des Verhaltens in großen Bündeln den Schwerpunkt auf den Beginn der Schadensentwicklung legen. Der Temperaturanstieg nach Beginn der Eskalation mußte daher möglichst schnell gestoppt werden. Hierfür wurde bei 4080 s die Dampfzufuhr beendet und bei 4200 s die Leistung abgeschaltet.

Ergebnisse Versuch CORA-7

Temperaturmessungen

Für die Temperaturmessung im Bündel wurden WRe-Thermoelemente mit HfO_2 -Isolierung im Innern der unbeheizten Brennstäbe und auf der Hülle der beheizten Stäbe verwendet. Der Temperaturverlauf in den unbeheizten Stäben ist in Abb. 3 dargestellt. Auch bei den großen Bündeln zeigt sich der charakteristische Temperaturverlauf für Stäbe mit Zircaloy-Hülle in Wasserdampf. Während der ersten 1000 s der Transiente bei Temperaturen unter 1000°C wird die Erwärmung durch die elektrische Aufheizung bewirkt. Durch den Wärmetransport infolge des aufsteigenden Argons und Wasserdampfes stellen sich in der oberen Hälfte höhere Temperaturen ein im Vergleich zur unteren Hälfte des symmetrisch aufgebauten Bündels. Während dieser Phase ergibt sich in der oberen Hälfte ein Anstieg von ca. 1 K/s.

Die Energieerzeugung durch die exotherme Zircaloy/Dampf-Reaktion nimmt exponentiell mit der Temperatur zu und resultiert in einer Temperatureskalation, wie sie in dem steilen Temperaturanstieg ab ca. 4100 s zu erkennen ist. Die Eskalation startet in der oberen Hälfte des Bündels. Der steilste Anstieg entwickelt sich in einer Höhe von 750 mm. Die Eskalation pflanzt sich zum oberen und unteren Ende des Bündels fort.

Um den Beginn der Schadensentwicklung zu fixieren haben wir versucht den Temperaturanstieg im Bündel zu stoppen. Hierfür wurde die Dampfzufuhr bei 4080 s unterbrochen und die elektrische Leistung bei 4200 s ausgeschaltet. Eine Abnahme der Temperatur mit dem Ausschalten der Leistung erfolgte aber nur bis zu einer Höhe von 350 mm. Die Thermoelemente in 450 mm, 950 mm, 1050 mm, 1150 mm und 1250 mm zeigen bis zu 500 s nach dem Abschalten ein Anstieg der Temperatur. In 550 mm Höhe setzt die Eskalation erst nach dem Abschalten der elektrischen Leistung ein. Dieser leistungsunabhängige Anstieg der Temperatur zeigt deutlich den starken Beitrag der Zirkon/Dampf-Reaktion für die Aufheizung des Bündels.

Die Verschiebung des axialen Temperaturmaximums in die obere Hälfte des Bündels ist deutlich auch in Abb. 4 zu erkennen. In der Vorphase wird die Temperaturverteilung im wesentlichen durch die 16 g Argon/s bestimmt, die am unteren Ende des Bündels einströmen. Mit steigender Temperatur dagegen kühlt das eintretende Gas bevorzugt den unteren Bereich, da es sich beim Durchströmen erwärmt. Die Temperatureskalation macht sich in dem zeitlich deutlich kleiner werdendem Zeitabstand der Isokurven bemerkbar.

In dem unteren Bild der Abb. 4 ist auch der Zeitbereich der Abkühlphase nach Abschalten der elektrischen Leistung wiedergegeben. Das noch weiterhin einströmende Argon (apparative Notwendigkeit) wirkt als Kühlung. Daher das deutlich schnellere Abkühlen im unteren Bereich.

Nachuntersuchung

Der Zustand des Bündels CORA-7 nach Entfernen der Faserisolation ist in Abb. 5 wiedergegeben. Diese Abbildung zeigt Photographien aus 4 jeweils um 90° zu einander versetzten Richtungen. Aus den schematischen Querschnitten kann man die Lage der Absorberstäbe relativ zur jeweils sichtbaren Wand erkennen. Analog zur Temperaturentwicklung mit Eskalation oberhalb 500 mm sieht man eine starke Veränderung des Zircaloy-Dampfführungskastens zwischen 500 mm und 1050 mm Bündelhöhe.

Abb. 6 zeigt das Bündel nach Entfernung des Dampfführungskastens. Für das Schadensverhalten zeigt sich die gleiche axiale Abhängigkeit. Zwischen 500 mm und 1050 mm Bündelhöhe ist eine starke Oxidierung oder Zerstörung der Brennstabhüllen aufgetreten. Die verschiedenen Seitenansichten zeigen, daß die Schmelzentwicklung durch die Nähe der Absorberstäbe stark beeinflußt wird. So zeigen die Seitenansichten unter 120° und 300° entsprechend der Position des Absorberstabes die stärkste Schmelzentwicklung in der Mitte des Bündels. Die Seite unter 210° zeigt die stärkste Schmelzentwicklung an der Position des Absorberstabes auf der linken Seite. Diese von den Absorberstäben ausgehende Schmelzentwicklung ist noch deutlicher in den Detailaufnahmen der Bündel (Abb. 7 u. 8) zu erkennen.

In Abb. 6 kann man erkennen, daß in diesem Versuch auch der mittlere Abstandshalter aus Inconel im Außenbereich überlebt hat. Diese Abbildungen in Übereinstimmung mit dem Temperaturverhalten (Abb. 4) zeigen, daß die Temperatureskalation erst oberhalb der Abstandshalter eingesetzt hat. Das Thermoelement in 450 mm im unbeheizten Stab 6.2 hatte eine maximale Temperatur von ca. 1250°C.

Nach dem Versuch wurde das Bündel in der Anlage mit einem Plexiglaskasten umgeben und in Epoxidharz eingegossen. Danach konnten mit einer Diamantsäge horizontale und vertikale Querschnitte angefertigt werden. Abb. 9 zeigt einige horizontale und vertikale Schnitte im Bereich der Blockadenbildung des Bündels. Der mittlere Inconel-Abstandshalter befindet sich zwischen 456 mm und 496 mm Bündelhöhe (Tab. 2). Die horizontalen Querschnitte in 480 mm und 465 mm Höhe liegen im Bereich des Abstandshalters. Der horizontale Querschnitt in

426 mm Höhe liegt darunter. In dieser Höhe haben die 5 Absorberstäbe und die umgebenden Führungsrohre noch überlebt. Die Querschnitte in 465 mm und 480 mm Bündelhöhe bestätigen die Aussagen des vorigen Abschnitts. Die Abstandshalter sind in dem nicht von herablaufender Schmelze durchdrungenen Bereich noch intakt. Es ist anzunehmen, daß im Bereich der Blockadenbildung der Abstandshalter angeschmolzen ist. Die Bestätigung hierfür wird durch die noch nicht abgeschlossene metallurgische Untersuchung dieser Schnitte erwartet.

Wie aus dem schematischen Querschnitt zu ersehen ist, geht der vertikale Schnitt durch 3 mittlere unbeheizte Stäbe und 2 äußere Absorberstäbe. Aus dem obersten vertikalen Schnitt zwischen 622 mm und 482 mm Höhe sieht man, daß die Absorberstäbe oberhalb ca. 500 mm verschwunden sind. Nur noch Reste der äußeren oxidierten Schicht des Führungsrohres sind übrig geblieben. Dieser Querschnitt zeigt auch deutlich den Angriff des Absorbermaterials auf die Zircaloy-Hüllen der unbeheizten Stäbe. Die Schmelze ist im Bereich unterhalb von ca. 500 mm Höhe erstarrt.

Der vertikale Querschnitt zwischen 465 mm und 428 mm ergibt, daß ein wesentlicher Teil der Schmelze den Abstandshalter durchdrungen hat und erst unterhalb desselben zwischen den Stäben erstarrt ist. Der unterste vertikale Querschnitt zwischen 426 mm und 286 mm erweist, daß teilweise die Schmelze erst in einer Höhe von ca. 350 mm erstarrt ist. Die Querschnitte zeigen deutlich, daß der Abstandshalter das Erstarrungsverhalten beeinflusst, aber keine notwendige Voraussetzung für die Blockadenbildung ist.

Ergebnisse Versuch CORA-18

Temperaturmessungen

Der Temperaturverlauf in den unbeheizten Stäben des Bündels CORA-18 ist in Abb. 10a u. 10b wiedergegeben. Es zeigt sich ein ähnliches Temperaturverhalten, wie beim Versuch CORA-7. Durch die geringere Dampfeinspeisung von 4g/s im Vergleich zu 12 g/s bei CORA-7 sind die Wärmeverluste im Bündel CORA-18 geringer. Als Folge macht sich ein früheres Einsetzen der Eskalation bei einer Verschiebung des Maximums nach unten bemerkbar. Die Eskalation beginnt in 550 mm Höhe und setzt sich nach unten bis ca. 300 mm fort.

Die Temperaturmessungen an den beheizten Brennstabsimulatoren sind in Abb. 11 wiedergegeben. Der Temperaturverlauf entspricht demjenigen der unbeheizten Stäbe mit dem axialen Temperaturmaximum bei 550 mm. Entsprechend der Verschiebung des axialen Maximums nach unten, kann man die

Temperatureskalation schon an einem Thermoelement in einer Höhe von 350 mm erkennen.

Nachuntersuchung

Das Bündel nach Entfernung der Faserisolation ist in Abb. 12 dargestellt. Entsprechend der Verschiebung des Temperaturmaximums nach unten, hat sich auch die Zerstörung des Dampfkastens weiter nach unten fortgepflanzt. Unter 120° und 300° kann man die Zerstörung des Zircaloy-Dampfkastens durch das Absorbermaterial erkennen. Dies zeigt sich noch deutlicher in den Detailaufnahmen der Abbildungen 13 und 14. Die zerstörten Dampfkastenwände geben unter 120° und 300° den Blick in den Absorberkanal frei und zeigen, daß die Zircaloy Brennelement-Kastenwände durch die Wechselwirkung mit dem Absorbermaterial zerstört sind.

Die von Absorbermaterial ausgehende Zerstörungen sind noch detaillierter anhand der Querschnitte zu erkennen. Das Bündel wurde in der Anlage in Epoxidharz eingegossen und mit einer Diamantsäge geschnitten. Die horizontalen und ein vertikaler Querschnitte sind in den Abb. 15 + 16 wiedergegeben.

Der Schnitt in 1158 mm zeigt die leicht verformten, aber noch weitgehend erhaltenen Komponenten des Bündels. Die Absorberstäbe haben ihr B_4C verloren. Da die Temperatur in dieser Höhe unterhalb 1000°C geblieben ist, hat noch keine Wechselwirkung zwischen den B_4C und dem Edelstahl stattgefunden. Der Querschnitt läßt ferner beheizte und unbeheizte Brennstabsimulatoren innerhalb des Zry-Abstandshalters erkennen. Die beheizten Stäbe zeigen in dieser Höhe innerhalb der Zry-Hülle die Molybdän Elektrode anstelle des Wolframheizers und Ringpellets, wie im Querschnitt in 1016 mm. Die unbeheizten Stäbe bestehen aus Zry-Hülle und UO_2 Vollpellet. Einige enthalten ein zentrales Thermoelement.

14 cm tiefer in 1016 mm Höhe hat die Wechselwirkung zwischen B_4C und Edelstahl den Absorberkasten aufgelöst und die entstehende Edelstahlschmelze hat die angrenzenden Zry-Brennelementwand weitgehend zerstört. Einige Hüllrohre der Brennstabsimulatoren sind auf der dem Absorberkanal zugewandten Seite angelöst.

In 874 mm Höhe sind die Brennelement-Kastenwände noch stärker zerstört und in 717 mm vollkommen verschwunden. Der Angriff auf die Hüllrohre der Brennstabsimulatoren nimmt zu. Entsprechend der Temperatur ist die Auflösung der Hüllrohre am stärksten in 560 mm Höhe vorangeschritten.

Die Erstarrung der Schmelze im Absorberkanal ist aus dem vertikalen Querschnitt zwischen 114 und 254 mm Höhe zu erkennen. Die Untergrenze der erstarrten Schmelze liegt zwischen 120 und 150 mm. Die Temperatur im Bündel lag in dieser Höhe bei 700-800°C.

Zusammenfassung

Die Versuche CORA-7 und CORA-18 wurden zur Untersuchung der Schadensentwicklung in PWR- und SWR-typischen Brennelementen durchgeführt. Bei diesen Versuchen wurden größere Bündel verwendet (57 statt 25 Stäbe), um eine Abhängigkeit der Ergebnisse von der Bündelgröße zu überprüfen. Die Versuche wurden unterhalb 2000°C beendet um die Entwicklung der Schmelzverteilung und die chemische Zusammensetzung der sich anfänglich bildenden Phasen besser untersuchen zu können.

Die bei 1200°C einsetzende Temperatureskalation setzt sich selbst nach Abschalten der Dampfzufuhr und der elektrischen Leistungseinspeisung fort, solange noch Dampf im System vorhanden ist. Grundsätzlich ist das Eskalationsverhalten unabhängig von der Bündelgröße. Diese Aussage gilt sowohl für das PWR- als auch für das BWR-typische Bündel. Analog wie bei den kleineren Bündeln wird die Schmelzentwicklung durch das Versagen der Absorberstäbe ausgelöst. Beim PWR-typischen Test CORA-7 reagiert das flüssige AgInCd Absorbermaterial mit dem Zircaloy der Stabhüllen und das durch diese Wechselwirkung verflüssigte Zircaloy beginnt das UO₂ der Pellets weit unter der Schmelztemperatur aufzulösen. Die in der oberen Hälfte des Bündels entstandene Schmelze sammelt sich im Bereich des Abstandshalters. Ein Teil Schmelze durchdringt den Abstandshalter und erstarrt zwischen den Stäben unterhalb des Abstandshalters. Der Abstandshalter beeinflusst das Erstarrungsverhalten, ist aber keine notwendige Voraussetzung für die Blockadenbildung.

Beim SWR-typischen Versuch CORA-18 wird, genau wie bei den kleineren Bündeln, der Schmelzprozess durch die Wechselwirkung zwischen B₄C und Edelstahl ausgelöst. Das verflüssigte Edelstahl löst zuerst die Zry-Brennelementwandung und dann die Zry-Hülle der Brennstabsimulatoren. Die so entstandene Zry-Schmelze löst wiederum analog wie unter PWR-Bedingungen das UO₂ weit unter seiner Schmelztemperatur.

Aus dem Verhalten im großen Bündel ist zusätzlich zu erkennen, daß der Angriff des Absorbermaterials auf die Bündelwand im SWR-BE auch an den Stellen stattfindet, die nicht in unmittelbarer Nähe des Absorbers liegen. Im Bündel findet eine Verlagerung des Absorbmaterials in den unteren Bereichen statt.

Literatur

- /1/ S. Hagen et al.
Out-of-pile Bundle Experiments on Severe Fuel Damage (CORA-Program),
KfK 3677, 1986
- /2/ S. Hagen et al.
Out-of-pile Bündelexperimente zur Untersuchung schwerer Kernschäden
(CORA-Programm). Sicherheitsorientierte LWR-Forschung,
Jahresbericht 1987, KfK 4450, 1988, S. 1-34
- /3/ S. Hagen et al.
Out-of-pile Bündelexperimente zur Untersuchung schwerer Kernschäden
(CORA-Programm): Versuche CORA-5 und CORA-12.
Sicherheitsorientierte LWR-Forschung,
Jahresbericht 1988, KfK 4550, 1989, S. 1-27
- /4/ S. Hagen et al.
Out-of-pile Bündelexperimente zur Untersuchung schwerer Kernschäden
(CORA-Programm): Versuche CORA-16 und CORA-17 zum Verhalten von
SWR-typischen Bündeln.
Jahresbericht 1989, KfK 4700, S.1-27

Table 1: CORA Test Matrix

Test No.	Max. Cladding Temperatures	Absorber Material	Other Test Conditions	Date of Test
2	≈ 2000°C	-	UO ₂ refer., inconel spacer	Aug. 6, 1987
3	≈ 2400°C	-	UO ₂ refer., high temperature	Dec. 3, 1987
5	≈ 2000°C	Ag, In, Cd	PWR-absorber	Febr. 26, 1988
12	≈ 2000°C	Ag, In, Cd	quenching	June 9, 1988
16	≈ 2000°C	B ₄ C	BWR-absorber	Nov. 24, 1988
15	≈ 2000°C	Ag, In, Cd	rods with internal pressure	March 2, 1989
17	≈ 2000°C	B ₄ C	quenching	June 29, 1989
9	≈ 2000°C	Ag, In, Cd	10 bar system pressure	Nov. 9, 1989
7	< 2000°C	Ag, In, Cd	<u>57-rod</u> bundle, slow cooling	Febr. 22, 1990
18	< 2000°C	B ₄ C	<u>59-rod</u> bundle, slow cooling	June 21, 1990
13	≈ 2200°C	Ag, In, Cd	OECD/ISP; quench initiation at higher temperature	Nov. 15, 1990
29*	≈ 2000°C	Ag, In, Cd	pre-oxidized,	planned for 1991
31*	≈ 2000°C	B ₄ C	slow initial heat-up (≈ 0.3 K/s)	planned for 1991
30*	≈ 2000°C	Ag, In, Cd	slow initial heat-up (≈ 0.3 K/s), quenching	
28*	≈ 2000°C	B ₄ C	pre-oxidized, quenching	
10	≈ 2400°C	Ag, In, Cd	very high temperature, lower part of bundle in H ₂ O	
27	≈ 2400°C	B ₄ C	very high temperature lower part of bundle in H ₂ O	
25	≈ 2000°C	B ₄ C	10 bar system pressure	
26	≈ 2000°C	B ₄ C	fast heatup, quenching	
24	≈ 2000°C	B ₄ C	steam-reach conditions, quenching	
32*	≈ 2000°C	Ag, In, Cd	quenching from the top	

Initial heat-up rate: ≈ 1.0 K/s; Steam flow rate, PWR: 6 g/s, BWR: 2 g/s; quench rate (from the bottom) ≈ 1 cm/s

* further proposed experiments (May 1990)

Table 2: Design characteristics of test bundle CORA-7

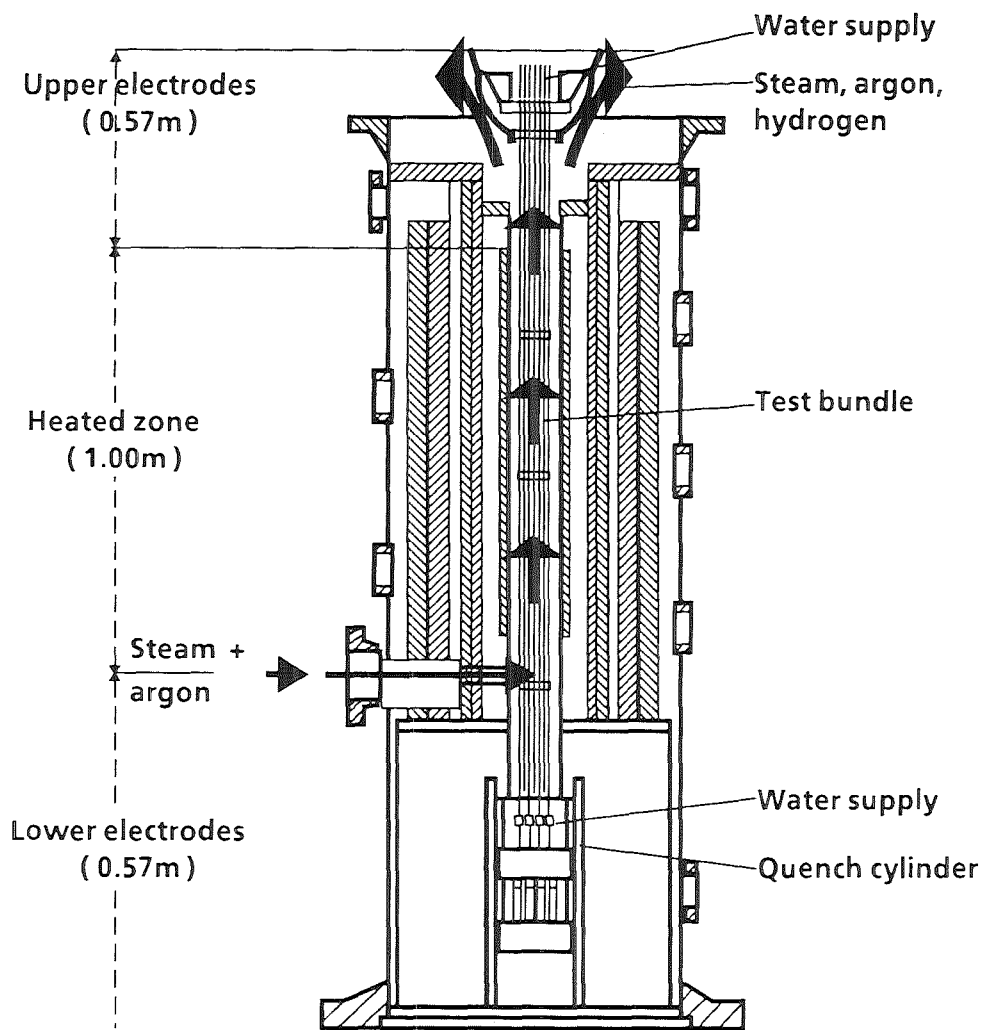
Bundle type:		PWR
Bundle size:		57 rods
Number of heated rods:		32
Number of unheated rods:		20
Pitch:		14.3 mm
Rod outside diameter:		10.75 mm
Cladding material:		Zircaloy-4
Cladding thickness:		0.725 mm
Rod length	- heated rods:	1840 mm
	(elevation	-369 to 1471 mm)
	- unheated rods:	1672 mm
	(elevation	-201 to 1471 mm)
Heated length:		1000 mm
Heater material:		Tungsten (W)
Heater diameter:		6 mm
Fuel pellets	- heated rods:	UO ₂ annular pellets
	- unheated rods:	UO ₂ full pellets
Pellet stack	- heated rods:	0 to 1000 mm
	- unheated rods:	-200 to 1300 mm
U-235 enrichment		0.2 %
Pellet outer diameter (nominal)		9.1 mm
Grid spacer	- material:	Zircaloy-4, Inconel 718
	- length:	Zry 42 mm
		Inc. 38 mm
	- location: lower (Zry)	-5 mm
	center (Inc.)	+496 mm
	top (Zry)	+880 mm
Shroud	- material	Zircaloy-4
	- wall thickness	1.2 mm
	- outside dimensions	86 x 86 mm
	- elevation	36 mm to 1216 mm
	- insulation material	ZrO ₂ fiber
	- insulation thickness	20 mm
Absorber rod	- number of rods	5
	- material and composition	80Ag, 15In, 5Cd (wt.%)
	- cladding	Stainless steel
	- cladding OD	11.2 mm
	- cladding ID	10.2 mm
	- length	1489 mm
	- elevation	-189 mm to +1300 mm
Absorber rod guide tube	- material	Zircaloy-4
	- OD	13.8 mm
	- wall thickness of tube	0.8 mm

Note: Elevations are referred to the bottom of the heated zone (0 mm = EL 5121). The values for the grid spacers refer to the top end.

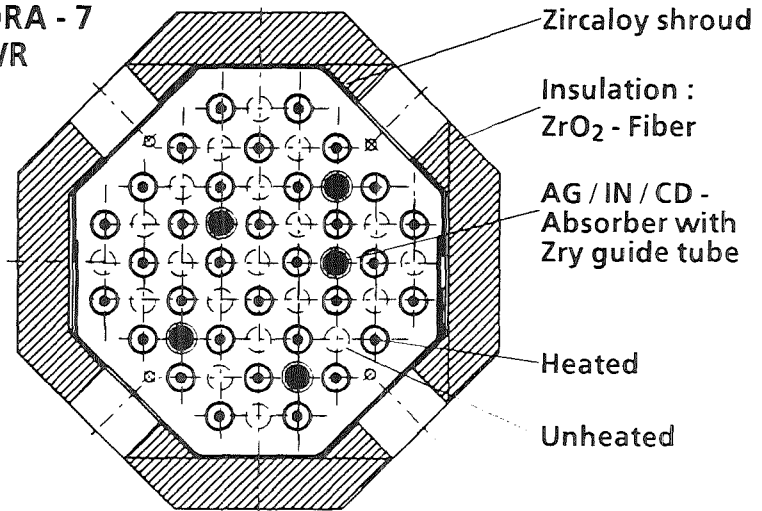
Table 3: Design characteristics of test bundle CORA-18

Bundle type:	BWR
Bundle size:	59 rods
Number of heated rods:	28
Number of unheated rods:	20
Pitch:	14.3 mm
Rod outside diameter:	10.75 mm
Cladding material:	Zircaloy-4
Cladding thickness:	0.725 mm
Rod length	1840 mm
- heated rods:	
(elevation	-369 to 1471 mm)
- unheated rods:	1672 mm
(elevation	-201 to 1471 mm)
Heated length:	1000 mm
Heater material:	Tungsten (W)
Heater diameter:	6 mm
Fuel pellets	
- heated rods:	UO ₂ annular pellets
- unheated rods:	UO ₂ full pellets
Pellet stack	
- heated rods:	0 to 1000 mm
- unheated rods:	-200 to 1300 mm
U-235 enrichment	0.2 %
Pellet outer diameter (nominal)	9.1 mm
Grid spacer	
- material:	Zircaloy-4
- length:	42 mm
- location	
lower	- 33 mm
center	+ 578 mm
top	+ 1167 mm
Shroud	
- material	Zircaloy-4
- wall thickness	1.2 mm
- outside dimensions	138 x 135 mm
- elevation	40 mm - 1235 mm
- insulation material	ZrO ₂ fiber
- insulation thickness	20 mm
Absorber rod	
- number of rods	11
- material	B ₄ C powder
- cladding	Stainless steel
- cladding OD	5.77 mm
- cladding ID	4.57 mm
- length	
inside	1578 mm
outside	1600 mm
Absorber blade	
- material	Stainless steel
- dimensions inside	66 x 6 mm
- wall thickness	1 mm

Note: Elevations are referred to the bottom of the heated zone (0 mm = EL 5121). The values for the grid spacers refer to the top end.



CORA - 7
PWR



CORA - 18
BWR

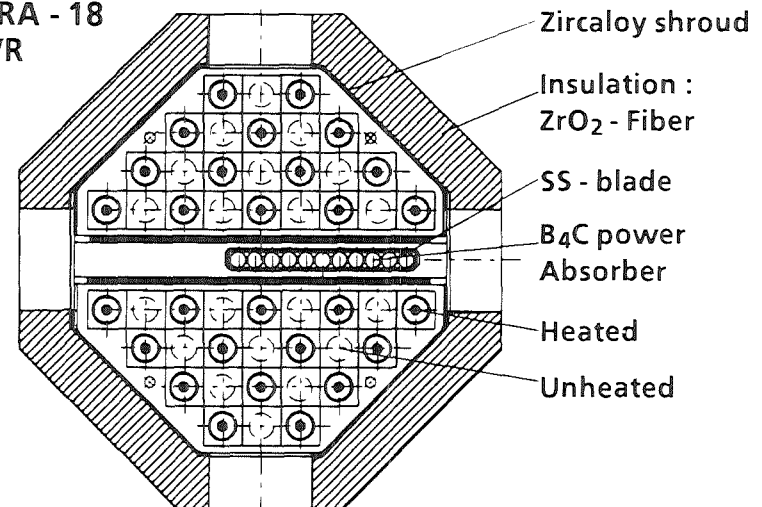
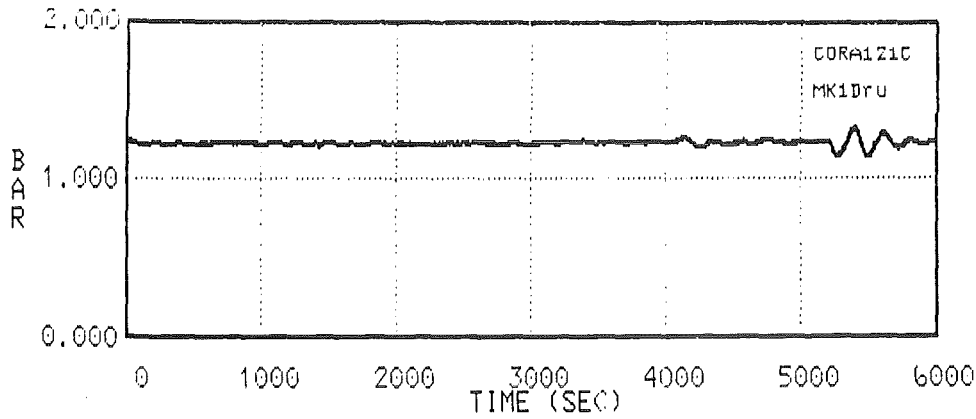
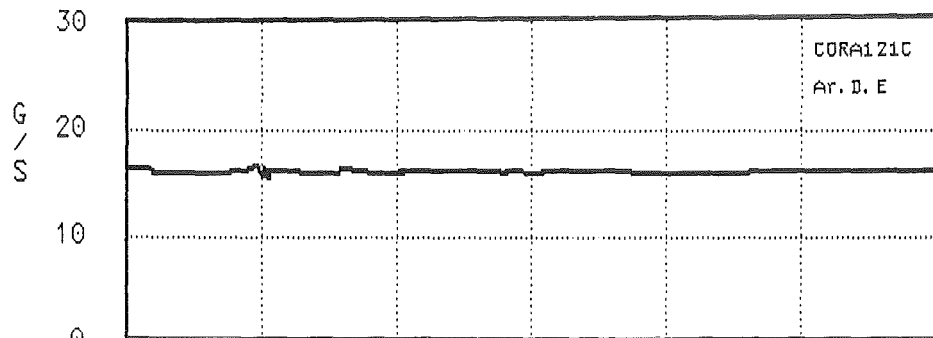


Fig. 1 : CORA Test facility

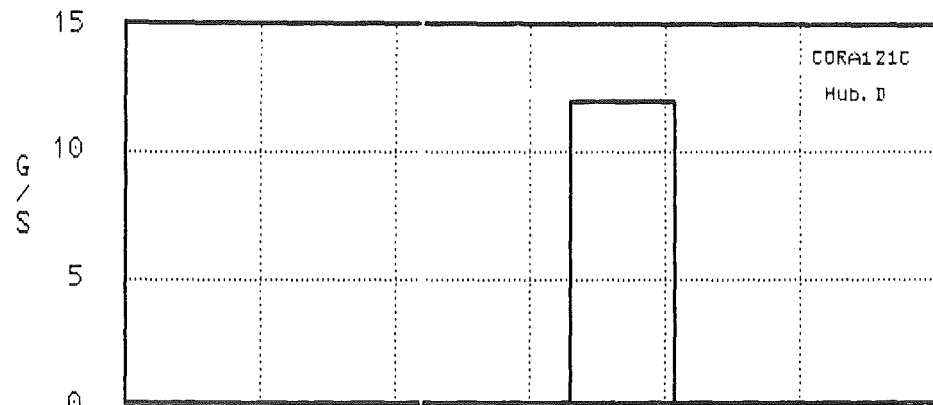
18.05.01



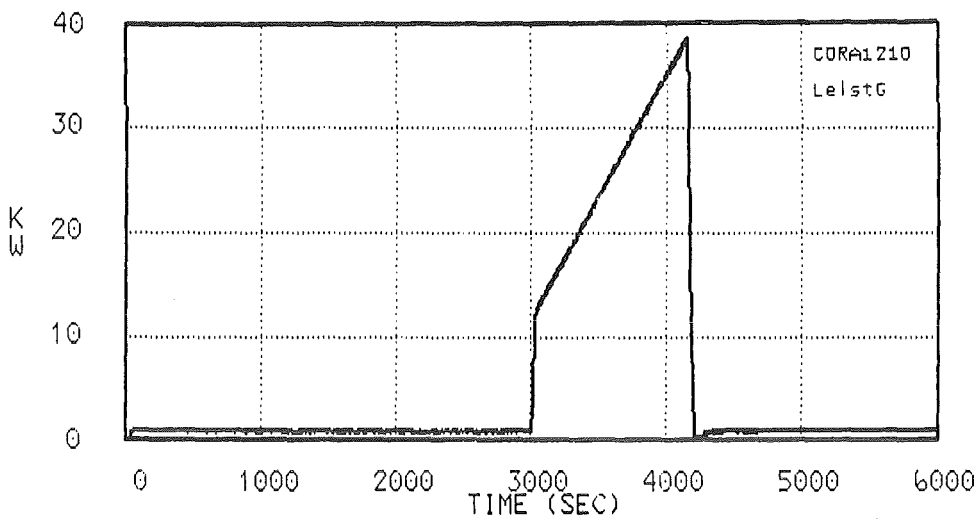
system
overpressure



Argonflow



steamflow



power

Fig.2 : System overpressure, Argonflow,
steamflow and power (CORA-7)

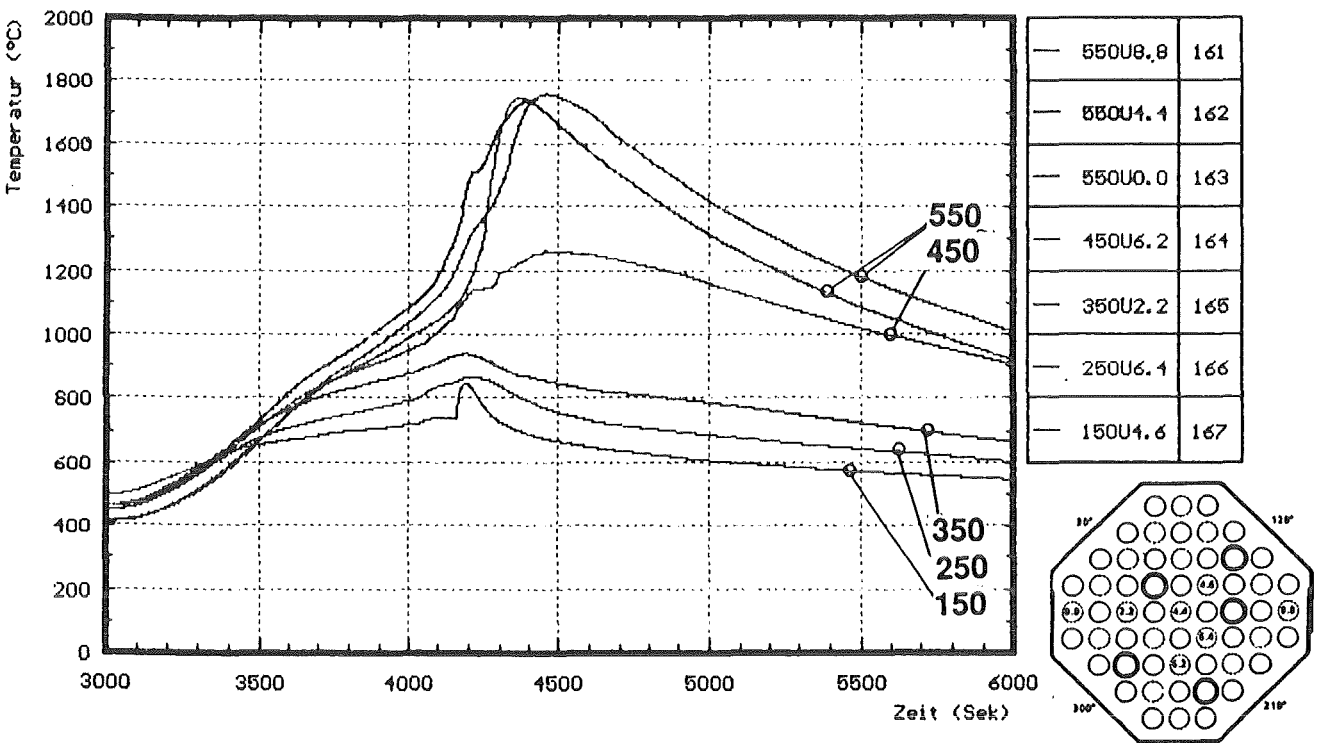
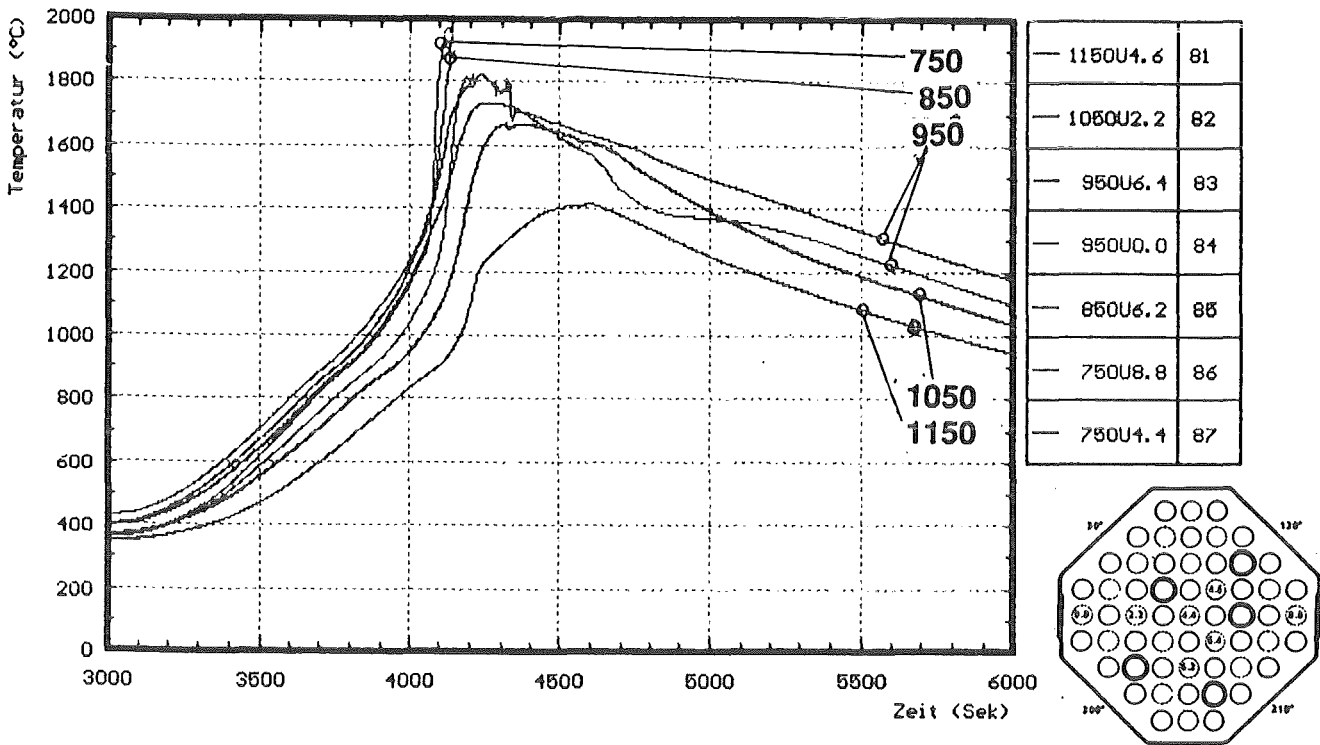
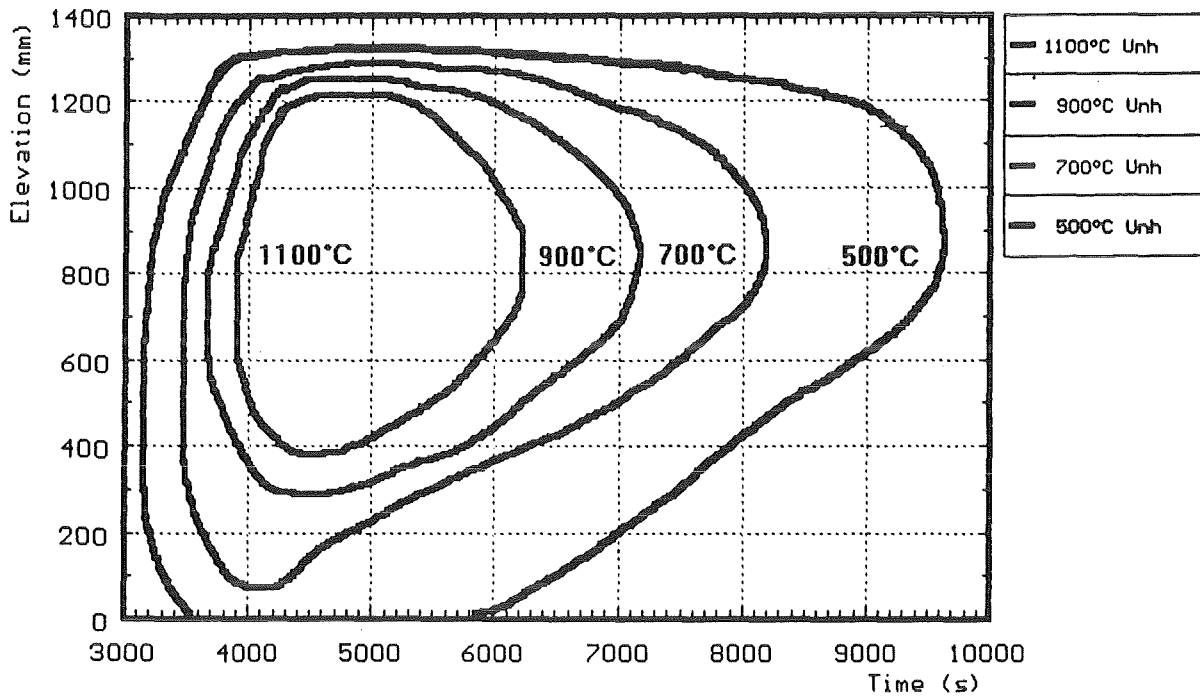
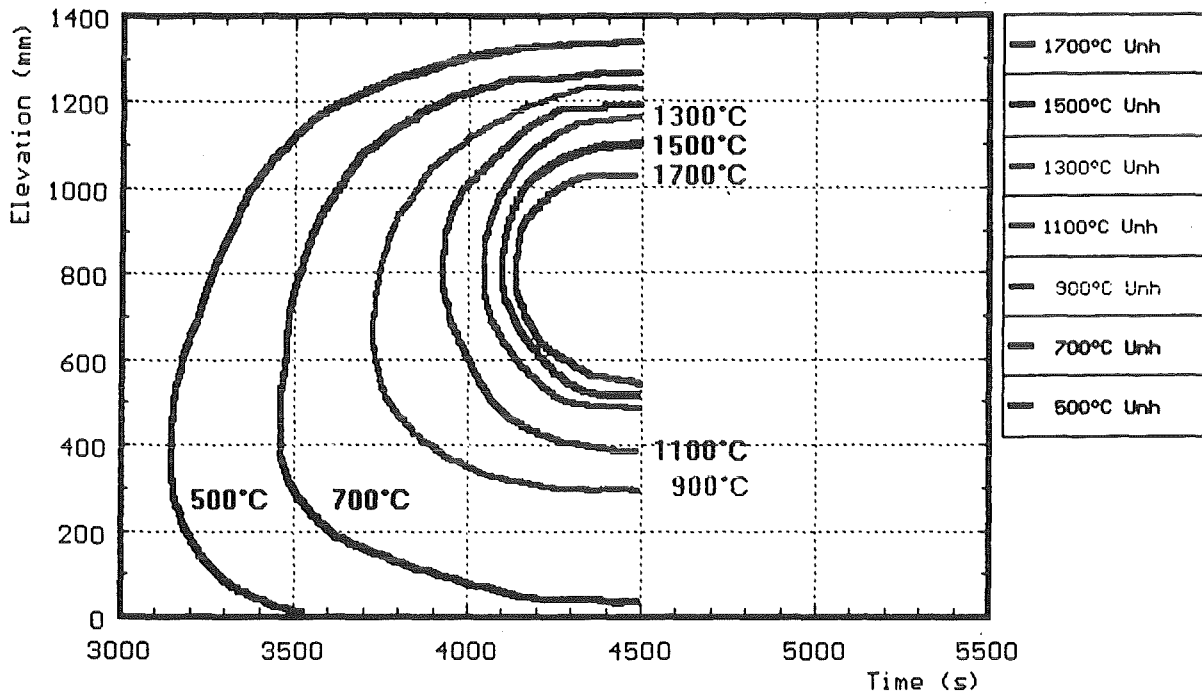


Fig.3 : Temperatures of unheated rods at given elevations (CORA-7)

CORA-7:

Isothermal distribution of unheated rods



18.05.01

Fig. 4:

CORA-7 : PWR 57 rods

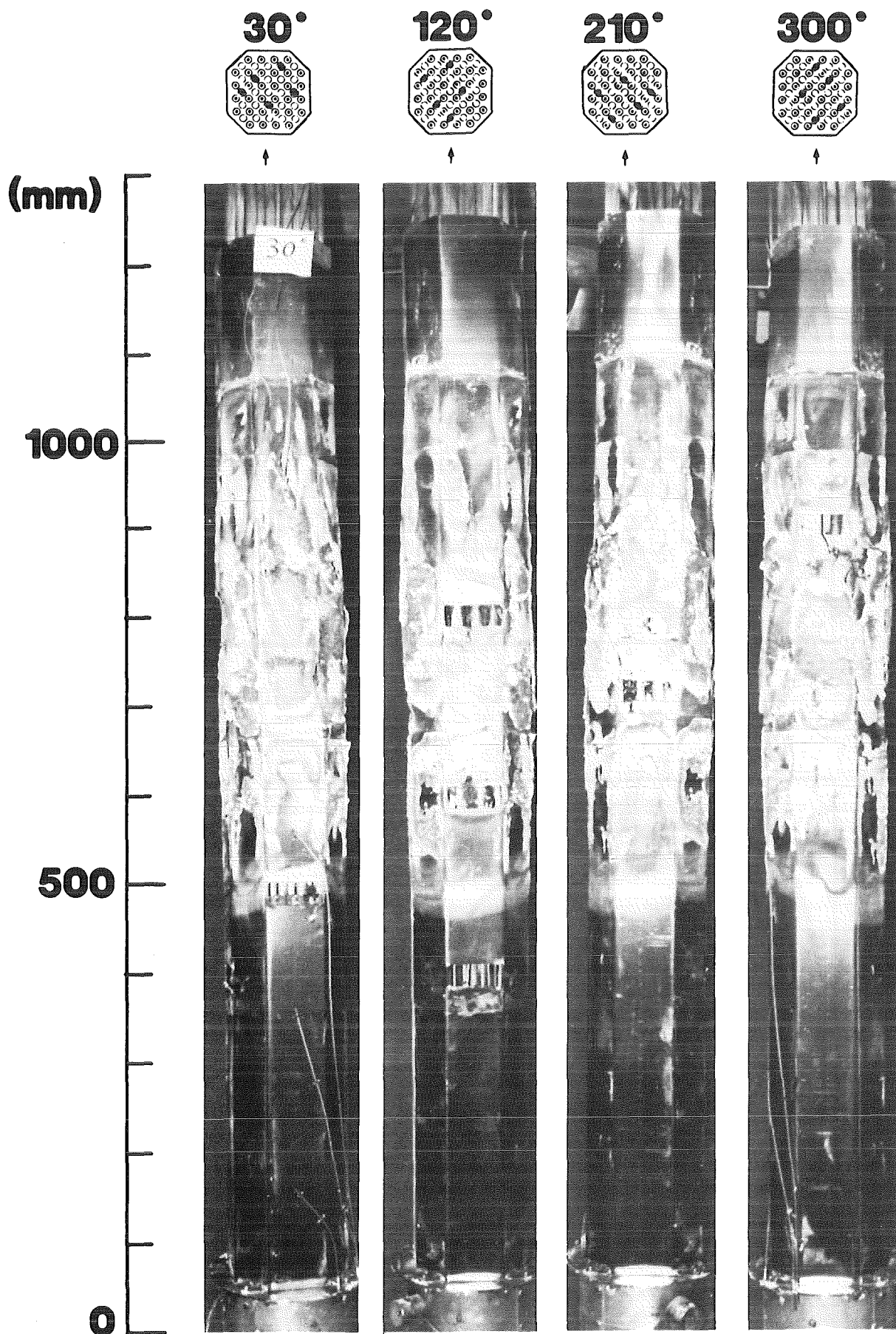
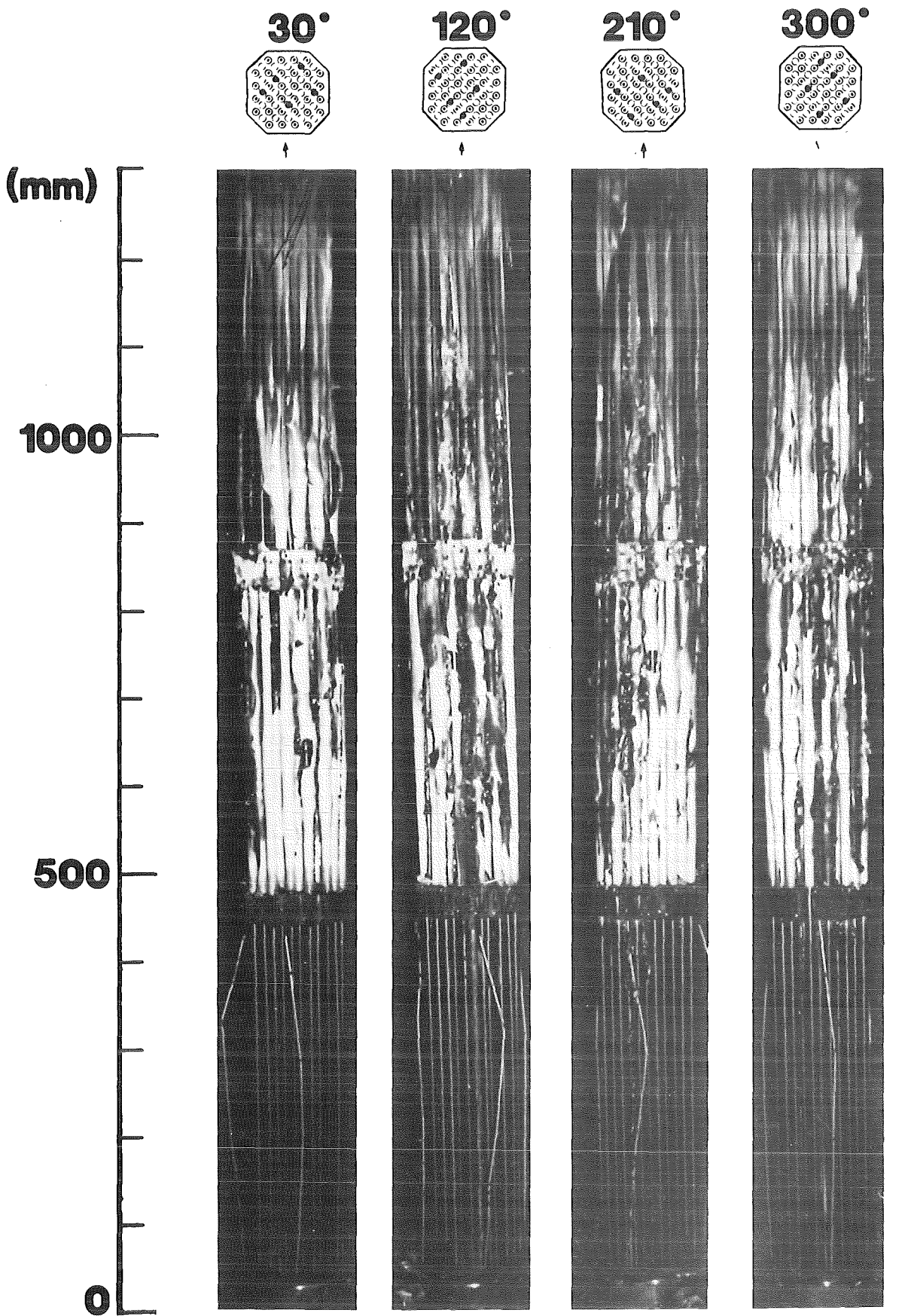


Fig. 5

CORA-7 : PWR 57 rods

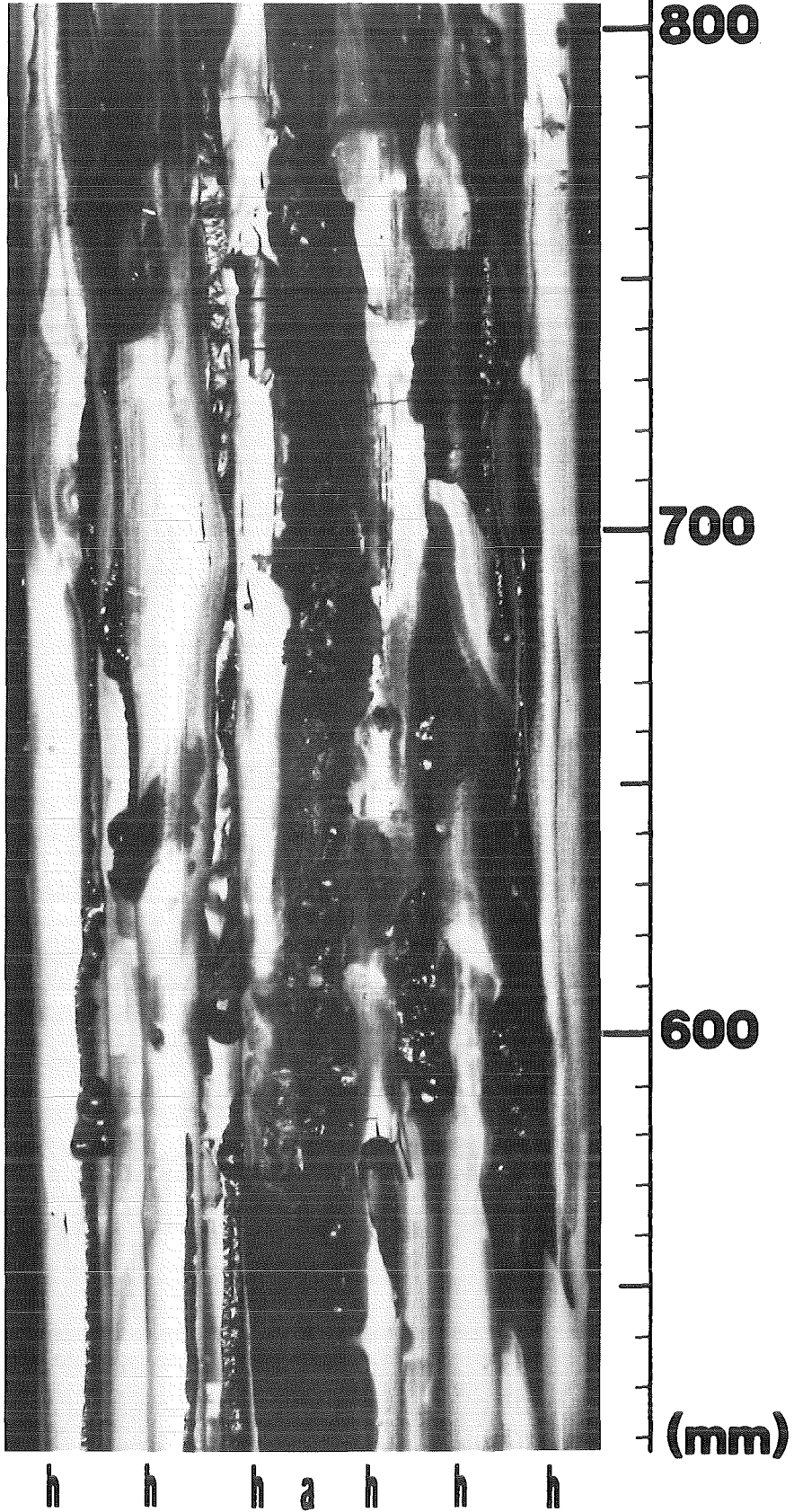
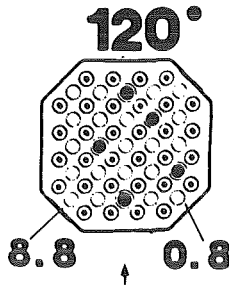


18.05.01

Fig. 6:

CORA-7 : PWR 57 rods

h h h a h h h



h h h a h h h

18.05.01

Fig. 7:

CORA-7 : PWR 57 rods

h h a h h h h

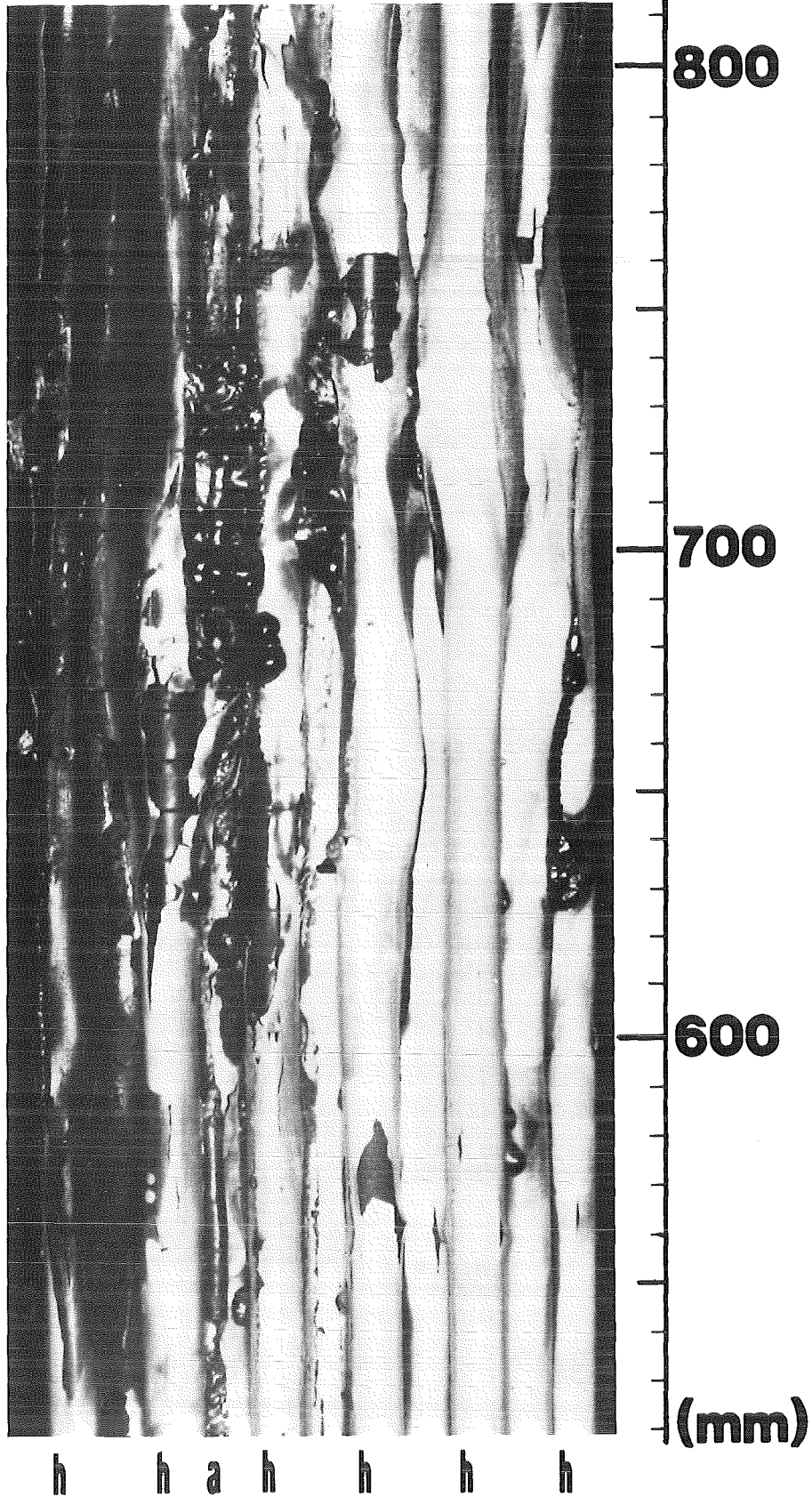
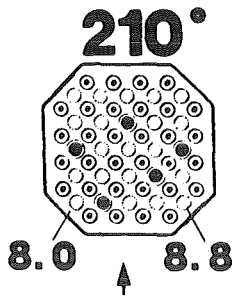
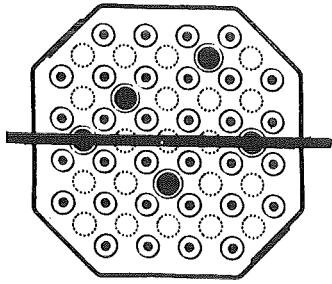
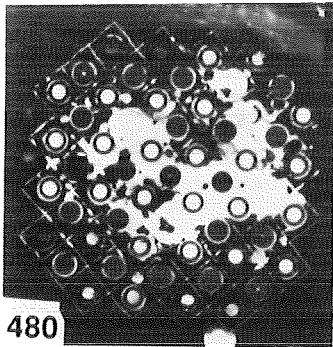
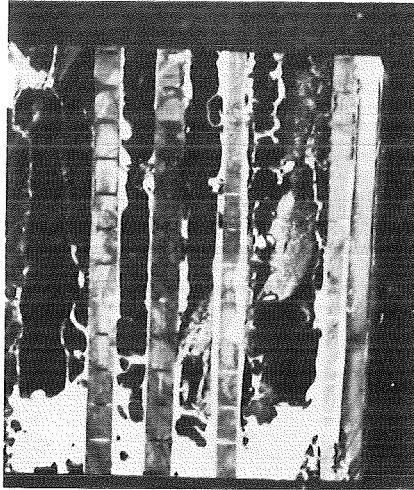


Fig. 8:

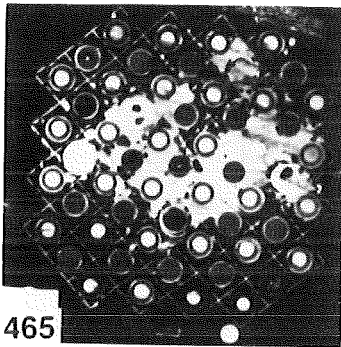
CORA-7: 57 rods



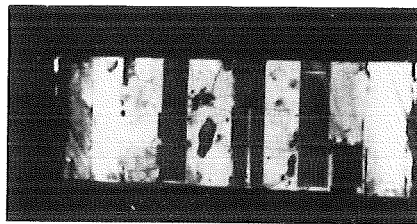
622 (mm)



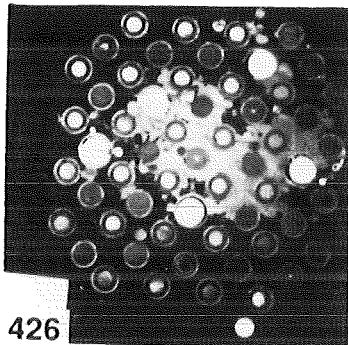
482



465



428



426



286

210°
300° 120°
30°

Fig. 9:

CORA-18:

Isothermal distribution of unheated rods

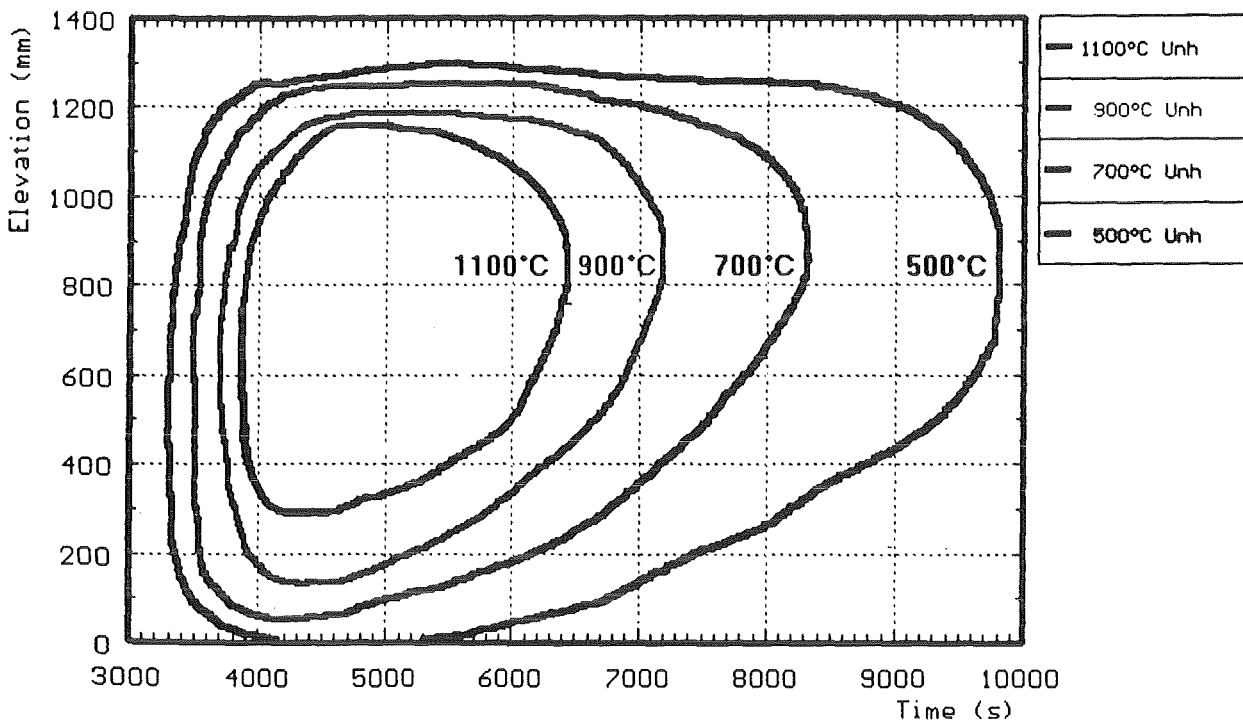
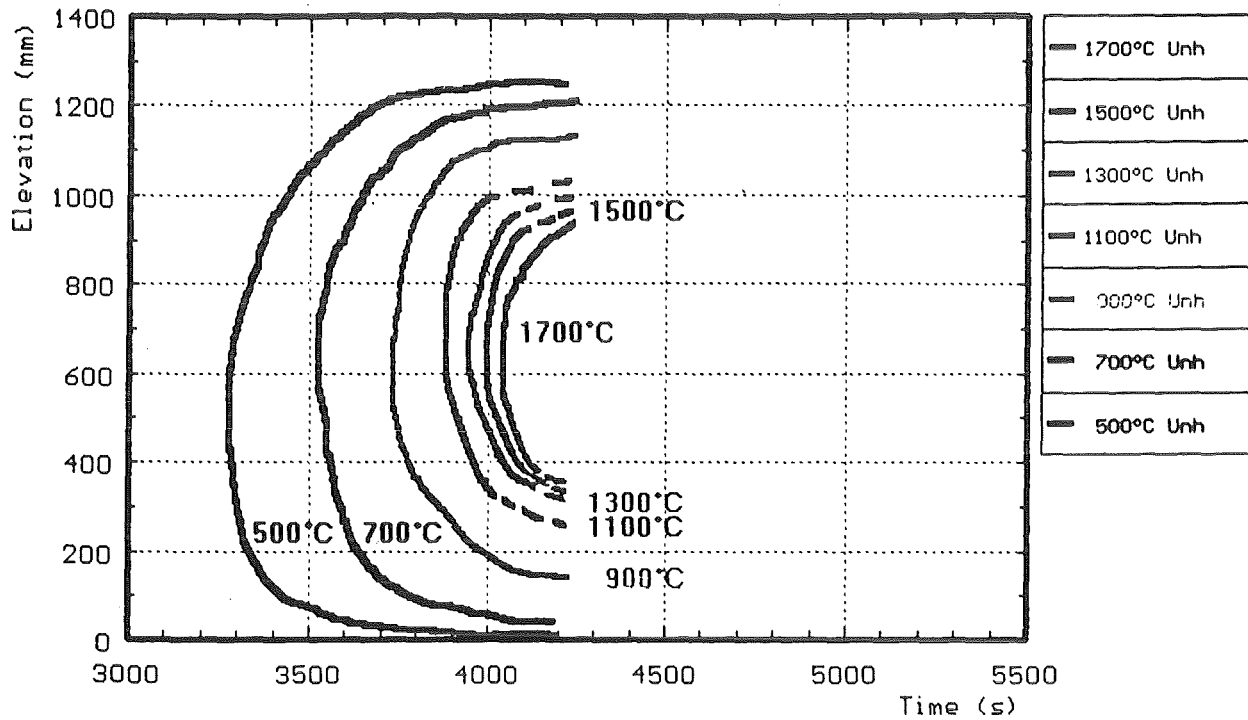


Fig. 10a:

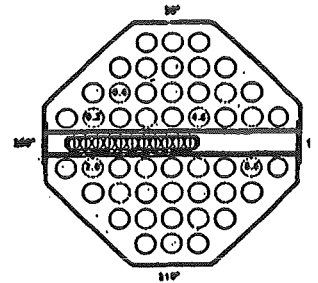
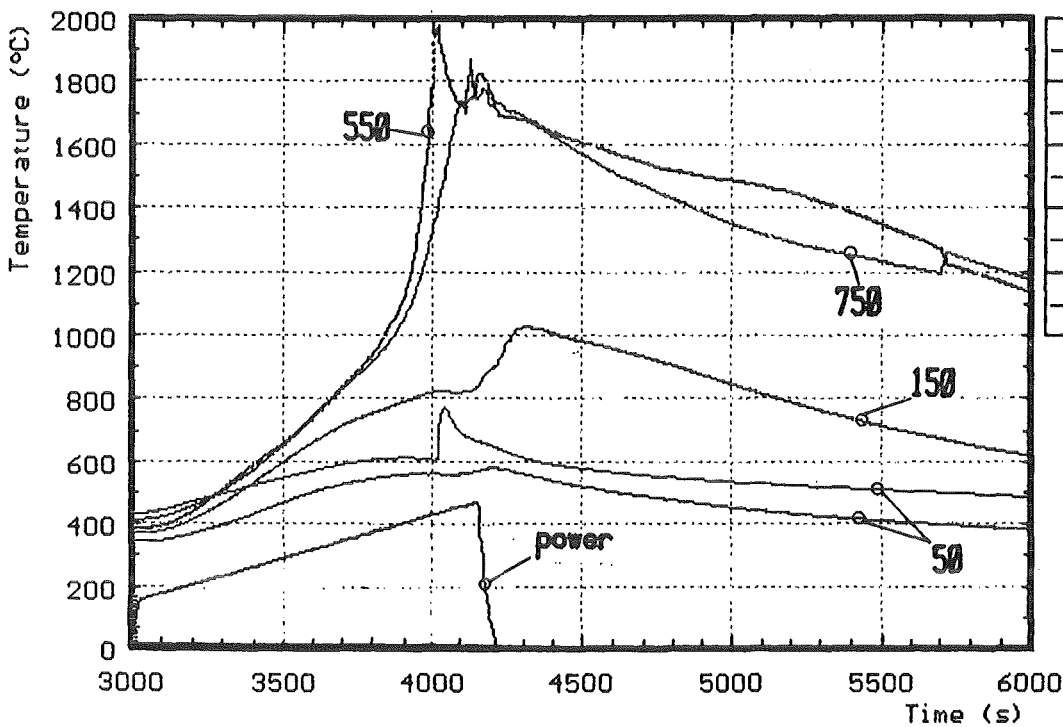
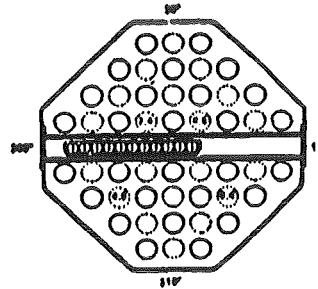
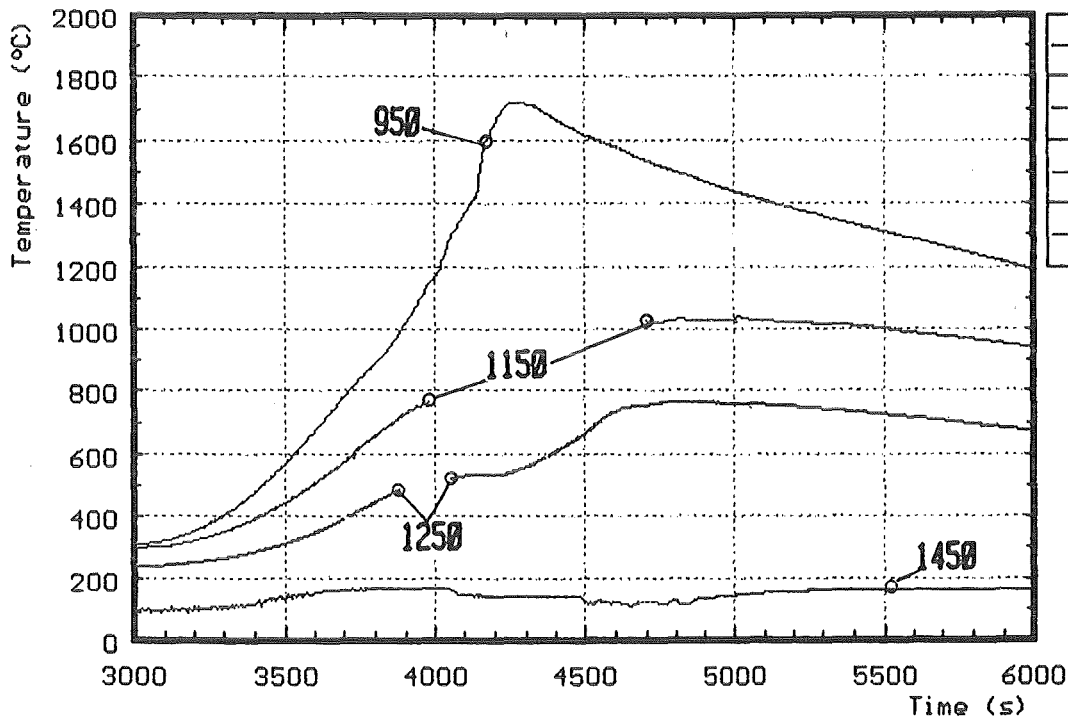


Fig. 10b: Maintest
 Temperatures in unheated rods
 at elevations given (CORA-18)

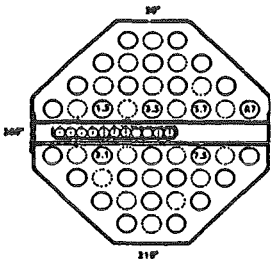
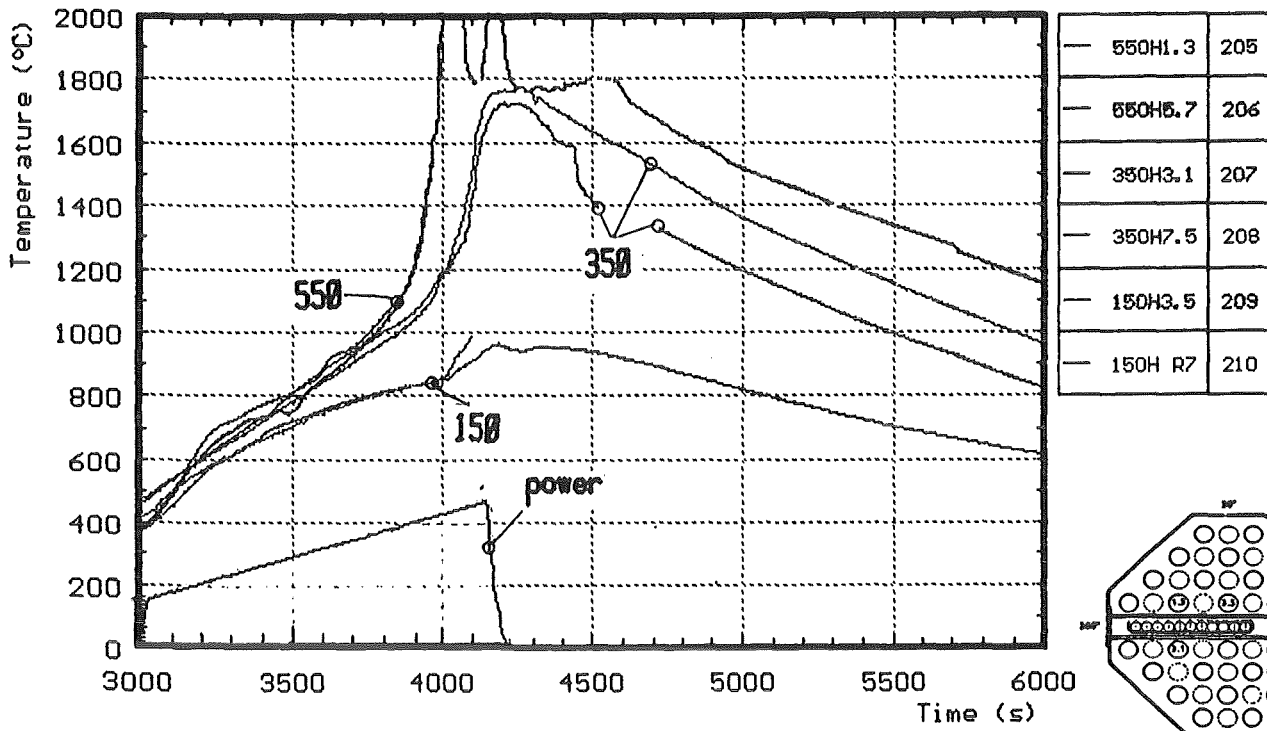
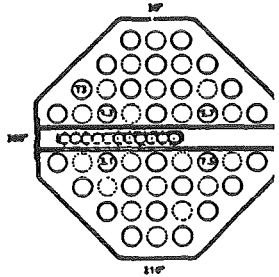
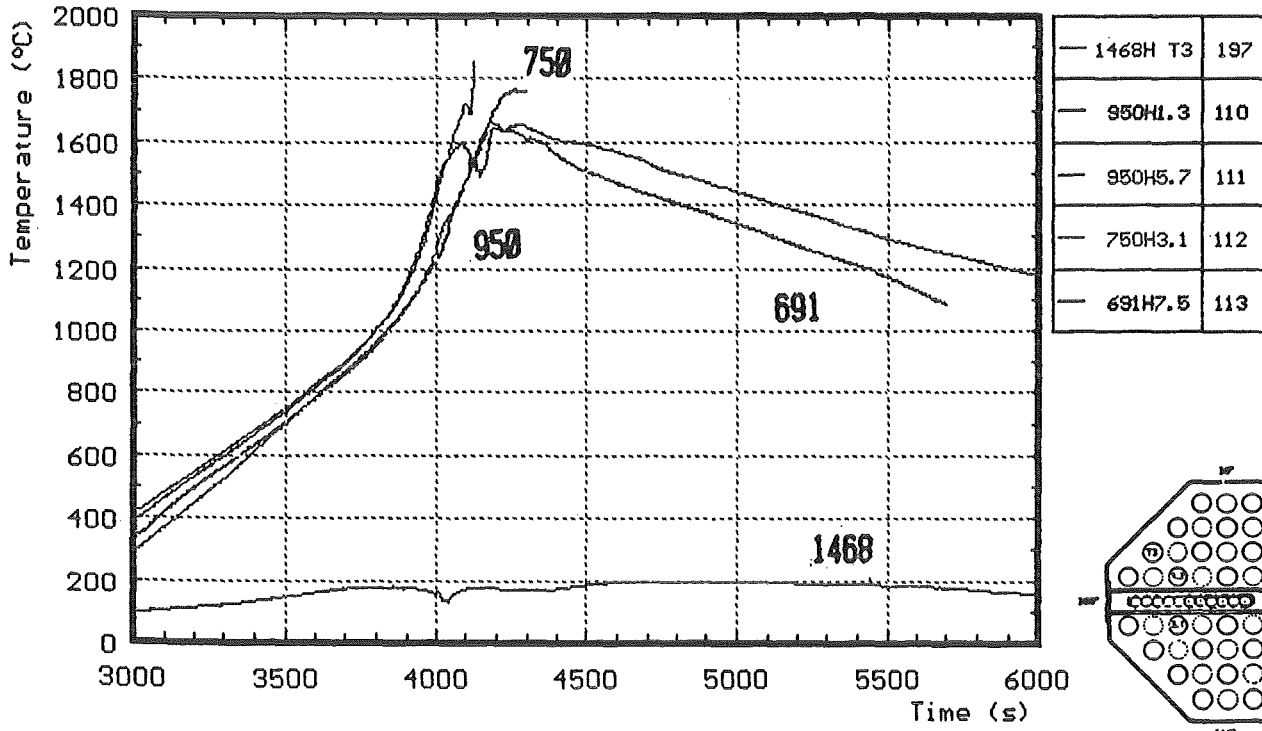


Fig.11 : Maintest
 Temperatures in heated rods
 at elevations given (CORA-18)

18.05.01

CORA-18 : BWR

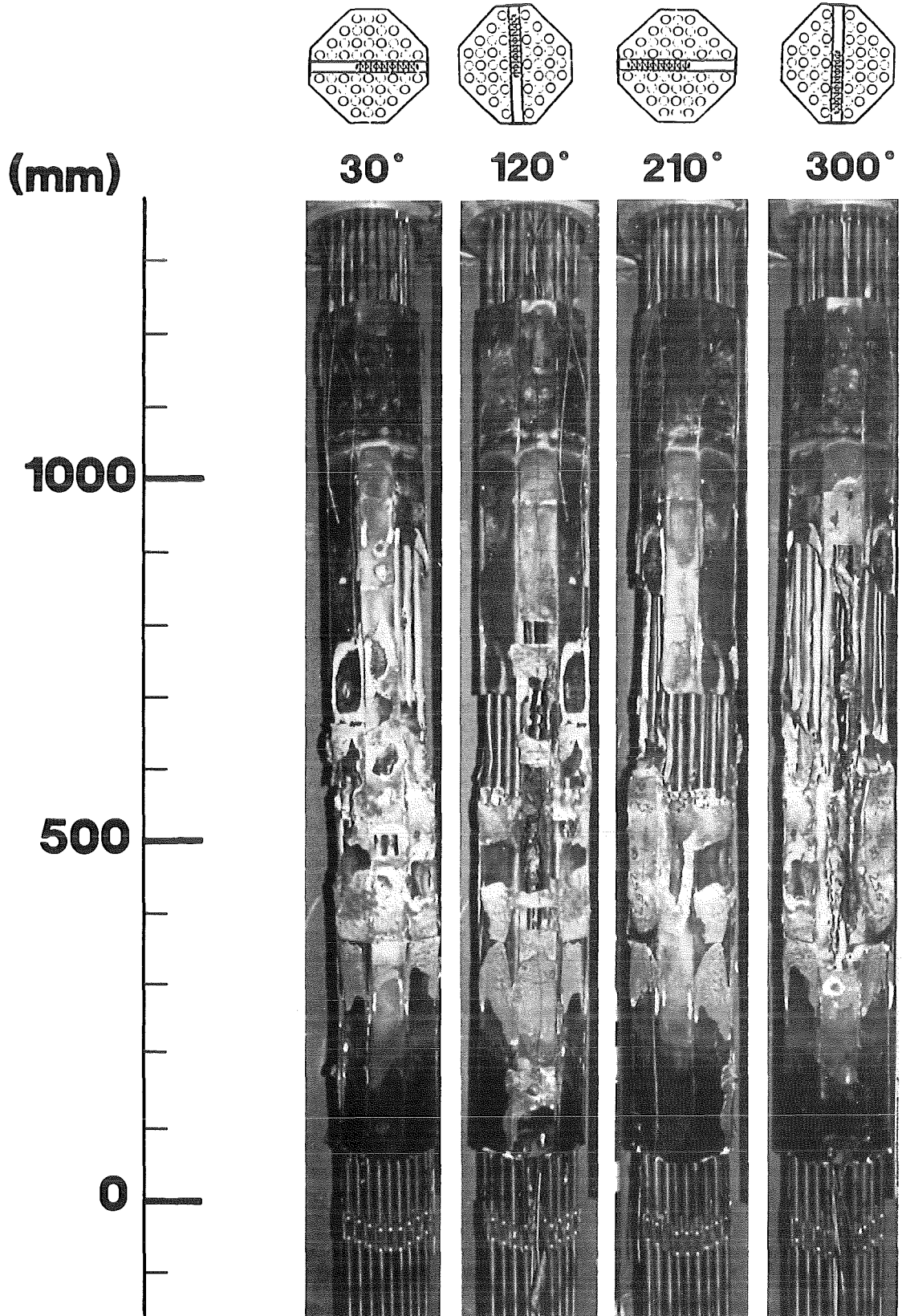
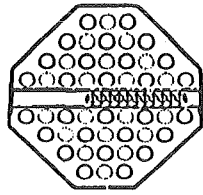
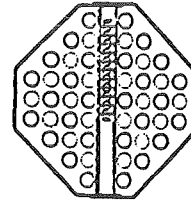


Fig. 12:

CORA-18 : BWR



30°



120°

(mm)

800

600

400

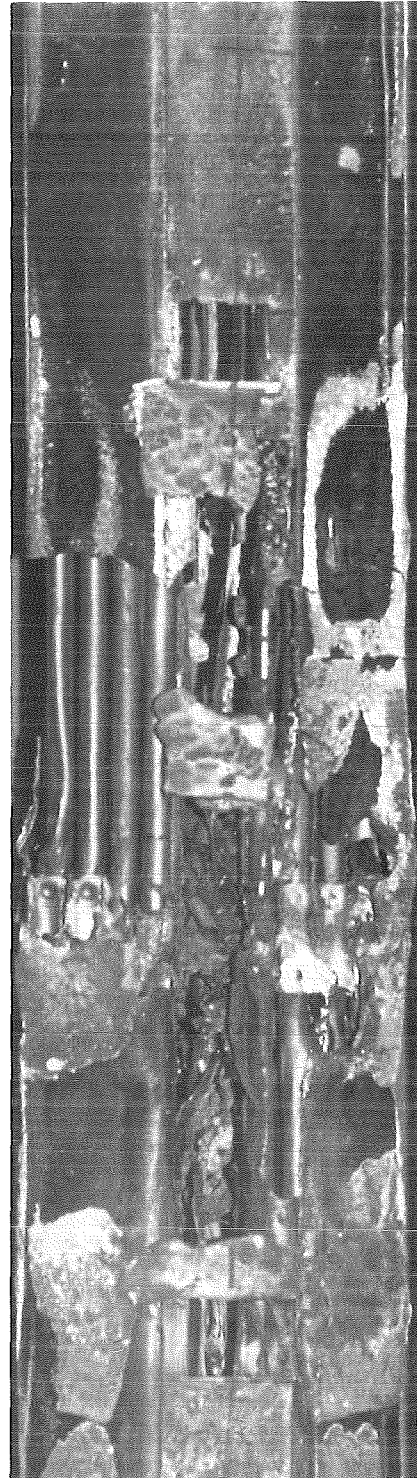
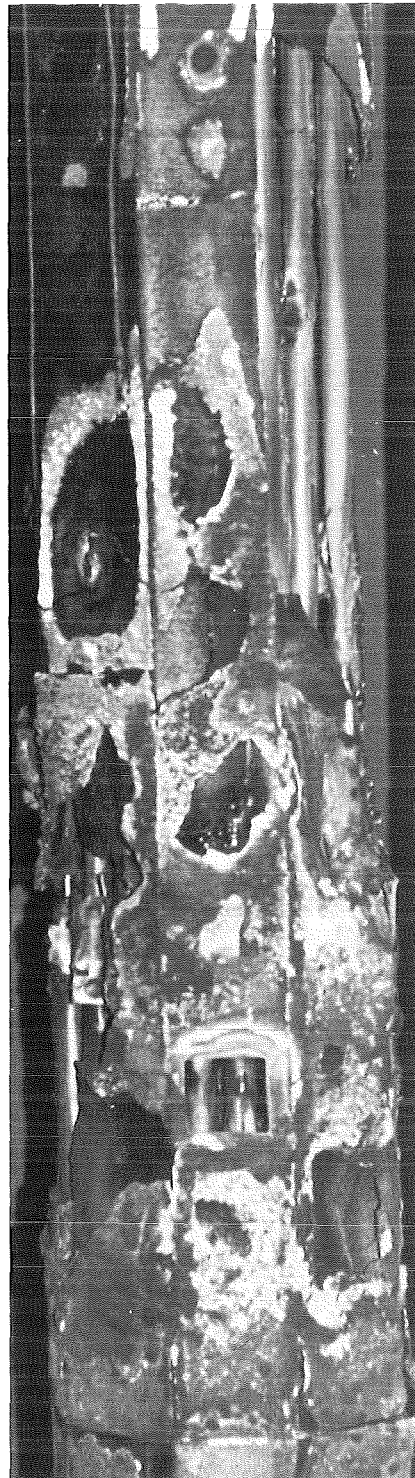
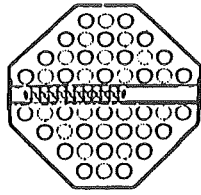


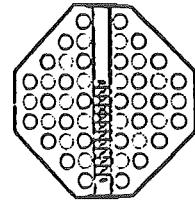
Fig. 13:

18.05.01

CORA-18 : BWR



210°



300°

(mm)

800

600

400

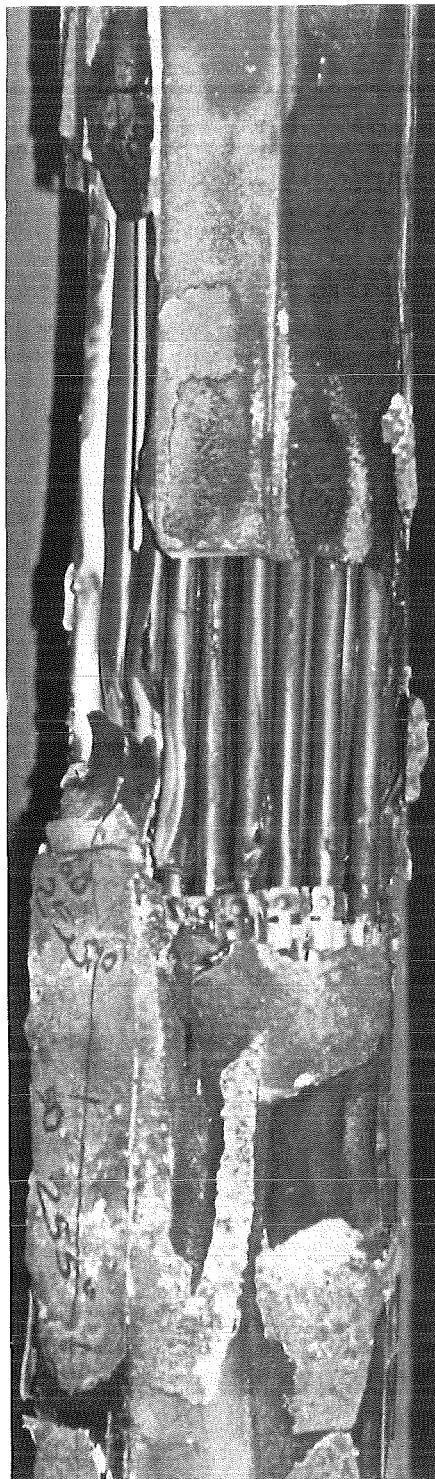


Fig. 14:

18.05.01

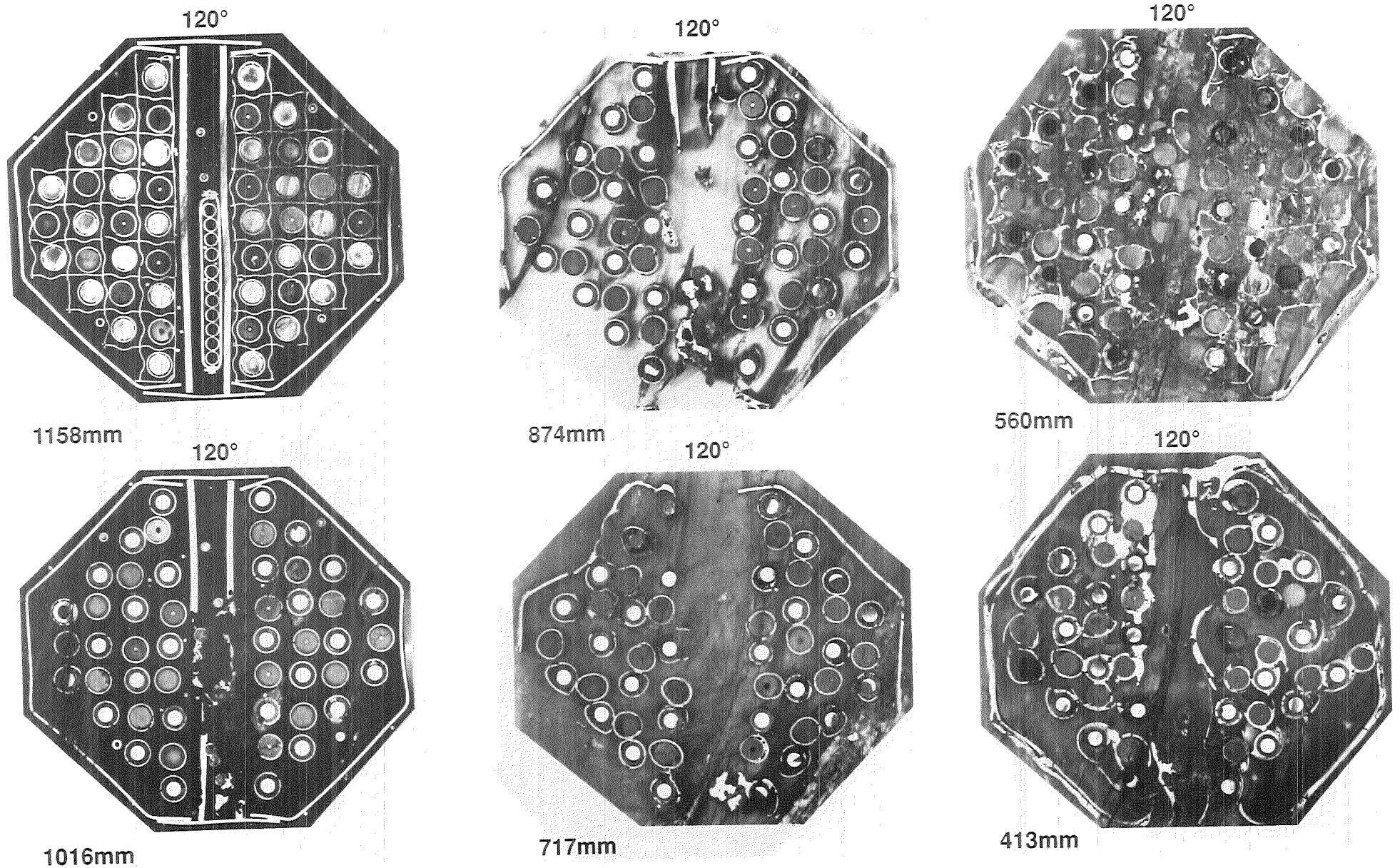


Fig. 15: Horizontal cross sections (CORA-18)

18.05.01

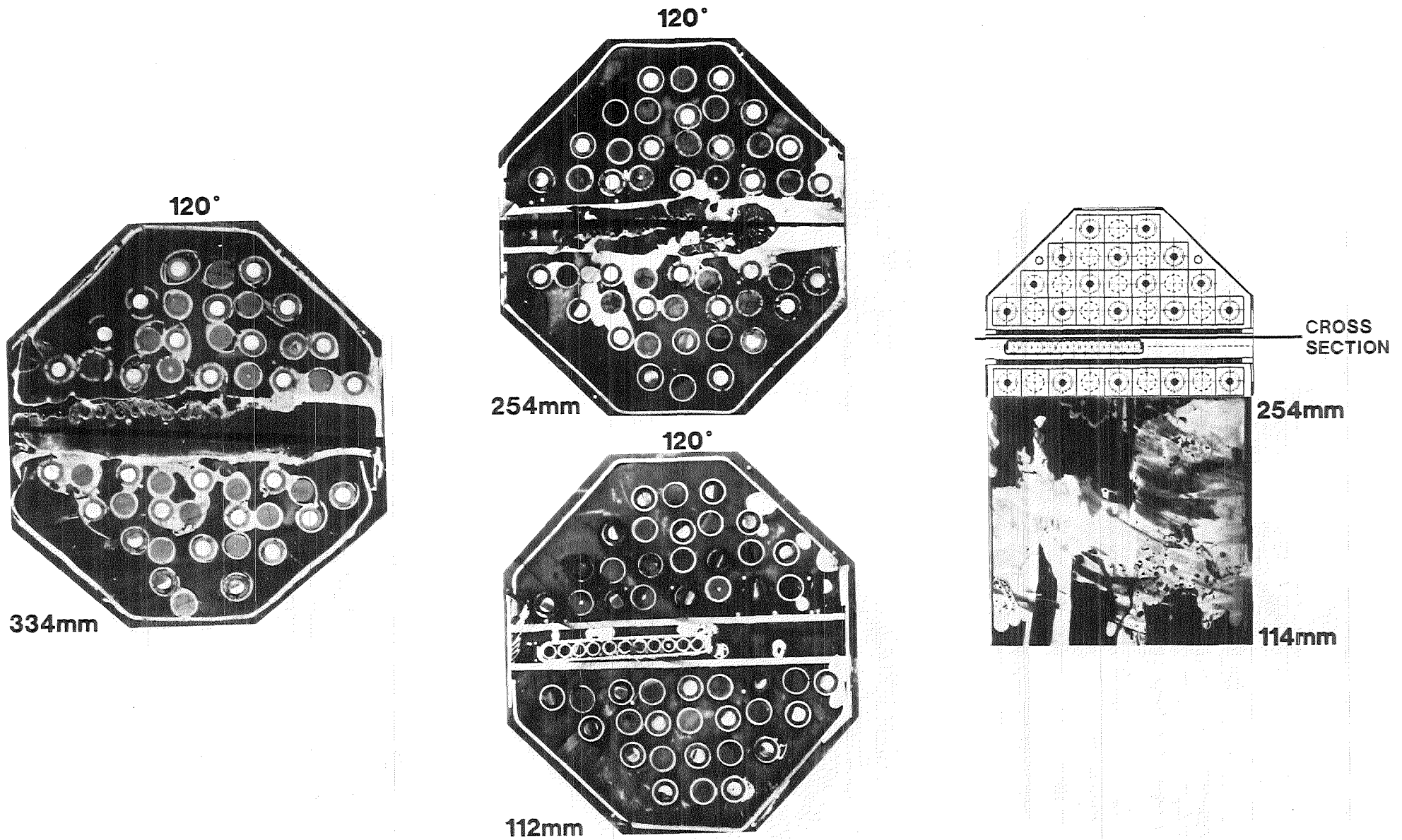


Fig. 16: Horizontal and vertical cross sections (CORA - 18)

18.05.01

18.05.01/02A Mechanical and chemical behaviour of LWR fuel rod
bundles at high temperatures
PSF 0D5D (P. Hofmann, M. Markiewicz, E.A. Garcia, J. Burbach, H.
Metzger; IMF I)

Abstract

The chemical behaviour of the various pressurized water reactor (PWR) absorber rod components has been studied at temperatures up to 1200 °C. Higher temperatures could not be applied since a fast and complete liquefaction of the (Ag,In,Cd) absorber alloy, stainless steel cladding and Zircaloy guide tube materials occurred as a result of eutectic chemical interactions. Thin oxide layers on the Zircaloy surface can delay the chemical interactions with the (Ag,In,Cd) absorber or stainless steel but they cannot prevent them because these layers will disappear after some time. In this work the reaction kinetics has been determined for the systems (Ag,In,Cd) absorber/Zircaloy-4 and Zircaloy-4/stainless steel 1.4919 (AISI 316). The interactions can be described by parabolic rate laws; the Arrhenius equations for the various interactions are given.

The results of all the single-effects tests and integral CORA experiments performed to date have been used to define three distinct temperature regions in which liquid phases form. The liquid phases contribute essentially to the damage initiation and propagation of the fuel rod bundles. The interpretation of the available results and their impact on possible accident management measures has been described.

18.05.01/02 A Mechanisches und chemisches Verhalten von LWR-
PSF 0D5D Brennelementen bei hohen Temperaturen
 (P. Hofmann, M. Markiewicz, E.A. Garcia, J. Burbach, H.
 Metzger; IMF I)

1. Ergebnisse von Einzeleffektuntersuchungen

1.1 Einleitung

Zum besseren Verständnis des integralen Materialverhaltens bei den CORA-Bündelabschmelzexperimenten und deren modellmäßige Beschreibung sind Einzeleffektuntersuchungen notwendig. Im Rahmen der Einzeleffektuntersuchungen werden die chemischen Wechselwirkungen der verschiedenen LWR-Bündelkomponenten unter definierten Randbedingungen untersucht. Hauptziel ist die Bestimmung der Reaktionskinetik; daneben werden die Reaktionsprodukte chemisch charakterisiert. Die temperaturabhängige Veränderung der Reaktionsprodukte kann bei den transienten CORA-Experimenten für Temperaturabschätzungen herangezogen werden. Die isothermen Einzeleffektuntersuchungen geben auch präzise Informationen, ab welchen Temperaturen flüssige Phasen weit unterhalb dem Schmelzpunkt der Komponenten infolge eutektischer Wechselwirkungen entstehen. Diese flüssigen Phasen sind sowohl bei den Einzeleffektuntersuchungen als auch bei den integralen CORA-Experimenten für die beschleunigte Schadensausbreitung verantwortlich. Von besonderer Bedeutung sind dabei die Inconel-Abstandshalter und die Absorberstäbe, die beim DWR aus einer (Ag,In,Cd)-Legierung in Stahlhüllen und beim SWR aus B_4C in Stahlplatten, sogenannten Absorberkreuzen, bestehen. Die geometrische Anordnung der verschiedenen Materialien im Brennelement spielt bezüglich der Schadensausbreitung ebenfalls eine große Rolle. Die bisherigen CORA-Experimente haben den Einfluß der Abstandshalter und Absorbermaterialien im Hinblick auf die Schadensinitiierung und Propagation eindeutig demonstriert.

Im Rahmen dieses Beitrages soll das Hochtemperaturverhalten der (Ag,In,Cd)-Absorberstäbe beschrieben werden. Das Verhalten der B_4C -Absorberstäbe in einem SWR wurde in [18.05.01/02A-1, -2] dargestellt. In einem DWR-Brennelement befinden sich bis zu 24 Absorberstäbe, die von einem Zircaloy-Führungsrohr umgeben sind. In unmittelbarer Nachbarschaft befinden sich dadurch Materialien, die nicht miteinander verträglich sind, eutektisch reagieren können und daher den Schadensbeginn bestimmen. Abb. 18.05.01/02A-1 zeigt eine Skizze der verschiedenen Materialkombinationen in einem DWR-Brennelement. Die

(Ag,In,Cd)-Legierung, deren Schmelzpunkt bei 800 °C liegt, ist von einem austenitischen Stahlrohr umgeben. Die Absorberlegierung ist mit dem austenitischen Stahl chemisch verträglich. Ein Versagen des Absorberstabes ist daher nur infolge mechanischer Beanspruchung (Überdruck) oder infolge chemischer Wechselwirkungen mit dem Zircaloy-Führungsrohr möglich. Ein Festkörperkontakt zwischen dem Stahl-Hüllrohr und dem Zircaloy-Führungsrohr erfolgt entweder durch Aufblähung der Stahlhülle oder Verbiegung bei höheren Temperaturen. Nach lokalem Versagen des Absorberhüllrohres läuft die flüssige (Ag,In,Cd)-Legierung aus diesem heraus und kann mit dem Zircaloy-Führungsrohr wechselwirken und dieses chemisch auflösen. Nach der Zerstörung des Zircaloy-Führungsrohres sind dann aber auch die Zircaloy-Brennelementhüllrohre dem Kontakt mit dem flüssigen Absorbermaterial ausgesetzt, was zu einer frühzeitigen lokalen Zerstörung der Brennelemente führen kann. Durch die beschriebene Schadenspropagation besteht ein Mechanismus das Zircaloy weit unterhalb seines Schmelzpunktes (ca. 1760 °C) zu verflüssigen, und es kann dann auch zu einer Auflösung des UO₂-Brennstoffes bereits ab etwa 1250 °C kommen. Die Verflüssigung der Materialien bei tiefen Temperaturen führt zu deren frühzeitiger Verlagerung im Brennelement bzw. im Reaktorcore. Die beim Erstarren entstehenden Blockaden können die Kühlung des teilzerstörten Reaktorcores beim Fluten nachteilig beeinflussen oder sogar verhindern.

Es wurde das Reaktionsverhalten zwischen Zircaloy-4 und austenitischem Stahl [1.4919; AISI 316] und zwischen Zircaloy-4 und der (Ag,In,Cd)-Absorber-Legierung untersucht. Da sich während des normalen Reaktorbetriebes und während der Störfalltransienten dünne Oxidschichten auf den Zircaloy-Oberflächen bilden können, wurde auch der Einfluß einer etwa 10 µm dicken ZrO₂-Schicht auf das Reaktionsverhalten und die Reaktionskinetik untersucht.

1.2 Experimentelles

Es wurden isotherme Verträglichkeitsexperimente mit Zircaloy-Näpfchen durchgeführt, in die kurze (Ag,In,Cd)- oder Stahl-Zylinder eingepreßt wurden, um guten Festkörperkontakt zu erhalten. Die Näpfchen wurden anschließend mit einem konischen Zircaloy-Stöpsel gasdicht verschlossen. Die Reaktionsglühungen erfolgten in einem Rohrofen unter Schutzgas. Die Temperaturen variierten zwischen 900 und 1200 °C und die Glühzeiten zwischen 1 und 30 Minuten. Höhere Temperaturen konnten nicht realisiert werden, da oberhalb 1200 °C die eutektischen Wechselwirkungen bei beiden Systemen zu einer Verflüssigung der Ver-

suchsproben führten. Die Verflüssigung erfolgt deutlich unterhalb dem Schmelzpunkt der Komponenten (Stahl: ca. 1450 °C; Zircaloy: ca. 1760 °C).

Nach dem Glühen wurden die Proben mechanisch in Scheiben geschnitten, metallographisch präpariert und z.T. geätzt, um die Reaktionszonen besser sichtbar zu machen. Die Dicke der Reaktionszonen wurde an 4 Stellen am Umfang bestimmt. Für die kinetische Auswertung wurden nur die maximalen Werte verwendet. Ein Teil der Proben wurde chemisch analytisch mit dem Rasterelektronenmikroskop untersucht; die Ergebnisse sind in [18.05.01/02A-3] beschrieben.

Die voroxidierten Zircaloy-Näpfcchen wurden durch glühen in Luft bei 870 °C für ca. 9 min hergestellt. Die Oxidschichtdicken variierten zwischen 9 und 12 µm. Um eine Beschädigung der voroxidierten Proben beim Einpressen der (Ag,In,Cd)- oder Stahlzylinder zu vermeiden, wurden diese durch flüssige Luft vor dem Einbringen in die Näpfcchen abgekühlt.

1.3 Versuchsergebnisse

Die untersuchten chemischen Wechselwirkungen (Reaktionsraten) können anhand von Arrhenius-Gleichungen quantitativ beschrieben werden. Diese Gleichungen können in Rechenprogramme eingebracht werden, um das Materialverhalten für beliebige Temperaturtransienten zu beschreiben [18.05.01/02A-3, -4].

1.3.1 *Reaktionsverhalten von Zircaloy mit (Ag,In,Cd)*

Die oberhalb 800 °C flüssige Absorberlegierung löst das feste Zircaloy chemisch auf. Es bildet sich im Zircaloy keine sichtbare Reaktionszone, sondern es erfolgt eine Wandstärkenreduzierung (Abb. 18.05.01/02A-2). In der erstarrten (Ag,In,Cd,Zr)-Schmelze bilden sich unterschiedliche Phasen. Abb. 18.05.01/02A-2 zeigt Reaktionsproben, die bei 1000, 1100, 1150 und 1200 °C geglüht wurden. Man kann deutlich die Reduzierung der Zircaloy-Wandstärke mit zunehmender Temperatur erkennen. Die 2,25 mm dicke Wandstärke der Zircaloy-Näpfcchen war bei 1150 °C innerhalb von 15 Minuten und bei 1200 °C in weniger als 4 Minuten vollständig chemisch aufgelöst. Die Abb. 18.05.01/02A-2 zeigt zum Vergleich auch das Reaktionsverhalten von voroxidierten Proben (ZrO₂-Schicht: ≈ 10 µm). Die ZrO₂-Schicht reduziert bei vergleichbaren Temperatur/Zeitkombinationen die chemischen Wechselwirkungen oder verhindert sie sogar vollständig. Die (Ag,In,Cd)-Legierung ist gegenüber ZrO₂ verträglich. Erst nachdem die ZrO₂-Schicht infolge Reaktion mit dem metallischen Zircaloy verschwunden bzw. in sauerstoffstabil-

siertes α -Zr(O) umgewandelt wurde, kann die Absorberlegierung mit dem Zircaloy reagieren (Abb. 18.05.01/02A-2).

Die Ergebnisse der reaktionskinetischen Untersuchungen für die nichtoxidierten und oxidierten Zircaloy-Proben sind in der Abb. 18.05.01/02A-3 dargestellt. Aufgetragen sind die maximale Tiefe der Zircaloy-Auflösung durch die Absorberlegierung in Abhängigkeit der Wurzel aus der Zeit. Die Auflösung erfolgt nach einem parabolischen Zeitgesetz, d.h. die Diffusion von Ag, In oder Cd in das Zircaloy ist der zeitbestimmende Schritt der chemischen Wechselwirkungen. Infolge der Diffusion der Absorbermaterialkomponenten in das Zircaloy ändert sich dessen chemische Zusammensetzung kontinuierlich bis die fest/flüssige Phasengrenze erreicht wird und das feste Material in die flüssige Phase übergeht. Bei den voroxidierten Proben beginnen die chemischen Wechselwirkungen erst nach einer temperaturabhängigen Inkubationszeit, die erforderlich ist, die 10 μm dicke ZrO_2 -Schicht chemisch aufzulösen. Infolge der Sauerstoffdiffusion in das Zircaloy verlaufen die nachfolgenden Reaktionen mit der (Ag,In,Cd)-Legierung deutlich langsamer, da die Zircaloy-Matrix gelösten Sauerstoff enthält. Die unterschiedlichen Reaktionsgeschwindigkeiten der beiden Systeme sind deutlich in der Arrhenius-Darstellung erkennbar (Abb. 18.05.01/02A-4). Die Reaktionsgleichungen und die Inkubationszeit für das voroxidierte System sind in der Abbildung angegeben. Die Reaktionsgleichungen können zu niedrigeren Temperaturen extrapoliert werden, nicht aber zu höheren, da es oberhalb 1200 °C zu einer spontanen Verflüssigung der Versuchsproben kommt. Die ermittelten Reaktionsraten sind im Vergleich zur Zircaloy-Oxidation sehr hoch [18.05.01/02A-2, -5]. Der Einfluß von Oxidschichten bis 100 μm Dicke auf das Reaktionsverhalten soll in weiterführenden Experimenten untersucht werden.

1.3.2 *Reaktionsverhalten von Zircaloy mit austenitischem Stahl*

Als Hüllmaterial für die Absorberstäbe wird der austenitische Stahl 1.4919 (AISI 316) verwendet. Entsprechend der Phasendiagramme Fe-Zr, Ni-Zr und Cr-Zr kommt es in allen Systemen zu eutektischen Reaktionen mit der Bildung von flüssigen Phasen bereits unterhalb 1000 °C [18.05.01/02A-2, -4]. Die Diffusion von geringen Mengen Eisen (≈ 5 Gew.%) in das Zircaloy führt oberhalb 950 °C in ein fest/flüssiges Phasengebiet. Die eutektische Temperatur auf der Fe-reichen Seite beträgt etwa 1300 °C. Im System Ni-Zr existieren vier Eutektika mit Temperaturen zwischen 960 und 1170 °C. Das binäre System Cr-Zr hat zwei eutektische Temperaturen bei 1332 und 1592 °C. Diese Informationen lassen in dem unter-

suchten Temperaturbereich flüssige Phasen und damit beschleunigte Reaktionen ab etwa 1000 °C erwarten.

Abb. 18.05.01/02A-5 zeigt Querschliffe von verschiedenen Zircaloy/Stahl-Reaktionsproben. Man erkennt auch hier wie mit zunehmender Temperatur das Zircaloy infolge Reaktionen mit dem Stahl verflüssigt wird. Das Vorhandensein einer 10 µm dicken ZrO₂-Schicht vermindert die Reaktionen beträchtlich. Das ist deutlich den reaktionskinetischen Ergebnissen zu entnehmen (Abb. 18.05.01/02A-6).

Im Zircaloy und im Stahl entstehen unterschiedlich tiefe Reaktionszonen. Es reagiert deutlich weniger Stahl als Zircaloy, d.h. man benötigt kleine Mengen an Stahl um große Mengen an Zircaloy zu verflüssigen. Dieser Sachverhalt ist in Abb. 18.05.01/02A-7 dargestellt; die gleiche Abbildung zeigt außerdem nochmals sehr deutlich den Einfluß einer 10 µm dicken Oxidschicht auf den Reaktionsumfang. Die Arrhenius-Beziehungen für das untersuchte Zircaloy/Stahl-System, ohne und mit ZrO₂-Oxidschicht, sind in Abb. 18.05.01/02A-8 wiedergegeben. Oberhalb 1200 °C kommt es zu einer raschen Verflüssigung der Reaktionsproben während des Aufheizens. Die voroxidierten Proben reagieren deutlich langsamer. Zu berücksichtigen ist bei den voroxidierten Proben, daß die chemischen Wechselwirkungen erst nach einer temperaturabhängigen Inkubationszeit beginnen. In modellmäßigen Betrachtungen soll eine allgemein gültige Beziehung für die Inkubationszeit entwickelt werden, um den Reaktionsumfang für beliebige Temperatur/Zeit-Kombinationen bestimmen zu können.

1.4 Zusammenfassung und Schlußfolgerungen

Die Einzeleffektuntersuchungen haben ergeben, daß es ab 1000 °C zur Bildung flüssiger Phasen infolge eutektischer Reaktionen kommt. Es kommt daher zu beschleunigten Wechselwirkungen zwischen Zircaloy und der (Ag,In,Cd)-Absorberlegierung bzw. zwischen Zircaloy und rostfreiem austenitischem Stahl. Die Reaktionskinetik wurde bis 1200 °C bestimmt; oberhalb 1200 °C kommt es zu einer spontanen vollständigen Verflüssigung der Versuchsproben. Dünne Oxidschichten (ca. 10 µm) auf der Zircaloy-Oberfläche verzögern die chemischen Wechselwirkungen, sie können diese aber nicht verhindern [18.05.01/02A-3].

Durch die Verflüssigung der DWR-Absorberstäbe bereits oberhalb 1200 °C kommt es, wie die integralen CORA-Experimente zeigen, zu axialen und lateralen Schmelzausbreitungen im Brennelementbündel. Die Schmelzen attackieren die

Brennelemente und lösen sowohl die Zircaloy-Hüllrohre als auch den UO_2 -Brennstoff chemisch ca. $500\text{ }^\circ\text{C}$ unterhalb des Zircaloy-Schmelzpunktes und etwa $1600\text{ }^\circ\text{C}$ unterhalb des UO_2 -Schmelzpunktes auf. Die frühzeitige UO_2 -Auflösung hat eine verstärkte Spaltproduktfreisetzung zur Folge und es kommt zu umfangreichen Materialverlagerungen bei relativ niedrigen Temperaturen. Die bei der Erstarrung entstehenden Blockaden erschweren die Flutung und damit die Kühlung des teilzerstörten Reaktorcores.

2. Bewertung der bisherigen Versuchsergebnisse im Hinblick auf mögliche Unfallmaßnahmen

Die bisherigen Einzeleffektuntersuchungen und integralen CORA-Experimente haben ergeben, daß es infolge chemischer Wechselwirkungen der verschiedenen Bündelkomponenten miteinander zur Bildung flüssiger Phasen z.T. weit unterhalb der Schmelzpunkte der Komponenten kommt. Lediglich die Reaktion von Zircaloy mit dem Sauerstoff des Wasserdampfes führt zur Bildung von sauerstoffstabilisiertem $\alpha\text{-Zr(O)}$ und ZrO_2 , die höhere Schmelzpunkte als das Zircaloy besitzen. Insgesamt lassen sich bei einem schweren Reaktorstörfall mit zunehmender Temperatur drei Temperaturbereiche definieren, in denen flüssige Phasen in größeren Mengen entstehen, die zu unterschiedlich starken Coreschäden Anlaß geben; Abb. 18.05.01/02A-9 stellt ein Reaktionsschema mit den drei experimentell ermittelten Temperaturbereichen $1200 - 1400\text{ }^\circ\text{C}$, $1760 - 2000\text{ }^\circ\text{C}$ und $2600 - 2850\text{ }^\circ\text{C}$ dar [18.05.01/02A-4]. Interessanterweise gelten die drei Temperaturbereiche sowohl für DWR- als auch SWR-Brennelemente, obwohl die chemischen Wechselwirkungen ganz unterschiedlicher Natur sind (Abb. 18.05.01/02A-10).

Die drei Temperaturbereiche haben verschiedene Brennelement- bzw. Coreschäden zur Folge. Im unteren Temperaturbereich $1200 - 1400\text{ }^\circ\text{C}$ kommt es zu lokalen Brennelementschäden durch die Inconel-Abstandshalter und die Absorbiermaterialien (Ag,In,Cd) bzw. B_4C . Zu coreweiten Schäden kommt es im mittleren Temperaturbereich $1760 - 2000\text{ }^\circ\text{C}$ infolge des Schmelzens des noch vorhandenen metallischen Zircaloy, verbunden mit einer Verflüssigung des UO_2 -Brennstoffs durch das geschmolzene Zircaloy. Die entstehenden metallischen und keramischen Schmelzen haben beim Erstarren die Bildung von unterschiedlich großen radial und axial ausgedehnten Blockaden zur Folge, die die Flutung des Reaktorcores erschweren oder lokal sogar verhindern. Eine weitere Aufheizung des Reaktorcores führt schließlich im oberen Temperaturbereich $2600 - 2850\text{ }^\circ\text{C}$ zu einem

vollständigen Zusammenschmelzen dieser Corebereiche (Abb. 18.05.01/02A-9, -10) [18.05.01/02A-4].

Ziel von sogenannten Unfallmaßnahmen (accident management measures) bei einem schweren Reaktorstörfall ist es, das Ausmaß des Coreschadens zu begrenzen. Die drei ermittelten Temperaturbereiche ergeben einen Hinweis auf die Schadensfolgen mit steigender Temperatur. Man wird deshalb bestrebt sein, den Störfall gezielt zu beenden, bevor es zu einem unkontrollierten Coreschmelzenunfall bei sehr hohen Temperaturen kommt. Ein weiterer wichtiger Parameter, der den Unfallverlauf wesentlich beeinflusst ist, neben der Temperatur, die Aufheizgeschwindigkeit des Cores, die durch den radioaktiven Zerfall der Spaltprodukte bestimmt wird. Die Zerfallswärme nimmt mit der Zeit exponentiell ab und muß durch Kühlung des Cores abgeführt werden. Gelingt es bei einem beginnenden Störfall das Ausdampfen des Reaktorcores durch Wassereinspeisung zu verzögern, so wird die nachfolgende Aufheizung der freigelegten, d.h. nicht mehr gekühlten Corebereiche langsamer erfolgen. Die zu erwartenden Konsequenzen sind in Abb. 18.05.01/02A-11 dargestellt für eine anfängliche Aufheizgeschwindigkeit von 1K/s (Trockenlegung des Cores ca. 1,5 h nach Reaktorabschaltung) und 0,3 K/s (Trockenlegung des Cores nach etwa 10 h). Die Bedingungen sind für DWR und SWR unterschiedlich [18.05.01/02A-6]. Es besteht auch eine gewisse Wahrscheinlichkeit für einen schweren Störfall, falls die Nachwärmeabfuhr des abgeschalteten Reaktors ausfällt. Die resultierenden Aufheizraten des Cores sind dann noch kleiner. Bei 1K/s kommt es ab etwa 1200 °C zu einer unkontrollierten Temperaturerhöhung infolge der exothermen Zircaloy/Wasserdampf-Wechselwirkungen. Das hat eine schnelle Aufheizung des Cores bis auf 2600 °C innerhalb von 27 min zu Folge. Diese Zeit ist für Unfallmaßnahmen sehr kurz. Bei 0,3 K/s hat man dagegen 128 min zur Verfügung; Vorteil ist außerdem, daß es nicht zu einer Temperatureskalation oberhalb 1200 °C kommt, da bei dieser Aufheizgeschwindigkeit das Zircaloy-Hüllrohr bereits weitestgehend in ZrO_2 umgewandelt ist. Für die Flutung der ungekühlten Corebereiche durch gezielte Unfallmaßnahmen steht daher erheblich mehr Zeit zur Verfügung. Durch die Oxidation des Zircaloy zu ZrO_2 bildet sich im mittleren Temperaturbereich auch keine Zircaloy-Schmelze, da kein metallisches Zircaloy mehr vorhanden ist. Die Bildung von Blockaden wird dadurch reduziert; eine UO_2 -Verflüssigung unterhalb des UO_2 -Schmelzpunktes findet nicht statt. Das chemisch/physikalische Verhalten der Brennelemente und damit des Cores bei kleinen Aufheizraten soll in weiterführenden CORA-Experimenten demonstriert werden.

Literatur

- [18.05.01/02A-1]: P. Hofmann, M. Markiewicz, J. Spino; Reaction Behavior of B₄C Absorber Material with stainless steel and Zircaloy in Severe LWR Accidents, Nuclear Technology, Vol. 90 (1990) 226-244.
- [18.05.01/02A-2]: P. Hofmann et al.; Mechanisches und chemisches Verhalten von LWR-Brennelementen bei hohen Temperaturen, PRS-Jahresbericht 1989, KfK 4700 (1990) S. 28-56.
- [18.05.01/02A-3]: P. Hofmann, M. Markiewicz; Chemical behaviour of (Ag,In,Cd) Absorber Rods in Severe LWR Accidents, KfK 4670 (1990).
- [18.05.01/02A-4]: P. Hofmann et al.; Reactor Core Materials Interaction at very High Temperatures, Nuclear Technology, Vol. 87 (1989) 146-186.
- [18.05.01/02A-5]: H. Uetsuka, P. Hofmann; High-Temperature Oxidation kinetics of Zircaloy-4, Journal of Nuclear Materials 168 (1989) 47-57.
- [18.05.01/02A-6]: H. Plank; Siemens/KWU, persönliche Mitteilung

Abbildungen

- Abb. 18.05.01/02A-1:** Schematische Darstellung der (Ag,In,Cd)-Absorberstab-anordnung in einem DWR-Brennelement.
- Abb. 18.05.01/02A-2:** Chemische Wechselwirkungen zwischen der (Ag,In,Cd)-Legierung und Zircaloy-4 bei verschiedenen Temperaturen. Einfluß einer 10 µm dicken ZrO₂-Schicht auf das Reaktionsverhalten.
- Abb. 18.05.01/02A-3:** Zircaloy-Wandstärkenabnahme in Abhängigkeit von \sqrt{t} infolge chemischer Wechselwirkungen mit (Ag,In,Cd)-Absorbermaterial. Oben: as-received Zircaloy, unten: voroxidiertes Zircaloy (ca. 10 µm ZrO₂).
- Abb. 18.05.01/02A-4:** Arrhenius-Darstellung der Reaktionsraten für die Systeme Zircaloy/(Ag,In,Cd) und voroxidiertes Zircaloy/(Ag, In,Cd). Oberhalb 1200 °C kommt es zu einer Verflüssigung der Versuchsproben.
- Abb. 18.05.01/02A-5:** Chemische Wechselwirkungen zwischen austenitischem Stahl 1.4919 (AISI 316) und Zircaloy-4 bei verschiedenen Temperaturen. Einfluß einer 10 µm dicken ZrO₂-Schicht auf das Reaktionsverhalten.
- Abb. 18.05.01/02A-6:** Dicke der Reaktionszonen im Zircaloy-4 in Abhängigkeit von \sqrt{t} für das System Stahl/as-received Zircaloy (oben) und Stahl/voroxidiertes Zircaloy (unten).
- Abb. 18.05.01/02A-7:** Dicke der Reaktionszonen in Zircaloy und Stahl in Abhängigkeit der Temperatur nach einer Glühzeit von 5 Minuten. Voroxidiertes Zircaloy (ca. 10 µm ZrO₂) reagiert deutlich schwächer mit dem Stahl.
- Abb. 18.05.01/02A-8:** Arrhenius-Darstellung der Reaktionsraten für die Systeme Stahl 1.4919 (AISI 316)/Zircaloy und Stahl/voroxidiertes Zircaloy. Es ergeben sich unterschiedliche Reaktionsraten im Zircaloy und Stahl.
- Abb. 18.05.01/02A-9:** Übersicht über die Bildung flüssiger Phasen oder Schmelzen in einem LWR-Kern während eines Störfalles und die möglichen Kernschäden.
- Abb. 18.05.01/02A-10:** Vergleich des physikalisch/chemischen Verhaltens von DWR- und SWR-Brennelementen bis ca. 2000 °C im Hinblick auf die Bildung flüssiger Phasen.
- Abb. 18.05.01/02A-11:** Zeitspannen für mögliche Unfallmaßnahmen bei einem schweren Reaktorstörfall in Abhängigkeit der Anfangsaufheizzeit des Cores nach dessen Ausdampfen. Je später das Ausdampfen des Cores erfolgt, desto geringer ist dessen nachfolgende Aufheizgeschwindigkeit.

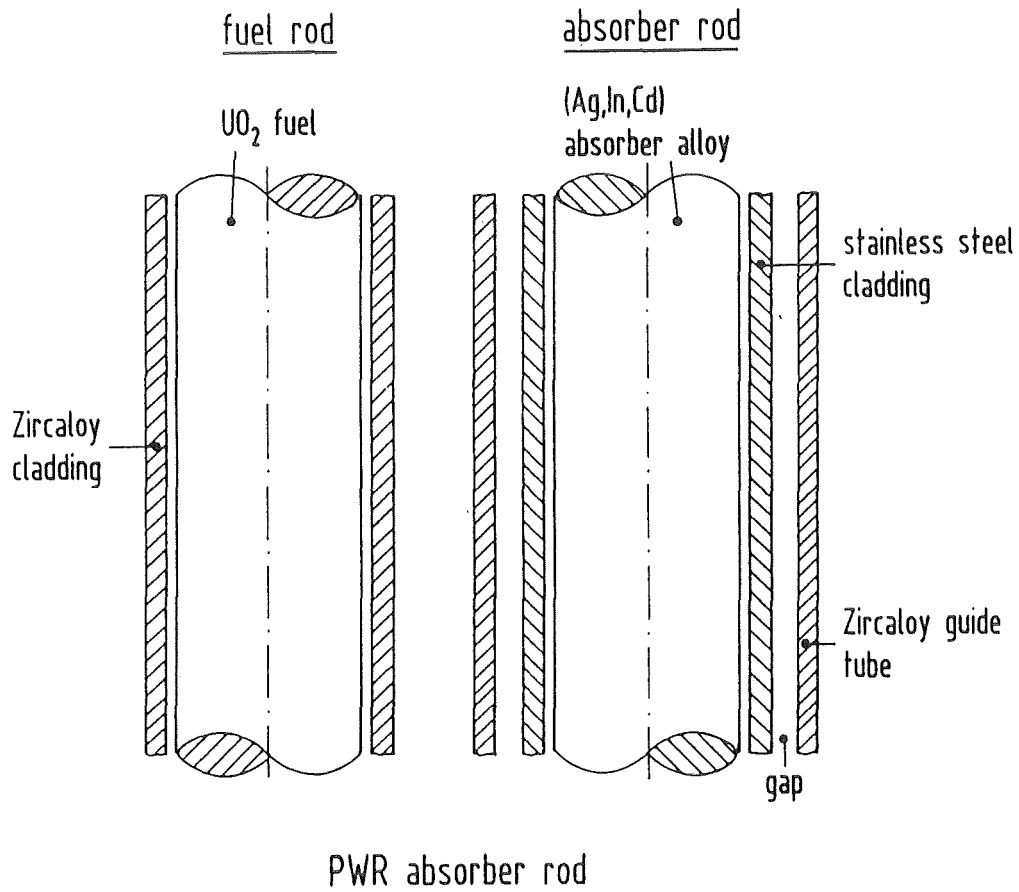


Abb. 18.05.01/02A-1: Schematische Darstellung der (Ag,In,Cd)-Absorberstab-anordnung in einem DWR-Brennelement.

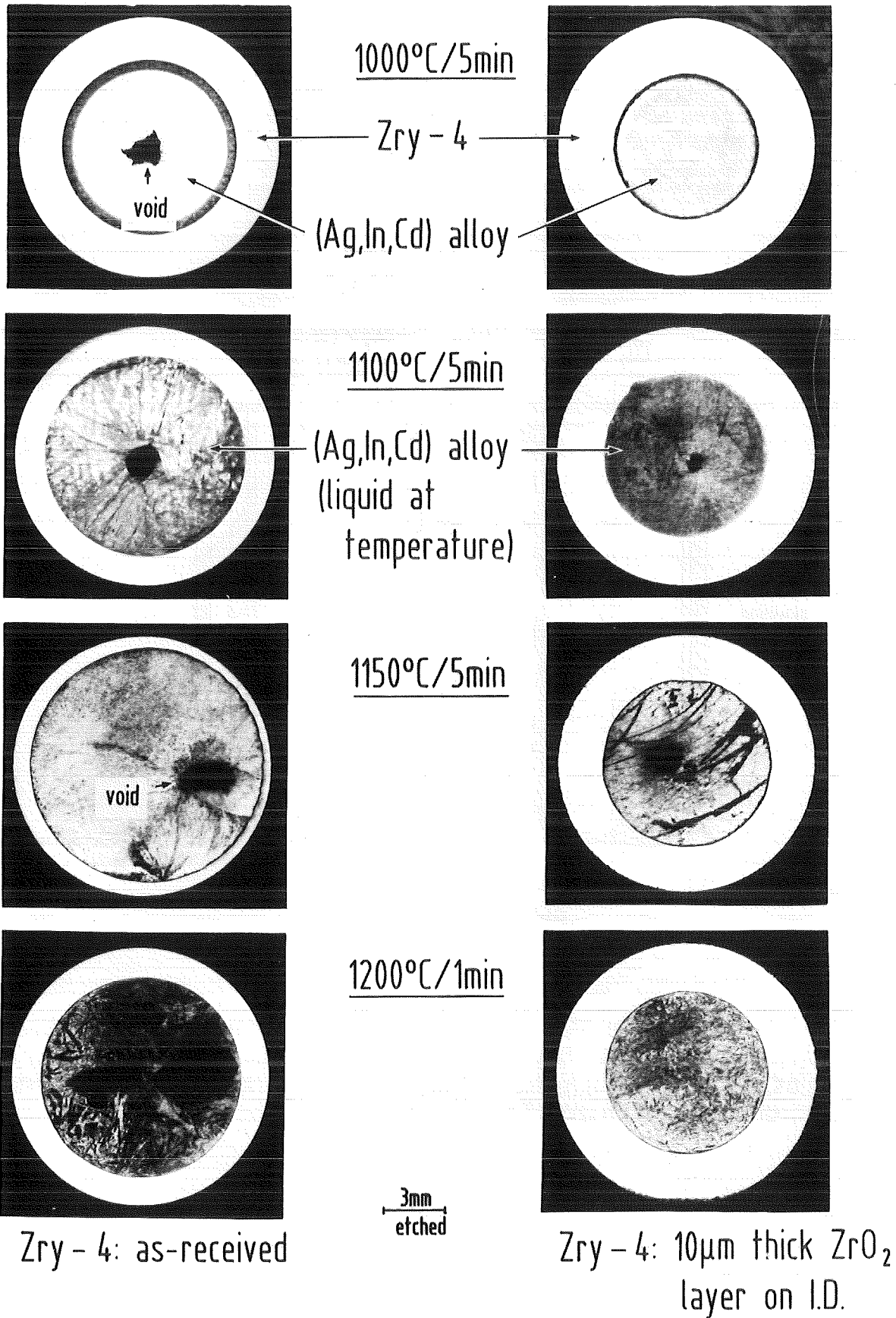


Abb. 18.05.01/02A-2: Chemische Wechselwirkungen zwischen der (Ag,In,Cd)-Legierung und Zircaloy-4 bei verschiedenen Temperaturen. Einfluß einer 10 µm dicken ZrO₂-Schicht auf das Reaktionsverhalten.

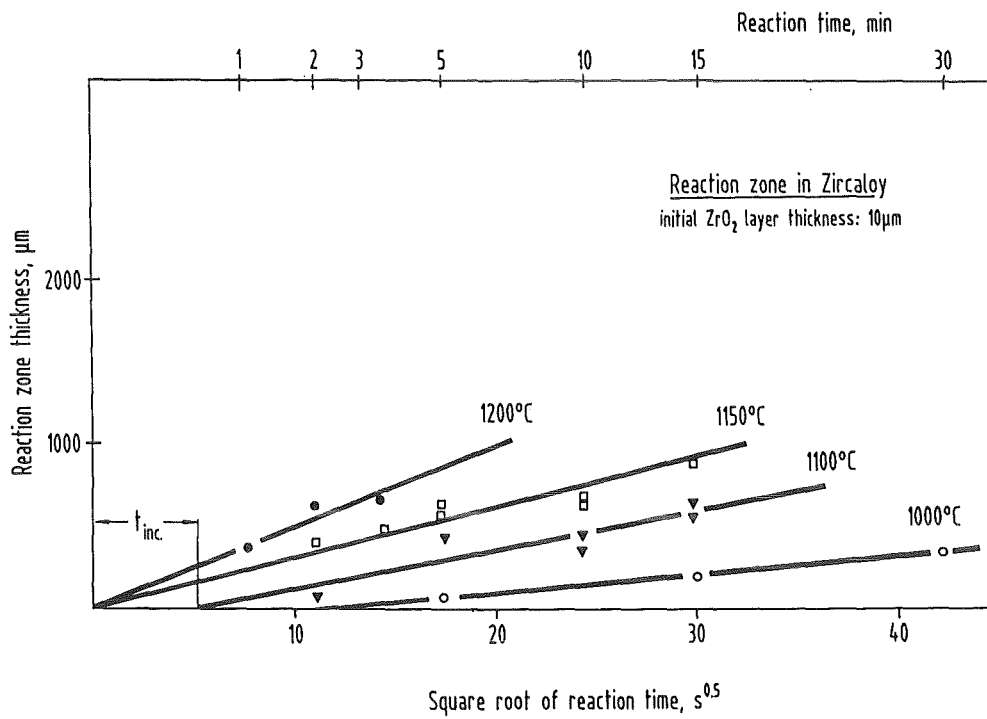
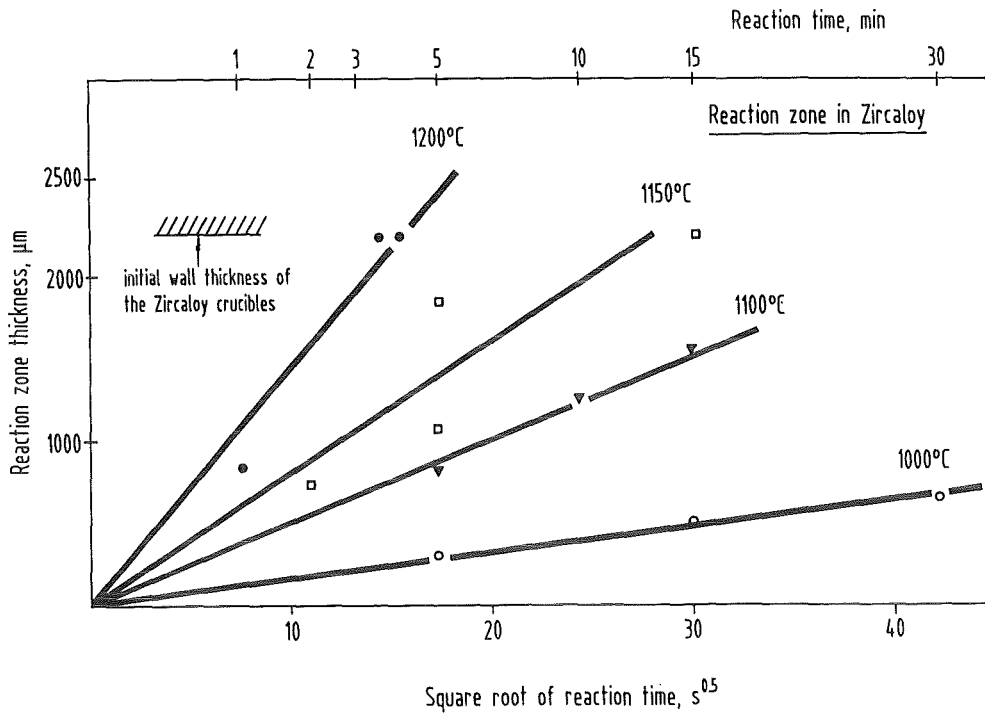


Abb. 18.05.01/02A-3: Zircaloy-Wandstärkenabnahme in Abhängigkeit von \sqrt{t} infolge chemischer Wechselwirkungen mit (Ag,In,Cd)-Absorbermaterial. Oben: as-received Zircaloy, unten: voroxidiertes Zircaloy (ca. $10\mu m$ ZrO_2).

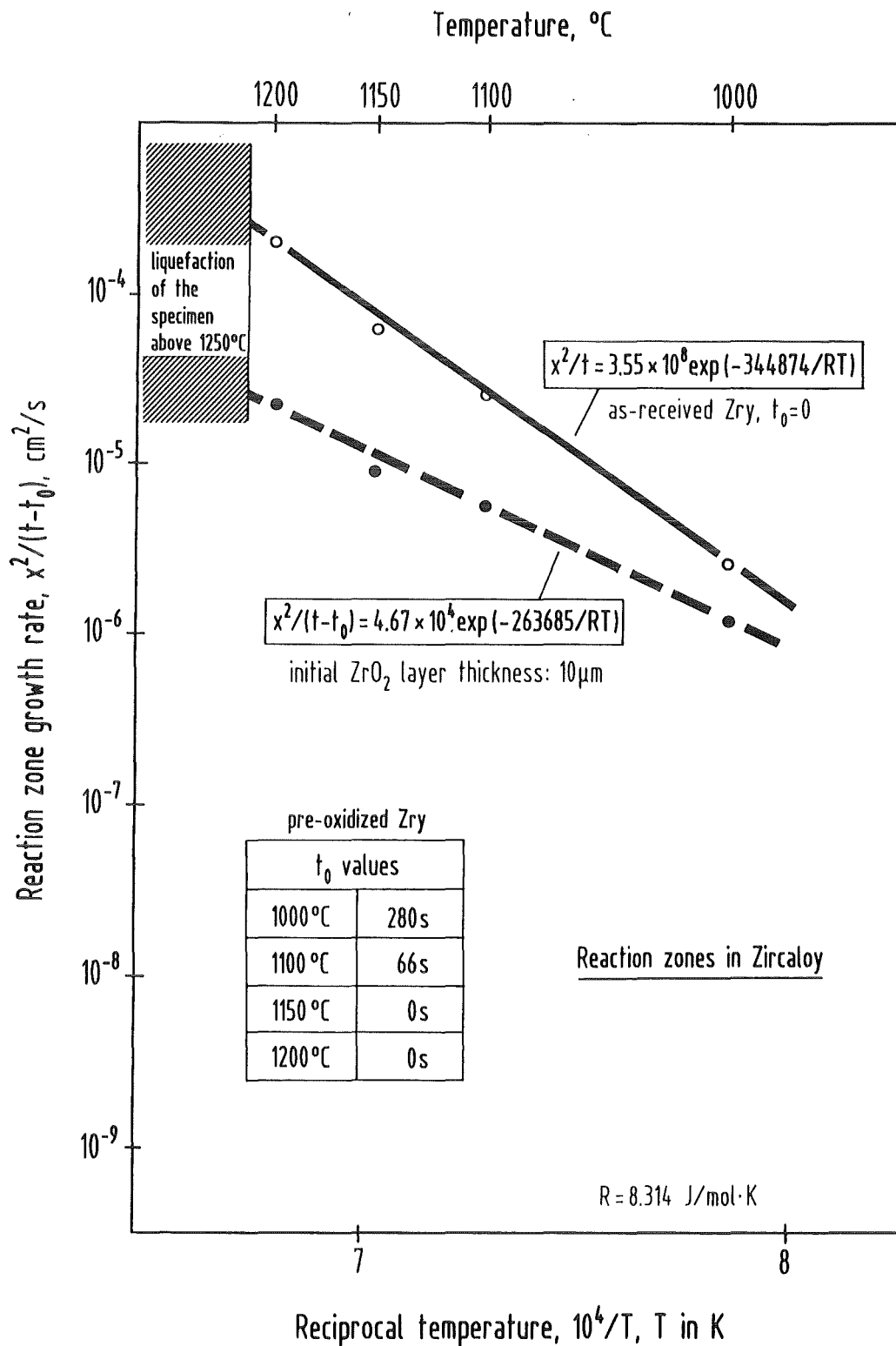


Abb. 18.05.01/02A-4: Arrhenius-Darstellung der Reaktionsraten für die Systeme Zircaloy/(Ag,In,Cd) und voroxidiertes Zircaloy/(Ag, In,Cd). Oberhalb 1200 °C kommt es zu einer Verflüssigung der Versuchsproben.

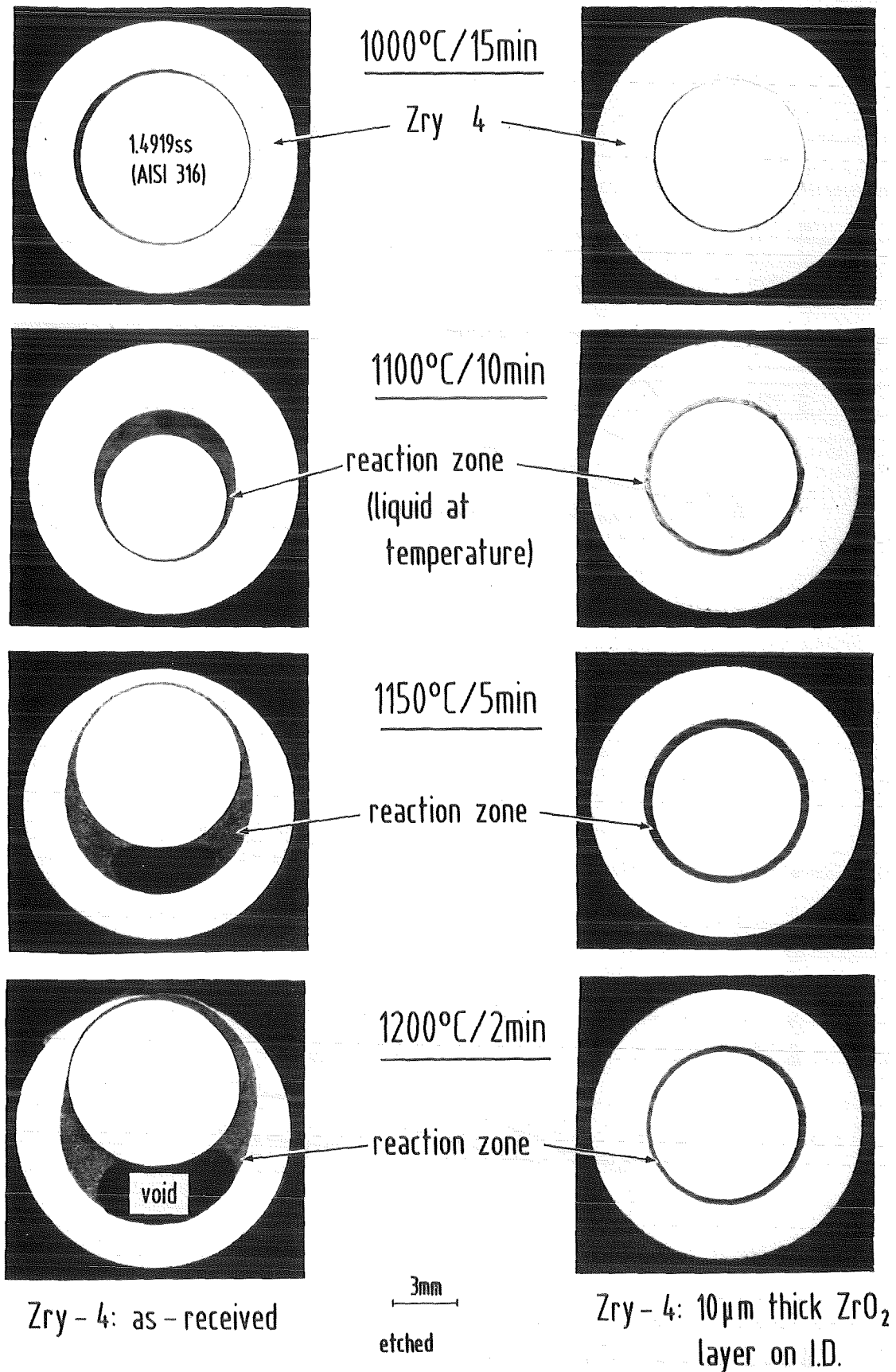


Abb. 18.05.01/02A-5: Chemische Wechselwirkungen zwischen austenitischem Stahl 1.4919 (AISI 316) und Zircaloy-4 bei verschiedenen Temperaturen. Einfluß einer 10 µm dicken ZrO₂-Schicht auf das Reaktionsverhalten.

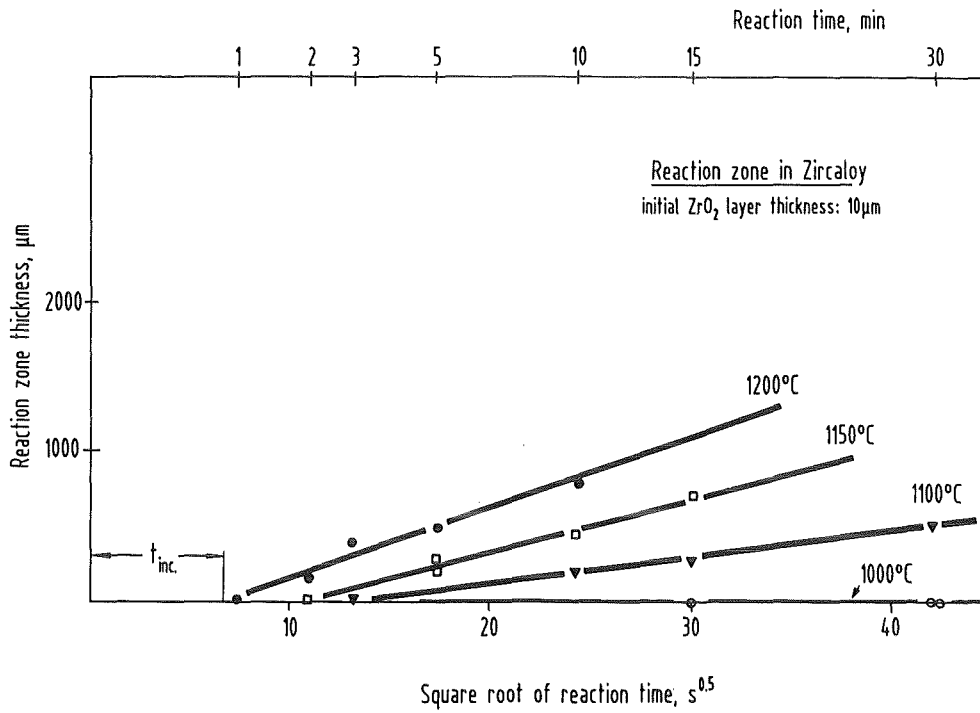
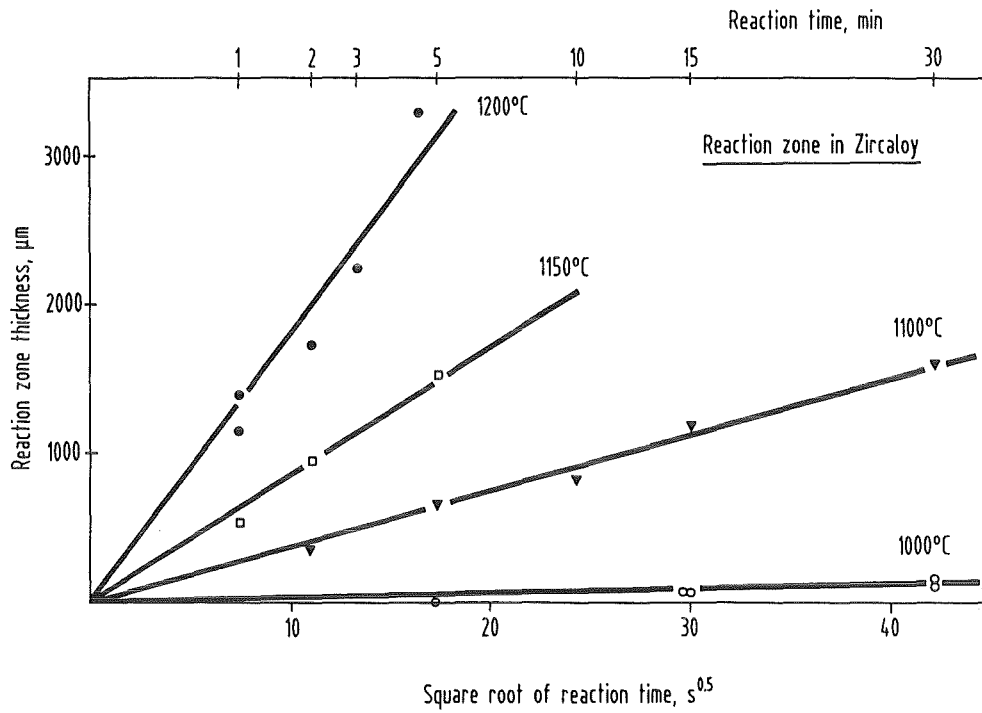


Abb. 18.05.01/02A-6: Dicke der Reaktionszonen im Zircaloy-4 in Abhängigkeit von \sqrt{t} für das System Stahl/as-received Zircaloy (oben) und Stahl/voroxidiertes Zircaloy (unten).

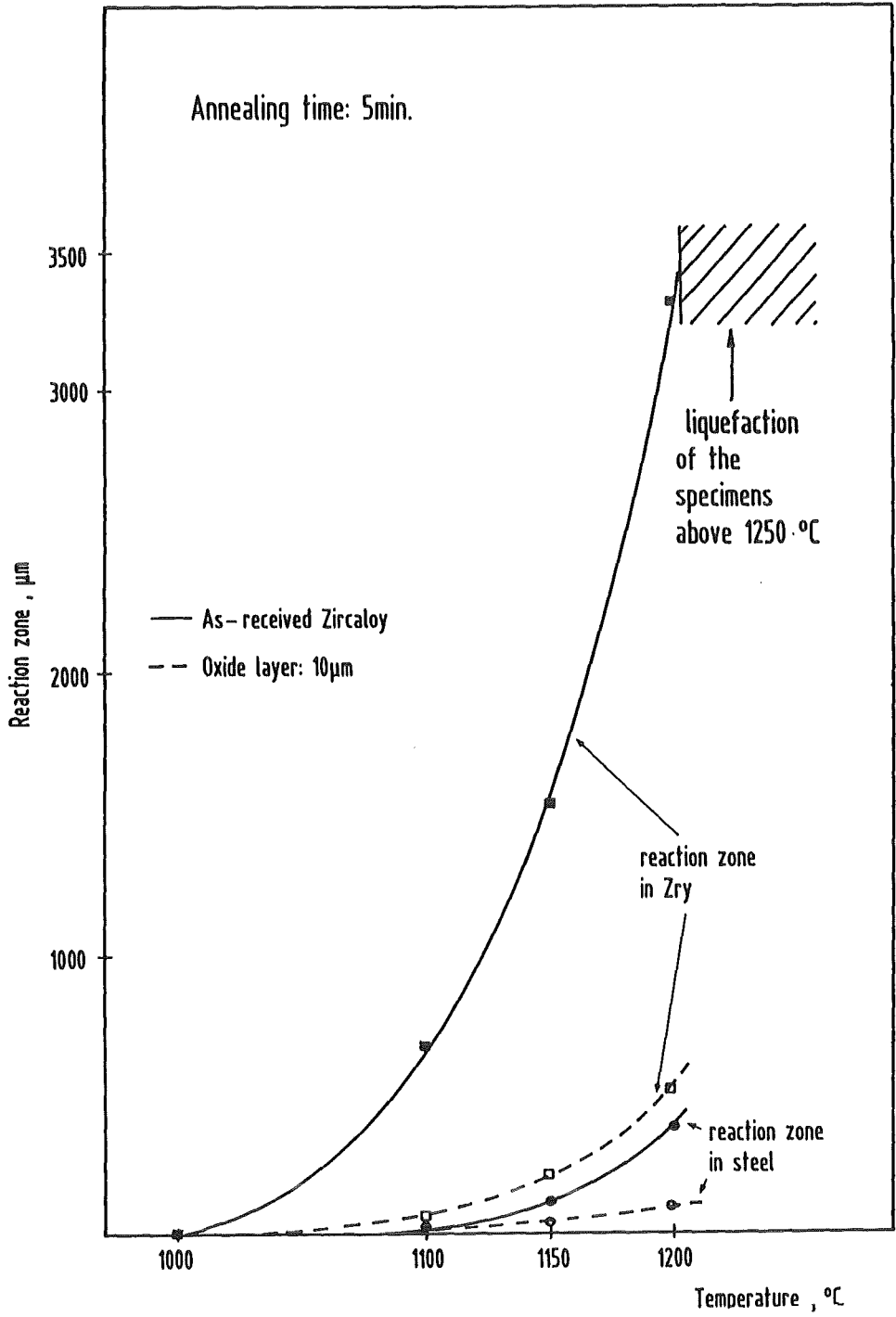


Abb. 18.05.01/02A-7: Dicke der Reaktionszonen in Zircaloy und Stahl in Abhängigkeit der Temperatur nach einer Glühzeit von 5 Minuten. Voroxidiertes Zircaloy (ca. $10\mu\text{m}$ ZrO_2) reagiert deutlich schwächer mit dem Stahl.

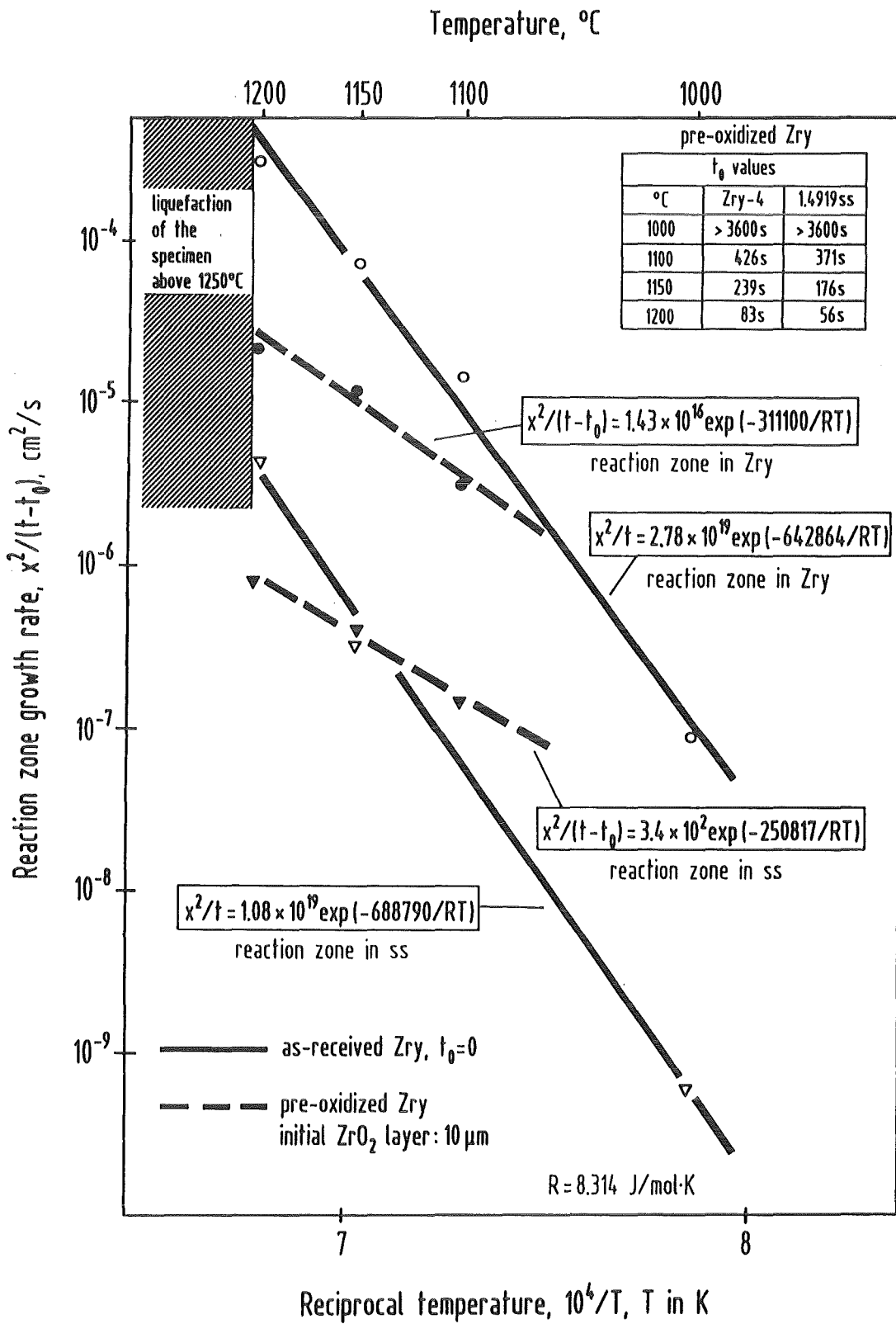


Abb. 18.05.01/02A-8: Arrhenius-Darstellung der Reaktionsraten für die Systeme Stahl 1.4919 (AISI 316)/Zircaloy und Stahl/voroxidiertes Zircaloy. Es ergeben sich unterschiedliche Reaktionsraten im Zircaloy und Stahl.

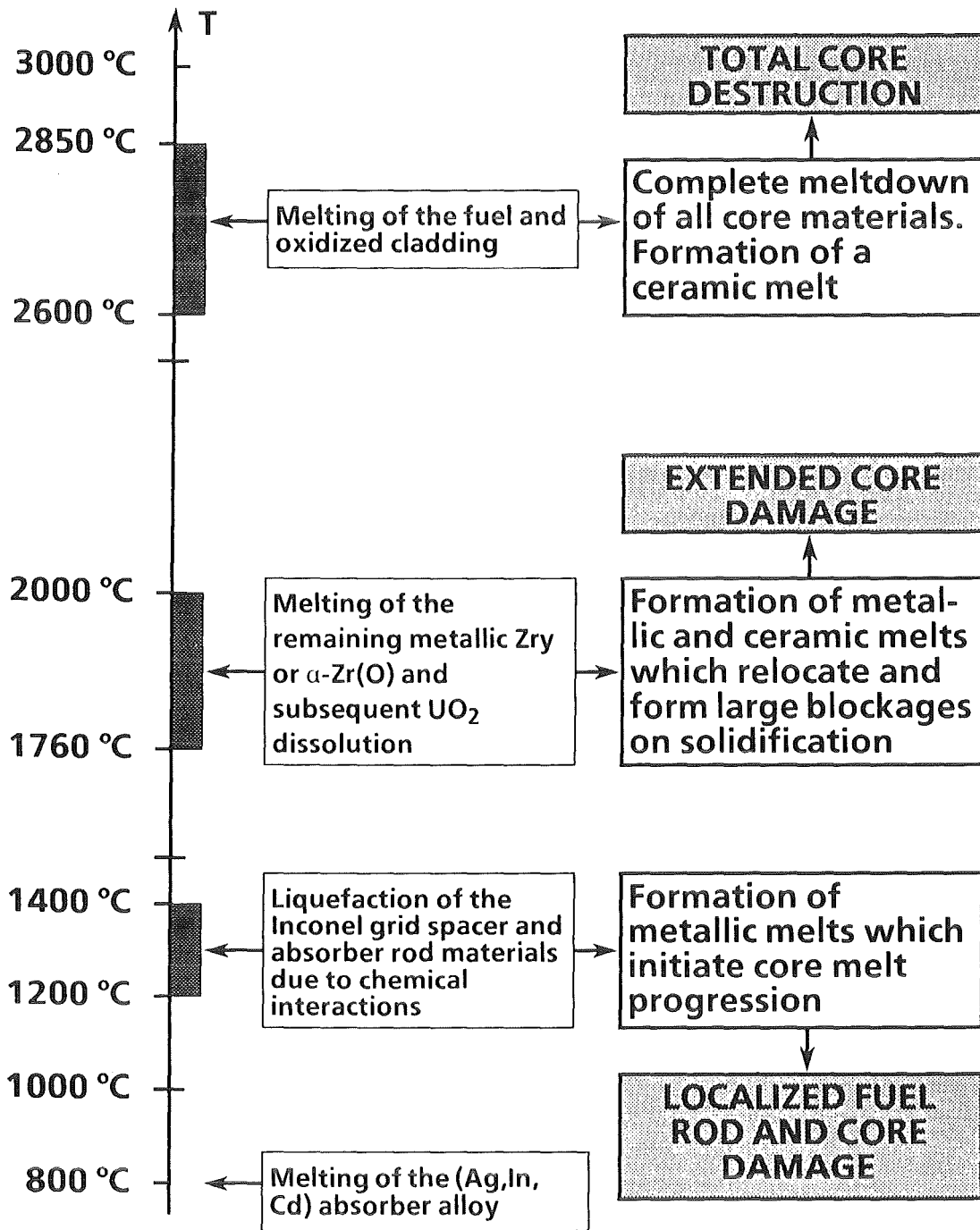


Abb. 18.05.01/02A-9: Übersicht über die Bildung flüssiger Phasen oder Schmelzen in einem LWR-Kern während eines Störfalles und die möglichen Kernschäden.

Comparison between PWR and BWR
fuel element behavior

Event	PWR	BWR
Onset of melting due to chemical interactions	1200 °C ; failure of Inconel spacer grid and (Ag,In,Cd) absorber rod	1200 °C ; failure of the B ₄ C/ss absorber blades
Melt progression phenomena	- Zry guide tube and cladding dissolution by molten absorber alloy	- Zry channel box and cladding dissolution by molten B ₄ C/ss alloy
UO ₂ dissolution	- Above 1250 °C by (Ag,In,Zr) melt	- Above 1250 °C by (Fe,Cr,Ni,B,C) melt
	Above 1800 °C enhanced UO ₂ und ZrO ₂ liquefaction by molten Zry.	
Melt relocation velocities	between 8 and 80 mm/s	
Oxidation front velocity	about 2 mm/s	
H ₂ generation during quenching	more than 50 % H ₂	

Abb. 18.05.01/02A-10: Vergleich des physikalisch/chemischen Verhaltens von DWR- und SWR-Brennelementen bis ca. 2000 °C im Hinblick auf die Bildung flüssiger Phasen.

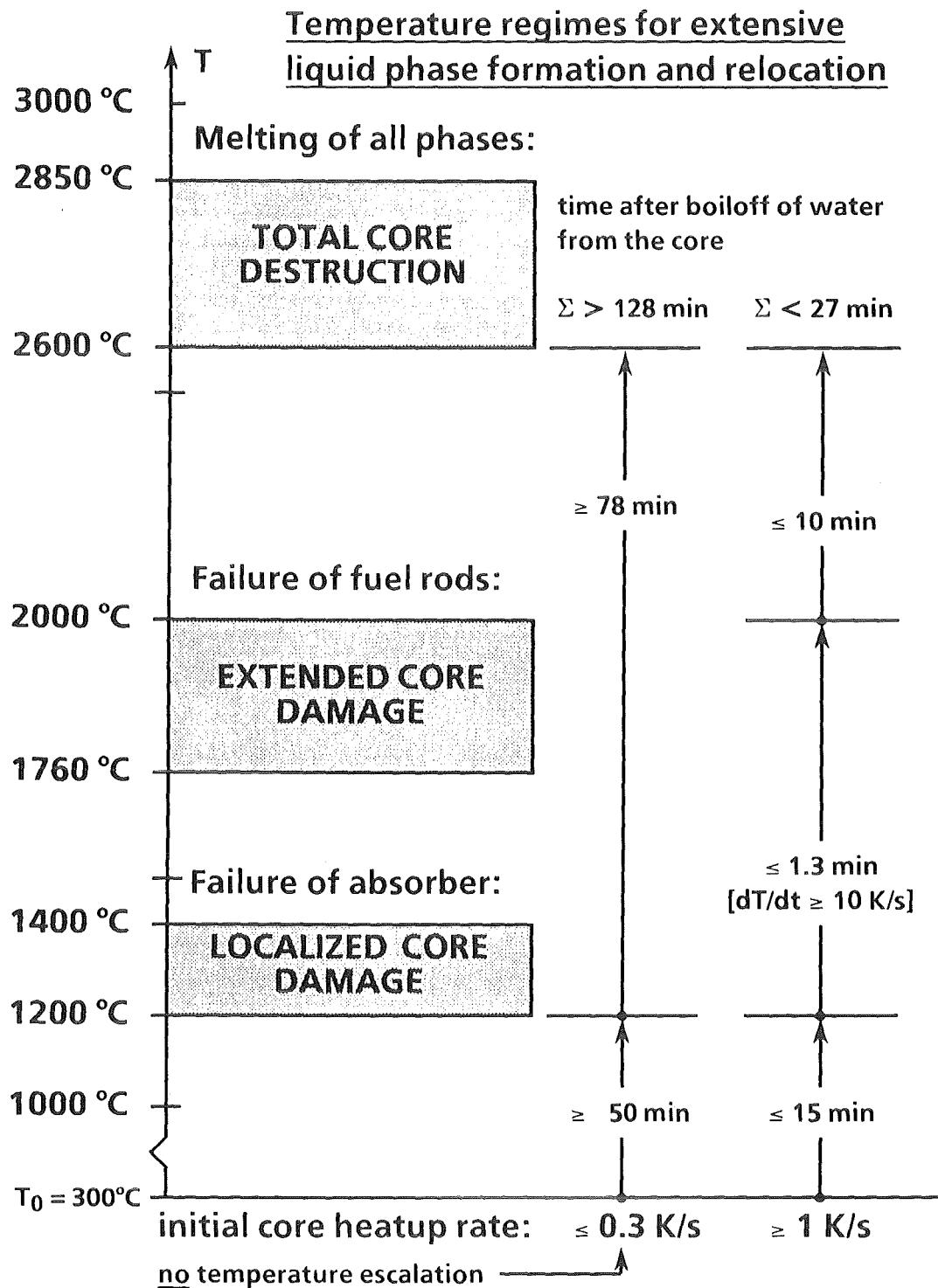


Abb. 18.05.01/02A-11: Zeitspannen für mögliche Unfallmaßnahmen bei einem schweren Reaktorstörfall in Abhängigkeit der Anfangsaufheizzeit des Cores nach dessen Ausdampfen. Je später das Ausdampfen des Cores erfolgt, desto geringer ist dessen nachfolgende Aufheizgeschwindigkeit.

18.05.01/03A Post-test Examination and Evaluation of the
PSF 0D5E CORA Experiments
 (S. Leistikow, G. Schanz, IMF II)

Abstract

The bundles from the CORA-2 and CORA-3 Severe Fuel Damage (SFD) experiments, consisting of 9 unheated fuel rods and 16 electrically heated simulators, together with an Inconel spacer grid at middle elevation, have been evaluated - in collaboration with IMF I and HIT - on the basis of an extensive optical and SEM-analytical investigation of collected samples and selected cross sections. The results have been published in a detailed topical report /3/, taking into account measurements and visual observations during the tests as well as informations from single-effects investigations.

In the present contribution the CORA-2 and CORA-3 fuel rod bundle degradation is interpreted by a short description of the pertinent phenomena, their causal mechanisms and their mutual interference. Additional information is required on some not well understood phenomena and on parameters to be considered in the evaluation of further CORA experiments.

18.05.01/03A Nachuntersuchung und Auswertung der
PSF 0D5E CORA-Experimente

(S. Leistikow, G. Schanz, IMF II)

Zusammenfassende Beurteilung des Materialverhaltens in den Experimenten CORA-2 und CORA-3.

1. Einleitung

In den Out-of-pile Bündelexperimenten des CORA-Programms werden Art und Umfang der Schädigungen untersucht, die an LWR-Brennelementen im Verlauf auslegungsüberschreitender Störfälle auftreten können. In den beiden Experimenten CORA-2 und CORA-3 ist ein Bündel aus 9 unbeheizten Brennstäben und 16 Simulatoren von 1m elektrisch beheizter Länge eingesetzt worden. Die Stäbe bestanden aus Zircaloy-4 Hüllrohren, gefüllt mit UO₂-Vollpellets bzw. mit UO₂-Ringpellets und einem zentralen Wolfram-Heizstab. Weitere Bündelstrukturen waren ein mittleres Abstandshaltergitter aus Inconel 718, ein oberes und ein unteres aus Zircaloy-4, sowie ein Kasten (shroud) aus Zircaloy-4 zur Führung des eingespeisten Dampfstromes. Mit einer Aufheizrate von anfänglich ca. 1 K/s wurden in den beiden Versuchen die Maximaltemperaturen von ca. 2000 bzw. 2400°C erreicht /1/.

Die detaillierte Nachuntersuchung der beiden Versuchsbündel CORA-2 und CORA-3, zu der in Zusammenarbeit mit HIT und IMF I Beiträge geleistet wurden, war bereits Gegenstand eines Zwischenberichts /2/. Nach Abschluß der Auswertungsarbeiten ist nunmehr eine umfangreiche Dokumentation der Nachuntersuchungen vorgelegt worden /3/.

Im nachfolgenden Beitrag kann daher, ohne auf Details einzugehen, eine Gesamtbeurteilung der Ergebnisse dieser beiden Experimente CORA-2 und CORA-3 abgegeben werden. Diese stützt sich auf Meßdaten und während der Versuche beobachtete Abschmelzvorgänge, lichtmikroskopische und rasterelektronenmikroskopische Untersuchungen sowie Elementanalysen an entnommenen Proben und metallographisch präparierten Querschliffen.

Zur Interpretation des komplexen Materialverhaltens im CORA-Integralversuch sind die Erkenntnisse, die aus früher bzw. parallel durchgeführten Einzeleffekt-Untersuchungen vorliegen, unerlässlich. Sie sind die Basis einer Beurteilung der verschiedenen Mechanismen, nach denen die Zerstörung des Bündels fortschreitet, in ihrer wechselseitigen Beeinflussung und ihrer unterschiedlichen Wirksamkeit.

2. Mechanismen der Bündelzerstörung

2.1 Verhalten des Inconel-Abstandshalters

Nach Einzeleffekt-Untersuchungen schreitet die Reaktion zwischen Inconel 718 und Zircaloy-4 unter Bildung zirkoniumreicher, eutektischer Schmelze bereits oberhalb 1250°C rasch fort /4/. Im CORA-Versuch werden erste Beobachtungen der Verlagerung von Schmelztropfen in der unteren Bündelhälfte gemacht, nachdem etwa 1400°C erreicht sind. Die Schmelze geht vom mittleren Abstandshalter aus Inconel 718 aus, der mit dem Zircaloy-4 Hüllrohrmaterial reagiert und dadurch innerhalb weniger Sekunden restlos zerstört wird. Anteile dieser Schmelze finden sich in der unteren Bündelhälfte verteilt wieder, bzw. werden innerhalb des unteren Abstandshaltergitters aufgefangen. Mit dem Nachweis von Uran als Nebenbestandteil ist bewiesen, daß diese Schmelze nach örtlicher Durchdringung von Hüllrohren bereits bei etwa 1400°C in der Lage ist, Brennstoff aufzulösen.

2.2 Hüllrohroxidation

Die eingespeiste elektrische Energie, die exotherme Reaktionswärme aus der oberhalb 1100°C massiv einsetzenden Oxidation des Zircaloy-4 in der Dampf-Argon-Atmosphäre und die relativ geringen Wärmeverluste bestimmen die Temperaturskalation des Bündels, die in seinem oberen Teil beginnt und sich in Form einer Überhitzungsfront hauptsächlich nach unten ausbreitet. Aus Einzeleffekt-Untersuchungen ist bekannt, daß das Trägergas Argon und das Reaktionsprodukt Wasserstoff von untergeordnetem Einfluß auf die Oxidation sind /5/. Der Einfluß des begrenzten Angebots an Wasserdampf der im überhitzten Bereich zeitweilig fast vollständig verbraucht wird (engl. "steam starvation"), kann aus den vorliegenden Informationen nicht quantifiziert werden. Die während der Eskalation gemessenen Aufheizgeschwindigkeiten sind ca. 20-30 K/s.

2.3 Abschmelzvorgang des Hüllrohrmaterials

Im Temperaturbereich zwischen 1760°C (dem Schmelzpunkt des Zircaloy-4) und 1975°C (dem der α -Zr(O)-Schicht) wird metallische Schmelze zunächst von der äußeren Oxidschicht, deren Schmelzpunkt von 2700°C im Versuch nicht erreicht wird, gehalten. Diese (Zr, O)-Hüllrohrschmelze kann sich in inneren Abschmelzvorgängen unter Ausfüllung des Spalts zum Brennstoff und unter Hinterlassung von Hohlräumen abwärts verlagern und erneut ansammeln.

Äußere Abschmelzvorgänge und damit weiträumige Verlagerungen dieser Schmelze werden nach Durchdringung der Oxidschicht möglich. Nach bisher gewonnenen Erkenntnissen begünstigt eine Schwächung der Oxidschicht durch ihre eutektische Reaktion mit Schmelze (engl. "chemical thinning") das mechanische Versagen der Schicht unter Ribbildung. Die wahrscheinlich im Temperaturbereich 1800-2000°C austretende (Zr,O)-Hüllrohrschmelze verlagert sich hauptsächlich in Form von Schmelzbahnen entlang benetzter Hüllrohre und sammelt sich als ein Nebenbestandteil der Bündelblockade an, die überwiegend aus der noch zu besprechenden (Zr,U,O)-Schmelze gebildet wird.

2.4 Weitere Hüllrohrzerstörung

Von einer frühzeitigen örtlichen Schädigung von Hüllrohren im Kontakt mit dem Inconel-Abstandshalter bzw. mit der bei seiner Auflösung gebildeten Schmelze abgesehen, kommt es, als Folge von Oxidwachstumsspannungen und begünstigt durch azimutale Temperaturgradienten über den Rohrumfang, zur Ausbildung axial orientierter Risse entlang der heißesten Mantellinien. Die Oxidation der Hüllrohrinnenseite durch eintretenden Dampf führt zur allmählichen Aufweitung der Riböffnung unter Abflachung der Rohrwand (engl. "flowering") und zum Ribfortschritt in axialer Richtung /6/. Diese Vorgänge bestimmen - wie erwähnt - den Beginn der Dampf-Innenoxidation der Hüllrohre, begrenzen die Auflösung von Brennstoff und begünstigen Abschmelzprozesse. Bisher liegen nur wenige Informationen darüber vor, in welchem Temperaturbereich diese Hüllrohrverformung fortschreitet. Der Bereich wird vorläufig auf 1600-2000°C geschätzt.

Mit der einsetzenden Innenoxidation und der Verformung beschleunigt sich die weitere Hüllrohrzerstörung unter vollständigem Umsatz zu ZrO_2 und durch Zerfall in gröbere Bruchstücke.

2.5 Brennstoff-Auflösung

Aus systematischen Einzeleffekt-Untersuchungen ist bekannt, daß UO_2 im Festkörperkontakt mit Zircaloy-4 unter Bildung einer Folge von Reaktionsschichten angegriffen wird /7/. Eine wesentlich schnellere Reaktion unter Auflösung beträchtlicher Mengen an Brennstoff findet im Kontakt mit Hüllrohrschmelze, also oberhalb 1760°C, wodurch die Schmelze den Zusammensetzungstyp (Zr,U,O) annimmt /8/.

In den beiden hier betrachteten CORA-Experimenten hat sich das Verständnis der Reaktionsmechanismen, die in Konkurrenz zur Hüllrohr-Außenoxidation wirksam werden, voll bestätigt. Die gebildete (Zr,U,O)-Schmelze verlagert sich nach Maßgabe der bereits beschriebenen Hüllrohrzerstörung weiträumig im Stabbündel. Hauptsächlich über Abschmelzbahnen, aber auch frei abtropfend, erstarrt sie unter Bildung einer kompakten Blockade, deren Hauptbestandteil - neben (Zr,O)-Schmelze - sie ist. In CORA-3 ist als Folge der mit zunehmender Reaktionsdauer und -temperatur wachsenden UO_2 -Auflösung eine Schichtung innerhalb der Blockade nachgewiesen: Uran- und sauerstoffreiche Schmelze, die nach Erstarrung überwiegend keramischen Charakter hat, sammelt sich über einer zirkoniumreichen, metallischen Kruste. Dieses Ergebnis ist in Übereinstimmung mit Analysen des TMI-2 Cores aus dem Bereich der sog. "lower crust".

2.6 Brennstoff-Fragmentierung

Eine sehr begrenzte Brennstoff-Fragmentierung findet in den Bereichen statt, in denen die Pellets von Schmelze benetzt wurden: Reste nachoxidierter und erstarrter Schmelze, die auch das Leervolumen der Pellet-Stoßstellen teilweise ausfüllt, üben eine Stütz- und Klebwirkung aus. Hauptsächlich während der Abkühlphase durch Thermoschock im Pellet gebildete Rißsysteme führen allenfalls zum Zerfall in grobe Fragmente, die zusammen mit durchoxidierten Hüllrohrbruchstücken ein lockeres Schüttbett bilden. Im Gegensatz zu diesem für CORA-3 typischen Verhalten wird im Bündel CORA-2 auch eine Feinfragmentierung von Brennstoff registriert, deren Deutung noch nicht gesichert ist.

2.7 Verhalten des Dampfführungsrohres

Das Dampfführungsrohr (engl. "shroud") aus Zircaloy-4 folgt aufgrund seiner guten thermischen Isolation und der freigesetzten Oxidationswärme der Aufheizung des Bündels annähernd und mit geringer Verzögerung. Die Abströmung von Dampf durch die Beobachtungsöffnungen führt zur Oxidation dieser Struktur auch von außen. In heißeren Bereichen ist das Dampfführungsrohr durch Risse und Verformung beschädigt (CORA-2) bzw. vollständig zu ZrO_2 umgesetzt (CORA-3).

2.8 Sekundäre Wechselwirkungen

Die Interpretation des Materialverhaltens wird häufig durch überlagerte, sekundäre Vorgänge erschwert. So wird z.B. eine mit verlagerter Schmelze benetzte Komponente angegriffen, oder es findet im Kontaktbereich zweier Schmelzen ein Konzentrationsausgleich statt. Eine ursprünglich metallische Schmelze kann später teilweise oxidieren, wobei sich ihre unedleren Komponenten bevorzugt in der Oxidzone und ihre oxidationsbeständigsten (z.B. Sn, Ni) in der metallischen Restschmelze anreichern. Ähnliche Verteilungstendenzen sind für Spaltprodukte zu erwarten.

3. Gesamtbeurteilung

Das Verständnis der Einzelmechanismen, die bei der Brennelementzerstörung zusammenwirken, geht vielfach bereits in Details, die einer modellmäßigen rechnerischen Berücksichtigung nicht zugänglich sind, während andere Einflußfaktoren unzureichend bekannt, bzw. hier noch nicht angesprochen sind. Das Ziel der Nachuntersuchungen zu weiteren, bereits durchgeführten CORA-Versuchen wird darin bestehen, den Einfluß weiterer Parameter, z.B. den von Absorberstäben und den einer Abschreckung des heißen Bündels, zu untersuchen.

4. Literatur

- /1/ S. Hagen et al.: Out-of-pile Bündelexperimente zur Untersuchung schwerer Kernschäden (CORA-Programm). Sicherheitsorientierte LWR-Forschung, Jahresbericht 1987, KfK 4450, 1988, S. 1-34
- /2/ S. Leistikow, G. Schanz: Nachuntersuchung und Auswertung der CORA-Experimente. Sicherheitsorientierte LWR-Forschung, Jahresbericht 1989, KfK 4700, 1990, S. 58-72
- /3/ S. Hagen, P. Hofmann, G. Schanz, L. Sepold: Interactions in Zircaloy/UO₂ Fuel Rod Bundles with Inconel Spacers at Temperatures above 1200°C (Posttest Results of Severe Fuel Damage Experiments CORA-2 and CORA-3). KfK 4378, 1990
- /4/ P. Hofmann, M. Markiewicz: Compatibility Experiments between Inconel Spacer Grids and Zircaloy Cladding. KfK 4729, 1990
- /5/ S. Leistikow, G. Schanz, "Oxidation Kinetics and Related Phenomena of Zircaloy-4 Fuel Cladding Exposed to High-Temperature Steam and Hydrogen-Steam Mixtures Under PWR Accident Conditions", Nuclear Engineering and Design 103 (1987) 65-84

- /6/ P. Hofmann, S. Hagen, G. Schanz, A. Skokan: Chemical Interactions of Reactor Core Materials Up to Very High Temperatures. KfK 4485, 1989
- /7/ P. Hofmann, D.K. Kerwin-Peck, "UO₂/Zircaloy-4 Chemical Interactions and Reaction Kinetics from 1000 to 1700°C under Isothermal and Transient Conditions", J. Nucl. Mater. 124 (1984) 80-105
- /8/ P. Hofmann, H. Uetsuka, A.N. Wilhelm, E.A. Garcia, "Dissolution of Solid UO₂ by Molten Zircaloy and its Modelling", Int. Sympos. on Severe Accidents in Nuclear Power Plants, Sorrento, Italy, 21-25 March 1988 (IAEA-SM-2986/1)

18.05.01/04A

PSF 0D5I

Measurement of gas components in

CORA-experiments

(R. Huber; INR; H. Malauschek; HIT; I. Schub,

G. Schumacher; INR)

Abstract

Quantitative on line analysis of reaction product and sweep gases has been conducted at CORA-7, -13, & -18 experiments by means of quadrupole mass spectrometry. Data obtained allow estimation of the degree of reaction of the steam-water mixture with zircaloy and absorber materials and also the production rate of hydrogen. In CORA-7, which employed a simulation of a PWR-type bundle, the peak production rate of hydrogen was 0.19 g/sec and the total hydrogen production 114 g. The respective values in CORA-18, a BWR-type experiment, were 0.2 g/sec and 106 g total. Although relatively large bundles were used in CORA-7 & -18, hydrogen production was not higher than in comparable experiments because the experiments were terminated by an early shutdown of power and water vapour input. Data for CORA-13 were evaluated but not given in this report because this experiment is used as an international OED-standard-problem (ISP-31) for comparison of codes.

Improvement of the dilution chamber, that is placed in the line between the gas probe at the bundle exit and one of the two mass spectrometers, allowed a quantitative analysis of hydrogen and water vapour also via this line, which could not be achieved in former experiments.

18.05.01/04A Messung der Gaszusammensetzung bei
PSF 0D5I CORA-Experimenten
 (R. Huber; INR; H. Malauschek; HIT; I. Schub,
 G. Schumacher; INR)

1. Einleitung

Die Gasfreisetzung während der drei im Jahre 1990 durchgeführten Experimente CORA 7, 13 und 18 wurde gemessen und ausgewertet. Die Messung erfolgte mit zwei unabhängigen Quadrupol-Massenspektrometern, von denen eines über eine Kapillare direkt an der Mischkammer 1 angeschlossen ist. Das andere Massenspektrometer erhält das zu analysierende Gas ebenfalls über eine Kapillare aus dem Raum über dem Bündel nachdem es vorher im Verhältnis 10:1 mit Helium verdünnt wurde, um eine Bestimmung des Wasserdampfdrucks zu ermöglichen. Das Meßverfahren, die Lage der Meßsonden und die Auswertung der vom Massenspektrometer ausgehenden Ionenströme der Gase sind im Jahresbericht 1989 ausführlich beschrieben.

Die Experimente CORA 7 & 13 enthielten Brennstabbündel in einer für Druckwasserreaktoren typischen Anordnung mit Ag-In-Cd-Absorber, während das Bündel in CORA-18 für Siedewasserreaktoren typisch war und einen B_4C -Absorber enthielt. Mit CORA-7 und CORA-18 wurde der Einfluß der Bündelgröße untersucht. Die Bündel hatten 57 bzw. 59 Stäbe. Die Wasserdampf-Zircaloy-Reaktion wurde durch vorzeitige Beendigung der Leistungs- und Wasserdampfeinspeisung begrenzt. In CORA-13 wurde das Bündel nach Abschalten der Beheizung durch Anheben des darunter plazierten Wasserbehälters in Wasser eingetaucht, um ein Fluten im heißen Zustand zu simulieren.

1. Veränderungen an der Meßeinrichtung

Eine Analyse der in 1989 durchgeführten Experimente ergab, daß mit dem über die Verdünnungskammer aus dem Bündelraum entnommenen Gas keine befriedigenden quantitativen Ergebnisse zu erreichen waren. Einmal war das Gasgemisch an der Meßstelle direkt über dem Bündel wegen örtlicher Konzentrationsschwankungen nicht repräsentativ für den ganzen Raum, zum anderen wich der gemessene Wasserdampfdruck erheblich von dem Erwartungswert ab. Diese Unzulänglichkeiten wurden durch eine Verlagerung der Meßstellen nach oben an das Rohr, durch welches das Gas aus dem Containment austritt, und durch Verbesserung der Temperaturregelung in der Verdünnungskammer behoben. Desweiteren wurde die Kalibrierung der Meßeinrichtung nicht mehr durch Simulation der Verdünnungskammer sondern über die Kammer selbst durchgeführt. In gleicher Weise wurde das Kalibrieren der Meßeinrichtung für die Mischkammer verändert. Das Eichgas wird nun in die Mischkammer eingeleitet und mit exakt der Anordnung das Massenspektrometer kalibriert, die auch im Experiment verwendet wird.

Zusätzlich zu den beiden vorhandenen Meßeinrichtungen, die mit Massenspektrometern ausgerüstet sind, wurde eine weitere Meßeinrichtung an der Mischkammer angefügt, die auf dem Wärmeleitungsprinzip beruht, das Gerät CALDOS der Fa. Hartmann & Braun, mit dem jedoch nur die Wasserstoffkonzentration gemessen werden kann. Dies erhöht für Wasserstoff die Redundanz der Messungen. Außerdem ergibt sich damit die Möglichkeit einer groben Kontrolle der vom Massenspektrometer erfaßten Werte. Für die quantitative Bestimmung der Produktionsrate des Wasserstoffs bei schnell veränderlichen Konzentrationswerten, wie in Quench-Peaks beim Fluten des Bündels ist diese Messung jedoch nicht geeignet, da die Anzeige relativ träge erfolgt. Das Massenspektrometer reagiert sofort auf etwaige Partialdruckänderungen im Meßgas.

3. Meßergebnisse

Die Ergebnisse der Experimente CORA-7 und CORA-18 sind in den Abb. 1-4 wiedergegeben. CORA-13 dient als internationales OECD-Standardproblem (ISP-31) für einen Code-Vergleich. Deshalb werden die Ergebnisse dieses Experiments hier nicht gezeigt.

Der Partialdruckverlauf des Wasserstoffs und des Wasserdampfs im Containment über dem Bündel und der des Wasserstoffs in der Mischkammer während des Experiments CORA-7 sind in Abb.1 wiedergegeben. Das Diagramm zeigt auch den Verlauf der Leistungseinspeisung, die zum Zeitpunkt der Abschaltung ihren Maximalwert mit 40 KW erreichte. Etwas früher, bei 4050 sec., wurde auch die Wasserdampfeinspeisung beendet. Aus diesem Grunde ist auch die Gesamtmenge des erzeugten Wasserstoffs für das in dem Experiment eingesetzte große Bündel relativ niedrig. Abb.2 gibt den Verlauf der Produktionsrate des Wasserstoffs wieder. Die Konzentration anderer Gase, wie CO und CO₂, ist sehr niedrig und bewegt sich am Rande der Nachweisempfindlichkeit. Aus dem Vergleich der Wasserstoffpartialdrücke in Abb.1 ist zu ersehen, daß die Übereinstimmung zwischen den Meßwerten aus der Verdünnungskammer und denen aus der Mischkammer gut ist. Derselben liegen nun die gemessenen Wasserdampfpartialdrücke nach den Verbesserungen in der Verdünnungskammer in einem glaubwürdigen Bereich.

Der Partialdruckverlauf über dem Bündel bei CORA-18 wird in Abb.3 gezeigt. Auch hier ist die Übereinstimmung zwischen den beiden Meßstellen, Verdünnungskammer und Mischkammer, gut. Die Wasserdampfeinspeisung war in diesem Experiment nur halb so groß (6g/sec) wie in CORA-17. Deshalb ist der Wasserdampfpeak auch verhältnismäßig niedrig. Die Leistungseinspeisung war vergleichbar mit der bei CORA-7, die Wasserdampfeinspeisung wurde ebenfalls bei 4050 sec. abgebrochen. Die integrale Wasserstoffproduktion ist noch niedriger als bei CORA-7, vor allem wegen der geringeren Wasserdampfeinspeisung. Abb.4 zeigt die Produktionsrate des Wasserstoffs als Funktion der Zeit während des Experiments.

Beginnend mit dem Experiment CORA-7 wurden mit eingebautem Bündel unter den Bedingungen des Experiments Vorversuche gefahren, bei denen die Leistungseinspeisung so niedrig war, daß die Temperatur-Eskalation durch die Wasserdampf-Zircaloy-Reaktion noch nicht einsetzte. Das Ziel dieser Vorexperimente mit Hinsicht auf die Gasanalysen war, die Verzögerung des Meßsignals in der Meßanordnung, Mischkammer - Kapillare - Massenspektrometer, zu bestimmen. Außerdem sollte die Zeit bestimmt werden, die zwischen dem Start der Wasserdampfeinspeisung und dem Erreichen des Gleichgewichtspartialdrucks verstreicht.

Abb.5 zeigt die Antwort des mit der Mischkammer verbundenen Massenspektrometers auf eine Einspeisung von 0.24 l/sec Wasserstoff für 100 sec in der Mitte des Bündels beginnend zum Zeitpunkt 0 sec bei 2 verschiedenen Argon-Flüssen und -Drücken im Containment. Bei einem Druck von 2.2 bar und einem Ar-Fluß von 9.5 l/sec wird der halbe Wert des Puls-Peaks nach 80 sec erreicht, bei einem Fluß von 5.5 l/sec nur 8 sec später. Das läßt den Schluß zu, daß die Reaktionszeit zu 90% durch Verzögerung im Kapillarsystem und nur zu 10% im der Zuführung zur Mischkammer zustande kommt. Die Halbwertsbreite des Peaks beträgt bei dem höheren Durchfluß 140 sec, während bei dem niedrigeren Durchfluß eine Halbwertsbreite von 220 sec auftritt. Das ist vernünftig, da während des Transports zur Mischkammer eine Verbreiterung durch Diffusion stattfindet. Diese Verbreiterung ist erwartungsgemäß bei dem hohen Druck noch viel größer. Eine ähnliche Messung für das über die Verdünnungskammer zugeführte Meßgas konnte nicht durchgeführt werden, da eine höhere Wasserstoffeinspeisung bisher nicht möglich war und die Empfindlichkeit in diesem System wegen der Verdünnung um den Faktor 10 niedriger ist als für das an der Mischkammer angeschlossene. Die Verzögerung des Signals im Massenspektrometer gegenüber dem Zeitpunkt der Erzeugung des Wasserstoffs im Bündel wurde bei der Auswertung derart berücksichtigt, daß die erhaltenen Kurven über der Zeit um 80 sec vorverlegt wurden.

4. Schlußfolgerungen

Die Verbesserungen an der Verdünnungskammer und bei der Kalibrierung führten zu quantitativ richtigen Meßergebnissen bei der Auswertung der Signale des an diese Linie angeschlossenen Massenspektrometers. Das betraf sowohl die Messung des Wasserstoffs als auch die des Wasserdampfes. Die Ergebnisse der Pulstests vor dem Experiment CORA-7 zeigten, daß die Verzögerung bis zur Anzeige des entstandenen Wasserstoffs bei Experimenten mit 2.2 bar Druck im Containment 80 - 88 sec beträgt.

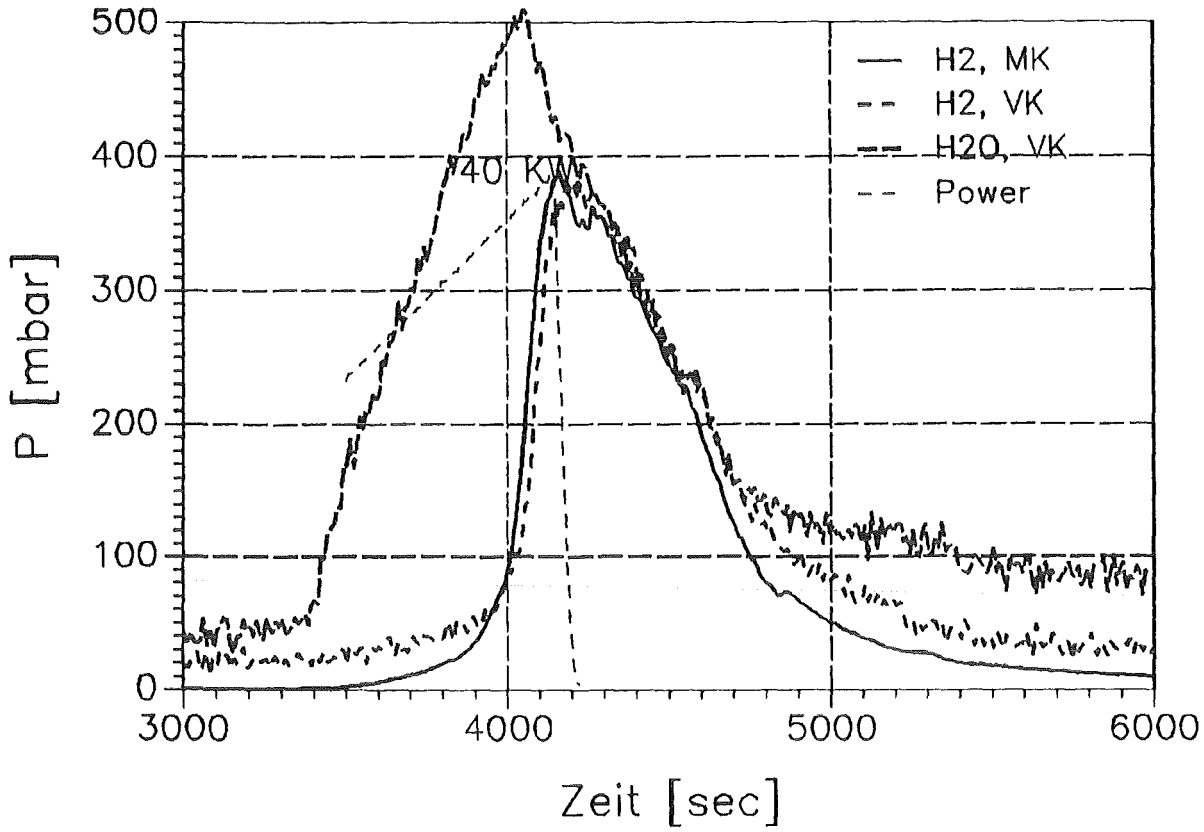


Fig 1: CORA-7 Partialdruck von Wasserstoff und Wasserdampf mit Leistungseinspeisung. Ende der Wasserdampfeinspeisung bei 4050 sec.

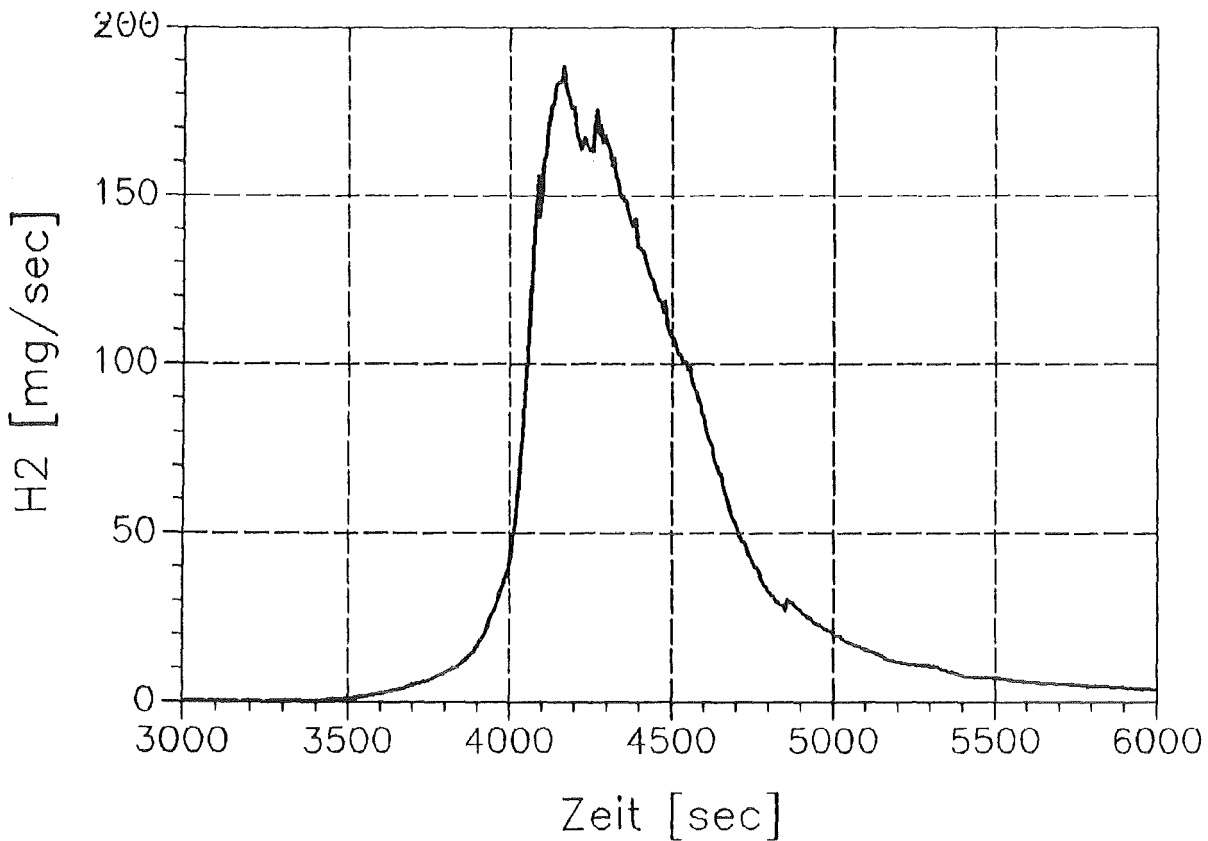


Fig 2: CORA-7 Produktionsrate des Wasserstoffs. H₂-Produktion total = 114 g.

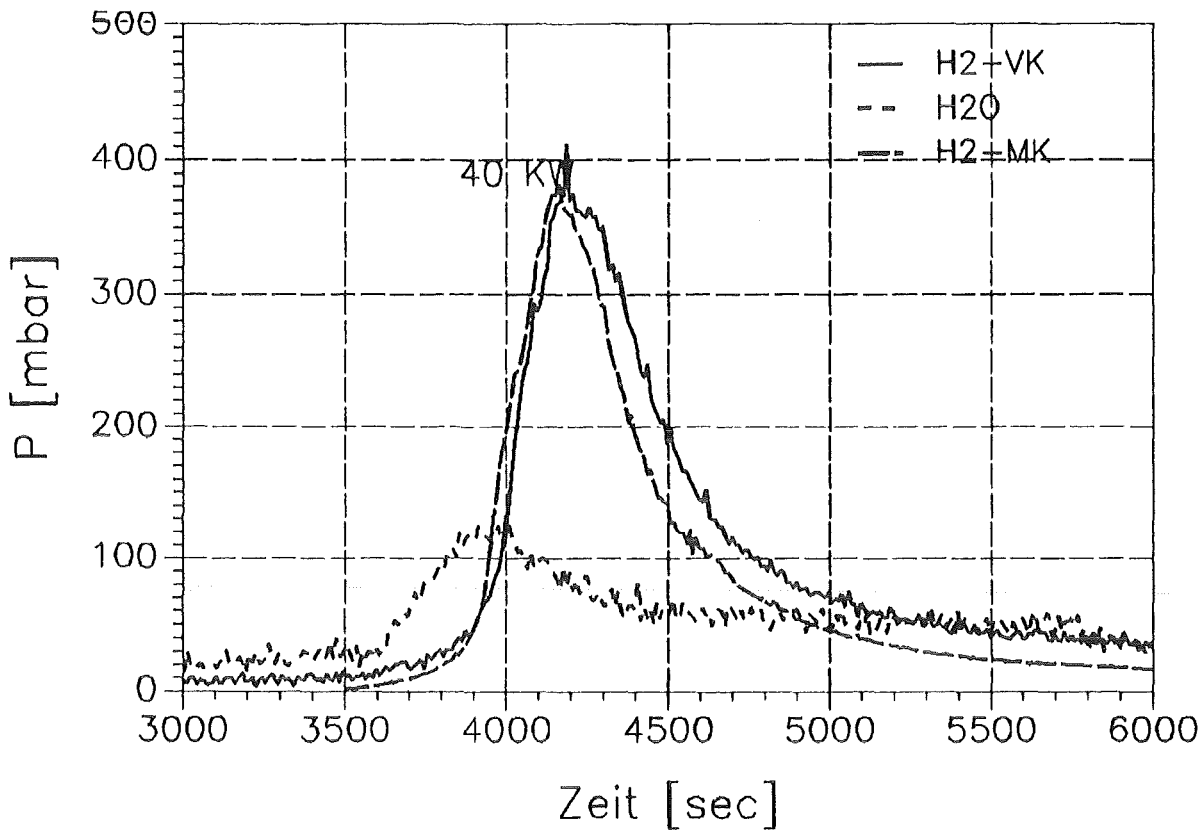


Fig 3: CORA-18 Partialdruck von Wasserstoff und Wasserdampf. Ende der Wasserdampfeinspeisung bei 4050 sec.

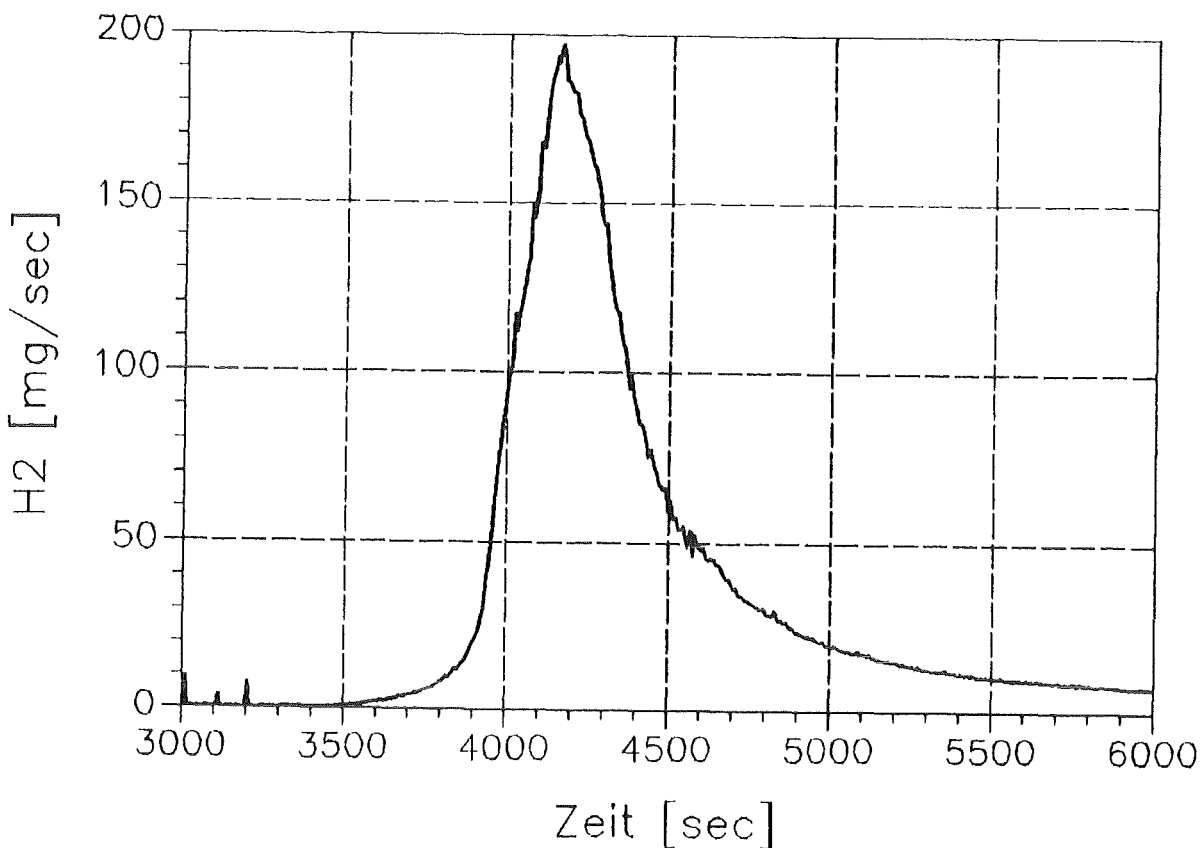


Fig 4: CORA-18 Produktionsrate des Wasserstoffs. H₂-Produktion total = 106 g.

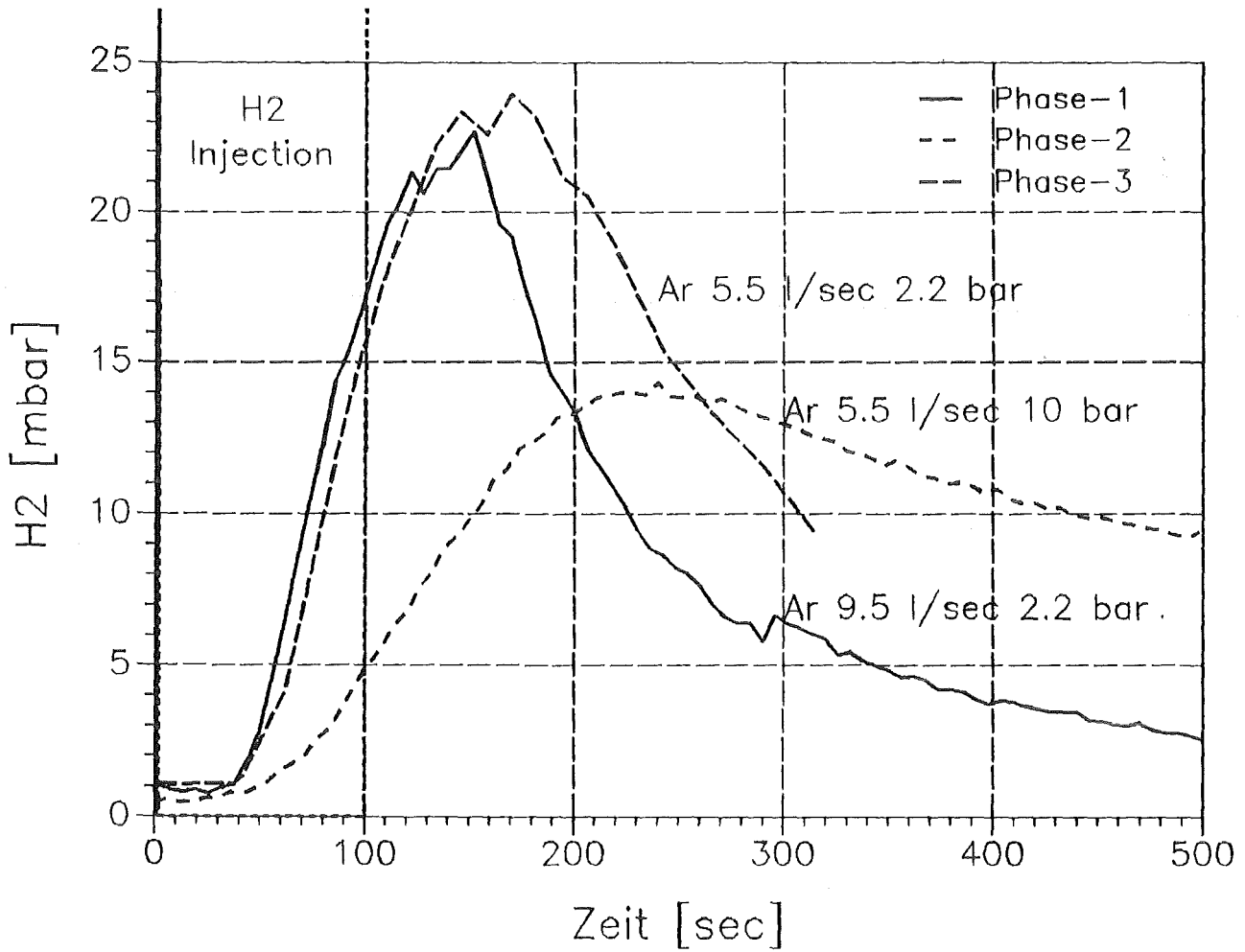


Fig 5: CORA-7 Antwortsignal des Massenspektrometers auf Injektion eines H₂-Pulses in die Bündelmitte zum Zeitpunkt 0 sec. Pulsbreite 100 sec

18.05.02

LWR-Kernschmelzen

18.05.02/01A

Aerosol behaviour under core meltdown accident
conditions

PSF 0D5G

(H. Bunz, M. Koyro, B. Propfeter, W. Schöck, M. Wagner-
Ambs; LAFI)

Since a number of institutions in eastern European countries are using the NAUA-code a workshop was held with colleagues from IAE, Moscow, USSR and the university of Dresden, Ex-GDR to introduce the latest versions Mod-5 and Mod-5M. Most users in these countries have only an older version implemented in the Source Term Code Package distributed by IAEA.

The REST-program investigating the fission product release from the sump pool during severe accidents in LWRs was completed. Measurements were performed with BaSO₄-suspensions representing the insoluble fractions of the aerosols deposited in the sump water in addition to the already finished experiments with solutions. In contrast to the results with solutions the release rate does not depend on the sump concentration indicating saturation of the suspended material on the surfaces of the rising bubbles. The ratio between the resuspension factors of suspensions and solutions is about 3.5 to 42. The empirical correlations of the release rates evaluated during the experiments are applicable and sufficient for aerosol behaviour calculations for accident sequences in LWRs.

18.05.02/01A

Aerosolverhalten beim Kernschmelzen

PSF 0D5G

(H. Bunz, M. Koyro, B. Propfeter, W. Schöck, M. Wagner-
Ambs;LAF I)

NAUA-Code

Im Rahmen eines gemeinsamen Einführungsworkshops wurde der NAUA-Code an das ZfK, Rossendorf und das IAE, Moskau übergeben. Damit existiert jetzt auch ein großer Benutzerkreis in den osteuropäischen Ländern, der noch durch das von der IAEA verbreitete Source Term Code Package, in dem NAUA enthalten ist, zusätzlich erweitert wird.

REST-Programm

Im Rahmen des REST-Programms zur Messung der Resuspension aus dem siedenden Containmentsumpf wurden im Berichtszeitraum die Experimente zur Resuspension aus Partikelsuspensionen durchgeführt. Damit wurde das von Euratom Ispra teilfinanzierte Forschungsprogramm abgeschlossen. Der Abschlußbericht und die Auswertung der Versuchsergebnisse im Hinblick auf eine Anwendung in Quelltermrechnungen sind in Arbeit.

Experimente mit Bariumsulfatsuspensionen

Als Material für die Resuspensionsversuche mit Partikelsuspensionen wurde Bariumsulfat ausgewählt, Bariumsulfat ist in Wasser auch bei Siedetemperatur unlöslich. In Salpetersäure ist es schwach löslich, die geringen Mengen von einigen Nanogramm auf einer Filterprobe konnten leicht mit Salpetersäure eluiert werden. Als Analysemethode wurde totalreflektierende Röntgenfluoreszenzanalyse (TRFA) verwendet.

Das Zeitschema der Versuche war das gleiche wie bei den Versuchen mit Fluorescein. Nur die Technik des Einspeisens von $BaSO_4$ in die Sumpfeinheit mußte modifiziert werden, um Materialverluste beim Einspeisen zu vermeiden. Die benötigte Menge $BaSO_4$ wurde in 50ml heißem Wasser suspendiert und dann

langsam in das bereits siedende Sumpfwasser injiziert. Dadurch konnte in den meisten Fällen eine Unterbrechung des Siedevorgangs vermieden werden.

Es wurden insgesamt 38 Versuche mit BaSO₄-Suspensionen durchgeführt. Vier Versuche dienten der Optimierung der Versuchsführung und der Auswerteprozeduren. Vier Versuche wurden zur Bestimmung der Partikelgrößenverteilung des resuspendierten Aerosols durchgeführt, je Versuch wurden zwei Aerosolproben von je 100 l Volumen gezogen. Ein Versuch mit reinem Wasser war ein Test auf Kontamination der Probenahmeeinrichtung, da sich in einigen vorangegangenen Versuchen erhöhte Untergrundwerte gezeigt hatten. Anschließend wurden die Reinigungsprozeduren zwischen den Versuchen verbessert und das Problem damit behoben.

Alle anderen sind Routineexperimente zur Resuspension von Partikeln aus Suspensionen. Basierend auf den Erfahrungen aus den Versuchen mit Fluorescein konnte die Gesamtzahl der Versuche mit Bariumsulfat niedriger gehalten werden. So wurden keine Druckexperimente durchgeführt, ebenso wurden alle Experimente nur bei 100°C Atmosphärentemperatur durchgeführt. Die Werte der variierten Parameter waren

- Heizleistung: 250, 500, 750 und 1000 W
- Sumpfkonzentration: 0.03, 0.1 und 0.3 %
- Atmosphäre: nicht kondensierend und kondensierend

Ergebnisse der Versuche mit Bariumsulfat

Die quantitative TRFA der Proben auf Bariumsulfat ergab gut reproduzierbare Ergebnisse mit einem Fehler von weniger als 10%. Die Bariummengen in einer Analyse lagen zwischen 0.1 und einigen Nanogramm, was einer luftgetragenen Massenkonzentration des Aerosols von maximal 100µg/m³ entsprach. Die Analysenwerte der Aerosolproben lagen maximal nur ca. 10 mal höher als der Untergrund. Die Werte lagen damit wesentlich weniger über dem Untergrund als bei den Fluoresceinversuchen, auch waren handhabungsbedingte Streuungen größer.

Die Ergebnisse der Bariumsulfatversuche sind in den Tabellen 1 bis 4 zusammengestellt. Abb.1 zeigt die über alle identischen Versuche gemittelten Freisetzungsraten, die innerhalb der Gesamtfehlerbandbreite nicht nur von der Heizleistung sondern auch von der Sumpfkonzentration unabhängig sind. Die

Tabelle 1: Ergebnisse der Experimente mit Suspensionen (250 W)

Exp.	Temp.	Konz.	Atm.	Resuspensionsfaktor *10 ⁶	
				up	down
V032.4	100°C	0.3 %	n.k.	67.9	23.7
V038.3	100°C	0.1 %	n.k.	845.0	-.-

Tabelle 2: Ergebnisse der Experimente mit Suspensionen (500 W)

Exp.	Temp.	Konz.	Atm.	Resuspensionsfaktor *10 ⁶	
				up	down
V034.1	100°C	0.03 %	n.k.	3510.0	-.-
V034.2	100°C	0.1 %	n.k.	801.0	-.-
V034.4	100°C	0.3 %	n.k.	253.0	36.1
V035.1	100°C	0.03 %	n.k.	1750.0	-.-
V035.4	100°C	0.3 %	n.k.	243.0	161.0
V036.2	100°C	0.1 %	n.k.	273.0	-.-
V039.1	100°C	0.1 %	kond	449.0	8.2

Tabelle 3: Ergebnisse der Experimente mit Suspensionen (750 W)

Exp.	Temp.	Konz.	Atm.	Resuspensionsfaktor *10 ⁶	
				up	down
V033.1	100°C	0.03 %	n.k.	1120.0	611.0
V033.2	100°C	0.1 %	n.k.	95.4	107.0
V033.4	100°C	0.3 %	n.k.	135.0	18.0
V034.3	100°C	0.1 %	n.k.	213.0	115.0
V037.4	100°C	0.3 %	n.k.	-.-	83.8
V038.1	100°C	0.3 %	n.k.	112.0	-.-

Tabelle 4: Ergebnisse der Experimente mit Suspensionen (1000 W)

Exp.	Temp.	Konz.	Atm.	Resuspensionsfaktor *10 ⁶	
				R _{up}	R _{down}
V030.1	100°C	0.1 %	n.k.	566.0	208.0
V032.1	100°C	0.03 %	n.k.	494.0	708.0
V032.2	100°C	0.1 %	n.k.	290.0	142.0
V032.3	100°C	0.3 %	n.k.	192.0	78.3
V033.3	100°C	0.1 %	n.k.	..	124.0
V037.1	100°C	0.03 %	n.k.	777.0	120.0
V037.3	100°C	0.3 %	n.k.	540.0	..
V038.2	100°C	0.3%	n.k.	157.0	33.1
V039.4	100°C	0.3 %	kond	..	10.3

Tabelle 5: Vergleich der Resuspensionsfaktoren
nicht kondensierende Atmosphäre, 100°C

Heiz- leist.	Sumpf Konz.	Resuspensionsfaktor *10 ⁶		$\frac{R_{\text{susp}}}{R_{\text{lös}}}$
		Lösung	Suspension	
250 W	0.1 %	62 ± 20	958 ± 781	15
500 W	0.03 %	63 ± 8	2630 ± 880	42
	0.1 %	92 ± 6	537 ± 264	6
	0.3 %	42 ± 14	173 ± 100	4
750 W	0.03 %	21 ± 4	865 ± 350	41
	0.1 %	19 ± 2	133 ± 54	7
	0.3 %	22 ± 6	77 ± 58	3.5
1000 W	0.03 %	27 ± 10	525 ± 295	19
	0.1 %	26 ± 13	266 ± 180	10
	0.3 %	18 ± 7	115 ± 72	8

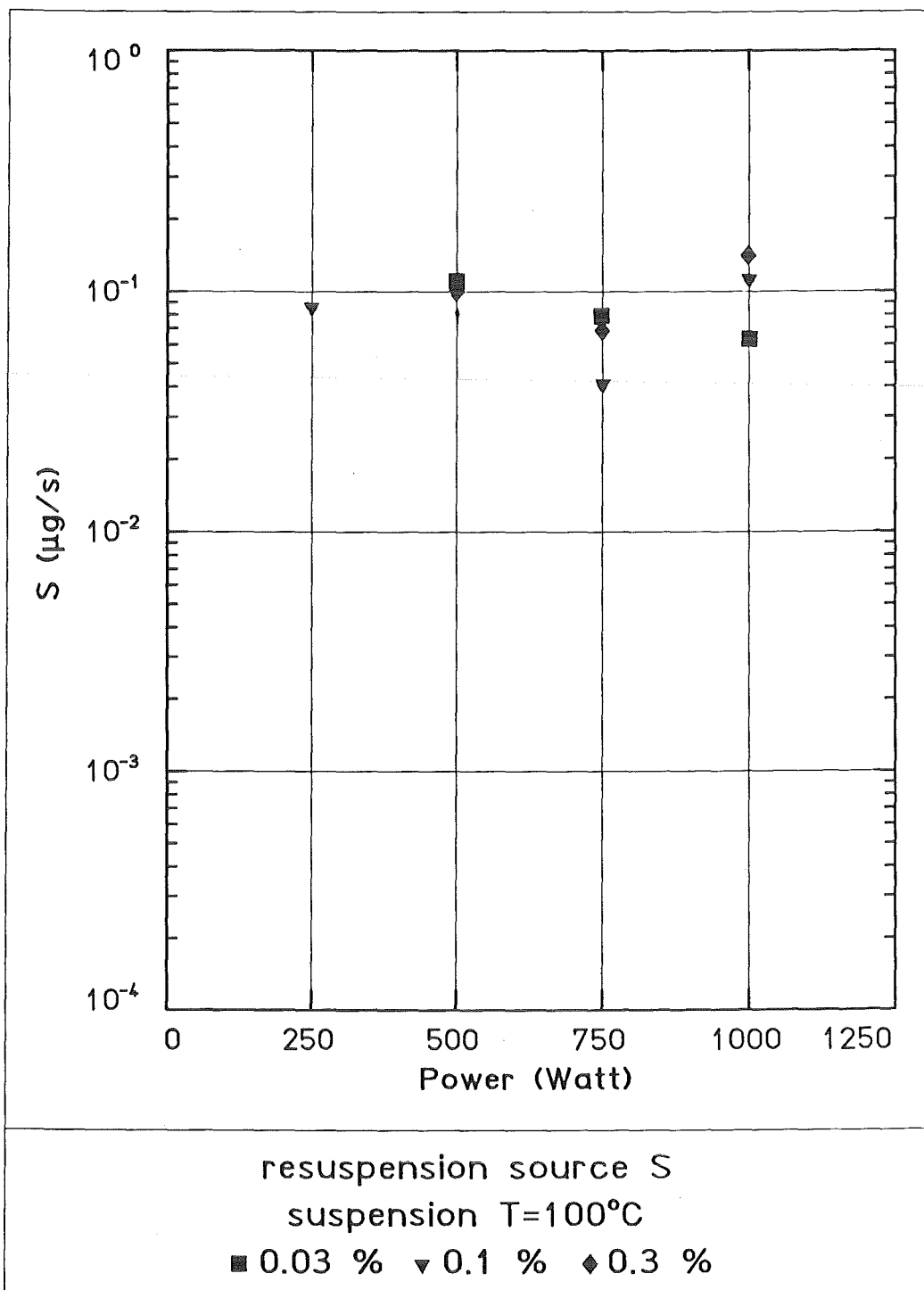


Abb.1: Freisetzungsraten durch Resuspension aus Bariumsulfatsuspension

Ergebnisse sind im Abschlußbericht des Programms ausführlicher dargestellt. Sie sollen hier nicht im einzelnen diskutiert werden, stattdessen sollen die Ergebnisse mit denen der Versuche mit Lösungen verglichen werden und ein Resumee der Ergebnisse des gesamten Versuchsprogramms gezogen werden.

Vergleich der Ergebnisse der Versuche mit Lösungen und Suspensionen

In der Tabelle 5 werden die Resuspensionsfaktoren R aus den Versuchen mit Lösungen (Fluorescein) und Suspensionen (Bariumsulfat) miteinander verglichen. Die Werte für Suspensionen sind um einen Faktor 3.5 bis 42 höher als die für Lösungen. Qualitativ wurde dieses Ergebnis erwartet, da aus der Literatur bekannt ist, daß sich im Sumpf suspendierte Partikeln an der Oberseite der aufsteigenden Blasen anreichern [1].

Für Lösungen und Suspensionen gilt gleichermaßen, daß die Resuspensionsfaktoren in kondensierender Atmosphäre etwa eine Größenordnung kleiner sind als in nicht kondensierender (trockener) Atmosphäre.

Die Partikelgrößenverteilungen des resuspendierten Aerosols waren in beiden Fällen bimodal. Bei den Suspensionen waren die Moden etwa um einen Faktor drei zu höheren Werten verschoben. Der größere Mode war in beiden Fällen sehr schwach besetzt und statistisch irrelevant.

Der wesentliche Unterschied zwischen den Ergebnissen der Versuche mit Lösungen und mit Suspensionen ist der folgende:

Bei Lösungen ist die Freisetzungsrates proportional zur Konzentration im Sumpf. Bei Suspensionen ist die Freisetzungsrates (innerhalb des durch die Versuche abgedeckten Parameterbereichs) unabhängig von der Konzentration im Sumpf.

Hier zeigt sich deutlich der Einfluß des Anreicherungseffekts beim Aufstieg der Blasen im Sumpf. Auf der Oberseite der Blasen werden im Sumpf suspendierte Partikeln angesammelt. Das Ergebnis, daß die Freisetzungsrates von Heizleistung und Sumpfkonzentration unabhängig ist, bedeutet, daß die Blasenoberseiten bei allen Versuchsbedingungen mit Partikeln gesättigt waren.

Im Gegensatz zu den Freisetzungsraten sind die Resuspensionsfaktoren dann konsequenterweise wieder von der Heizleistung und der Sumpfkonzentration abhängig, weil beide in die Definition des Resuspensionsfaktors eingehen.

Zusammenfassung der Ergebnisse des REST-Programms

In den früheren Jahresberichten [2] und in verschiedenen Einzelveröffentlichungen (z.B. [3,4]) sind jeweils Teilergebnisse berichtet worden. An dieser Stelle sollen die wesentlichen Ergebnisse des Gesamtprogramms übersichtsartig zusammengefaßt werden:

Die langfristige Spaltproduktquelle aufgrund von Resuspension aus dem siedenden Containmentsumpf hat einen nicht vernachlässigbaren Einfluß auf den radiologischen Quellterm und auf die Belastung von Unfallfiltersystemen. Dies wurde bereits 1986 anhand von Literaturstudien und Spaltproduktverhaltensrechnungen gezeigt [5]. Die Unsicherheiten in den Literaturdaten waren jedoch zu groß, um verlässliche Aussagen machen zu können.

Das Versuchsprogramm REST (REsuspension Source Term) wurde durchgeführt, um die Resuspensionsquelle unter unfalltypischen Bedingungen zu bestimmen, und um die Ergebnisse für eine Verwendung in Spaltproduktverhaltensrechnungen verfügbar zu machen. Das REST-Programm wurde von Euratom Ispra im Rahmen des Shared Cost Action Programme 'Reactor Safety' teilfinanziert. Das Programm wurde in den Jahren 1987 bis 1990 durchgeführt.

Die Experimente wurden nach einigen Modifikationen in einer existierenden Versuchsanlage [6] durchgeführt, in der der gesamte Bereich der unfalltypischen thermodynamischen Parameter zugänglich war.

Es wurden zwei Serien von Experimenten durchgeführt: Experimente mit gelöstem Material (Fluorescein) und Experimente mit Partikelsuspensionen (Bariumsulfat). Insgesamt wurden 114 Einzelversuche durchgeführt, wobei die Parameter Sumpfheizleistung, Sumpfkonzentration, Atmosphärentemperatur und Sättigungszustand der Atmosphäre im unfallrelevanten Bereich variiert wurden. Aus den gemessenen Daten konnten die voneinander abhängigen Größen Massenfreisetzungsrates oder Resuspensionsfaktor bestimmt werden. Je nach Anwendung

können diese Größen als Datenbasis für Spaltproduktverhaltensrechnungen verwendet werden.

Gemessene Werte des Resuspensionsfaktors waren 10^{-6} bis $2 \cdot 10^{-4}$ für Lösungen und $8 \cdot 10^{-5}$ bis $3 \cdot 10^{-3}$ für suspendierte Partikeln. Erwartungsgemäß waren die Werte für Suspensionen höher als für Lösungen, aus sonst identischen Versuchen ergaben sich Werte von 3.5 bis 42 für das Verhältnis der Resuspensionsfaktoren aus Suspensionen zu denen aus Lösungen.

Die Resuspensionsfaktoren waren unabhängig von der Atmosphärentemperatur, vom Gesamtdruck der Atmosphäre und von der Sumpftiefe.

Die Abhängigkeit der Resuspensionsfaktoren von der Heizleistung war (nicht linear) invers sowohl für Lösungen als auch für Suspensionen.

Der wesentliche Unterschied zwischen Lösungen und Suspensionen lag in der Abhängigkeit von der Sumpfkonzentration. Für Lösungen geht die Sumpfkonzentration linear ein, für Suspensionen ist die Freisetzungsrates von der Sumpfkonzentration unabhängig.

Resuspensionsraten und -faktoren nehmen stark ab, wenn die Atmosphäre gesättigt (kondensierend) wird. Dieses Meßergebnis ist nicht auf geänderte Freisetzungsmechanismen zurückzuführen, sondern wird durch Kurzzeitalterungseffekte verursacht. In kondensierender Atmosphäre über dem Sumpf können die freigesetzten Tröpfchen nicht eindampfen und ein größerer Anteil fällt in den Sumpf zurück. Die räumliche und zeitliche Auflösung heutiger Aerosolverhaltenscodes reicht jedoch bei weitem nicht aus, diese kombinierten Produktions- und Alterungseffekte in den ersten Zentimetern über der Sumpfoberfläche zu berücksichtigen. Daher wurde in den Messungen auch nicht versucht, diese Details zu erfassen, sondern es wurde bewußt das gealterte Aerosol gemessen. Mit diesen Daten kann dann in den existierenden Codes weitergerechnet werden.

Die mechanistischen Einzeleffekte der Partikelerzeugung durch die platzenden Blasen an der Sumpfoberfläche konnten weder in den Experimenten erfaßt werden, noch sind sie in der Literatur bisher quantifiziert worden. Eine mechanistische Beschreibung des Resuspensionsvorgangs ist damit weiterhin nicht möglich. Im Hinblick auf die Anwendung in Aerosolverhaltensrechnungen

bei Reaktorunfällen sind jedoch genügend Informationen zusammengetragen worden, um ein ausreichend abgesichertes empirisches Freisetzungsmodell zu erstellen. Es wurden mehrere Eigenschaften des Systems gefunden, die durch stationäre Zustände und Unempfindlichkeiten gegenüber geometrischen und thermodynamischen Parametern gekennzeichnet sind:

- Stationäres Blasengrößenspektrum im Sumpf
- daraus folgend Unabhängigkeit der Freisetzungsraten von Heizleistung und Sumpftiefe
- Unabhängigkeit der Freisetzung von Druck und Temperatur der Atmosphäre über dem Sumpf

Die verbleibenden Abhängigkeiten lassen sich durch wenige Parameter des Systems ausdrücken:

- Abhängigkeit der Freisetzungsrates von der Sumpfkonzentration bei Lösungen (linear) und Suspensionen (nicht abhängig)
- Umrechnung der Freisetzungsrates in den Resuspensionsfaktor mittels der bekannten Größen Sumpfkonzentration und Verdampfungsrates

Die gemessenen Basiswerte der Freisetzung durch Resuspension in nicht kondensierender und kondensierender Atmosphäre können damit auf alle im abgedeckten Parameterbereich vorkommenden Geometrien und thermodynamischen Zustände umgerechnet werden.

Ein bei den Experimenten störendes Phänomen, das zu vermeiden erheblichen experimentellen Aufwand benötigte, muß noch erwähnt werden, weil sein Beitrag zur Aerosolbilanz im Containment beträchtlich sein kann. In der transienten Phase der Aufheizung des Sumpfs, kurz vor Erreichen der Siedetemperatur, werden erhebliche Mengen von Aerosol freigesetzt. Die Freisetzungsrates konnten nicht gemessen werden, Abschätzungen ergeben, daß sie mindestens um einen Faktor 50 über den stationären Freisetzungsrates bei voll entwickeltem Sieden liegen. Dieser Effekt ist beliebig reproduzierbar und wiederholbar, er hat nichts mit Ausgasen zu tun.

Bei der Diskussion um Accident Management Maßnahmen wird die Einspeisung von kaltem Wasser in das Containment erwogen, um den Druck im Containment zu kontrollieren. Man sollte im Auge behalten, daß dadurch gleichzeitig die Freisetzung von Spaltprodukten aus dem Sumpf beträchtlich erhöht werden kann.

Literatur

- [1] Sakai M., Tanaka A., Egawa H., Sugihara G.,
Enrichment of Suspended Particles in top Jet Drops from Bursting Bubbles
Journal of Colloid and Interface Science, 125, 1988, Seiten 428-436
- [2] Sicherheitsorientierte LWR-Forschung,
Jahresberichte: 1987, KfK 4450, Seiten 98-111, 1988, KfK 4550, Seiten 67-
86, 1989, KfK 4700, Seiten 85-99
- [3] W. Schöck, M. Wagner-Amb
Aerosol Generation by Bubble Bursting form a Boiling Pool,
Journal of Aerosol Science 20, pp 1405-1408 (1989)
- [4] W. Schöck, M. Wagner-Amb
Results of REST experiments on Aerosol Resuspension from Sump Water
in W. Krischer ed., Reactor Safety Research, the CEC Contribution,
Elsevier 1990, pp 389-400
- [5] R. Borkowski, H. Bunz, W. Schöck
Resuspension of fission products during severe accidents in light-water
reactors, KfK 3987, EUR 1039EN (1986)
- [6] H. Bunz, M. Koyro, W. Schöck
Messung der Wasserdampfkondensation an Aerosolen unter LWR-
unfalltypischen Bedingungen, KfK 3153 (1981)

18.05.02/02A
PSF 0D5H

Behaviour of a Core Melt in the LWR Containment
(H. Alsmeyer, J.J. Foit, H. Schneider, S. Stiefel, W. Tromm;
IRB; G. Merkel, W. Ratajczak, J. Seibert, H. Schönthal, H.
Ziegler; HVT)

Two experiments on melt-concrete interaction have been carried out in the BETA facility to investigate the special influence of high Zirconium content in the metal phase and its consequences on aerosol release. Both experiments show a dominance of Zr oxidation in the first 2 or 3 minutes of the interaction accompanied by high gas release (predominantly hydrogen), high concrete erosion rate, and high void level in the melt. The early chemical energy release mainly from the reaction of the Zirconium with the silicon of the melting concrete is considerably higher than the electrical heating rate to simulate the decay heat in the melt. Nevertheless, the BETA-experiments show a decrease of the temperatures of the melt in spite of ongoing Zr reaction, which approach the metal freezing temperature within some 200 s. This is caused by the very effective downward and sideward heat transfer to the melting concrete. The long term cavity shape is depending on the heating rate in the melt and varies from a downward dominated erosion to a more homogeneous downward and sideward erosion.

The aerosol release from the melt is strongly decreasing with time, where the early high aerosol release is coupled with the presence of Zr metal. Selected simulated fission products have been added to the melt in different chemical compositions. From these, only Te was released while the other products were below the detection limit in the aerosols.

The extended WECHSL code is used to calculate the experiments.

18.05.02/02A Verhalten einer Kernschmelze in LWR-Containment
PSF 0D5H (H. Alsmeyer, J.J. Foit, H. Schneider, S. Stiefel, W. Tromm;
IRB; G. Merkel, W. Ratajczak, J. Seibert, H. Schönthal, H.
Ziegler; HVT)

Modell- und Codeentwicklung zum Verhalten von Kernschmelzen

Diese Untersuchungen sind eine Fortführung der BETA-Experimente und der damit verbundenen Entwicklung des WECHSL-Rechenprogramms. Sie haben zum Ziel, die existierende Beschreibung des Verhaltens von Kernschmelzen im Betonfundament im Hinblick auf neu aufgeworfene Fragestellungen, insbesondere bei Siedewasser-Reaktoren oder speziellen Situationen in Druckwasser-Reaktoren zu ergänzen. In dem Vorhaben wird sowohl die Gewinnung und Bereitstellung experimenteller Daten aus neuen BETA-Experimenten wie auch die Weiterentwicklung und Verifizierung des Rechenprogramms WECHSL an Hand der neuen experimentellen Ergebnisse verfolgt.

1. Durchgeführte BETA-Experimente V5.1 und V5.2

Die BETA-Versuchsmatrix II sieht 6 Experimente vor mit den Schwerpunkten Zirkonium-Oxidation und Aerosolfreisetzung, Einfluß von seitlich angrenzendem Sumpfwasser und, in international abgestimmter Zielsetzung, Verhalten von Serpentin-Beton [1]. Abb. 1 zeigt die schematische Darstellung der BETA-Versuchsanlage, die für die vorgesehene Zielsetzung der Experimente ergänzt wurde.

Die Schmelze wird in dem zylindrischen achsensymmetrischen Tiegel (2) gehalten, der aus dem zu untersuchenden Reaktorbeton gefertigt ist. Das Innere des Tiegels ist teilweise mit der simulierten Kernschmelze (1) gefüllt mit einem Metallanteil von bis zu 380 kg am Boden des Tiegels und überschichtet von anfangs 50 kg Oxidschmelze. Der metallische Teil der Schmelze wird durch die Induktionsspule (3), die den Tiegel außen umschließt, elektrisch beheizt. Der größte Teil der Schmelze wird durch eine aluminothermische Reaktion im Thermitbehälter (5) erzeugt und unter kontrollierten Bedingungen zu Beginn der Experimente in den Betontiegel eingegossen. In Experimenten, die einen metallischen Anteil an Zirkonium in der Metallschmelze erfordern, werden 80 kg Zirkaloy sowie eventuell weitere Zusätze wie B₄C zunächst im oberen Tiegelraum bei Raumtemperatur be-

reitgestellt und kurz vor Versuchsbeginn auf den Tiegelboden abgeworfen. Durch das Aufgießen der Schmelze aus dem Thermitbehälter (5) auf das in Form kleiner Abschnitte vorliegende Zirkaloy wird sichergestellt, daß das Zirkaloy sehr schnell in die Schmelze eingemischt wird und daß die damit einsetzenden chemischen Reaktionen, speziell die Zr-Oxidation, unter klar definierten Anfangsbedingungen erfolgen. Durch diese Art der Bereitstellung der Schmelze, die zum Beispiel eine lange Vorheizphase der zu konstituierenden Schmelze im Betontiegel selbst vermeidet, sind für die Rechenprogramme wohldefinierte Anfangs- und Randbedingungen vorgegeben, so daß eine qualifizierte Verifizierung der Programme möglich ist. Der Betrieb der Induktionsheizung mit vorgewählter Induktorspannung erfolgt von etwa 30 Minuten vor Erzeugung der Schmelze bis zum Erreichen einer bestimmten Erosionstiefe im Tiegel.

Die Gase und Aerosole, die während des Experiments freigesetzt werden, werden über das Abgasrohr (4) und ein Rückhaltefilter in die Umgebung geführt. Das Filter ist ein Metallfaserfilter aus Edelstahlfasern, wie es auch als Ex-Venting-Unfallfilter in DWR-Anlagen in der Bundesrepublik eingesetzt wird. Durch den sehr hohen Abscheidegrad dieses Filters wird der Einsatz simulierter, inaktiver Spaltprodukte in der Anlage möglich. Die Einrichtung zur Gasanalyse und die Probenahmestationen für Aerosole befinden sich entlang des Abgasrohres und liefern die notwendigen Abgasdaten durch On-Line- oder Off-Line-Analysen.

Der Sondenbehälter (6) enthält Thermoelemente in Form von Tauchsonden, die während des Versuches zu vorgegebenen Zeiten eingetaucht werden und gleichzeitig Materialproben aus der Schmelze entnehmen. Zusätzlich wird in den Sondenbehälter nach Bedarf eine Lanze mit simulierten Spaltprodukten eingebracht, die zu vorgewählter Zeit in die Schmelze eingeworfen werden kann.

Abb. 2 zeigt den Betontiegel im Schnitt, wie er in den Experimenten V5.1 und V5.2 eingesetzt wurde. Der Beton ist Standard-Silikatbeton mit typisch 75% SiO_2 und 7,5% Gesamtwasser. Die Instrumentierung besteht aus Thermoelementen verschiedener Typen: 110 NiCr/Ni-Thermoelemente messen die Betontemperatur bis zum Erschmelzen und geben durch ihr Versagen die jeweilige Position der Schmelzfront im Tiegel an. Die achsennahen Thermoelemente A1 bis A6 und A11 bis A14 sind Spezialelemente aus Pt10Rh/Pt bzw. W5Re/W26Re wie sie in SNL bzw. ANL in USA in ähnlicher Anwendung eingesetzt werden. Die zusätzliche Verwen-

dung dieser Temperaturfühler erlaubt die Bestimmung der Temperatur der Schmelze mit 3 unterschiedlichen Meßanordnungen.

Die Experimente V5.1 und V5.2, die im Berichtsjahr 1990 durchgeführt wurden, untersuchen speziell die Chemie zirkoniumhaltiger Metallschmelzen, deren Oxidationsverhalten bei der Betonerosion und die Aerosolfreisetzung ohne und mit simulierten Spaltprodukten. Das Interesse an der Zirkoniumoxidation entstand durch Experimente in den USA, die Hinweise gaben, daß die Zr-Oxidation außer mit Gasen auch mit dem Silikat aus der Betonzerstörung erfolgen kann, gemäß den Reaktionen



oder



Betrachtungen des thermodynamischen Gleichgewichts zeigen, daß die Reaktion (1) für Temperaturen unter 2200 K dominiert, wogegen die Reaktion (2) für darüber liegende Temperaturen wichtig ist [2]. SiO ist bei den vorherrschenden Temperaturen dampfförmig und würde, da es aus der Schmelze austreten würde, zur Aerosolbildung beitragen.

Die Zirkonium-Oxidation hat große Bedeutung für die Energieumsetzung und das Sauerstoffpotential in der Schmelze. Die hier durchgeführten Experimente dienen daher der Quantifizierung des Verhaltens Zr-reicher Schmelzen, wie sie zu Beginn der Ex-Vessel-Phase von Kernschmelzunfällen auftreten können.

Die wesentlichen Anfangs- und Randbedingungen der Versuche zeigt die nachfolgende Tabelle 1.

Die folgende Beschreibung gibt eine Zusammenfassung der wesentlichen experimentellen Beobachtungen in Versuch V 5.1.

Mit Einguß der Schmelze beginnt eine sehr heftige Schmelzbadbewegung im Tiegel, die durch die starke Freisetzung der Gase bei der Betonzerstörung verursacht wird. Teile der Schmelze werden hochgeschleudert und spritzen gegen die Tiegelhaube und den oberen Betontiegel. Durch den hohen Gasanteil steigt die effektive Höhe der Metallschmelze an, so daß durch die scheinbare Zunahme des Metalls die Induktorspule anfangs etwa doppelt so viel Leistung in die Schmelze

Experiment	V 5.1	V 5.2
Metall-schmelze	300 kg Stahl (90 % Fe + 5 % Cr + 5 % Ni) + 80 kg Zry-4	wie V 5.1
Oxid-Schmelze	50 kg (65 % Al ₂ O ₃ + 20 % SiO ₂ + 15 % CaO)	wie V 5.1
Einguß-temperatur	2170 K	2170 K
simulierte Spaltprodukte	--	1 kg Mo, 0,5 kg ZrTe ₂ , 1,5 kg CeO ₂ , 1 kg BaO, 0,5 kg La ₂ O ₃ , 0,5 kg SrO
weitere Zusätze	--	6 kg B ₄ C in Stahlkapseln
geplante Heizleistung	400 kW	200 kW

Tabelle 1: Charakteristische Werte der BETA-Experimente

einkoppelt als dies bei einer "beruhigten" Schmelze der Fall wäre. Abb. 3 zeigt den im Versuch gemessenen Leistungsverlauf der Induktionsheizung über der Zeit mit der charakteristischen erhöhten Leistungseinkopplung vom Einguß der Schmelze bis 160 s. Danach hat die Leistung den erwarteten Wert von etwa 400 kW, die bis zum Ende der beheizten Phase bei 1939 s langsam abnimmt. Diese langfristige Abnahme hat mit einer Reduktion der Metallmasse und dem Absinken der Metallschmelze aus dem homogenen Bereich der Induktionsspule zu tun und ist mit früheren BETA-Experimenten vergleichbar.

Deutlich unterschiedlich ist aber im Vergleich mit früheren Experimenten die oben erwähnte ausgeprägte Anfangsüberhöhung der Leistung, die offensichtlich an die Zirkonium-Oxidation gekoppelt ist. In dieser Phase der hohen Gasfreisetzung erfolgt auch eine - allerdings begrenzte - Erosion des Tiegels im oberen Bereich, während langfristig die abwärts gerichtete Erosion des Tiegels dominiert (Abb. 4). Die Erosion in die Seite kommt demzufolge nach etwa 200 s zum Stillstand, wogegen die abwärts gerichtete Erosion mit nahezu gleichmäßiger Ge-

schwindigkeit andauert. Nach Überschreiten von 50 cm Erosionstiefe wurde die elektrische Beheizung ausgeschaltet.

Abb. 4 zeigt die endgültige Kavernenform, wie sie sich aus dem geschnittenen Tiegel ergibt. Man erkennt deutlich die bevorzugte axiale Erosion, die früheren Experimenten mit höherer Leistungseinspeisung entspricht. Dies bedeutet, daß der Energieeintrag durch die Zr-Oxidation und die nachfolgende Si-Oxidation zusammen mit der Induktionsheizung so hoch ist, daß die Ausbildung von Krusten in der Metallphase untergeordnet ist und damit der Wärmestrom in den Beton bevorzugt nach unten erfolgt.

Die Temperaturmessung (Abb. 6) in der Metallschmelze zeigt, daß trotz der Beheizung der Schmelze und der hohen chemischen Energiefreisetzung aus der Zr-Oxidation die Temperatur der Schmelze in den ersten 200 s schnell abnimmt und zwar von der Eingußtemperatur 2170 K auf etwa 1690 K, was dem Beginn der Erstarrung der vorliegenden Stahlschmelze entspricht. Damit stabilisiert sich die Schmelze auf dem Temperaturniveau des Erstarrungsbereichs, wobei die erstarrenden Krusten sich gerade so weit ausbilden, daß ein Gleichgewicht zwischen zugeführter und abgeführter Wärme besteht. Dieses war auch das bei der Mehrzahl der früheren BETA-Experimente charakteristische Temperaturniveau, das im vorliegenden Experiment durch Anwendung der 3 unabhängigen Temperaturmeßmethoden bestätigt wurde. Bemerkenswert ist allerdings die schnelle Temperaturabnahme bis 200 s, obwohl hier vermutlich die Reaktionswärme aus 80 kg Zr-Oxidation nach der Reaktion (1) praktisch vollständig freigesetzt wird. Es ist aber darauf hinzuweisen, daß der Temperaturverlauf der Schmelze stark vom Oberflächen- zu Volumenverhältnis abhängt. Unter Bedingungen, bei denen der seitlich angrenzende Beton eine weniger starke Rolle spielt, kann die Zr-Oxidation zu einem vorübergehenden Anstieg der Temperatur führen.

Die beim Experiment ausgeführten Gasmessungen werden in dem Beitrag 18.05.02/03A ausführlicher beschrieben. Es sei an dieser Stelle aber darauf hingewiesen, daß auch der Verlauf der Gasfreisetzung, insbesondere der Gase H_2 und CO , ein deutliches Maximum im Zeitbereich bis 200 s aufweist, das um den Faktor 10 höher liegt als die Freisetzung unter den späteren nahezu stationären Bedingungen. Auch dieses weist deutlich auf die schnelle Zirkonium-Oxidation hin.

Wie bereits die Tiegelkamera im BETA-Versuch erkennen ließ, war die Aerosolfreisetzung zu Beginn des Versuchs deutlich höher und länger andauernd als in

früheren Versuchen ohne Zirkonium. Leider wurde die Einblicksöffnung der Kamera nach 127 s durch hochgeschleuderte Schmelze blockiert, so daß eine weitere visuelle Beobachtung nicht möglich war. Aufschluß über die Aerosole geben aber die Filterproben, die in Abb. 7 im Hinblick auf Aerosolkonzentration und Aerosolrate ausgewertet sind. Die Aerosolkonzentration ist hier bezogen auf die Gase, die bei der Betonzerstörung freigesetzt werden. Der zeitliche Verlauf der Messungen zeigt eine deutliche Abnahme der Aerosolfreisetzung nach einigen hundert Sekunden, wobei sich nach etwa 800 s eine anhaltend niedrige Aerosolrate von unter 10 mg/s einstellt. Dies entspricht der niedrigen Aerosolfreisetzung früherer BETA-Experimente. Die hohe und vergleichsweise lang anhaltende Freisetzung zu Beginn des Experiments korreliert mit der Zirkoniumumsetzung.

Die in diesem Experiment freigesetzten Aerosole entstammen den oxidischen bzw. metallischen Komponenten der eingesetzten Schmelze und des aufschmelzenden Betons, ohne daß Spaltprodukte in der Schmelze simuliert wurden. Die chemische Zusammensetzung der Spaltprodukte wird dominiert von Sn, K, Na, Si und Mg. Bemerkenswert ist die Freisetzung von Sn, das mit 1.5 Gew % Legierungsbestandteil des Zirkaloy-4 ist und vermutlich als SnO freigesetzt wird. Die Alkalien K und Na entstammen dem Beton, in dem sie in Anteilen < 1% enthalten sind.

Das BETA-Experiment V5.2 weist als wesentliche Unterschiede zum Experiment V5.1 eine kleinere Heizleistung (geplant 200 kW) und die Zugabe von simulierten Spaltprodukten und Borkarbid auf (Tab. 1). Der Anteil von B₄C entspricht den Bedingungen eines Siedewasser-Reaktors. Auch dieses Experiment ist in der frühen Phase durch die heftigen Reaktionen und starke Schmelzbadbewegung gekennzeichnet, die durch die Zr-Oxidation getrieben werden. Der Leistungsverlauf in Abb. 8 zeigt, daß diese Phase über einen Zeitraum von etwa 200 s anhält. Die Temperaturmessung in Abb. 9 bestätigt die Aussagen aus dem Versuch V5.1, daß trotz der chemischen Energiefreisetzung aus der Zr-Oxidation die Temperatur der Schmelze schnell abnimmt und den Beginn der Metallerstarrung erreicht. Die Gasfreisetzung verläuft ebenfalls ähnlich wie in BETA V5.1.

Der geschnittene Betontiegel in Abb. 10 zeigt eine deutlich ausgeprägtere radiale Erosion als im V5.1. Der Grund liegt in der geringeren elektrischen Leistungseinspeisung, die eine Ausbildung stabilerer Metallkrusten am Boden des Tiegels in Kontakt mit dem aufschmelzenden Beton zuläßt. Dadurch wird die Höhe des abwärts gerichteten Wärmestroms vermindert und die seitliche Erosion gewinnt

an Bedeutung. Dies ist in Übereinstimmung mit früheren BETA-Experimenten. Der Tiegelschnitt Abb. 10 zeigt die maximale radiale Erosion von 16 cm. Senkrecht zur Schnittebene ist die radiale Erosion geringer und beträgt 9 cm.

Von Interesse in diesem Experiment ist, welche der simulierten Spaltprodukte als Aerosole freigesetzt werden. Die Filterproben zeigen, daß von den Aerosolen Tellur die wichtigste Komponente ist, gefolgt von Zinn und Kalium. Tellur wurde als $ZrTe_2$ in die Schmelze eingegeben, da für diese chemisch mögliche Verbindung das Freisetzungsverhalten nicht bekannt war. Das Experiment zeigt aber, daß Tellur auch dann freigesetzt wird, wenn es als $ZrTe_2$ in der Schmelze vorliegt. Hingegen ist die Freisetzung von Mo, Ce, Ba, Ca und Sr unter den vorherrschenden Bedingungen so gering, daß sie unter der Nachweisgrenze liegt.

2. Rechnungen mit dem WECHSL-Programm

Das WECHSL-Programm wurde im Berichtszeitraum erweitert, so daß eine weitergehende Anwendung von WECHSL möglich ist. Wichtige Ergänzungen sind die Möglichkeit einer 1-dimensionalen Rechnung gegenüber der im allgemeinen verwendeten zylindersymmetrischen 2-dimensionalen Rechnung und eine Option, die, in Ergänzung der Annahme einer 2-schichtigen metallischen und oxidischen Schmelze, eine homogen vermischte Schmelze modelliert.

Für die obigen Experimente ist die Erweiterung der chemischen Reaktionen um die Zirkonium-Oxidation nach Gl. (1) wichtig sowie die Nachfolgereaktionen des in der Metallschmelze gelösten Siliziums mit den Gasen. Für die Versuche BETA V5.1 und V5.2 zeigen die berechneten Erosionen in Abb. 11 eine hinreichende Übereinstimmung mit den Experimenten. Man erkennt die stärkere axiale Erosion in V5.1 und die ausgeprägte radiale Erosion in V5.2.

Der Temperaturverlauf mit der schnellen Absenkung bis zur Erstarrungstemperatur wird gut wiedergegeben (Abb. 12). Allerdings fehlen in WECHSL noch Modelle für die Stoffwerte Zr- und Si-reicher Stahlschmelzen, so daß die längerfristigen Metalltemperaturen um etwa 100 K zu hoch berechnet werden. Die Gasfreisetzung Abb. 13 zeigt in Übereinstimmung mit dem Experiment in den ersten 150 s einen ausgeprägten Peak, besonders bei H_2 . WECHSL berechnet, daß das Zirkonium nach 59 s ausgebrannt ist.

3. Zusammenfassung der aktuellen Ergebnisse in BETA

Eine Bewertung der experimentellen und theoretischen Ergebnisse läßt sich wie folgt zusammenfassen:

- Die sehr schnelle Oxidation des Zirkoniumanteils von 80 kg in der Metallschmelze dominiert die ersten 2 bis 3 Minuten der Betonerosion. Damit gekoppelt sind eine hohe Energiefreisetzung, hohe Aufschmelzraten des Beton und folglich eine hohe Gasfreisetzung. Dabei kommt es insbesondere zu einer deutlich erhöhten H_2 -Freisetzungsrate.
- Durch die hohe Gasfreisetzung steigt die Oberfläche des Schmelzbades während dieses Zeitraums deutlich an. In BETA ist dieser Effekt durch eine Zunahme des Induktorwirkungsgrades erkennbar.
- Die Oxidation des Zirkoniums erfolgt vorwiegend aus der Reaktion mit SiO_2 .
- Trotz der um die chemische Energie der Zr-Freisetzung erhöhten Energiefreisetzung in der Schmelze fällt die Temperatur der Schmelze innerhalb von 200 s bis zum Beginn der Erstarrungstemperatur ab. Dies wird bewirkt durch den sehr effektiven Wärmeübergang an die innere Tiegeloberfläche.
- Die Gasfreisetzung wird durch H_2 , H_2O , CO , CO_2 und Spuren von CH_4 charakterisiert.
- Die anfänglich starke Aerosolentwicklung nimmt im Laufe des Experiments deutlich ab. Von den eingesetzten simulierten Spaltprodukten wird Tellur freigesetzt.
- Die Form der erodierten Kaverne hängt von der Höhe der in der Schmelze entbundenen Leistung ab.
- Das erweiterte Rechenprogramm WECHSL beschreibt die wesentlichen Ergebnisse der Experimente.

Literatur

- [1] H. Alsmeyer et al., Verhalten einer Kernschmelze im LWR-Containment, in Sicherheitsorientierte LWR-Forschung, Jahresbericht 1989, KfK 4700, Nov. 1990, 101-117.
- [2] S. Hellmann, W. Morell, Aspekte zur Chemie von Kernschmelzen, Kolloquium "Wechselwirkung Kernschmelze-Beton", Dresden, Nov. 1990

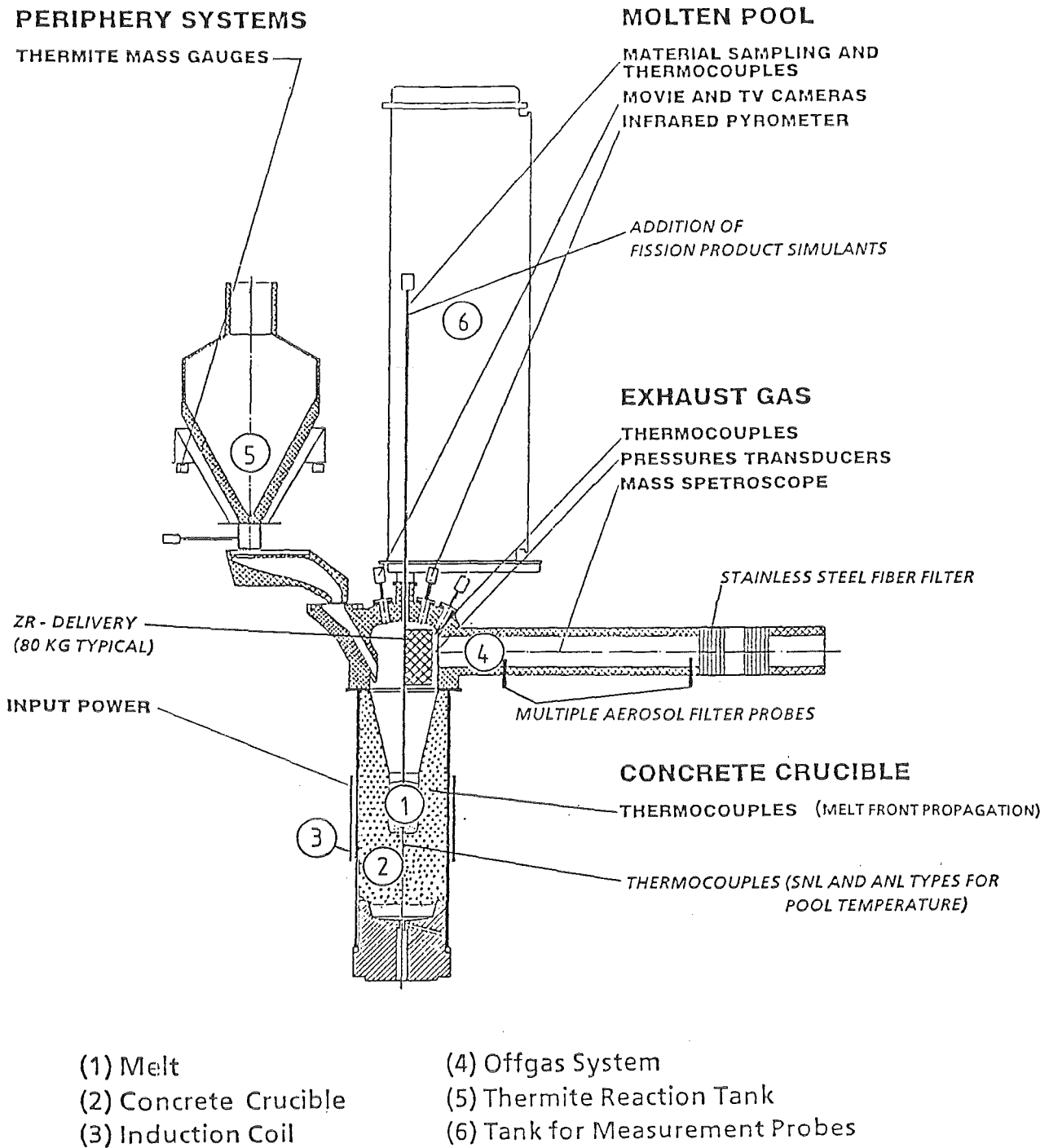


Abb. 1 Schematische Darstellung der BETA-Versuchsanlage für Versuchsreihe II.

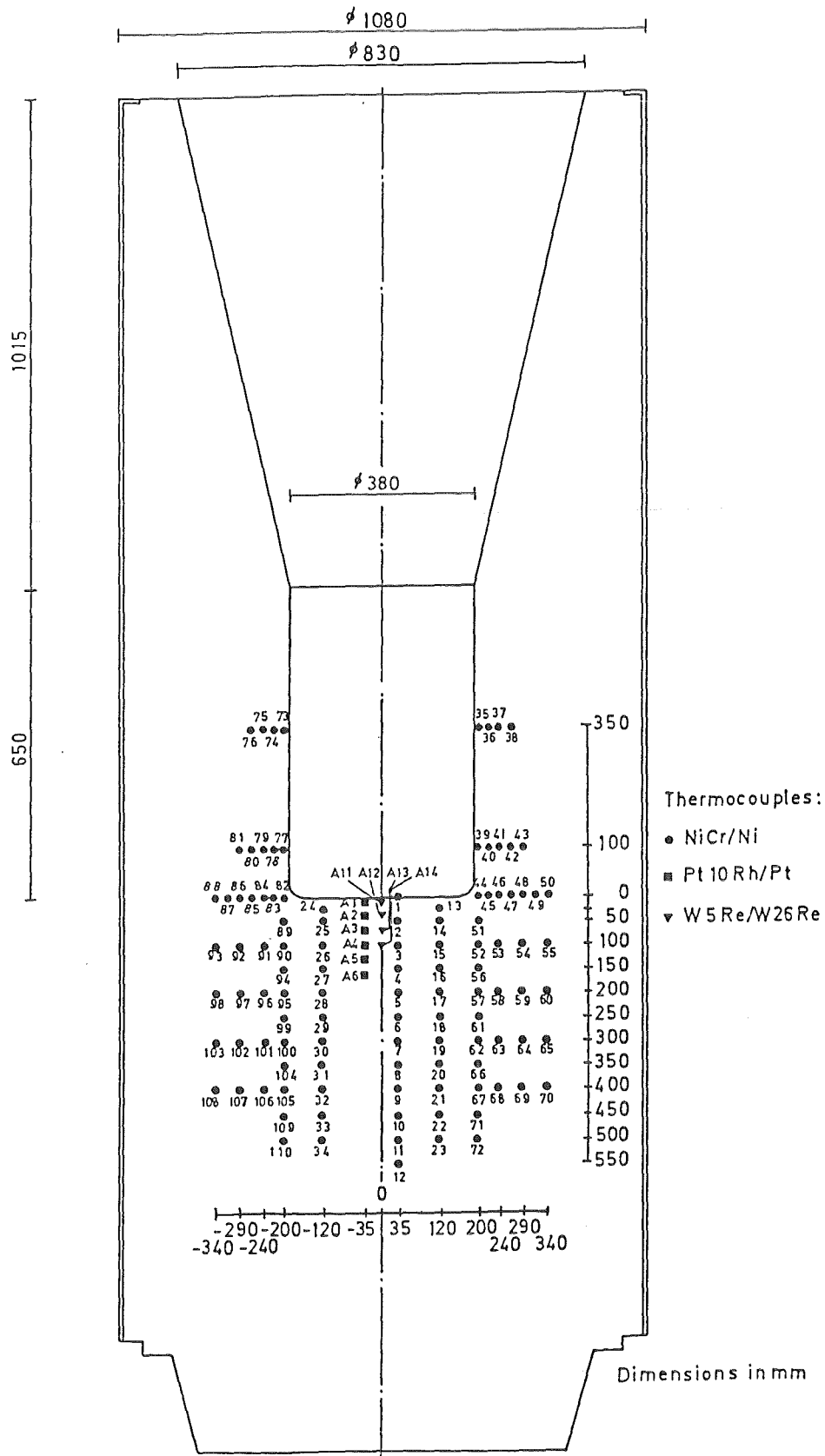


Abb. 2 BETA-Versuchstiegel in V5.1 und V5.2, Dimension und Instrumentierung

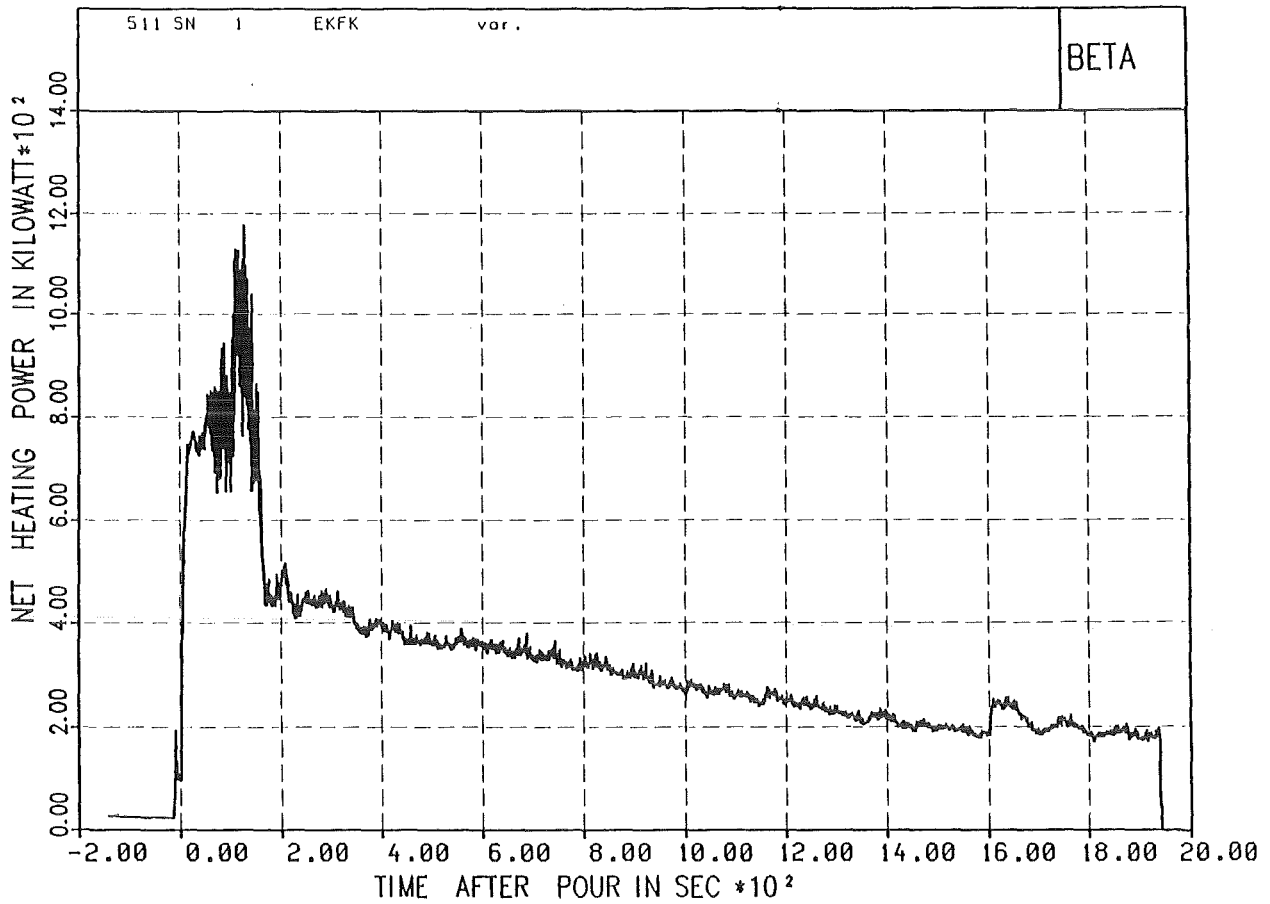


Abb. 3 Verlauf der Induktionsheizung in BETA V5.1

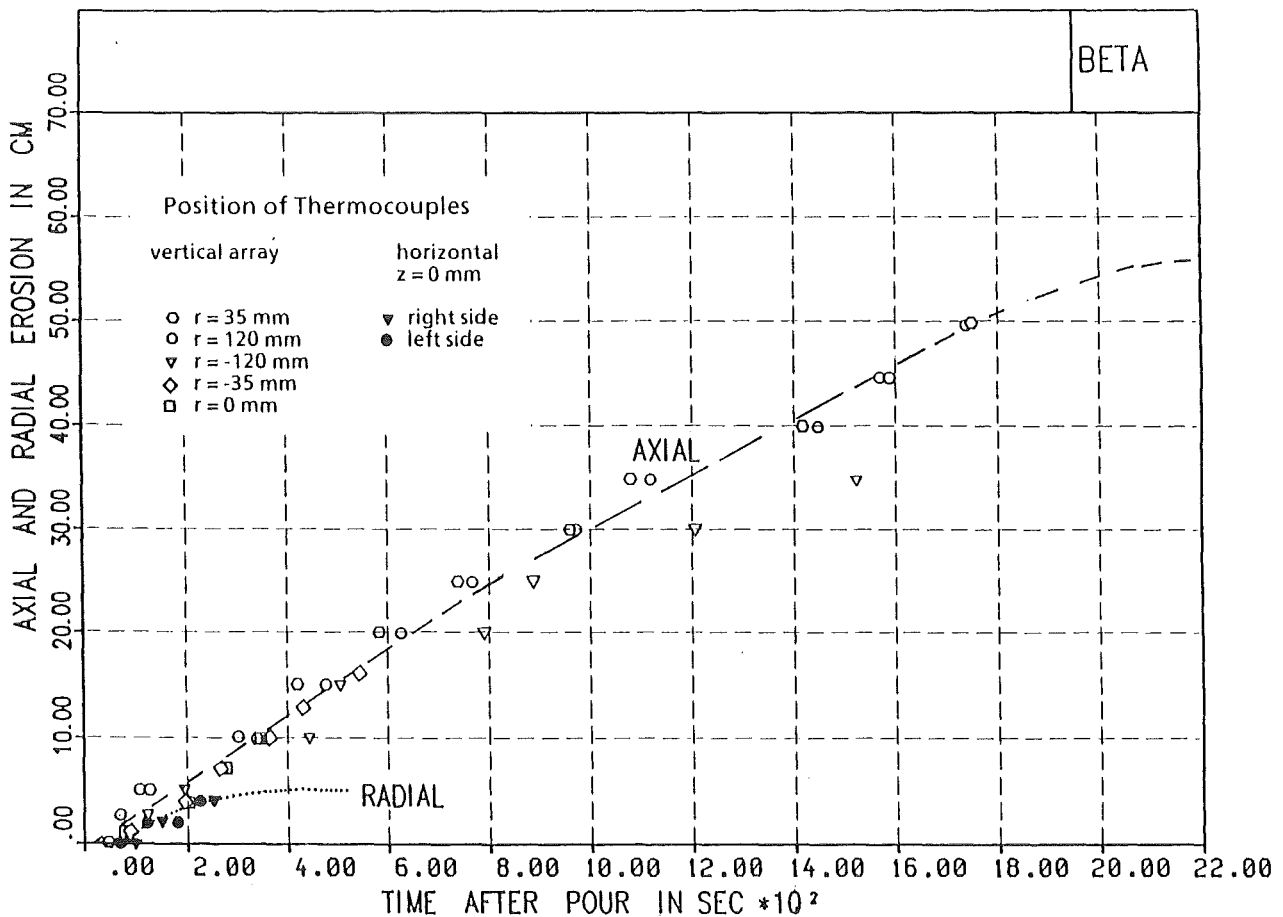


Abb. 4 Radiale und axiale Erosion in BETA V5.1

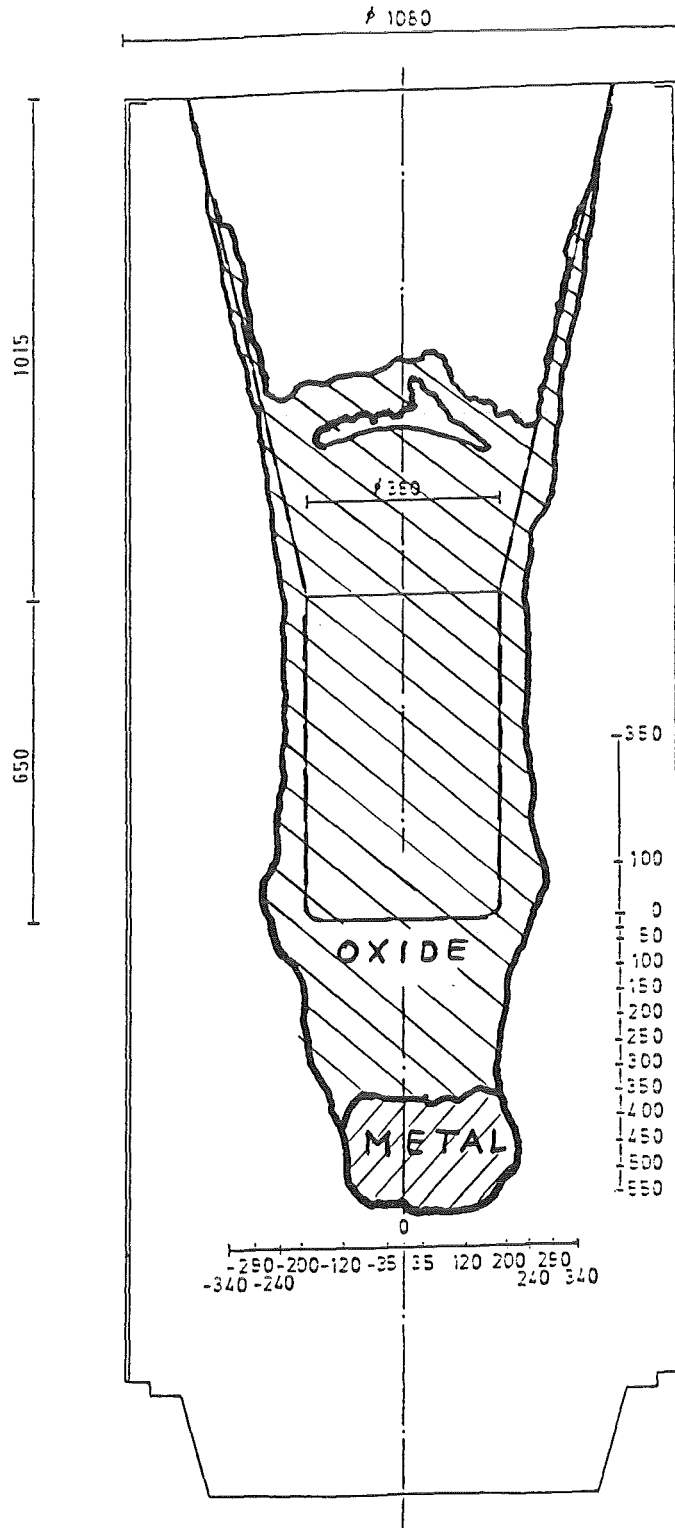


Abb. 5 Endgültige Kavernenform in Tiegel V5.1

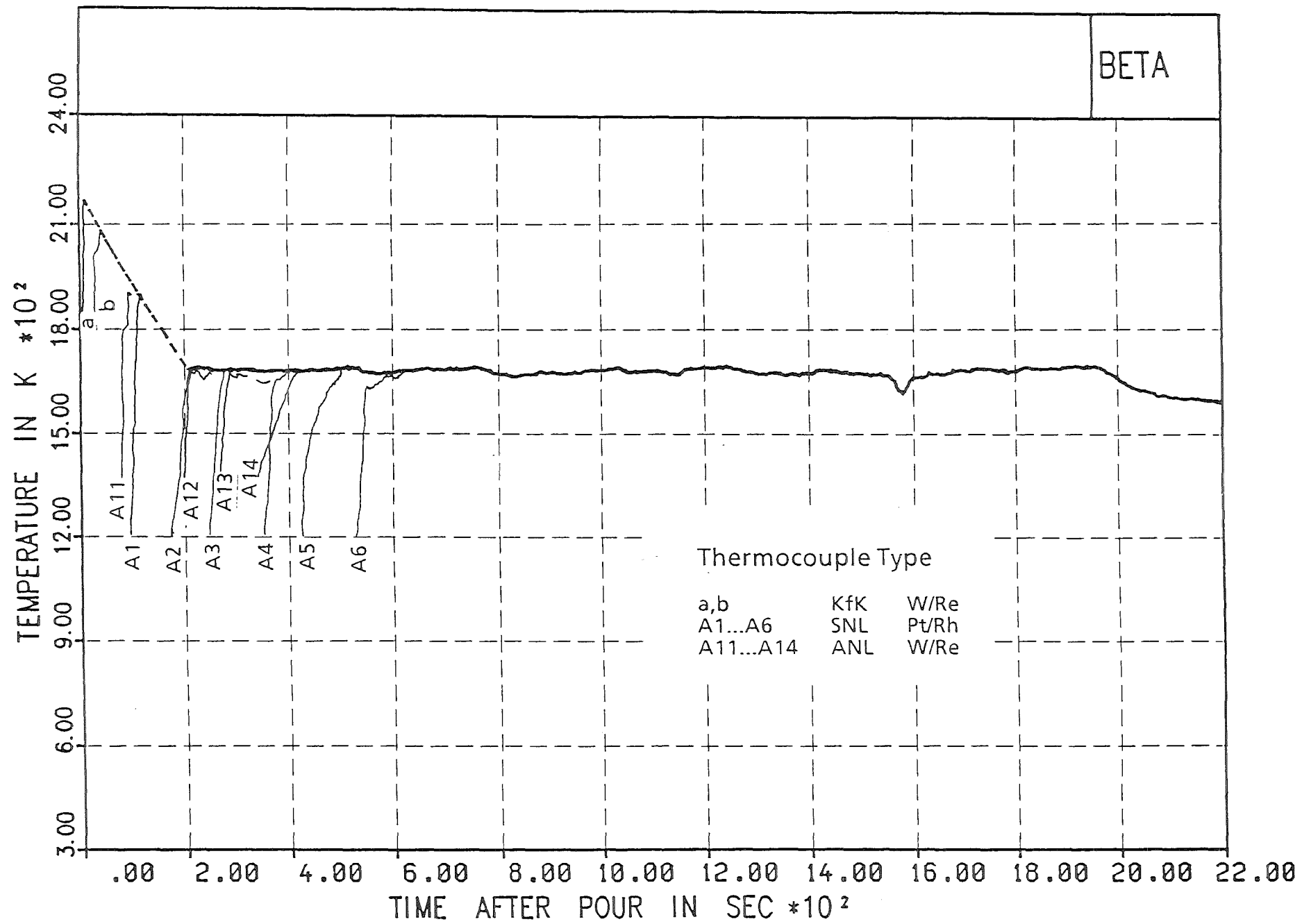


Abb. 6 Temperaturverlauf der Metallschmelze in BETA V5.1

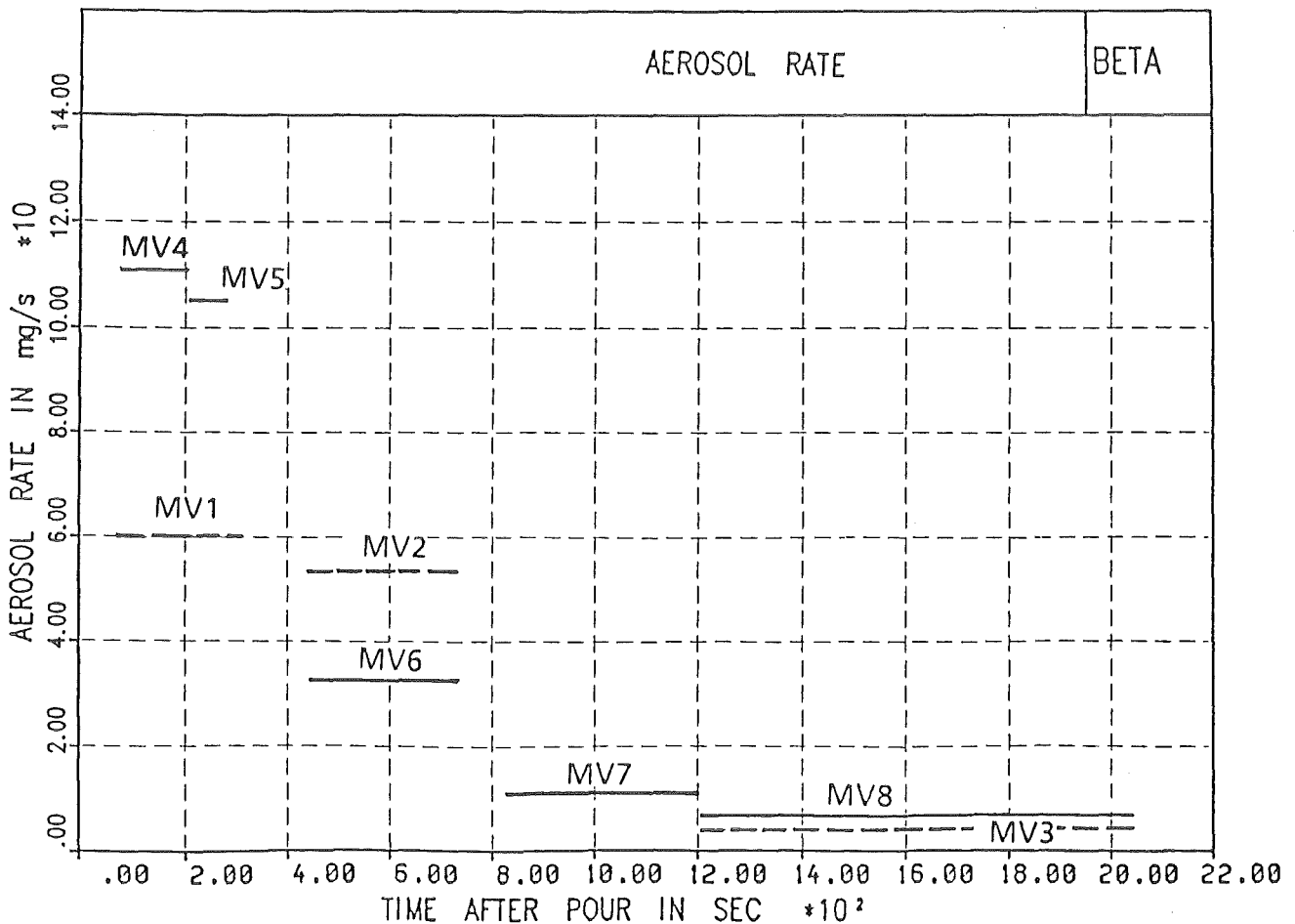
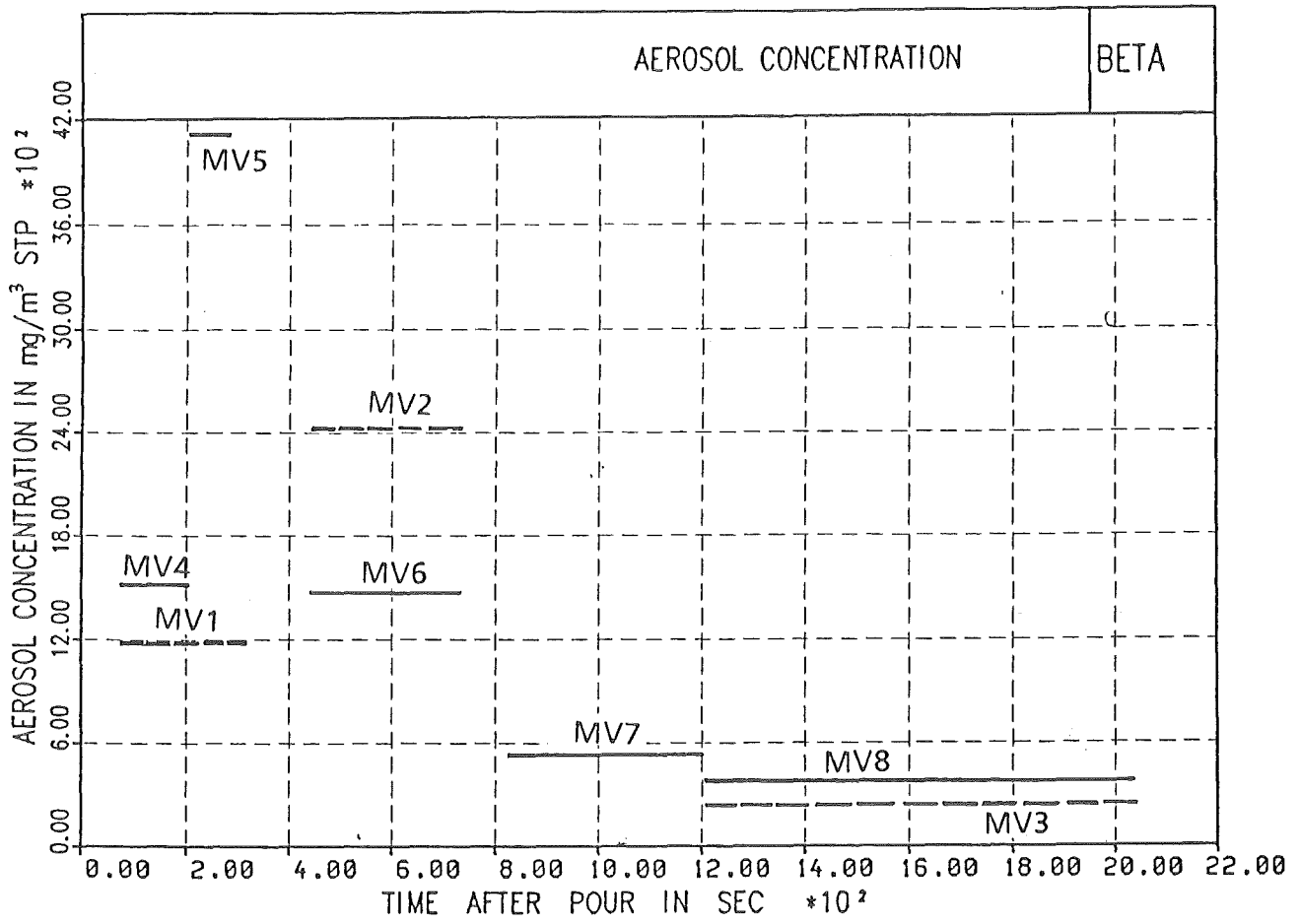


Abb. 7 Aerosolkonzentration und Aerosolrate in BETA V5.1 nach Filtermessungen

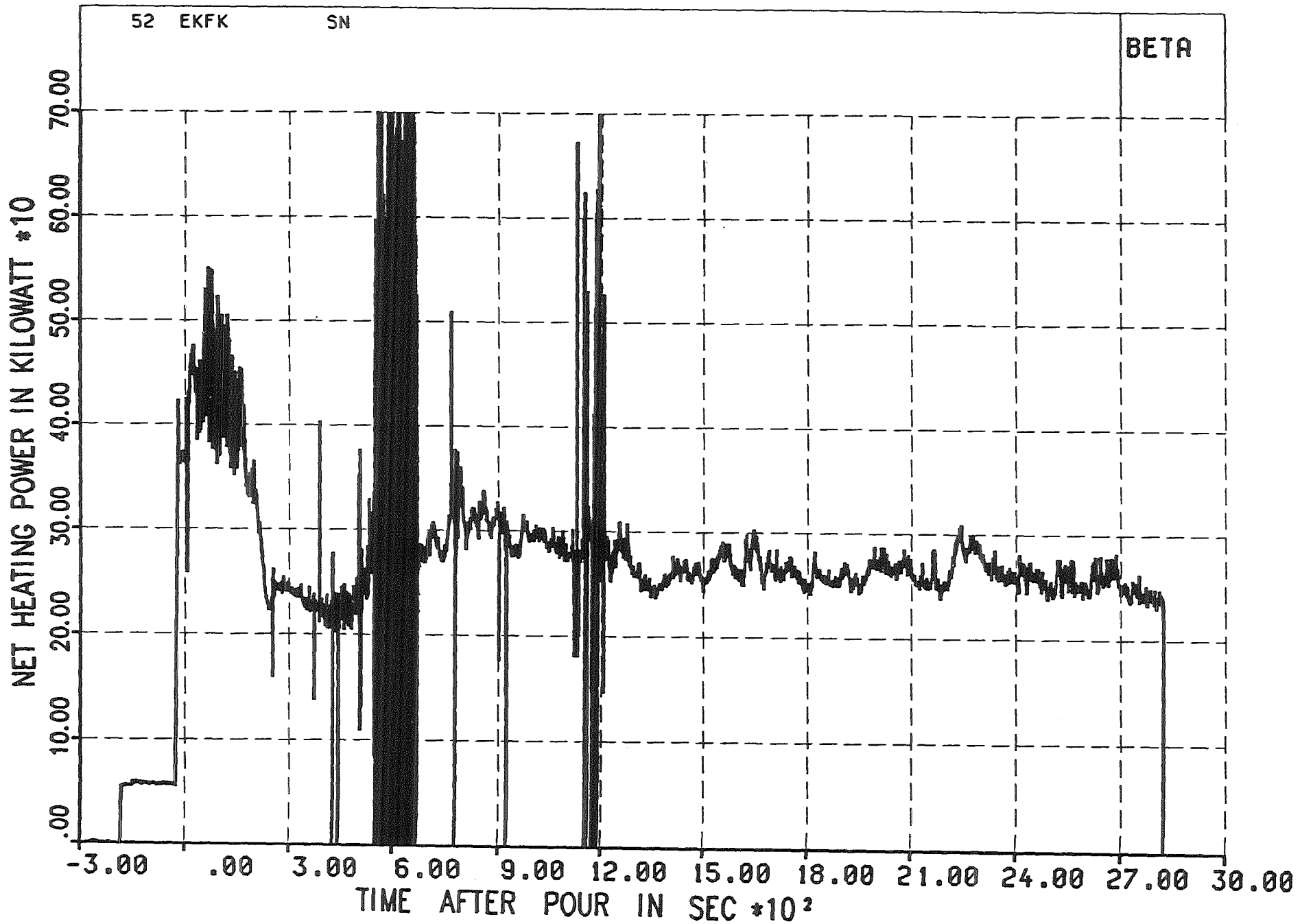


Abb. 8 Verlauf der Induktionsheizung in BETA V5.2

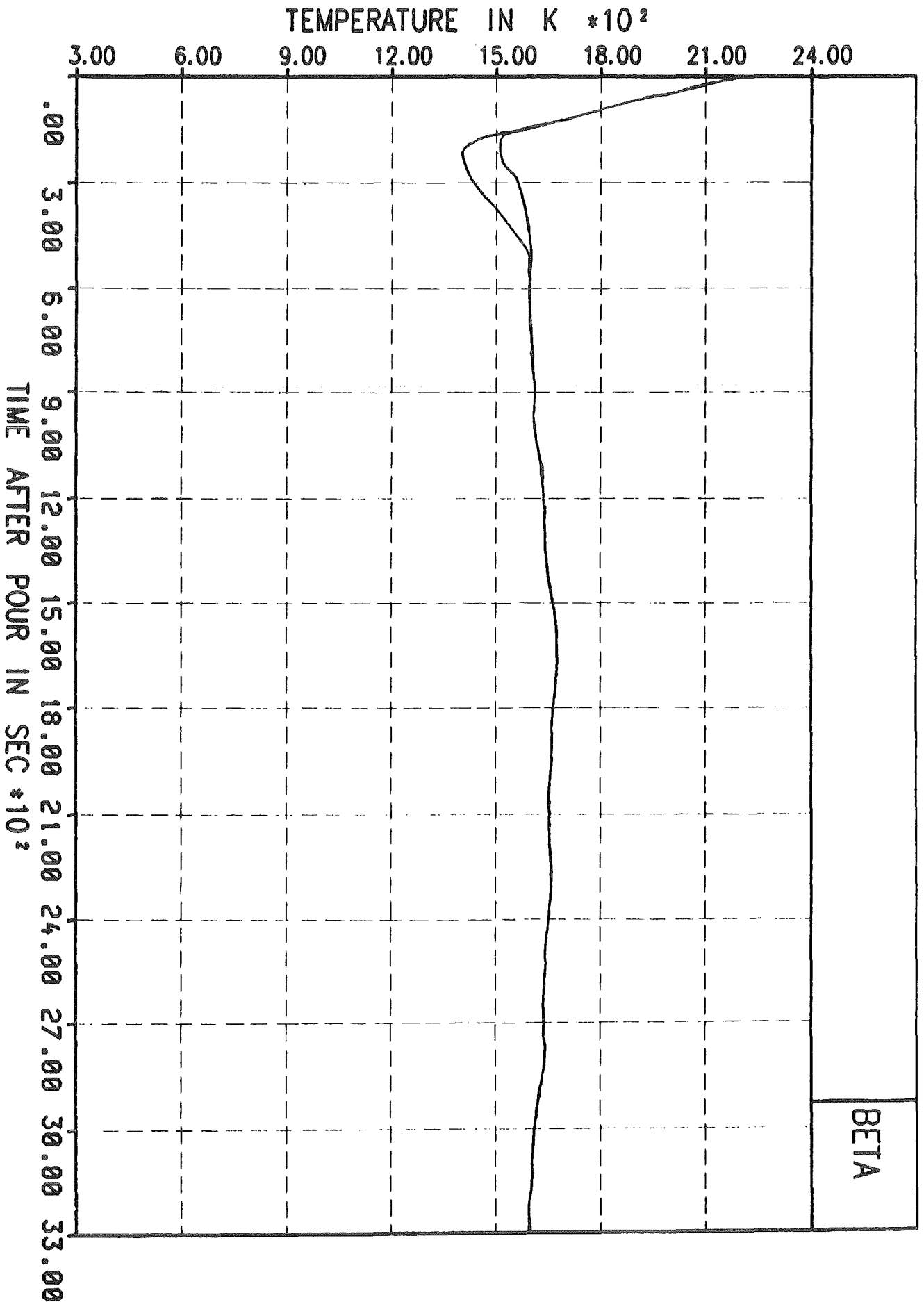


Abb. 9 Temperaturverlauf der Metallschmelze in BETA V5.2

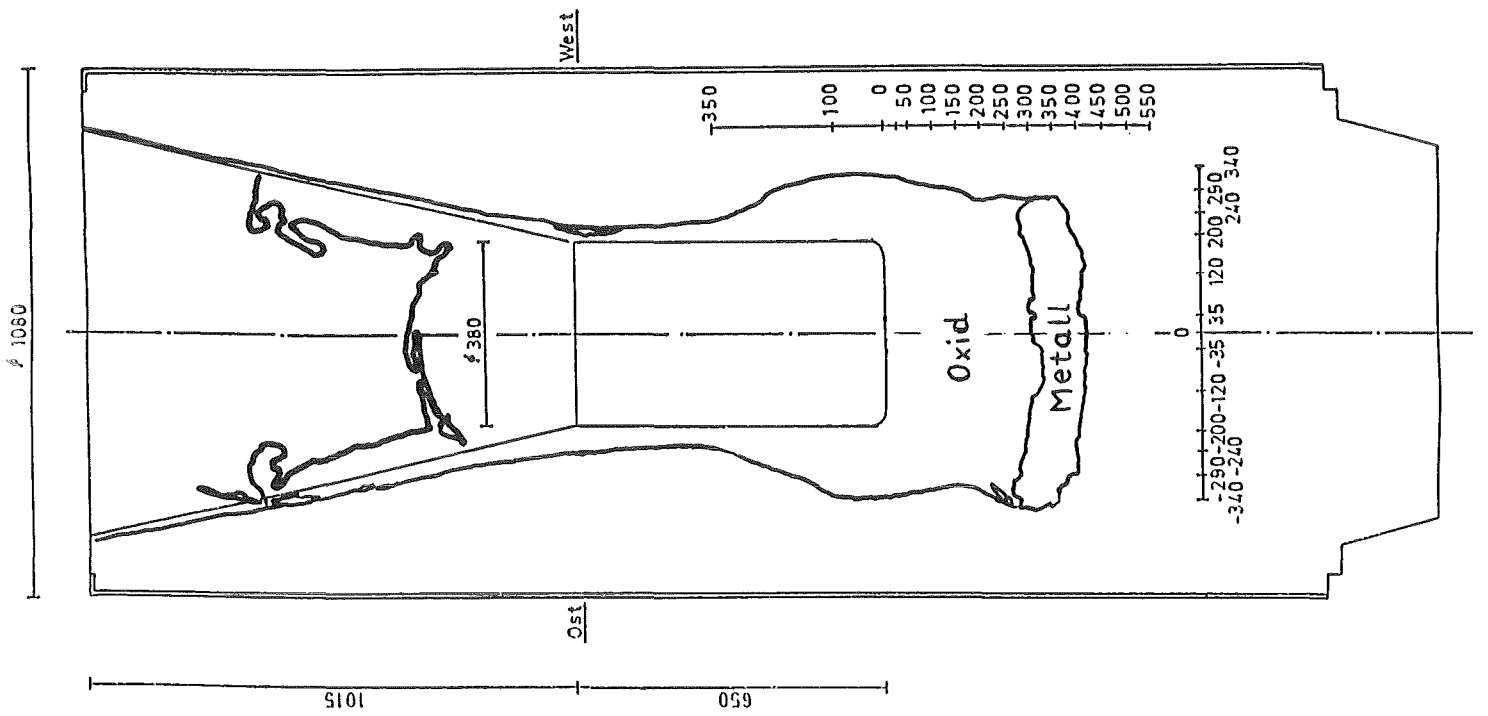
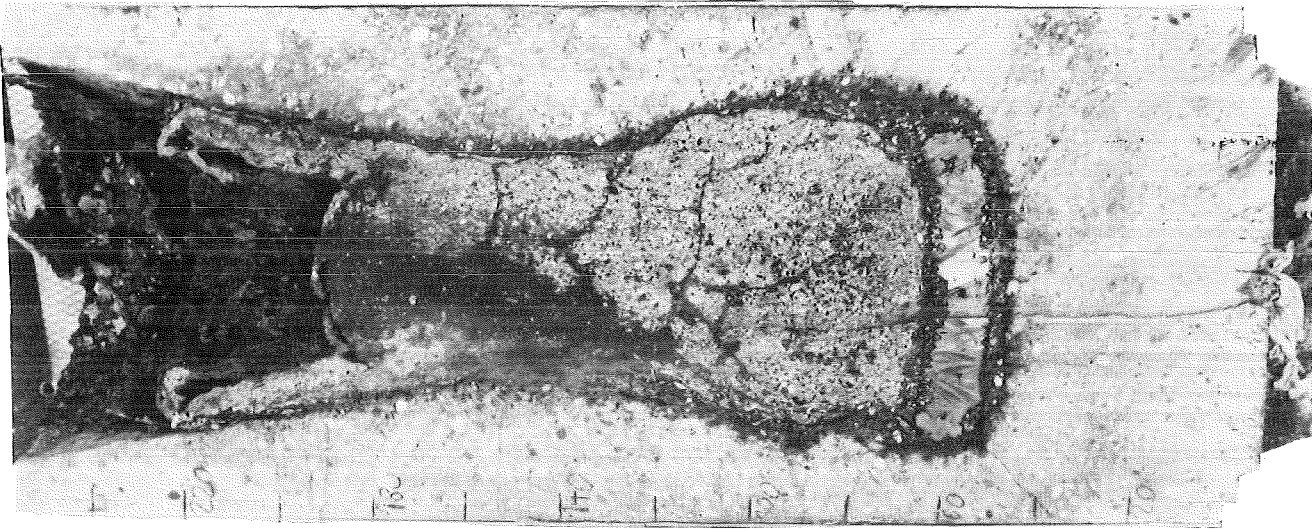
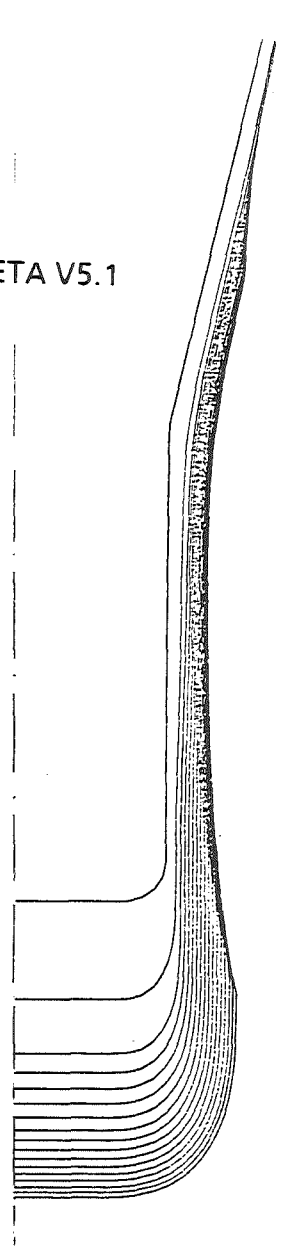
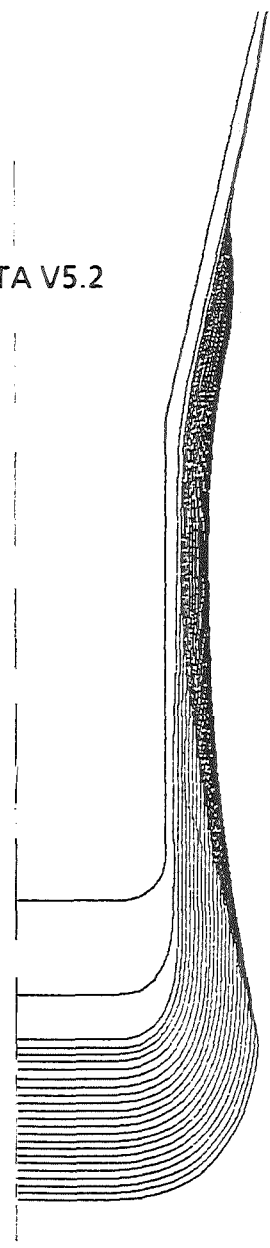


Abb. 10 Tiegelschnitt von BETA V5.2

BETA V5.1



BETA V5.2



TIME STEP = 120.0 S
SCALE, CM
0.00 20.00 40.00

Abb. 11 Kavernenformen von BETA V5.1 und V5.2 nach WECHSL-Rechnungen

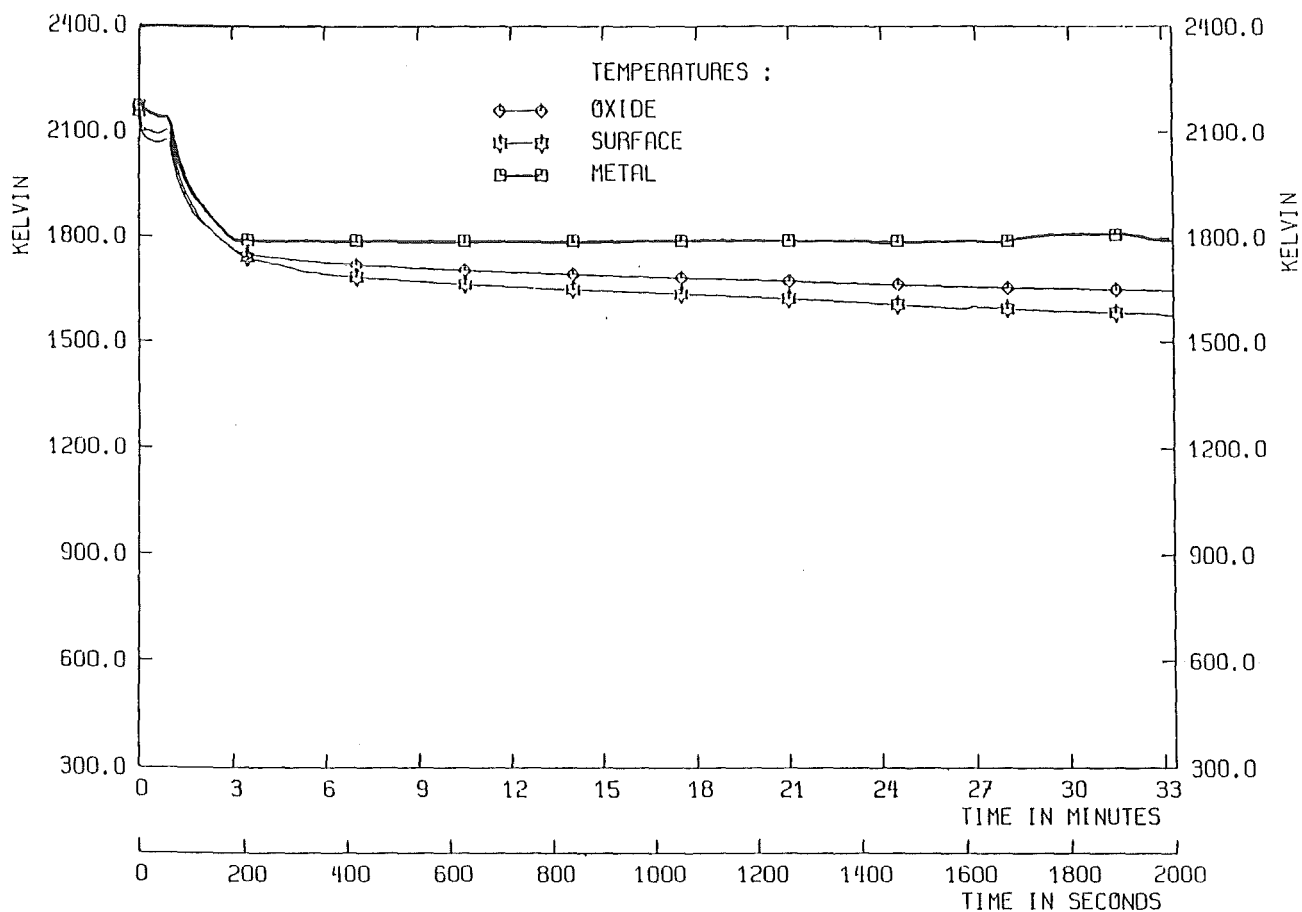


Abb. 12 Temperatur der Schmelze in BETA V5.1 nach WECHSL

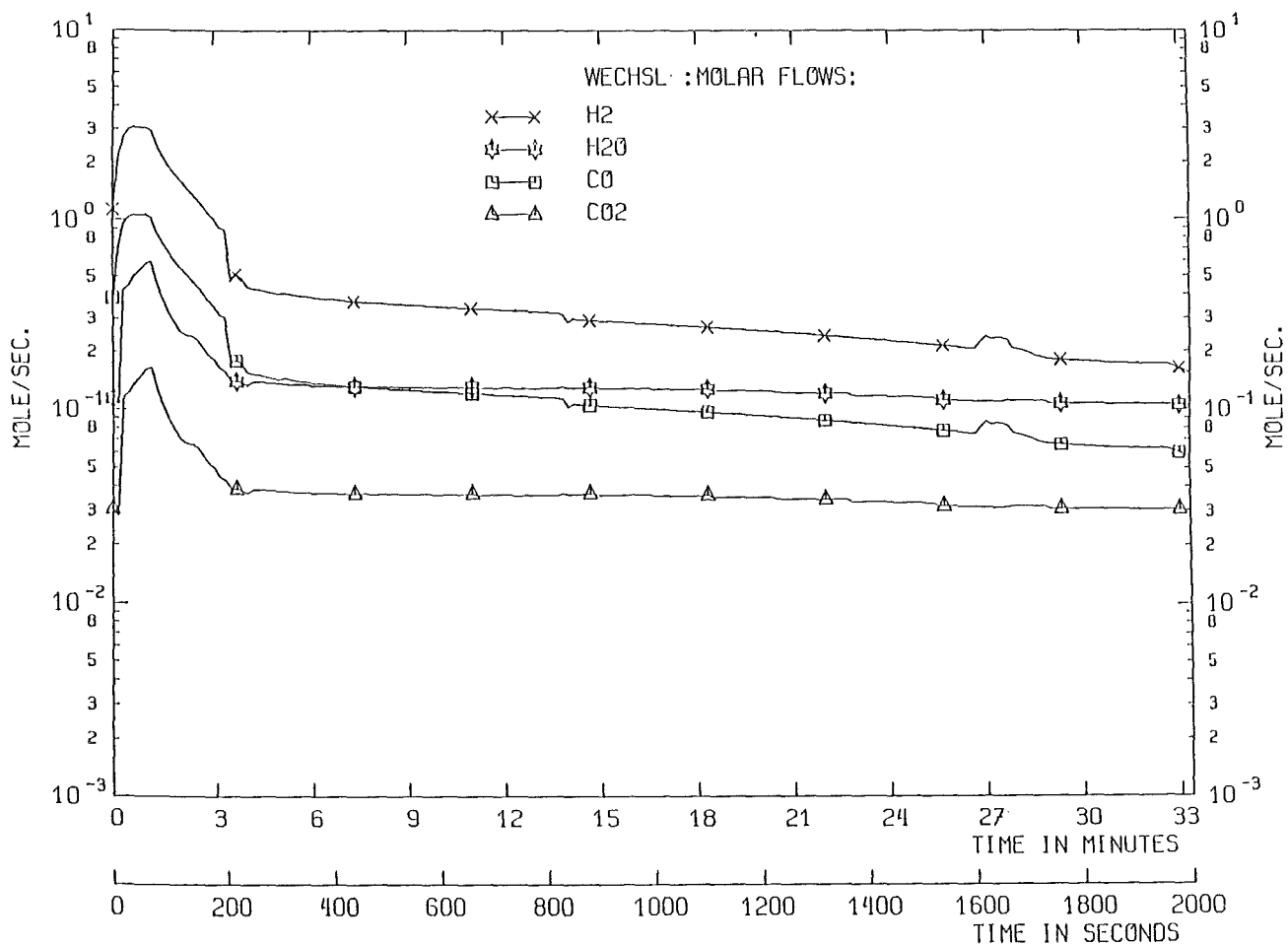


Abb. 13 Gasfreisetzung in BETA V5.1 nach WECHSL

18.05.02/03A Measurement of gas components in BETA-experiments
PSF 0D5Z (R. Huber, I. Schub, G. Schumacher; INR)

Abstract

Quantitative on line analysis of reaction product and sweep gases has been conducted at BETA-5.1 & -5.2 experiments by means of quadrupole mass spectrometry. Data obtained allow estimation of the reaction gases during the interaction of a simulated core melt with concrete. The main gases that develop during this interaction are hydrogen and water vapour. Other gases that appear are carbon monoxide, carbon dioxide and a small amount of methane. Besides analysis by mass spectrometry, six gas samples were taken during the experiments and analysed by gas chromatography. Agreement of data is good. During the course of the experiment gas production is high in the first minutes and continues at relatively low levels later in time. Plots of the integrated gas release versus time are given in the report.

18.05.02/03A
PSF 0D5Z

Messung der Gaszusammensetzung in BETA-Experimenten
(R. Huber, I. Schub, G. Schumacher; INR)

In den BETA-Experimenten wird die Wechselwirkung zwischen der Kernschmelze und Beton untersucht. Die bei der Wechselwirkung freigesetzten Gase werden mit einem Quadrupol-Massenspektrometer analysiert. Das Massenspektrometer ist über eine Druckreduktionskammer und eine 5 m lange Kapillare mit der Gassonde verbunden, die im Abgaskanal der BETA-Anlage angebracht ist.

Vor und nach jedem Experiment wird eine Kalibrierung der Meßanordnung durchgeführt. Dabei wird die Kapillare von der Sonde entfernt und an eine Eichkammer angeschlossen, durch die Eichgas strömt. In der Kammer herrscht der gleiche Druck wie während des Experiments im Abgasrohr. Es stehen 6 Eichgase mit unterschiedlichen Konzentrationen der im Experiment vorkommenden Gase zur Verfügung. Die Gaskomponenten sind Ar, H₂, CH₄, CO, CO₂. In einem zweiten Lauf werden die Gase mit Wasserdampf angereichert.

Während des Experiments werden die Peakwerte der Ionenströme der Gaskomponenten mit einem 8-Kanal-Schreiber kontinuierlich aufgezeichnet und parallel dazu vom Zentralcomputer registriert. Etwa 5 mal während des Experiments wird ein vollständiges Spektrum der Massenzahlen 2 - 46 aufgezeichnet, um das eventuelle Auftauchen anderer Gaskomponenten zu kontrollieren. Mit den vom Computer registrierten Meßwerten und den Daten der Kalibrierung errechnet das Ingenieurbüro Dr. Dieterich, Grötzingen, unter Berücksichtigung der erforderlichen Korrekturen den Konzentrationsverlauf der Gaskomponenten für die Dauer des Experiments.

Neben den Analysen mit dem Massenspektrometer werden auch Analysen mit einem Gaschromatographen durchgeführt. Dafür werden 6 mal während des Experiments Gasproben auf Ampullen gezogen. Die Analyse der Proben erfolgt am Lehrstuhl für Technische Chemie der Universität Bochum.

Bisher wurden Messungen an den Experimenten BETA-5.1 & -5.2 durchgeführt. Eine ausführliche Darstellung des Ablaufs der Experimente und der Ergebnisse ist im Bericht 18.05.02/01A zu finden. Die integrale Freisetzung der Reaktionsgase ist in Abb. 1 & 2 dargestellt. Der steile Anstieg der Gasmengen in der Anfangsphase zeigt, daß die Gasproduktionsrate in dieser Zeit sehr hoch ist.

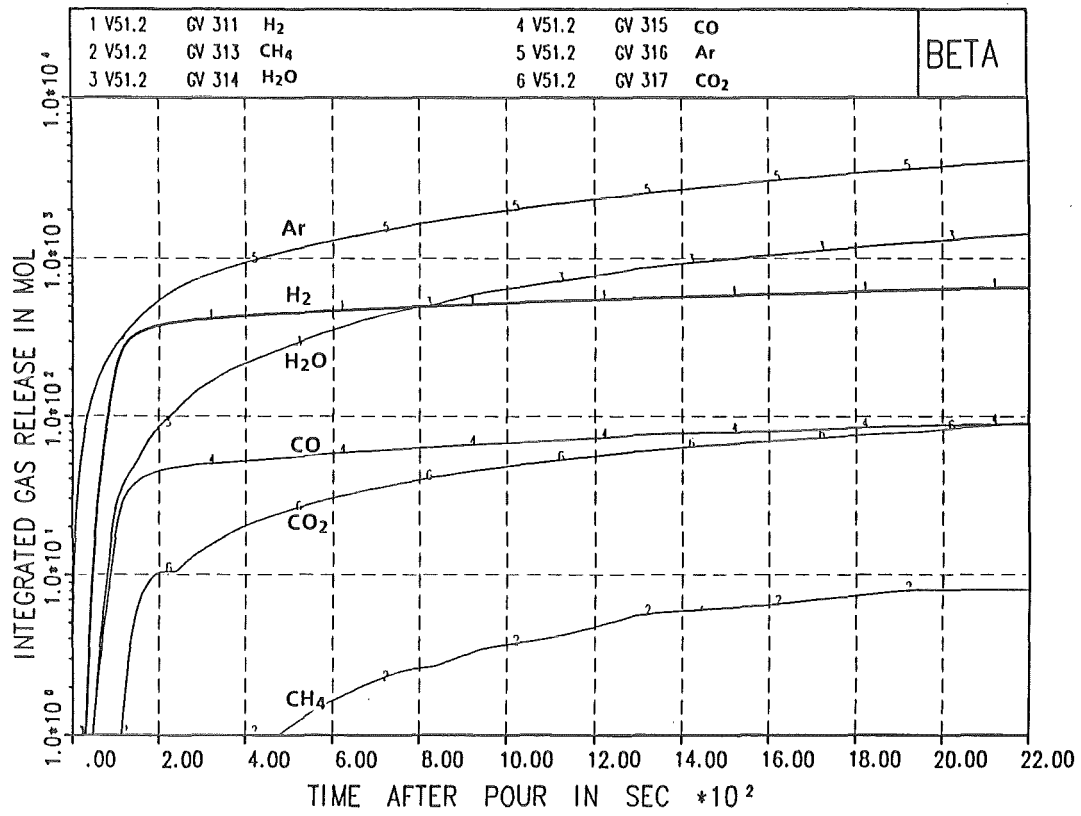


Fig. 1: Integrale Gasfreisetzung in BETA-5.1

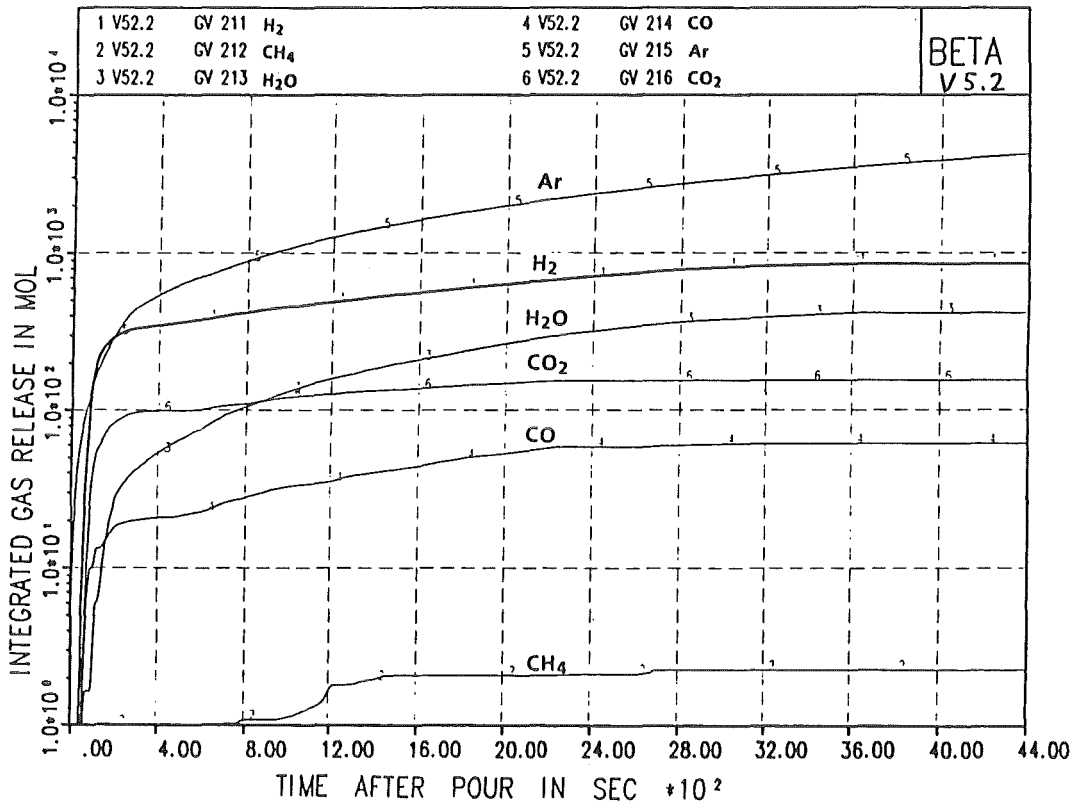


Fig. 2: Integrale Gasfreisetzung in BETA-5.2

18.05.02/04A Core meltdown experiments BETA
PSF 0N1L (H.-G. Dillmann, H. Pasler, H. Schmitt; LAF II)

Abstract

In the BETA facility two experiments were done. LAF II handled there two Aerosol-sampling stations and the off-gas aerosol filter system.

In the last experiment 1,5 kg of Aerosolmass have been filtered.

18.05.02/04A Kernschmelzversuche BETA
PSF 0N1L (H.-G. Dillmann, H. Pasler, H. Schmitt; LAF II)

Im letzten Berichtszeitraum fanden zwei Beton-Schmelzen-Versuche an der BETA-Anlage statt. Hierzu wurden von LAF II zwei Probensammelstellen mit vier bzw. sechs Sammeleinheiten betrieben, um an zwei Positionen nahe am Abgußbehälter bzw. kurz vor dem Abgasfilter zu zeitlich definierten Punkten Partikelproben zu gewinnen. In Abb. 1 ist die Probennahmeeinrichtung dargestellt. Die beaufschlagten Filter wurden dann analysiert nach Partikelform und Partikelgröße mittels rasterelektronenmikroskopischer Aufnahmen und für die Analyse der chemischen Zusammensetzung vom INR bzw. IMF weiterbearbeitet. Ziel ist, Aussagen über die Freisetzung von Spaltprodukten zu machen, um Quellterme zu bestimmen. Hierzu wurden in den einzelnen Experimenten unterschiedliche zusammengesetzte Spaltproduktsimulate zugegeben. Abb. 2 zeigt den Verlauf der Aerosolkonzentration und der Aerosolrate über der Zeit. Tabelle 1 gibt die Meßwerte wieder. Beim Versuch V 5.2 wurden auf dem Vorfilter des Abgasfilters 1,5 kg Aerosole abgeschieden.

Abbildungen 3 bis 6 zeigen typische REM-Aufnahmen von Versuch 5.1. Bei dem Versuch V 5.2 wurden hohe Anteile an Spaltproduktsimulat zugegeben. Daher sind unerwartet hohe Aerosolraten entstanden, die zum Teil zu einer hohen Agglomerationsrate geführt haben und teilweise eine Überbeladung der Sammelfilter bewirkt haben.

Abbildungen 7 bis 10 zeigen Rem-Aufnahmen vom Versuch 5.2.

Table 1: Aerosol Data from Filter Samples, V 5.1

Filter	Time (s)	Collected Mass (mg)	Mass Concentration		Aerosol Rate (mg/s)
			with Ar-Cover Gas (mg/m ³ STP)	without Ar-Cover Gas (mg/m ³ STP)	
MV1	73-317	15.8	583	1170	60.3
MV2	440-739	28.9	873	2423	53.5
MV3	1205-2046	7.4	79	246	4.5
MV4	73-204	12.4	855	1520	111
MV5	204-281	11.7	1370	4110	105
MV6	440-739	17.7	534	1480	32.7
MV7	825-1205	7.7	182	525	10.8
MV8	1205-2046	21.0	118	367	6.7

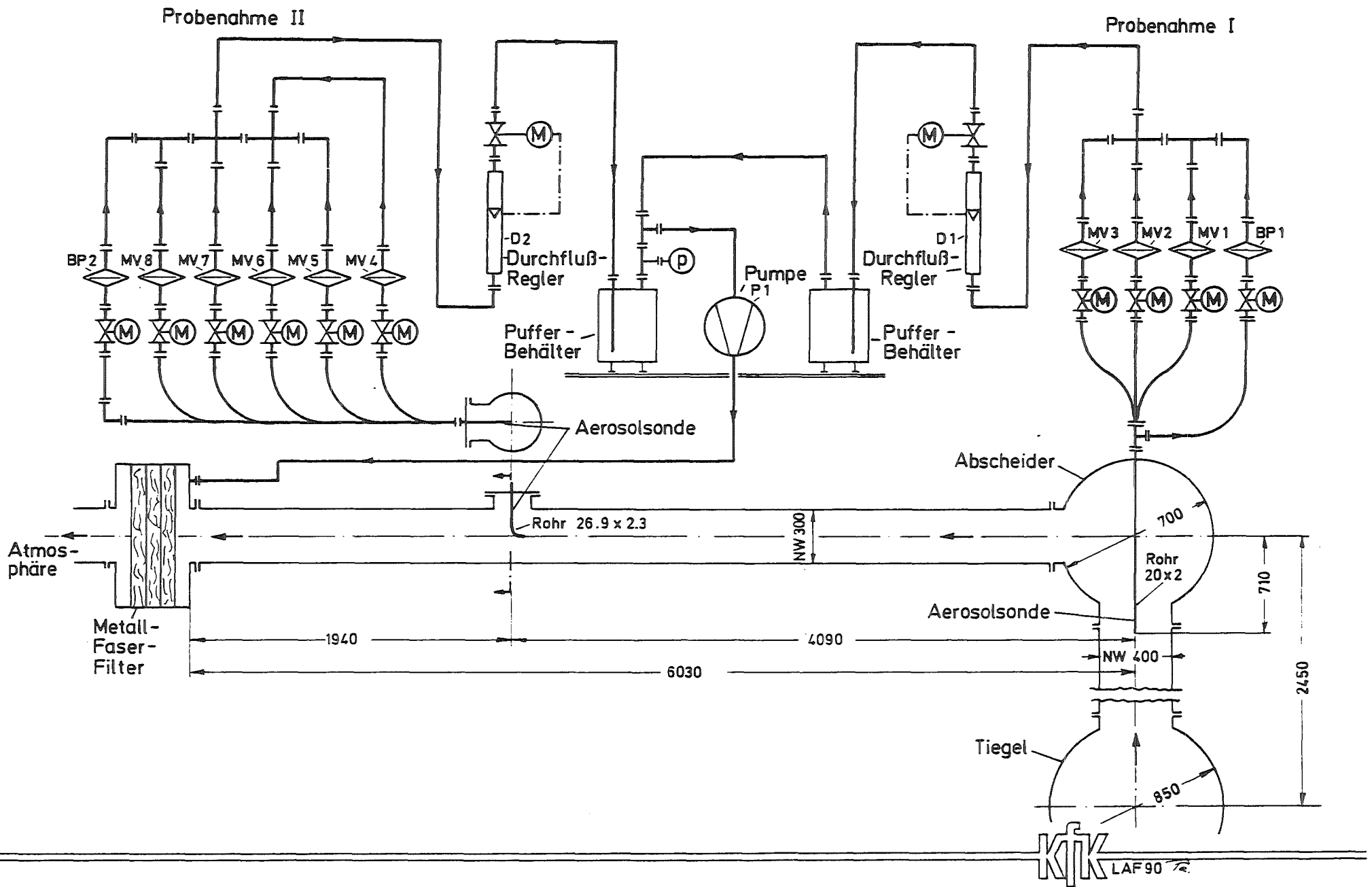


Abb. 1: Aerosol-Probenahmeschema für BETA - Abgas

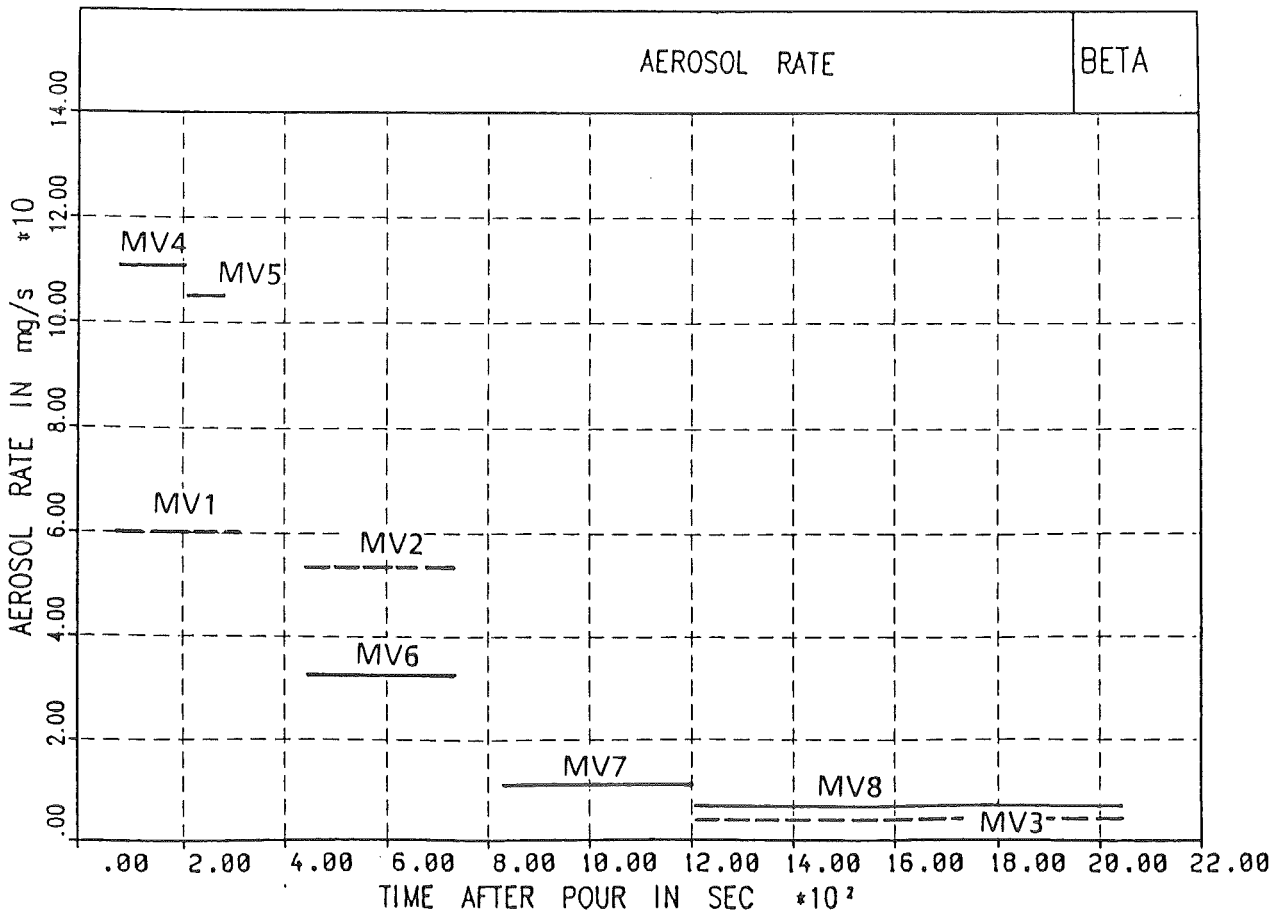
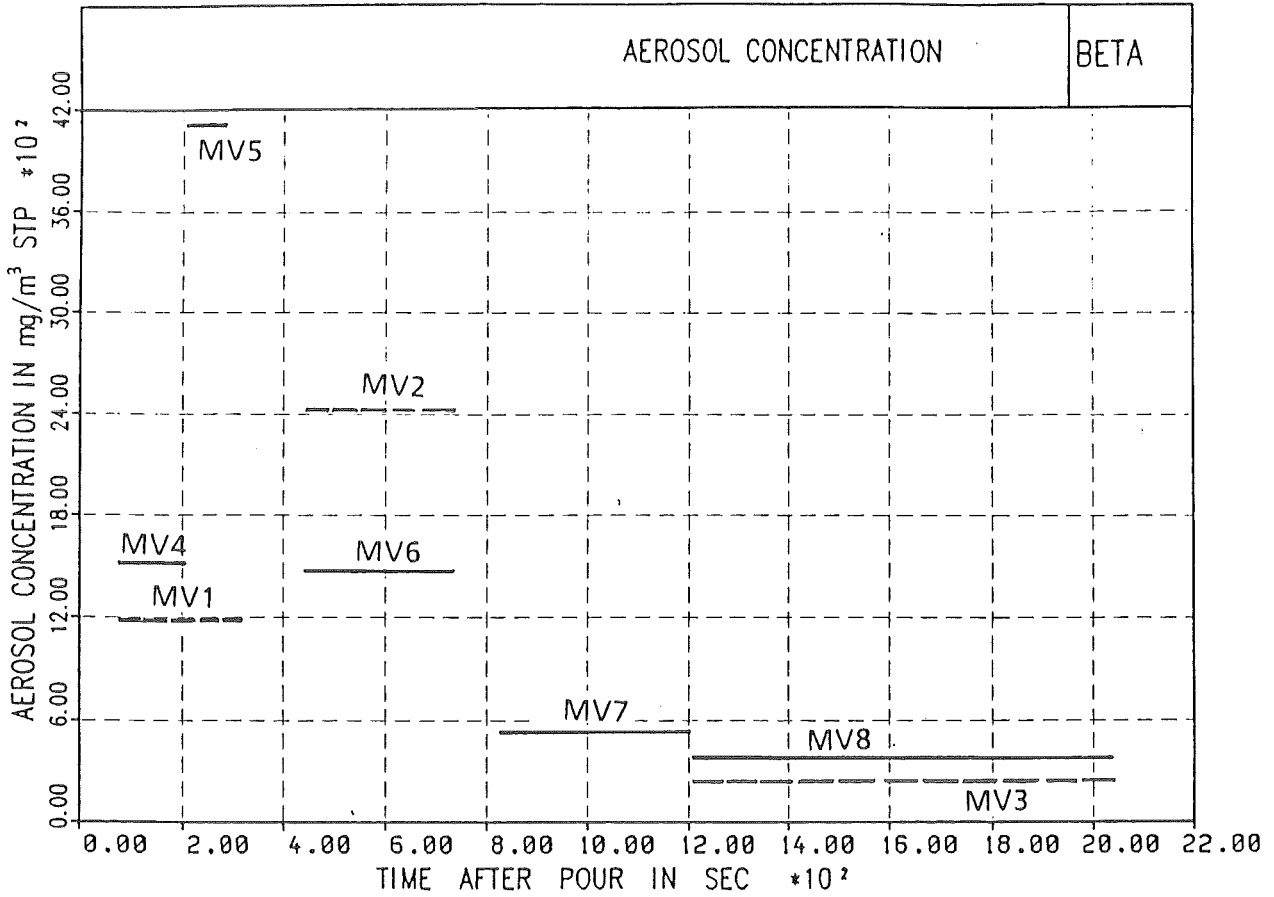


Abb. 2: Aerosol Concentration and Aerosol Rates in BETA V5.1 (MV1 through MV3: Filter Station I, MV4 through MV8: Filter Station II)

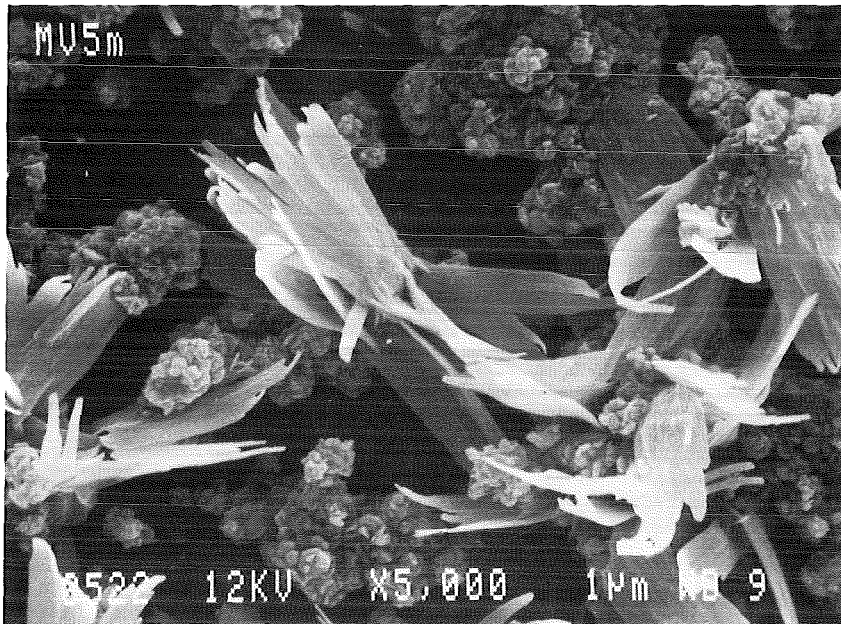


Abb. 3

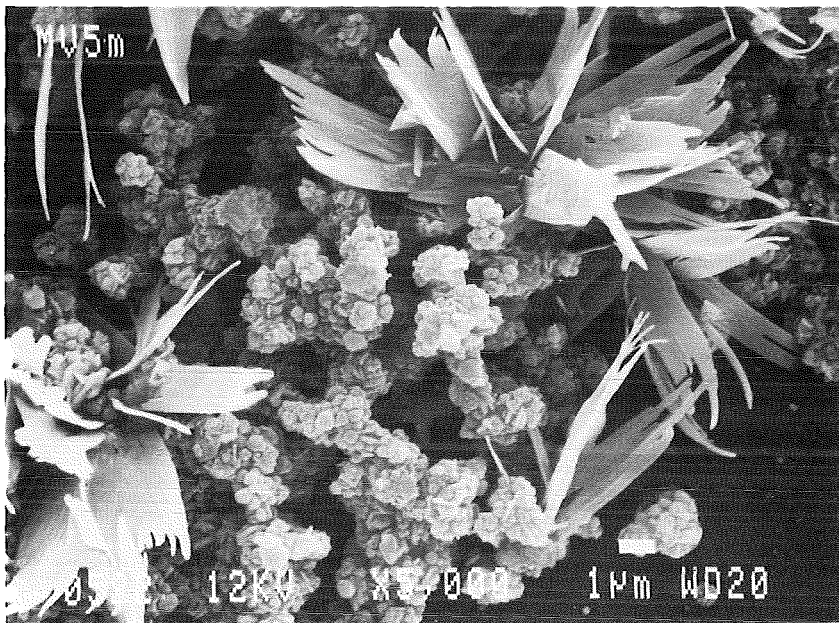


Abb. 4

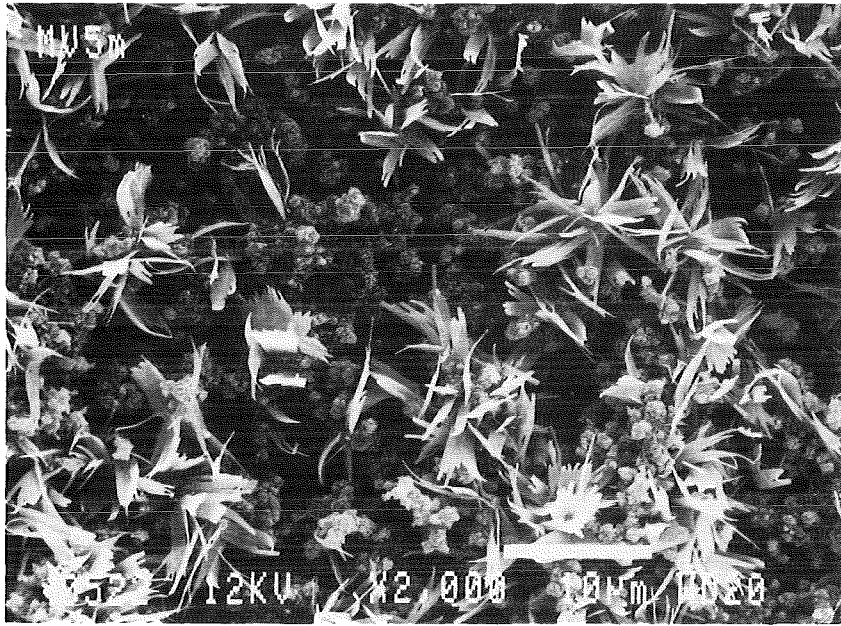


Abb. 5

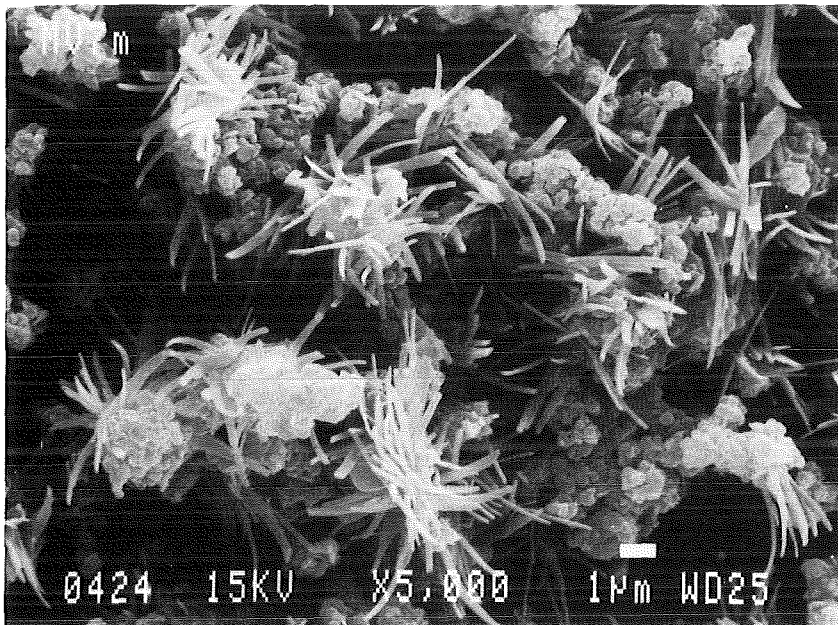


Abb. 6

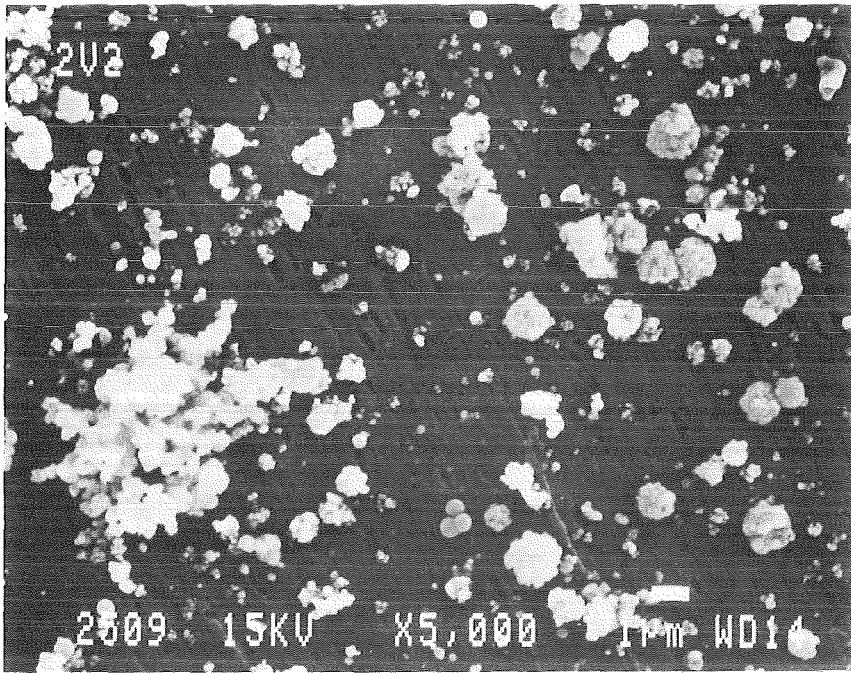


Abb. 7

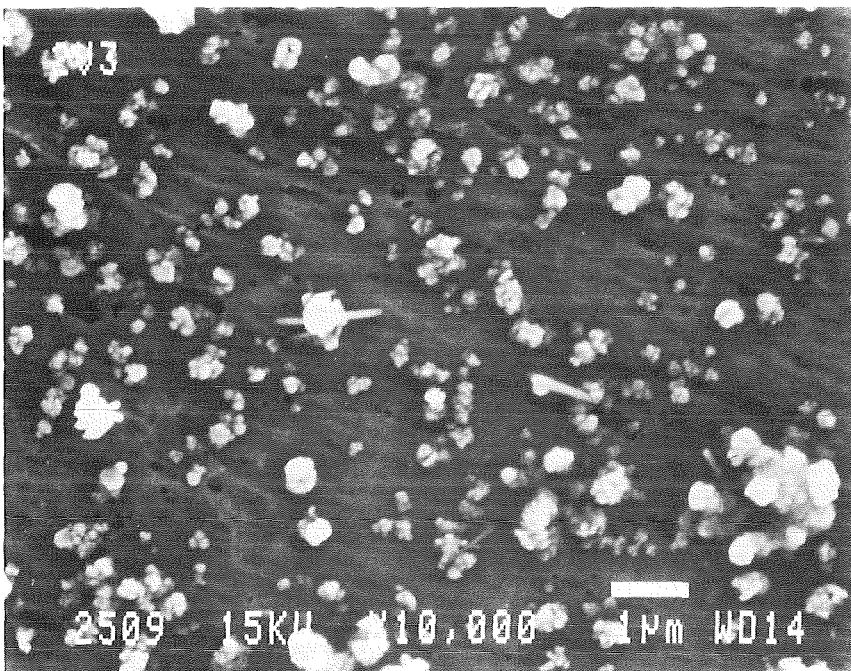


Abb. 8

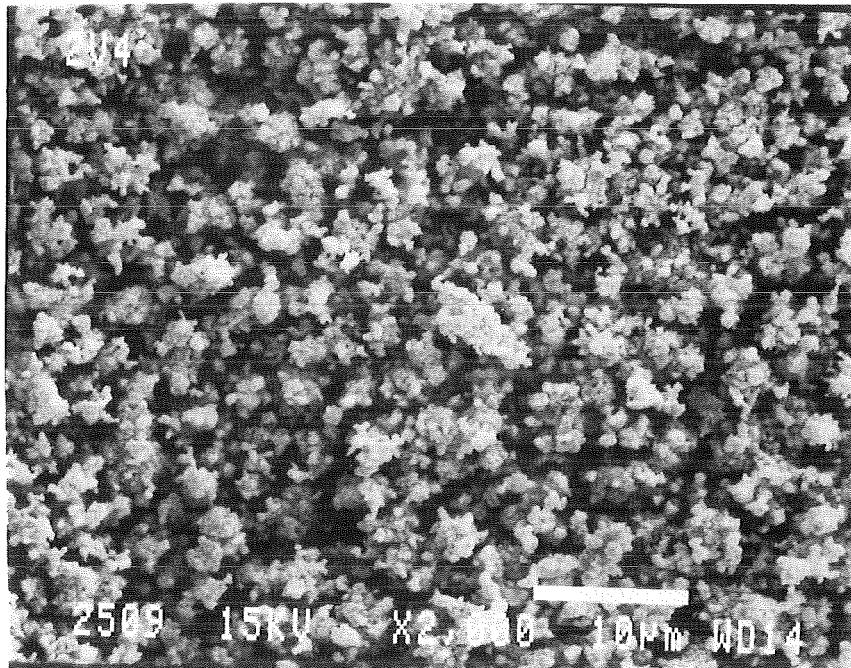


Abb. 9

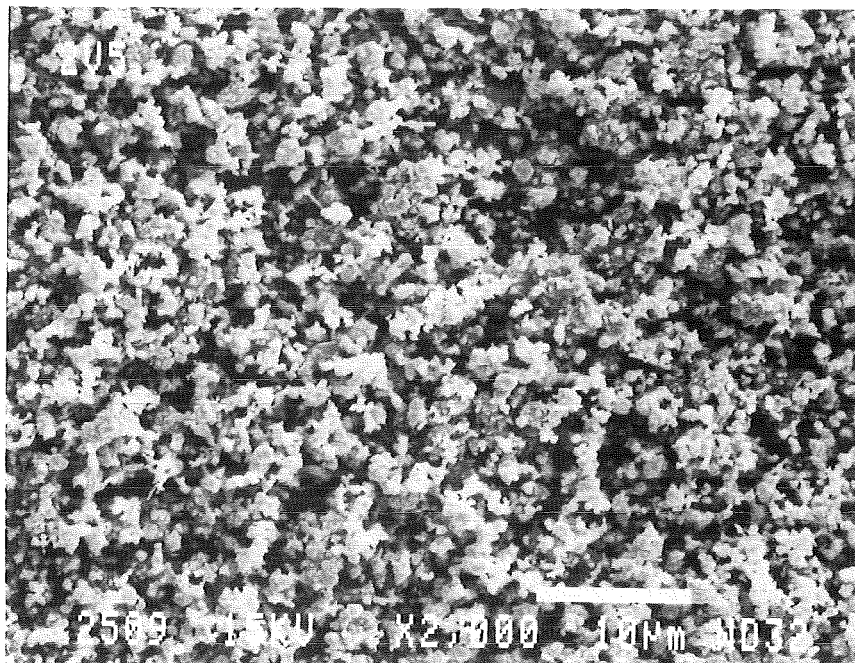


Abb. 10

**18.05.03 Untersuchungen zu transienten Austauschvorgängen in
Zweiphasenströmungen (NOVA-Vorhaben)**

18.05.03/01A Investigation of phase transport mechanisms in air-water
PSF 0D5N bubbly flow in vertical channels
(G. Class, F. Eberle, G. Gering, H. Kruse, R. Meyder,
P. Philipp, G. Lang, W. Sengpiel, IRE)

Experiments are performed at the NOVA two-phase flow test facility for investigation of the interfacial momentum exchange phenomena which result in characteristic spatial phase distributions in bubbly two-phase flow through vertical channels. They are part of two-phase flow research aiming at the capability of flow pattern analysis by adequate two-phase flow models.

In the frame of the NOVA test matrix, experiments have been performed with upward and downward bubbly flows which show clearly the very distinctive development of spatial phase distributions along the test channel as a result of predominant lift forces. For measurement of turbulent static pressure in the liquid phase, the radial profile of which may have an influence on bubble migration, a static pressure probe has been developed. First measurements of static pressure profiles showed qualitatively good results. The experiments will be continued with emphasis on three-dimensional turbulence measurements.

In the frame of theoretical work, the first version of a two-fluid model computer code CAST-M has been made available as a preliminary test version for the analysis of the NOVA experiments.

18.05.03/01A
PSF 0D5N

Untersuchung der Phasentransport- und -verteilungsmechanismen an Luft-Wasser-Blasenströmungen in senkrechten Kanälen

(G. Class, F. Eberle, G. Gering, H. Kruse, R. Meyder, P. Philipp, G. Lang, W. Sengpiel; IRE)

1. Einleitung

An der NOVA-Versuchsanlage des IRE werden in Luft-Wasser-Blasenströmungen durch senkrechte rohrförmige Kanäle die lokalen Eigenschaften von Zweiphasenströmungen gemessen. Ziel der Experimente ist es, die Wirkungsmechanismen zu verstehen und über entsprechende Modellentwicklungen zu beschreiben, die zu den beobachteten sehr charakteristischen Phasenverteilungen in Blasenströmungen durch senkrechte Kanäle führen. Das Vorhaben ist angesiedelt im Bereich jener Forschungsarbeiten der Mehrphasen-Strömungsmechanik, die auf die theoretische Beschreibung der Entwicklung von Strömungsformen in Gas-Flüssigkeits-Zweiphasenströmungen abzielen. Unter diesem Aspekt ist die Bedeutung des Vorhabens für die sicherheitsorientierte Reaktorforschung evident.

2. Experimentelle und theoretische Arbeiten

Über die verschiedenen Meßtechniken, die zum Teil im Rahmen des Vorhabens für den Einsatz an der NOVA-Versuchsanlage selbst entwickelt wurden, ist bereits berichtet worden [1]. Tab. 1 zeigt die NOVA-Testmatrix mit den definierten Versuchsbedingungen.

Die für die Gasphase charakteristischen Eigenschaften der Zweiphasenströmung können mit Widerstandssonden gemessen werden [2]; das gilt z.B. für die axiale Entwicklung des radialen Profils des lokalen Gasgehaltes der Blasenströmung entlang der Teststrecke. Abb. 1 zeigt Ergebnisse zweier Experimente an aufwärtsgerichteten Blasenströmungen ($2c/U$ und $4c/U$, Tab. 1) mit Wasser-Leerrohrgeschwindigkeiten von 0.36 m/s (1a) und 1.80 m/s (1b). Der mittlere volumetrische Gasgehalt an der axialen Referenzposition $z = 40 D$ (Rohrinnendurchmesser $D = 70 \text{ mm}$) beträgt $\beta = 0.10$. Die radialen Profile des lokalen relativen Gasgehaltes α und der lokalen Blasenfrequenz N_b sind an den axialen Meßebenen $0D$ (Teststreckenbeginn), $5D$ und $70 D$ gemessen worden. Bei $0D$ ist die Wabenstruktur eines unmittelbar stromaufwärts vorhandenen Strömungsgleichrichters mit sieben Unterkanälen deutlich zu erkennen. Während die lokalen Maxima von α und N_b in Abb. 1b bei $0D$ für $V_s, \ell = 1.80 \text{ m/s}$ über den Kanalmitten der Gleichrichter-

Testfall	Volumenstrom Wasser, Q_ℓ (m ³ /h)	Leerrohrgeschwindigkeit Wasser, $V_{s,\ell}$ (m/s)	Mittlerer volumetrischer Gasgehalt $\beta = Q_g / (Q_g + Q_\ell)$				aufwärts	abwärts
			a	b	c	d	U	D
1	2.5	0.18	0.01	0.05	0.10	0.15	x	
2	5.0	0.36	0.01	0.05	0.10	0.15	x	x
3	15.0	1.08	0.01	0.05	0.10	0.15	x	x
4	25.0	1.80	0.01	0.05	0.10	0.15	x	x

Tab. 1: Testmatrix der NOVA-Luft-Wasser-Blasenströmungsexperimente

Unterkanäle liegen, sind die entsprechenden Maxima im Falle niedrigerer Wasserleerrohrgeschwindigkeit $V_{s,\ell} = 0.36$ m/s (Abb. 1a) an die Unterkanalwände hin verschoben - ein Hinweis auf einen signifikanten radialen Blasen-transport bereits vor Teststreckenbeginn. Die entsprechenden Profile für die Meßposition $z = 5 D$ zeigen für beide Fälle schon eine starke radiale Umverteilung der Phasen innerhalb der kurzen axialen Distanz von 350 mm. Die radialen Void- und Blasenfrequenzprofile bei $z = 70 D$ für ausgebildete Strömungsverhältnisse machen deutlich, daß für niedrige Wassergeschwindigkeiten (1a) die für Aufwärtsströmungen so charakteristischen Häufigkeitspeaks in Wandnähe nur schwach ausgeprägt sind, während im Falle hoher Wassergeschwindigkeiten (1b) ein starker Blasen-transport zur Kanalwand hin stattgefunden hat.

Daß ein Vorzeichenwechsel der Relativgeschwindigkeit zwischen beiden Phasen die Richtung der radialen Blasenmigration umkehrt, wird anhand der in Abb. 2 wiedergegebenen Voidprofile deutlich. Für gleiche Wasserleerrohrgeschwindigkeiten (1.08 m/s bzw. 1.80 m/s) und gleiche mittlere volumetrische Gasgehalte $\beta = 0.10$ an der Referenzposition $z = 40 D$, jedoch unterschiedliche Strömungsrichtungen, ergeben sich entgegengesetzte Bewegungsrichtungen der Gasphase (Maxima der Blasenhäufigkeiten in Wandnähe bei Aufwärtsströmung bzw. in Kanalmitte bei Abwärtsströmung). Dieser Effekt wird durch die Kutta-Joukowski'sche Auftriebskraft beschrieben [3].

In einer turbulenten einphasigen Rohrströmung existiert ein radiales Profil des statischen Druckes P , das im Falle ausgebildeter Strömung von den Profilen der

radialen und tangentialen turbulenten Schwankungsgrößen $\overline{u'_r u'_r}$ bzw. $\overline{u'_\varphi u'_\varphi}$ abhängig ist [4]:

$$P_W - P(r) = \rho \overline{u'_r u'_r} - \int_R^r \left(\overline{u'_\varphi u'_\varphi} - \overline{u'_r u'_r} \right) \cdot \frac{1}{r} dr \quad (1)$$

P_W statischer Druck an der Rohrwand

R Rohrradius

ρ Dichte

Setzt man voraus, daß im Falle von Blasenströmungen ähnliche Profile der turbulenten Schwankungsgrößen und damit des turbulenten statischen Druckes in der flüssigen Phase vorhanden sind, dann erfahren die Blasen aufgrund der Druckdifferenz über die Blasenoberfläche eine zusätzliche Querkraft, die sich anderen (z.B. der Kutta-Joukowski-Kraft) überlagert. Um die radialen Profile des statischen Druckes messen zu können, ist eine Drucksonde entwickelt worden [5]. Erste Messungen in einphasigen Strömungen zeigen qualitativ entsprechend Glg. (1) zu erwartende Druckprofile mit Druckminima in Wandnähe, wie in Abb. 3 beispielhaft dargestellt. Die Genauigkeit dieser Druckmessungen kann allerdings erst dann beurteilt werden, wenn entsprechende mehrdimensionale Turbulenzmessungen in der NOVA-Teststrecke vorliegen. Diese werden in 1991 durchgeführt.

Das in Abb. 1b für $z = 70 D$ dargestellte radiale Voidprofil zeigt eine deutliche Asymmetrie. Da die Datenanalyse im Rahmen der festgelegten NOVA-Experimente (Tab. 1) symmetrische Strömungsverhältnisse voraussetzt, sind umfangreiche Untersuchungen durchgeführt worden, um die Ursachen zu identifizieren. Diese Arbeiten sind noch nicht abgeschlossen, die an der NOVA-Teststrecke vorgenommenen Verbesserungen zeigen aber bereits entsprechende Verbesserungen in den Symmetrieeigenschaften der Strömungen.

Ziel der theoretischen Arbeiten ist die Erstellung eines 2-Fluid-Rechenmodelles für die rechnerische Simulation der NOVA-Blasenströmungsexperimente. Basis für diese Programmentwicklung ist das Rechenprogramm CAST der GRS, das für die Simulation von Gas-Flüssigkeits-Zweiphasenströmungen im Rahmen des NOVA-Vorhabens weiterentwickelt wird. Eine erste 2-Fluid-Version CAST-M ist im Teststadium.

3. Literatur

- [1] G. Class et al.: Untersuchungen zu transienten Austauschvorgängen in Zweiphasenströmungen (NOVA-Programm), in: Sicherheitsorientierte LWR-Forschung, Jahresbericht 1989, KfK 4700, 1990, 126-141
- [2] H. Kruse, W. Sengpiel:
Unveröffentlichter Bericht, 1989
- [3] D.A. Drew, R. T. Lahey: The Virtual Mass and Lift Force on a Sphere in Rotating and Straining Inviscid Flow, Int. J. of Multiphase Flow, 13, 1987, 113-121
- [4] G.K. Patterson, W. J. Ewbank, V. A. Sandborn: Radial Pressure Gradient in Turbulent Pipe Flow, Physics of Fluid, 10, 1967, 2082-2084
- [5] R. Meyder, P. Philipp, W. Sengpiel:
Unveröffentlichter Bericht, 1990

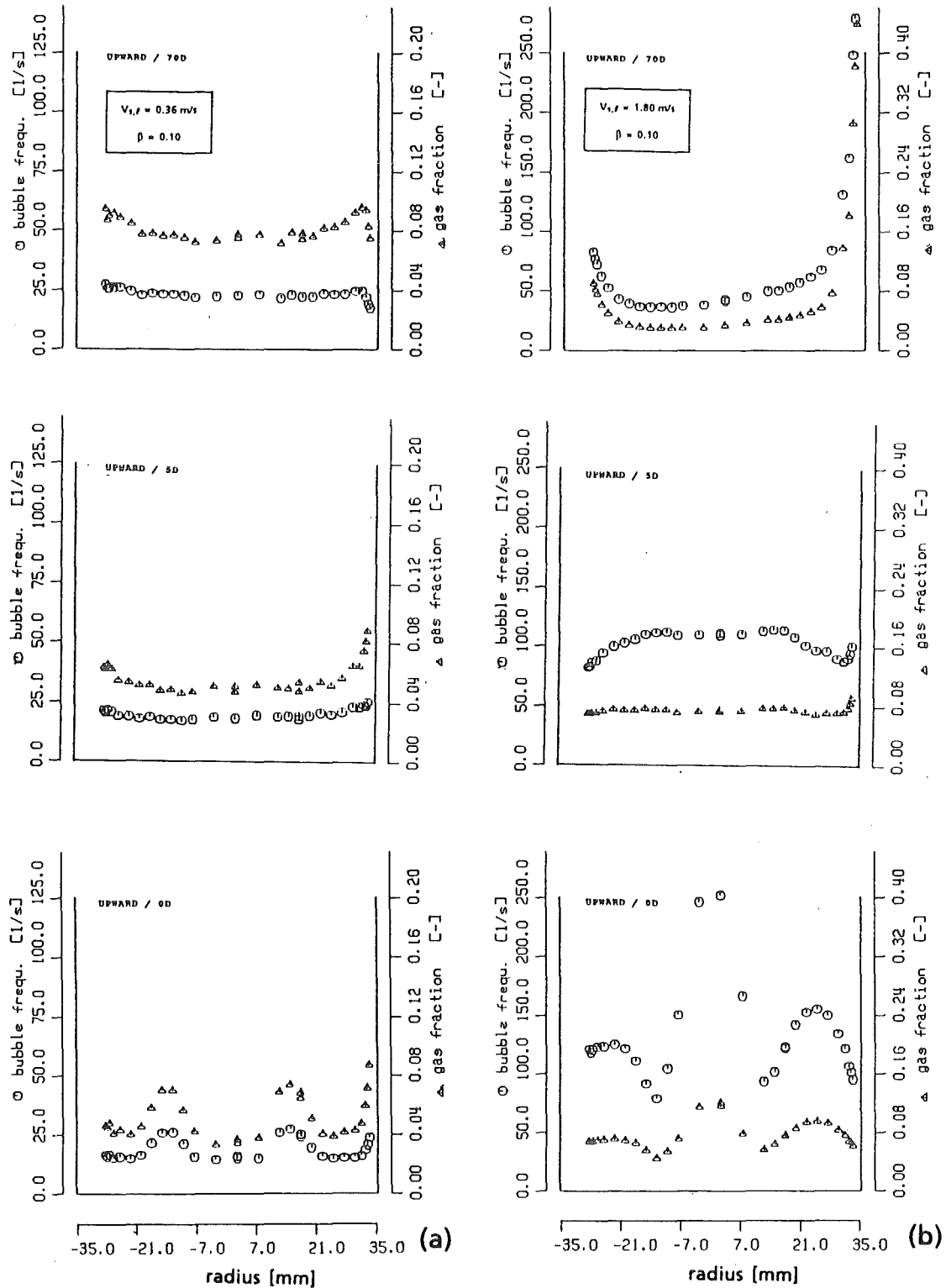


Abb. 1: Axiale Entwicklung der radialen Profile von relativem Gasgehalt und Blasenfrequenz für niedrige und hohe Wasserleerrohrgeschwindigkeiten bei jeweils gleichem mittlerem volumetrischem Gasgehalt β : $V_{s,\ell} = 0.36 \text{ m/s}$, $\beta = 0.10$ (a), $V_{s,\ell} = 1.80 \text{ m/s}$, $\beta = 0.10$ (b). Widerstandssonden-Messungen bei $z = 0D, 5D$ und $70D$.

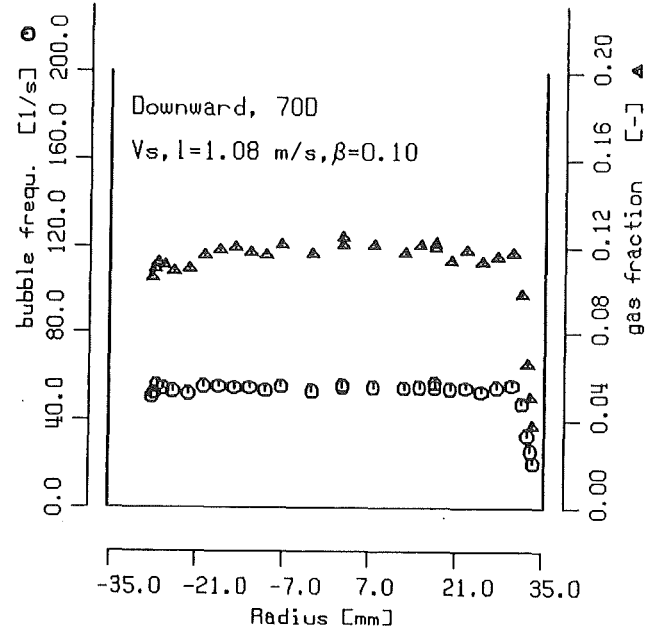
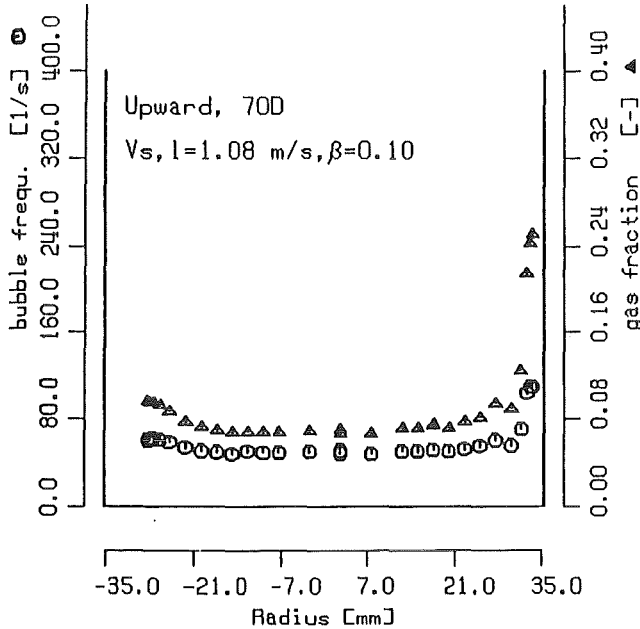
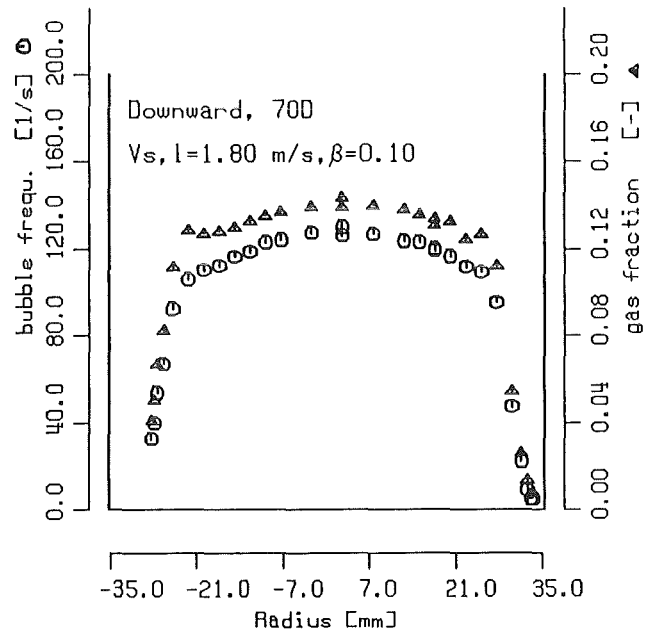
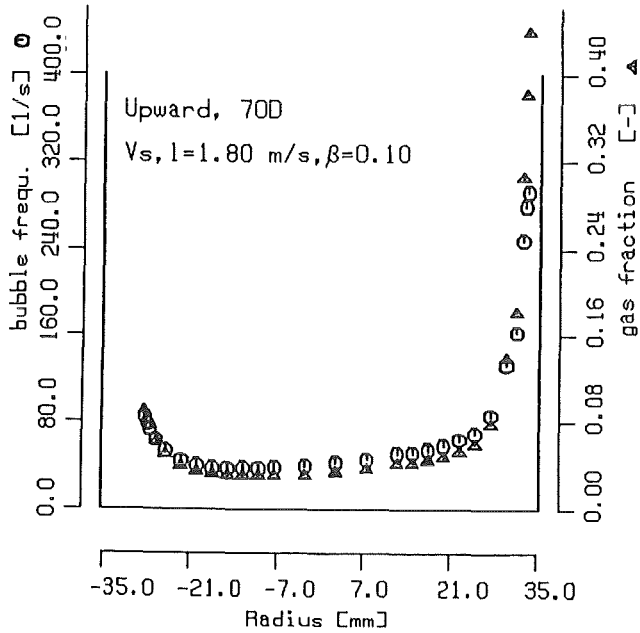


Abb. 2: Vergleich gemessener Voidprofile für aufwärts- (links) und abwärtsgerichtete (rechts) Blasenströmungen bei $z = 70 D$ für mittlere volumetrische Gasgehalte $\beta = 0.10$ und Wasserleerrohrgeschwindigkeiten von $V_{s,l} = 1.08 \text{ m/s}$ und $V_{s,l} = 1.80 \text{ m/s}$.

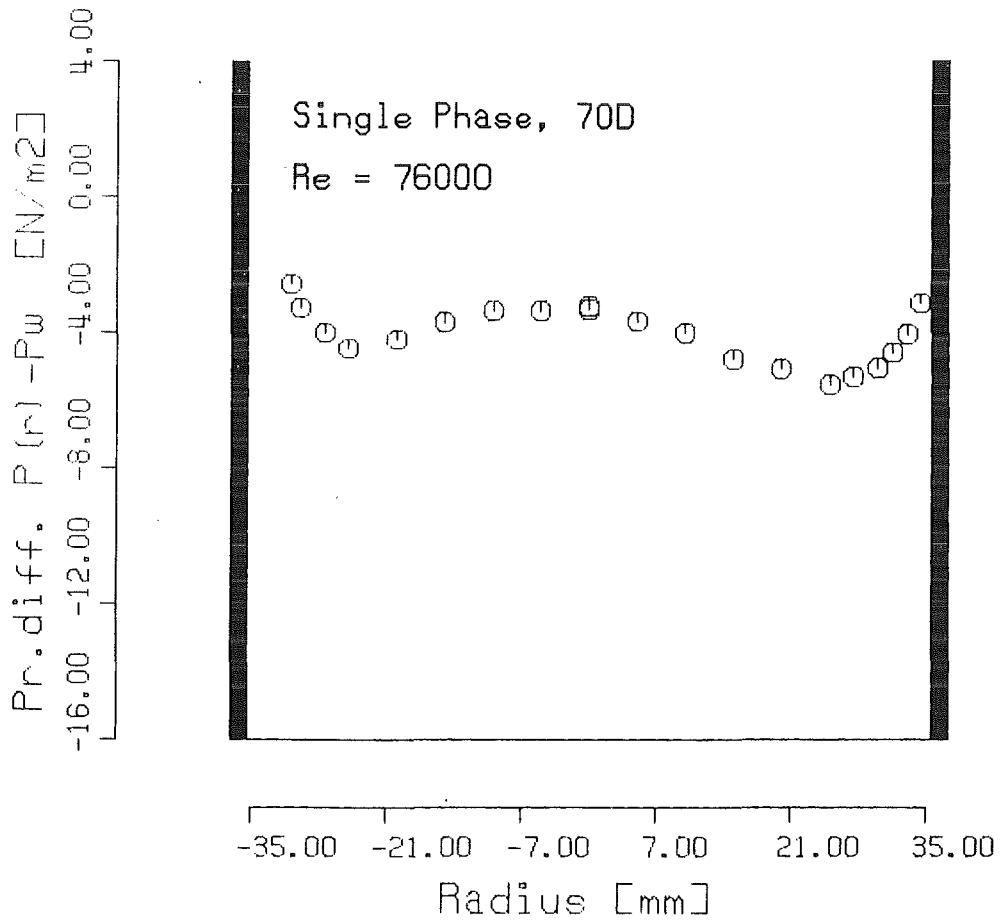


Abb. 3: Mit der NOVA-Drucksonde gemessenes radiales Profil des turbulenten statischen Druckes in einphasiger Wasserströmung bei $Re = 76000$; dargestellt ist der Differenzdruck $P(r) - P_{wand}$.

18.05.04	Schwerstofffilterung und Lüftungsanlagen
18.05.04/01A	Venting filter for LWR
PSF 0D5Q	(H.-G. Dillmann, H. Pasler, H. Schmitt, K. Bleier; LAF II)

Abstract

1990 two tests have been done successfully in France at the Fuchia-loop with CsOH loading of metal fiber filters. A filtermodul is tested with a back flow to see the effect in the efficiency after such an event. The thermal capability has been testet for the time after the venting proses with no cooling gas stream.

Downstream of the multistage fiber filter unit a second filter unit is used with a binary doped zeolith as the sorbens for elementary iodine removal. Also methyl iodine is retained. The removal efficiency and the catalytic behaviour with regard to the H₂/O₂-reaction are indicated. The test methods are described.

18.05.04/01A
PSF 0D5Q

Ventingfilter für Leichtwasserreaktoren
(H.-G. Dillmann, H. Pasler, H. Schmitt, K. Bleier, LAF II)

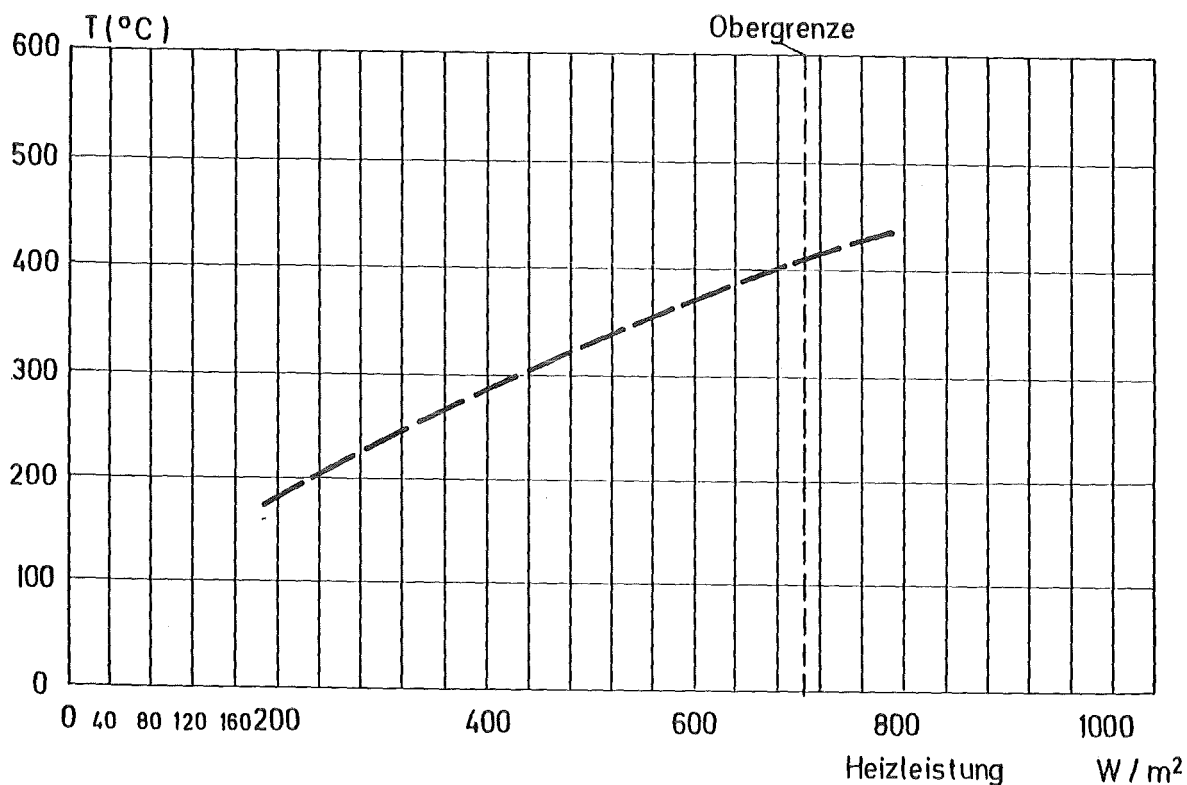
Tiefbett-Edelstahlfaserfilter zum Druckabbau bei schweren Reaktorunfällen

Im letzten Berichtszeitraum wurden Beladeversuche an Metallfaserfiltern mit (hygroskopischen) CsOH Aerosolen in Frankreich am Fuchia-Teststand durchgeführt. Bisher galt das Verhalten der Filter unter hohen Beladungen an hygroskopischen Aerosolen als unbekannt. In Zusammenarbeit mit dem CEA Prüfstand Fuchia und der Fa. Siemens Erlangen als Betreiber für die dort eingesetzten Aerosolgeneratoren wurden je zwei 24 h Dauerbeaufschlagungsversuche mit CsOH als Testaerosol aus einer Plasmaverdampfungsanlage durchgeführt. Ein solcher Aerosolgenerator ist zur Zeit bei KfK noch nicht vorhanden.

Ein Abschlußbericht liegt noch nicht vor, jedoch zeigten die Filter im Test nur geringfügige Differenzdruckzunahmen von wenigen mbar, was den Erfahrungen und Werten aus anderen Versuchen entsprach. Ebenso bestätigten sich die bisher mit anderen Meßmethoden auch ermittelten hohen Dekontaminationsfaktoren von im Mittel ca. 10 000. Probleme traten nicht auf. Zusätzlich wurden für die Genehmigungsbehörde die Filtermodule aus der Fertigung für weitere sechs Kernkraftwerke untersucht.

Darüberhinaus war die Wirkung einer Rückströmung innerhalb des Metallfaserfilters auf den Dekontaminationsfaktor zu ermitteln. Unter den von der Genehmigungsbehörde vorgegebenen Annahmen war an einem vor und nach der Belastung auf Abscheidegrade untersuchten Filter im Rahmen der Meßgenauigkeit kein Unterschied feststellbar.

Weitergehende thermische Untersuchungen zeigten, daß die Metallfaserfilter über Konvektion und Wärmestrahlung auch nach dem Ventinginsatz (kein kühlender Durchsatz mehr), die vorgegebene Nachzerfallswärme an die Umgebung abführen können. In Abb. 1 ist ein typischer gemessener Temperaturverlauf (Gleichgewichtstemperatur bei zugeführter konstanter elektrischer Leistung innerhalb der Filterschicht) angegeben, der zeigt, daß noch erhebliche Reserven vorhanden sind. Für den konservativen Auslegungsfall sind 200 W/m² Filterfläche anzunehmen. Erst ab 700 W treten Temperaturen von ca. 400 °C auf. Die Grenztemperatur der Metallfaserfilter liegt zwischen 500 und 600 °C.



Aerosolfilterstufe, kein Durchfluß



Abb. 1: Temperatur als Funktion der Nachzerfallswärme

Eine weitere Untersuchung von Metallfaserfiltern war der Einsatz als Umluftfilter bei Ölbrandversuchen im HDR-Reaktor. Der letzte Filtereinsatz war bei drei Brandversuchen in Betrieb und wies eine Beladung von insgesamt 3 kg Ruß auf. Bei dieser Beladung war der Volumenstrom wegen der begrenzten Ventilatorleistung auf ein Drittel des Anfangswertes zurückgegangen.

Zeolithe als Sorbens für die Iodabscheidung bei der Druckentlastung

Die Untersuchungen zur Abscheideleistung eines Iodsorptionsfilters für das Sicherheitsbehälterabgas, das bei der Druckentlastung nach einem Kernschmelzunfall zu erwarten ist, konnten abgeschlossen werden. Da sich die Anforderungen während der experimentellen Arbeiten infolge neuer Festlegungen durch die Genehmigungsbehörden änderten, waren eine Reihe zusätzlicher Versuche durchzuführen, die insbesondere katalytischen Eigenschaften des Iodsorbens betrafen. Die reinen Silberzeolithe wurden aufgrund ihrer starken katalytischen Wirkung nicht mehr weiter geprüft. Das Schwergewicht lag auf der Untersuchung der mischdotierten Zeolithe.

Abscheideleistung und katalytisches Verhalten von mischdotierten Zeolithen

Die Prüfung der Abscheideleistung folgte in einer in Hinsicht auf die Erzeugung von kleinen Dampfdurchsätzen modifizierten Apparatur, die in Abb. 2 wiedergegeben ist. Bei den vorangegangenen Versuchen erwies sich die Durchsatzregelung wegen der benötigten kleinen Dampfmenngen, die über die Einstellung der Heizleistung und die automatisch gesteuerte Einhaltung des Flüssigkeitsniveaus im Dampferzeuger erreicht wurde, im Dauerbetrieb als zu störanfällig. Deshalb wurde auf eine konstante Wassereinspeisung mit Hilfe einer sehr genau arbeitenden Dosierpumpe umgestellt und die benötigte Dampfmenge durch die unmittelbare Verdampfung erzeugt.

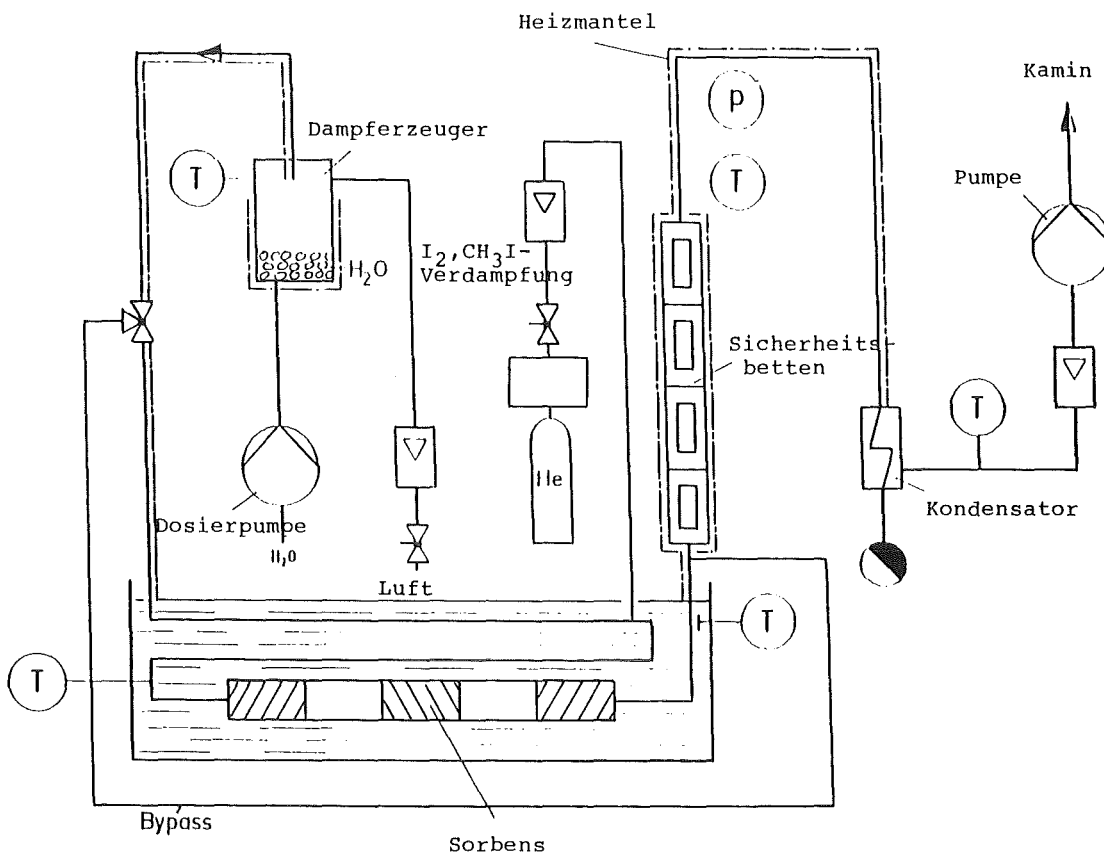


Abb. 2: Prüfeinrichtung für Iod-Sorption

Durch Einstellung eines Thermogradienten im Verdampfergefäß mit Hilfe einer Packung von Raschigringen konnte eine gleichmäßige Dampferzeugung erreicht werden, die durch Messung des anfallenden Kondensates kontrolliert wurde. Infolge von neueren Überlegungen zum Unfallverlauf und zur Druckentlastung war ein relativ hoher Anteil an H_2 im Abgas vorauszusetzen. Für Untersuchungen

mit Gasmischungen, die einen Anteil von max. 15 % H₂ enthielten, wurde eine Apparatur gebaut, die in Abb. 3 wiedergegeben ist.

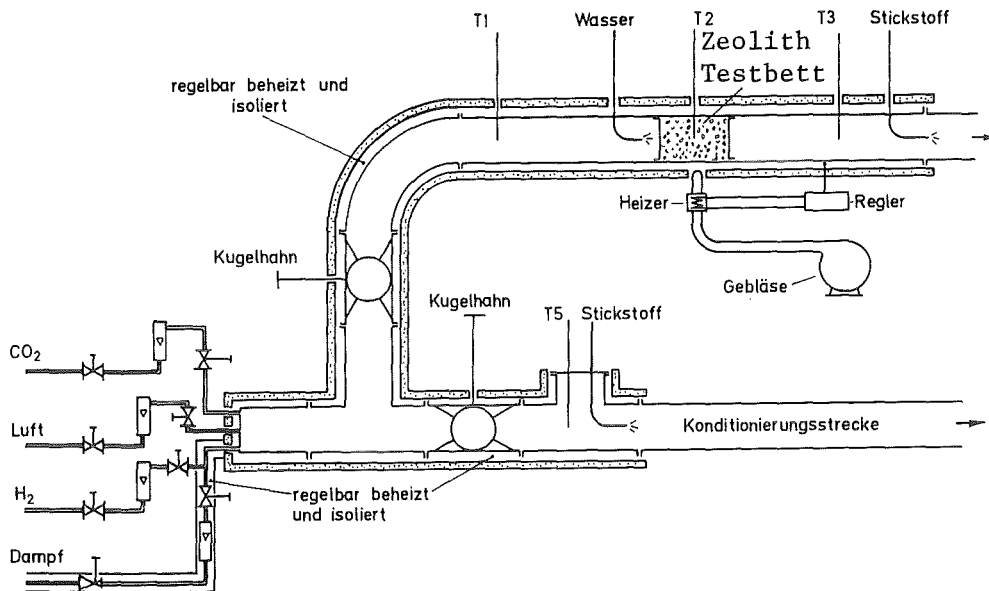


Abb. 3: Teststand

An dieser Stelle werden nur die Versuchsergebnisse wiedergegeben, die mit den Zeolithchargen erreicht wurden, welche eine ähnliche oder gleiche Dotierung wie das endgültig für die Druckentlastungsfilter hergestellte Material hatten. Zur Erzielung von auf der sicheren Seite liegenden Werten wurden bei den Abscheideversuchen Dampf-Luftgemische mit einem relativ hohen Dampfanteil (2,7 u. 2,9 : 1) verwendet, denen das abzuschiedende, mit I-131 markierte elementare Iod bzw. Methyljodid zugemischt wurde. Die Versuchstemperatur von ca. 145 °C entspricht der bei Beginn der Druckentlastung sich am Filter einstellenden Temperatur. Das Iodsorptionsfilter wird in Kernkraftwerken ausschließlich hinter einer Drosselarmatur eingebaut. Der sich vor dem Filter einstellende Druck entspricht der Summe aus Druckaufbau infolge des Strömungswiderstandes des Filters, der nachfolgenden Leitungen und Armaturen und dem Druck der Umgebungsluft. Er liegt dicht oberhalb 1 bar. Die Messungen konnten daher unter Atmosphärendruck durchgeführt werden.

Die Probefilter wurden vor der Beaufschlagung mehrere Stunden von dem Dampf-Luftgemisch durchströmt, um die Belastung des Sorbens durch den an-

strömenden Heißdampf konservativ zu berücksichtigen. Anschließend an die Beladung mit radioaktivem Prüfmittel (0,5 - 1 h) wurden die Probefilter für eine Dauer von 16 - 17 Stunden mit dem Heißdampf-Luftgemisch gespült. Dadurch wären evtl. auftretende Desorptionsvorgänge, die allerdings nicht zu beobachten waren, in jedem Versuch mit erfaßt worden.

Tabelle: Abscheideleistung von mischdotierten Zeolithen für I-131 in einem Luft-Dampfgemisch

Sorbens: Zeolith, kugelförmig, Durchmesser 1 - 3,5 mm

Spülgas: Dampf-Luftgemisch 2,7 und 2,9 : 1, Temperatur 145 °C, Druck ca. 1 bar, lineare Gasgeschwindigkeit 31,2 cm/s

Prüfmittel: I-127 + I-131 Gemisch als elementares Iod oder als org. Iodverbindung (Methyliodid)

Schichtdicke (cm)			2,5	5,0	7,5
Verweilzeit (s)			0,08	0,16	0,24
Typ	Form	Beladung (µg/g Sorbens)	Abscheidegrade in %		
A	I ₂	109	99,74	99,973	99,981
A	I ₂	51	99,46	99,946	99,966
A	I ₂	113	99,49	99,945	99,966
A	I ₂	82	99,68	99,970	99,981
A	CH ₃ I	111	85	96,8	99,21
A	CH ₃ I	70	80	94,4	98,1
B	I ₂	5	99,93	99,973	99,983
B	CH ₃ I	2	95,0	99,74	99,974
C **	I ₂	24	98,7	99,19*	99,931
C	CH ₃ I	5	84	97,0	99,33
C ***	I ₂	ca. 11	97,9	99,42	99,86

* mechanisches Leck in 2. Schicht

** Sorbens 15 h mit Dampf-Luftgemisch und 6 % H₂ konditioniert

*** Dampf/Luft 1:1, 6 % H₂ während Konditionierung, Iodbeaufschlagung und Spülung (insgesamt 3,6 h).

In der Tabelle sind die unter den angegebenen Versuchsbedingungen gemessenen Abscheidegrade aufgeführt. Die mit Typ A angegebenen Zeolithe wurden aus Proben der Chargen entnommen, die für den Einsatz in den Druckentlastungsfiltern bestimmt waren. Der entscheidende Gesichtspunkt für ihre Dotierung war die Unterdrückung der katalytischen Eigenschaften in Hinsicht auf die H_2/O_2 -Reaktion. Aus Sicherheitsgründen wurde auf eine optimale Dotierung bezüglich der Abscheideleistung verzichtet. Zur Zeit wird für die Druckentlastungsfilter keine Abscheidung von organischen Iodverbindungen gefordert. Die Prüfungen mit Methyljodid wurden durchgeführt, um Daten für ggf. erweiterte Anforderungen zu gewinnen. Die Beladung mit Prüfmittel deckt bei den Versuchen mit Typ A Zeolith die höchsten beim Unfall anzunehmenden Beladungen konservativ ab.

Bei dem an vorletzter Stelle in der Tabelle angegebenen Versuch wurde der Zeolith mit einem Dampf-Luftgemisch von 2,7 : 1 unter Zusatz von 6 % H_2 über einen Zeitraum von 15 h bei 145 °C vorkonditioniert, um evtl. auftretende Veränderungen des Zeolithes durch den Wasserstoff zu erfassen. Der letzte in der Tabelle aufgeführte Versuch lief unter Zugabe von 6 % H_2 während der Konditionierung, Beaufschlagung und Spülung. Da die für diese Versuche benutzte Apparatur nicht automatisiert werden konnte, ist die Versuchszeit insgesamt geringer als bei den vorhergehenden Versuchen.

Die Prüfung der katalytischen Wirksamkeit des mischdotierten Zeoliths wurde in einer Apparatur gemäß der Abb. 3 durchgeführt. Dazu wurde das Sorbens mit einer Schichtdicke von 7,5 cm in ein thermostatisiertes Stahlrohr von 2,5 cm lichter Weite eingebracht und durch einen in dem Bereich des Sorbens positionierten Temperaturfühler überwacht. Außerdem wurde kontinuierlich die Temperatur des anströmenden und des abströmenden Gasgemisches gemessen. Um bei den relativ hohen Wasserstoffgehalten eine durch Wasserdampfkondensation ermöglichte Detonation im Abgasstrang sicher ausschließen zu können, wurde in die Apparatur auf der Abströmseite hinter dem Testbett kontinuierlich Stickstoff eingeleitet. Um den Anfahrvorgang eines Iodsorptionsfilters beim Unfall besser zu simulieren, wurde eine Bypassstrecke in die Apparatur eingebaut, die eine Einstellung des Gasgemisches und Gasdurchsatzes erlaubte, ohne das Zeolithbett zu beaufschlagen. Daher konnte der trockene Zeolith schlagartig mit dem Dampf-Luft-Wasserstoff-Gemisch beaufschlagt und die Temperaturerhöhung durch die Wasserdampfadsorption mit erfaßt werden. Um eine ggf. einsetzende H_2/O_2 -Reaktion zu begünstigen, wurde der Anteil an Luft im Dampf-Luftgemisch im Unterschied zu den Abscheideversuchen auf 1 : 1 erhöht.

Die Prüfungen wurden in der Regel wie folgt durchgeführt:

Die Apparatur wurde auf 200 °C vortemperiert. Das Probefilter mit dem Zeolith wurde während dieser Zeit nicht vom Gas durchströmt und annähernd auf Raumtemperatur gehalten. Nach dem Erreichen der Sollwerte für Temperatur, Gasmischung und Durchsatz im Bypass wurde das Probefilter schlagartig mit dem Wasserstoff-Dampf-Luftgemisch beaufschlagt. Gleichzeitig wurde das Prüfrohr durch einen Heißluftmantel auf 200 °C erhitzt, um Wärmeverluste auszugleichen. Der Temperaturverlauf wurde kontinuierlich an den drei angegebenen Meßstellen gemessen und registriert. Die Prüfdauer betrug in der Regel 90 min. Das Prüfergebnis wird in Form einer graphischen Darstellung der an T1, T2 und T3 gemessenen Temperaturen (Abb. 4 bis 6) in Abhängigkeit von der Meßzeit dargestellt. Die katalytische Wirkung des Zeoliths unter Versuchsbedingung wird durch eine andauernde Temperaturerhöhung (zu unterscheiden von der anfänglich auftretenden Freisetzung von Adsorptionswärme infolge von Wasserdampfadsorption) im Bereich des Testbettes über die eingestellte Versuchstemperatur hinaus angezeigt.

In der Abb. 4 ist zum Vergleich das Ergebnis eines Versuches wiedergegeben, bei dem ein reiner Silberzeolith eingesetzt wurde. Zu Beginn der Beaufschlagung mit dem Gasgemisch bildet sich ein Temperaturmaximum im Bereich des Zeolithbettes aus, daß durch die freigesetzte Wasserdampfadsorptionswärme und die H_2/O_2 -Reaktion entsteht. Da die katalytische Reaktion weiter läuft, bildet sich eine bleibende Temperaturdifferenz in dem wiedergegebenen Versuch von insgesamt ca. 230 °C zwischen dem anströmenden Gasgemisch und dem Sorbens aus. Die folgenden Abbildungen zeigen den Temperaturverlauf bei Einsatz von mischdotiertem Zeolith. Beim Beaufschlagen des anfangs auf niedriger Temperatur befindlichen Zeoliths baut sich sehr schnell eine erhöhte Temperatur im Bereich des Zeolith-Probefilters auf. Diese sinkt in einem Zeitraum, der im wesentlichen von der Gasgeschwindigkeit und damit der pro Zeiteinheit zugeführten Wassermenge bestimmt wird, wieder auf eine Temperatur nahe der Gastemperatur ab. Bei einer Vielzahl von Versuchen konnte die Unterdrückung der katalytischen Eigenschaften des Molekularsiebs durch die Mischdotierung des Zeolithes nachgewiesen werden. In den Abb. 5 - 6 werden die Temperaturverläufe wiedergegeben, die mit den Zeolithchargen erreicht wurden, welche für den Einsatz in Kernkraftwerken vorgesehen sind.

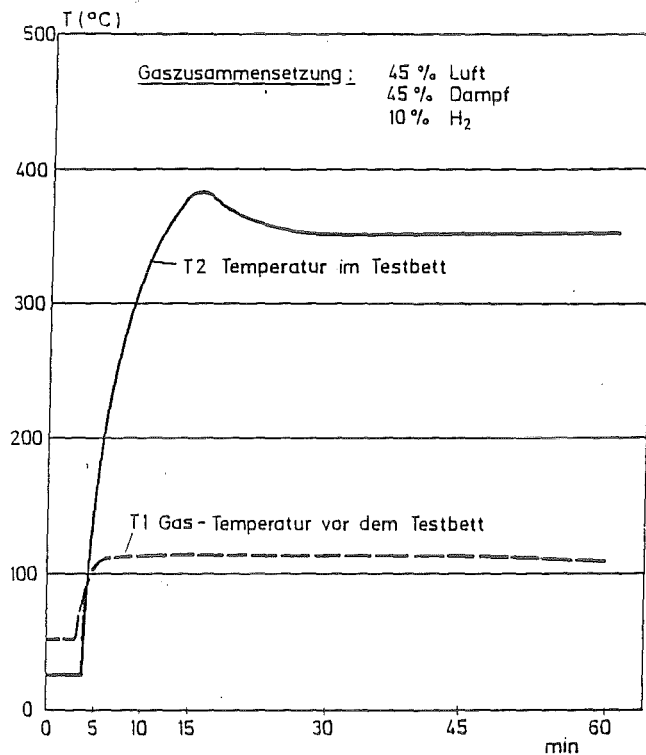
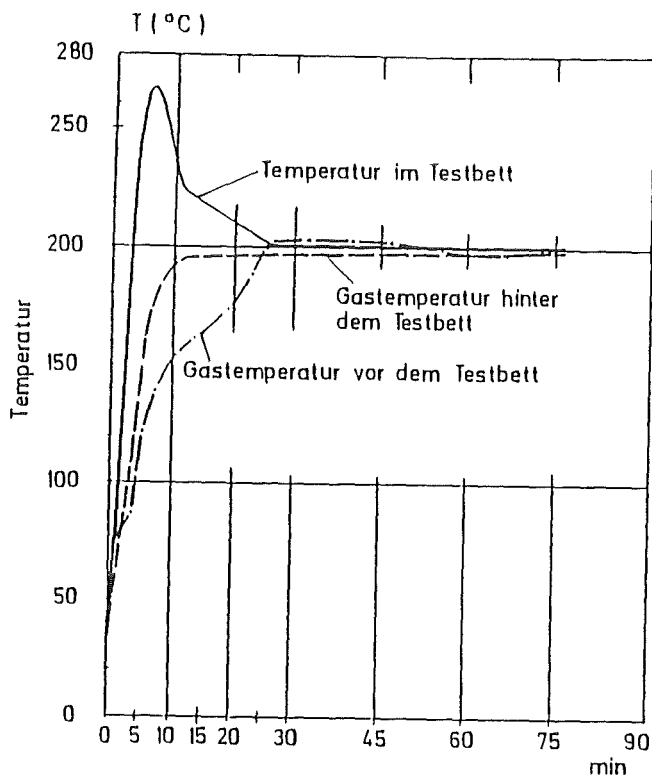


Abb. 4: Katalytisches Verhalten von Ag-Zeolith



Gaszusammensetzung: 10 % H₂
45 % Luft
45 % Dampf

v = 0.1 m/s

Abb. 5: Temperaturverhalten eines mischdotierten Zeolithes

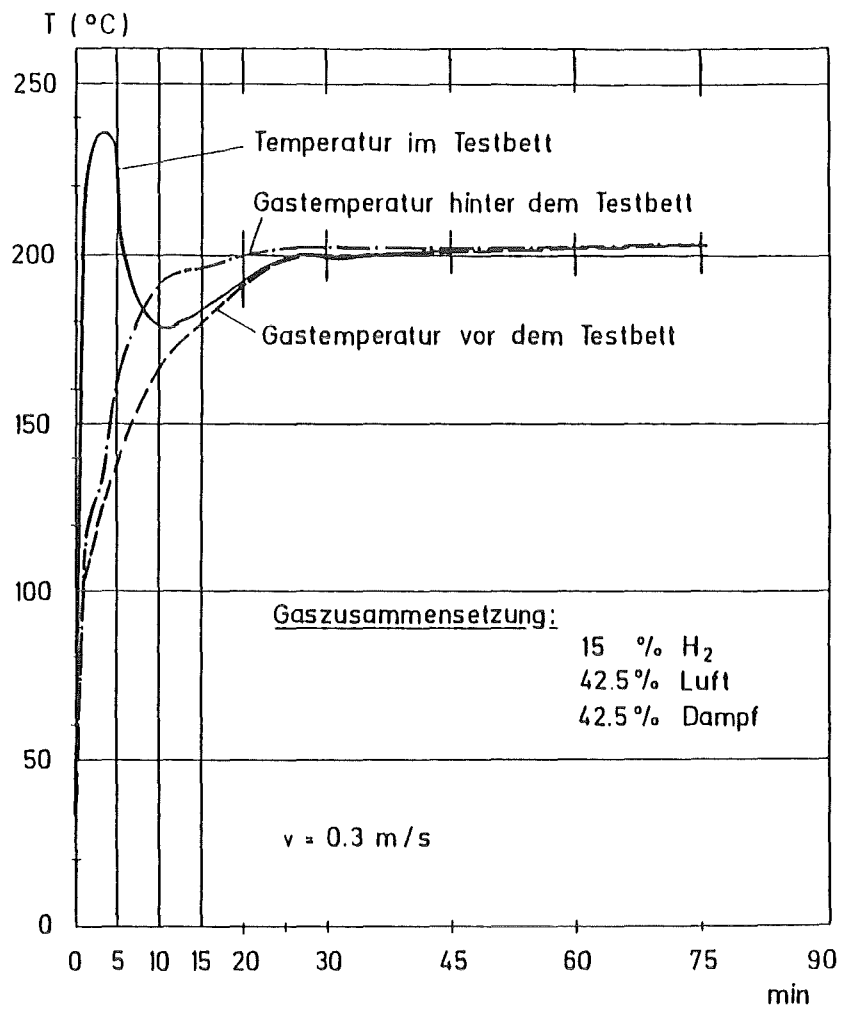


Abb. 6: Temperaturverhalten eines mischdotierten Zeolithen

18.05.04/02A
PSF 0D5R

HEPA Filter Response to Accident Conditions
(M. Neuberger, M. Fronhöfer, T. Hardy, W. Kuhn,
C.I. Ricketts, LAF II)

Summary

To guarantee the integrity of new, high – strength HEPA filters over a long time a number of experiments in the ventilation systems of KfK and on a vibration table – to simulate the transport of the filters – were conducted. Following tests show no penetration. Oscillating motions of samples of filter media with and without tears show no damages to the papers. A loss of integrity of the filters by stress over a long time so can be excluded.

The theoretical modelling of the Δp increases of filters exposed to fog conditions was continued. A good agreement between theoretical and experimental values was obtained.

18.05.04/02A
PSF 0D5R

Schwebstoffilterverhalten unter Störfallbedingungen
(M. Neuberger, M. Fronhöfer, T. Hardy, W. Kuhn,
C.I. Ricketts, LAF II)

1. Einleitung

In den Zu- und Abluftkanälen von Lüftungsanlagen großtechnischer Einrichtungen bilden Schwebstoffilter eine effektive Möglichkeit zur Rückhaltung gefährlicher Stoffe und dienen daher unmittelbar der Luftreinhaltung und dem Umweltschutz. Doch Untersuchungen des Betriebsverhaltens dieser wichtigen Abscheideeinrichtungen haben in den letzten Jahren gezeigt, daß Belastungen der Filtersysteme auftreten können, die weit über denen im Normalbetrieb liegen können. Insbesondere hohe Luftfeuchten bis hin zum Auftreten feiner Tröpfchen in der zu reinigenden Luft können zu einer überdurchschnittlichen Gefährdung der Filterelemente führen und unter Umständen ein Versagen und somit eine Kontamination der Umgebung nach sich ziehen. Eine Untersuchung der relevanten Einflußgrößen sowie die Entwicklung verbesserter, hochfester Filter ist daher unumgänglich. Außerdem müssen die neuen Filterelemente auf ihre Dauerfestigkeit überprüft werden.

2. Entwicklung hochfester Schwebstoffilter

Die Entwicklung der hochfesten Schwebstoffilterelemente im LAF II für den kerntechnischen Einsatz wurde im Berichtszeitraum mit Versuchen zur mechanischen Belastbarkeit weitgehend abgeschlossen. Langzeitversuche mit den neuen Filtern in KfK – internen Lüftungsanlagen und auf einem Rütteltisch – zur Simulation des Transportvorganges – zeigten keine Beschädigung des Filterpapiers. Ein anschließender Ölfadentest zeigte keine Penetration. Das Schwingungsverhalten von Filtermedienproben wurde im Labor untersucht. Dazu wurden die Proben mit einer Zugprüfmaschine bei $\sigma_{\max} = 80\%$ der Reißfestigkeit mit ca. 2 Mio. Zyklen beaufschlagt. σ_{\min} betrug dabei 60%. Eine anschließende Sichtprüfung mit einem Lichtmikroskop zeigte keinerlei Beschädigung oder Rißbildung des Materials. Um auch die Abnahme der Reißfestigkeit bei schon vorhandener Rissen zu studieren, wurden zahlreiche Zugversuche mit Rissen von 5% bis 50% der Probenbreite durchgeführt und die Kraft pro Restbreite der Probe bestimmt. Weder bei trockenen noch bei nassen Proben konnte eine signifikante Abnahme der auf die Längeneinheit der Restlänge bezogenen Zerreißspannung mit zunehmender Rißtiefe festgestellt werden. Weiterhin wird durch die feste Packung, die durch die schrägplissierten Separatoren ermöglicht wurde, eine Eigenbewegung der Filterfalten verhindert. Somit kann eine Beschädigung oder gar eine Zerstörung aufgrund langer Betriebszeit bei einer Beanspruchung durch Luftschwingungen oder kleiner Lecks, die keinen

Einfluß auf den Abscheidegrad haben, nahezu ausgeschlossen werden. Durch die Kombination von schräg- und geradeplissierten Separatoren konnte die Drainage des anfallenden Wassers beim Nebeltest verbessert werden, so daß dadurch unter bestimmten Randbedingungen eine weitere Erhöhung der Sicherheit zu verzeichnen ist.

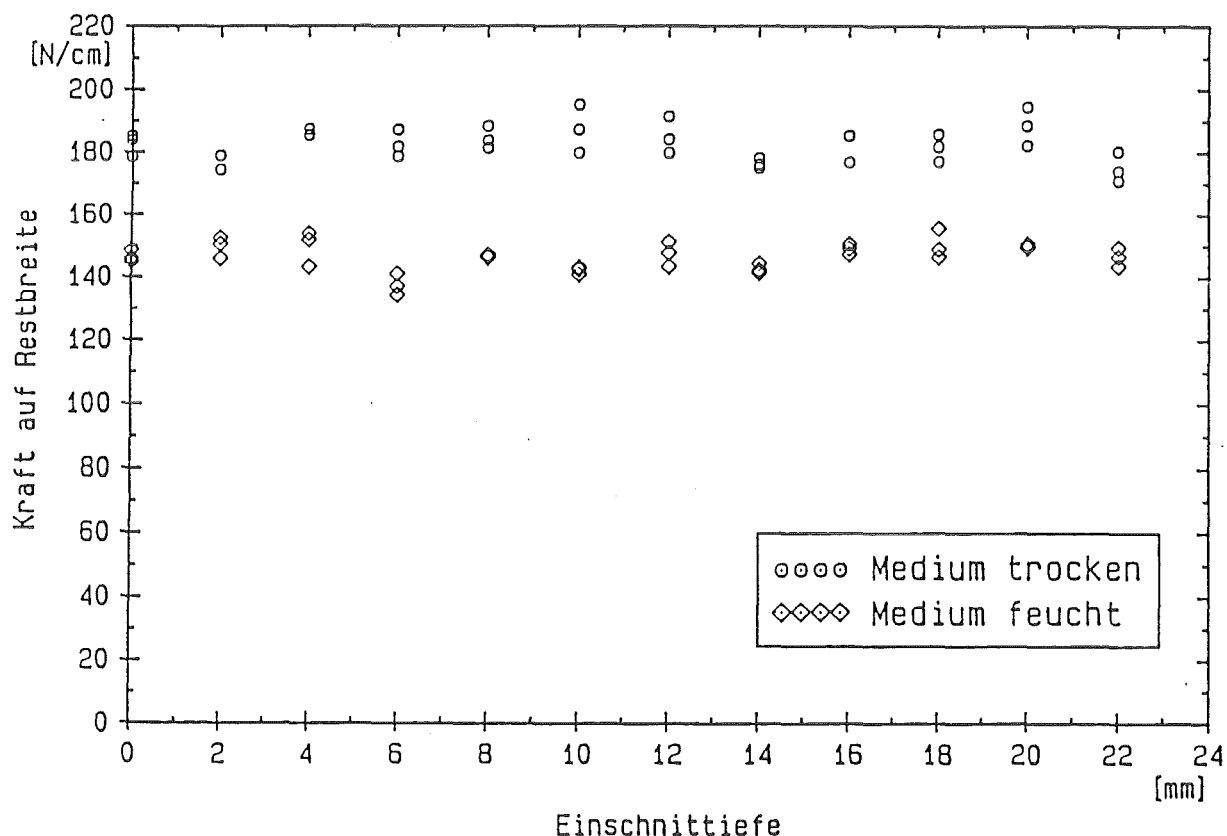


Bild 1: Einfluß der auf die Restbreite der Medienprobe bezogene Zerreißkraft in N/cm in Abhängigkeit von der Rißtiefe in mm bei trockenen und feuchten Filterpapieren der Klasse S

3. Mathematische und physikalische Beschreibung des Schwebstofffilterverhaltens unter Feuchteeinwirkung

Zur Modellierung der Δp -Zunahme von Schwebstofffiltern unter Einwirkung hoher Luftfeuchte wurden die Untersuchungen zum $\Delta p-t$ -Verlauf im Berichtszeitraum weitergeführt. Für Filterelemente im Nebelbetrieb konnte nach einer Anpassung des $\Delta p-t$ -Verlaufs durch diverse mathematische Funktionen und einer Regressionsanalyse eine lineare Abhängigkeit der empirischen Funktionskoeffizienten von den Luftparametern ermittelt werden. Infolge guter Übereinstimmung der berechneten und gemessenen $\Delta p-t$ -Verläufe konnten

die einfachen, linearen Funktionen als ausreichend genau angesehen werden.

Bei Medienproben aus neuen und beladenen Filtern konnten auch für Luftfeuchten bis 99% r.F. die Funktionen sowie die primären Einflußgrößen bestimmt werden. Für staubbeladene Proben haben sich die Lufttemperatur und die Anströmgeschwindigkeit als maßgebend herausgestellt. Der Enddifferenzdruck nimmt mit steigender Temperatur ab, wobei er unterhalb ca. 40 °C über dem Anfangsdruck und oberhalb ca. 40 °C unter dem Anfangsdruck liegt.

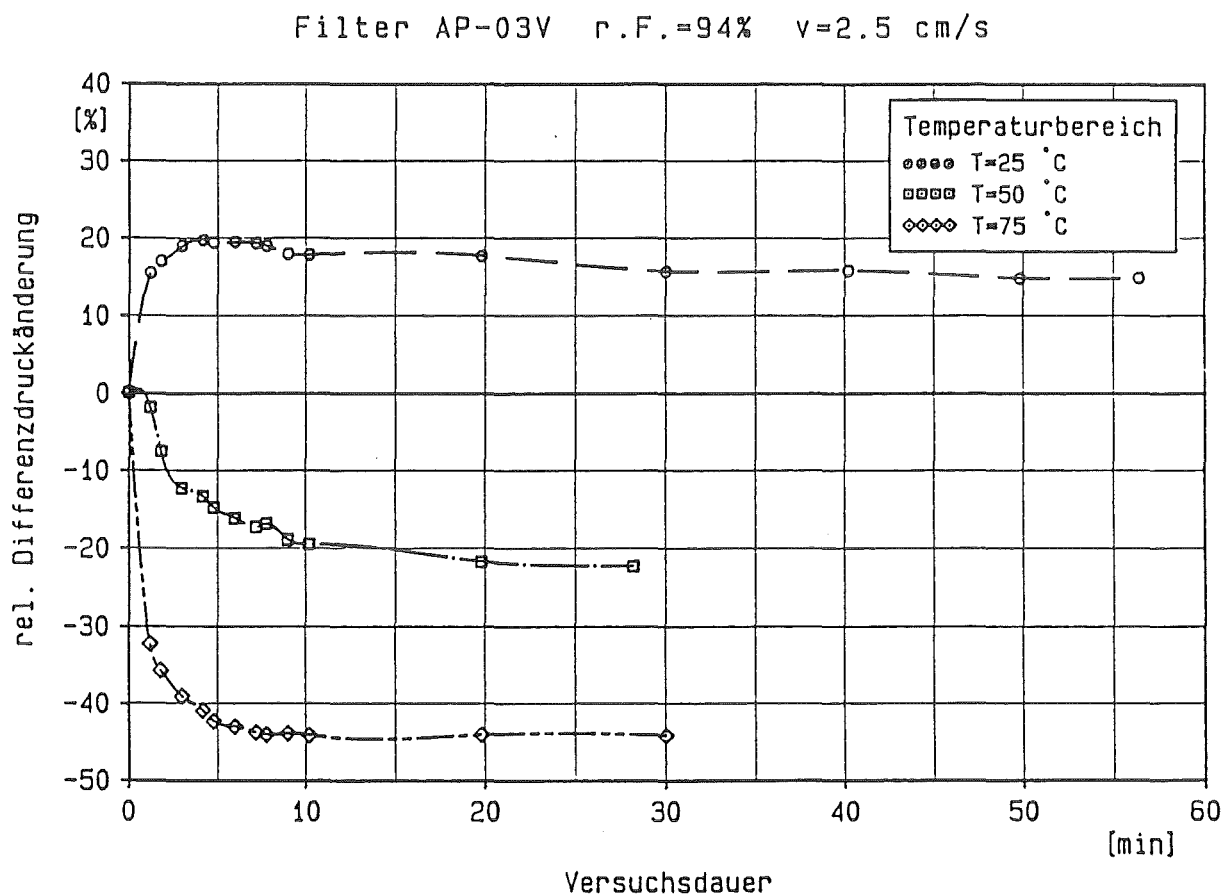


Bild 2: Einfluß der Temperatur auf die relative Differenzdruckänderung für beladene Filtermedienproben der Klasse S unter Einwirkung hoher relativer Luftfeuchte bei Nennvolumenstrom

18.05.04/03A
PSF 0D5X

Challenges within Ventilation Systems during Accident Situations

(M. Neuberger, P. Bletzer, M. Fronhöfer, T. Hardy,
W. Kuhn, C.I. Ricketts, K.-H. Schmidmeier, LAF II)

Summary

In order to be able to calculate HEPA filter margins, both the mechanical loading at the service location and the structural strength of the filter units must be known. This makes necessary the development of suitable computer codes for modelling fluid dynamic transients and that of a quality assurance test method based on removal efficiency and a minimum burst strength.

To help estimate the mechanical loading at the service location two fluid dynamic codes were investigated. The first one, called FLOWMASTER, shows good results in generating the air – cleaning network and in calculating steady state conditions, but fails in calculating fluid dynamic transients. The second one, called PROMO, is very time consuming in generating the network, but one can obtain good results in calculating fluid dynamic transients.

In addition to the challenges posed by elevated pressure, temperature, and airflow, the effects of shock waves, caused by explosions or hydrogen detonations must be considered. The problem of a "shock – shock" in the flow after the diverging channel by high shock strengths were solved. The comparison of the theoretical and experimental values shows good agreement. So the calculation of the propagation of a shock wave in the whole air – cleaning system is possible.

In order to guarantee the safety margins of filter units during their entire service lives, filter performance needs to be verified under standardized test conditions that take into consideration the particular adverse effects of filter exposure to super – saturated airflows and elevated differential pressure. The detail construction for a rig to type test filter units under fog conditions and increased pressure drop was finished, and the components of the test facility were chosen.

18.05.04/03A
PSF 0D5X

Störfallbeanspruchung innerhalb von Lüftungsanlagen
(M. Neuberger, P. Bletzer, M. Fonhöfer, T. Hardy,
W. Kuhn, C. I. Ricketts, K.H. Schmidmeier, LAF II)

1. Einleitung

In Lüftungssystemen großtechnischer Anlagen bilden Filter eine wirkungsvolle Barriere zum Einschluß gefährlicher Stoffe und dienen daher der Luftreinhaltung bzw. Abgasreinigung. Die Filterstrecken sind daher für den Umgebungsschutz von besonderer Bedeutung und ihrer Auslegung und ihrem Betrieb muß ein hohes Maß an Sorgfalt gewidmet werden. Dies gilt speziell für Störfälle, bei denen nicht nur mit erhöhten Beanspruchungen zu rechnen ist, sondern auch erhöhte Mengen toxischer Stoffe zurückzuhalten sind. Dazu muß ein Rechencode zur Modellierung der strömungs- und thermodynamischen Vorgänge innerhalb der Lüftungsanlagen entwickelt werden. Um auch den Abscheidegrad und die mechanische Belastbarkeit der Filter über einen längeren Zeitraum gewährleisten zu können, ist die Ausarbeitung eines Typprüfverfahrens notwendig.

2. Modellierung der Strömungsverhältnisse in Lüftungs- und Filteranlagen

Zur Abschätzung der in Filtersystemen kerntechnischer Anlagen auftretenden Belastungen wurden am LAF II im Berichtszeitraum die Entwicklung eines Rechenmodells fortgeführt. Um die Sicherheitsreserven der Filter gegenüber einem Versagen nach einem eventuell auftretenden Störfall bestimmen zu können, sind neben der Kenntnis der Belastungsgrenze des Filterpacks auch die an seinem Einbauort auftretenden Strömungs- und Zustandsgrößen wie Massenstrom, Druck, Temperatur und Feuchte von Interesse. Zwei zur komplexen Netzwerk-berechnung existierende Programme wurden auf ihre Tauglichkeit hinsichtlich der Lösung instationärer Strömungsprobleme untersucht. Das Softwarepaket FLOWMASTER bietet eine sehr gute Möglichkeit komplexe Kanalsysteme zu generieren bzw. graphisch darzustellen um die Strömungswiderstände der einzelnen Komponenten zu bestimmen. Eine dreimonatige, systematische Überprüfung des Programmes mit zahlreichen Testrechnungen für stationäre und instationäre, kompressible Strömung lieferte jedoch nur unbefriedigende Ergebnisse. Zur Lösung instationärer Strömungsprobleme wurden aufgrund des instabilen Lösungsalgorithmus auf Basis eines Charakteristikenverfahrens extrem lange Rechenzeiten benötigt. Bei komplexen Systemen, insbesondere bei Verzweigungen mit großen Kanalquerschnitten, traten erhebliche Konvergenzprobleme auf, die nicht gelöst werden konnten.

Mit FLOWMASTER wurde jedoch die Störfallfilteranlage (Ringraumabsaugung) des KKW Philippsburg 2 modelliert und die Einzelwiderstände der Komponenten bei stationärer Strömung bestimmt. Diese Lüftungsanlage konnte soweit aufbereitet werden, daß die instationären Strömungsverhältnisse innerhalb des Systems jederzeit mit einem geeigneten Lösungsalgorithmus berechnet werden konnte.

Als zweites Softwarepaket wurde das Programm PROMO untersucht. Dieser Lösungsalgorithmus wurde ursprünglich für die Modellierung der Zu- und Abluftleitungen eines Verbrennungsmotors konzipiert, konnte jedoch zumindest teilweise auf die vorliegende Fragestellung erweitert werden. Der Ein- und Ausgabemodus sowie die Generierung der vielfachverzweigten Netzwerke sind jedoch für die gewünschten Anlagenstrukturen ungeeignet. Auch mit PROMO wurden verschiedene Testrechnungen in Zusammenarbeit mit dem Programmentwicklern durchgeführt. Die nachfolgende Beispielrechnung zeigt die momentane Leistungsfähigkeit des Programmes auf.

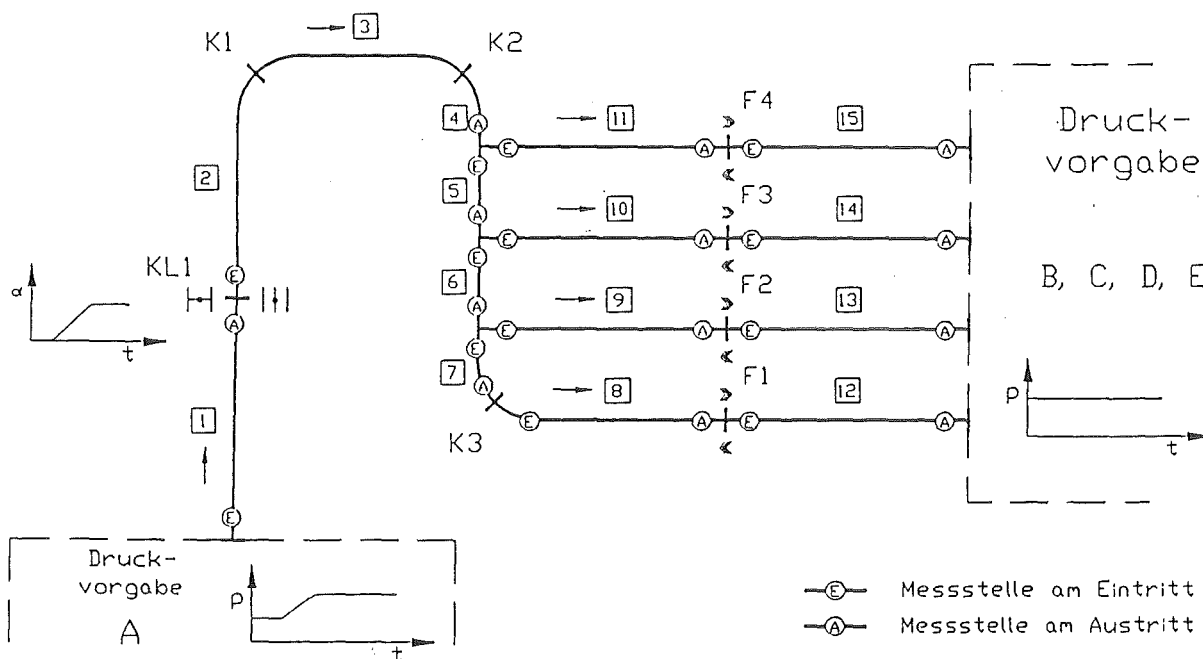


Bild 1: Schematische Darstellung eines Lüftungssystems mit Abschlußklappe zur Modellierung eines instationären Strömungsvorganges mit dem Softwarepaket PROMO

Das mehrfach verzweigte Leitungssystem (Bild 1) enthält die Klappe KL 1, die sich zeitgesteuert von $t = 1$ s bis $t = 6$ s schließt. Diesem Vorgang wird die zeitlich veränderliche Druckvorgabe am Rohrende A überlagert. Die Strömung beaufschlagt vier parallel geschaltete

Filter F1 ... F4. Die Drücke an den Rohrenden B, C, D und E sind konstant ($p = 1$ bar). Alle Rohre haben den gleichen Durchmesser ($d = 600$ mm). Als Startwerte wurden im gesamten Leitungssystem $p = 1,02$ bar und $w = 0$ m/s vorgegeben.

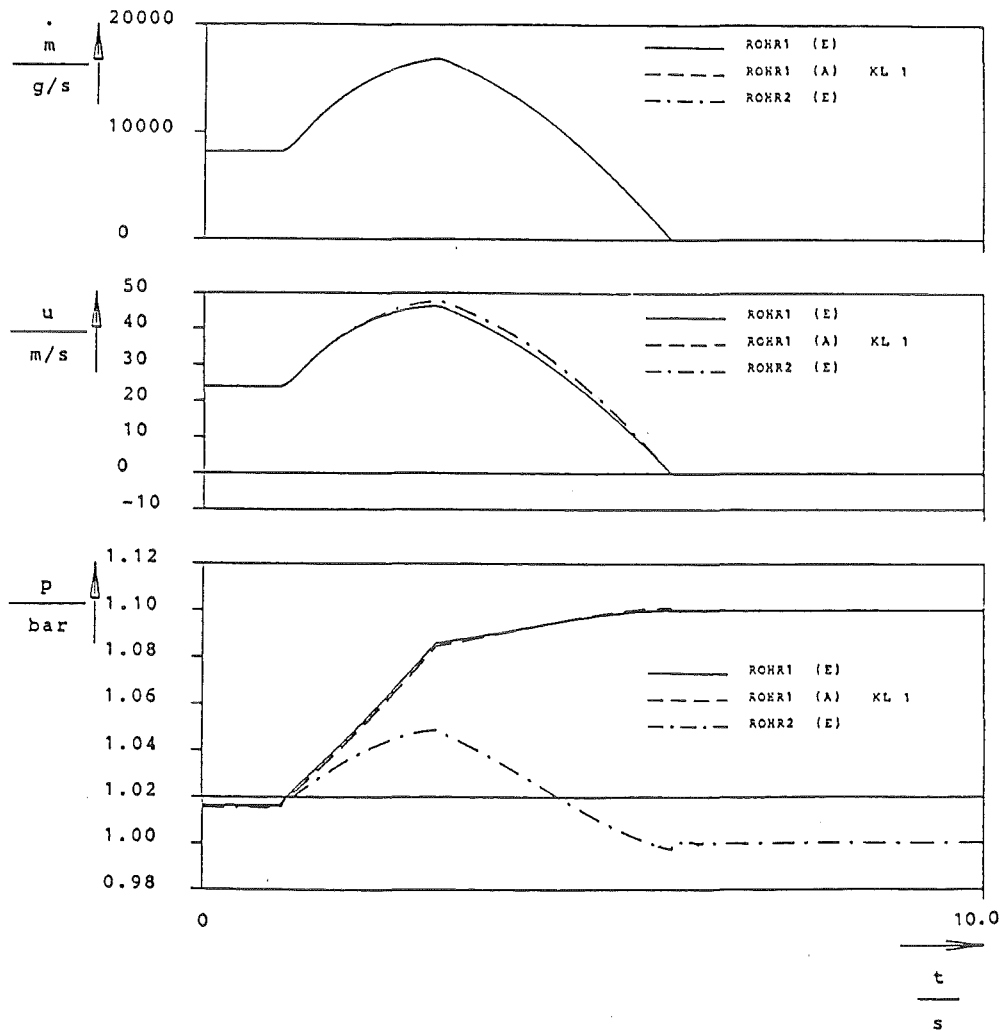


Bild 2: Zeitlicher Verlauf von Massenstrom, Geschwindigkeit und Druck über die Klappe am Eintritt in das Lüftungssystem sowie vor und nach der Klappe K1

Bild 2 zeigt den zeitlichen Verlauf der Zustandsgrößen am Rohrende A (Meßstelle 1E) und direkt vor und hinter der Klappe (Meßstellen 1E und 2A). Nach einer Sekunde setzt der Druckanstieg am Rohrende A ein. Die folgende Druckerhöhung und das gleichzeitige Schließen der Klappe spiegeln sich in den Druck- und Geschwindigkeitsverläufen wieder. Zum Zeitpunkt $t=3$ s ist an den Knicken in den Zustandsverläufen das Ende des Druckanstiegs zu erkennen, bei $t=6$ s ist die Klappe vollständig geschlossen. Im Rohr 1 zwischen

Rohrende A und der Klappe KL 1 sowie im restlichen Leitungssystem kommt die Strömung nach einem Abklingvorgang sehr schnell zur Ruhe.

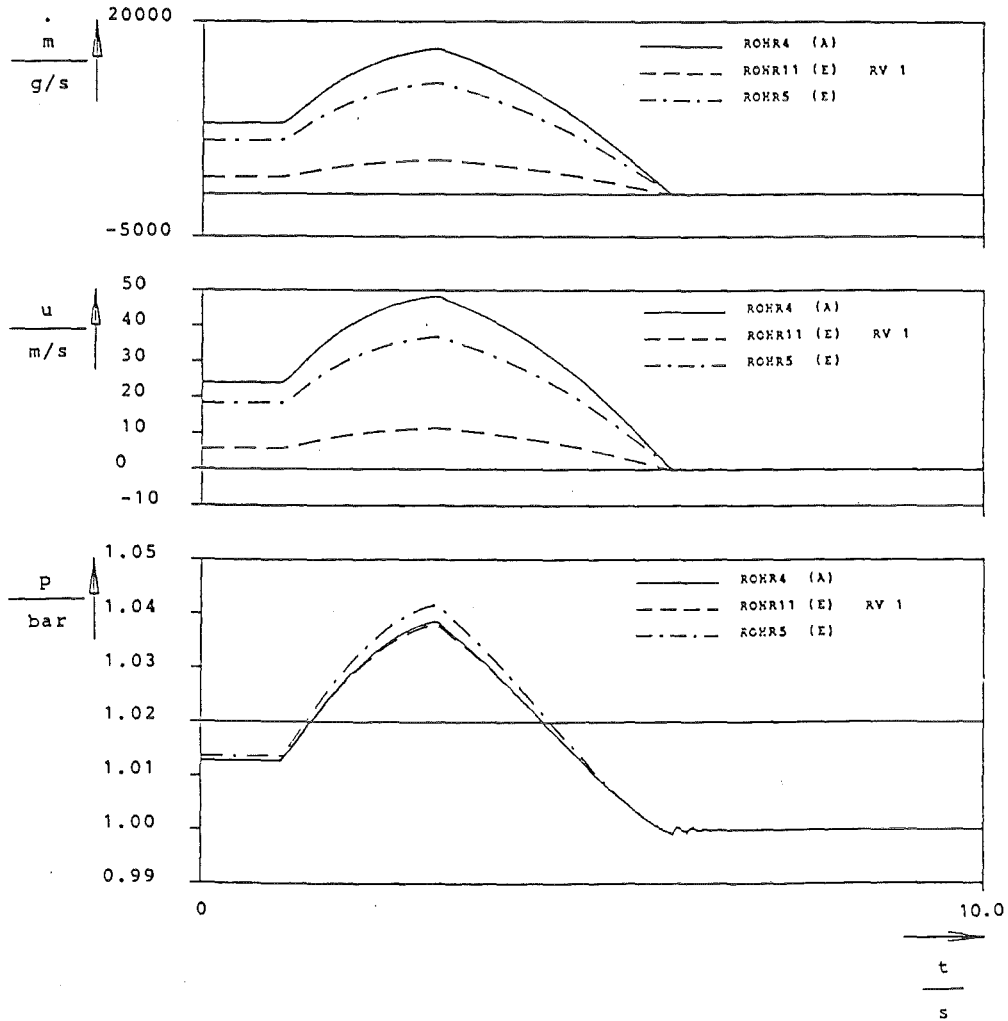


Bild 3: Zeitlicher Verlauf von Massenstrom, Geschwindigkeit und Druck an der Rohrverzweigung RV 1

Bild 3 zeigt die Zustandsverläufe an der Rohrverzweigung (Meßstellen 4A, 11E und 5E). Deutlich zu erkennen ist die asymmetrisch Aufteilung der Massenströme.

Die Zustandsverläufe vor und hinter Filter 4 sind in Bild 4 dargestellt. Der Druckabfall gemäß der Filterkennlinie sowie der Beginn des Abklingvorgangs nach dem Schließen der Klappe sind deutlich zu erkennen.

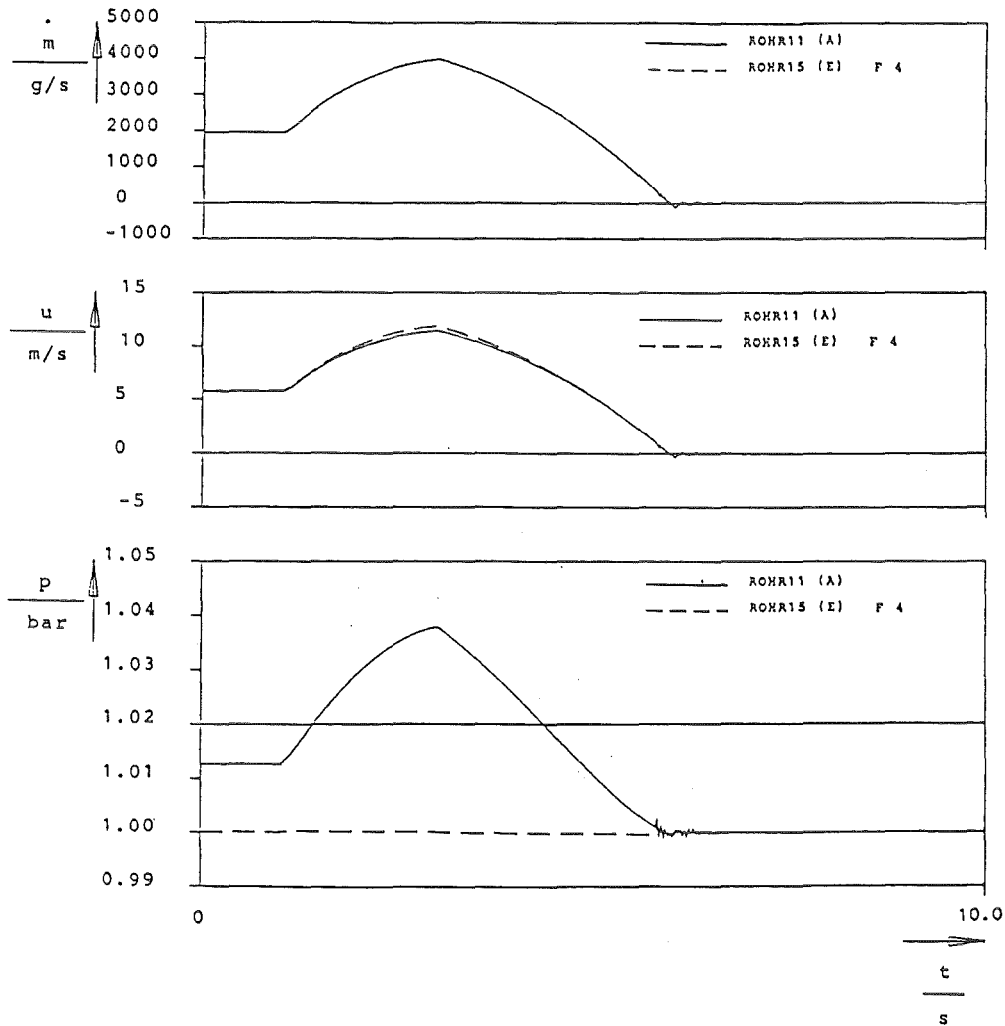


Bild 4: Zeitlicher Verlauf von Massenstrom, Geschwindigkeit und Druck vor und nach dem Schwebstofffilter der Klasse S, gekennzeichnet mit F4

3. Zur Ausbreitung schwacher Stoßwellen in Lüftungskanälen mit Verzweigungen und Querschnittsänderungen

Das zuvor beschriebene Programm PROMO bietet die Möglichkeit der Beschreibung instationärer Strömungsvorgänge, doch können nur Abläufe berechnet werden, bei denen sich die Druckstörungen maximal mit Schallgeschwindigkeit ausbreiten. Bei Störfällen in lüftungstechnischen Anlagen sind jedoch Ereignisse denkbar, bei denen sehr steile Druckgradienten auftreten können, die sich mit Überschallgeschwindigkeit fortpflanzen. Als Beispiele seien hier

eine Explosion oder das Reißen einer Berstmembran genannt. Die mathematische Beschreibung dieser Stoßwellen ist meist sehr schwierig und bedarf üblicherweise eines großen numerischen Aufwands und langer Rechenzeiten.

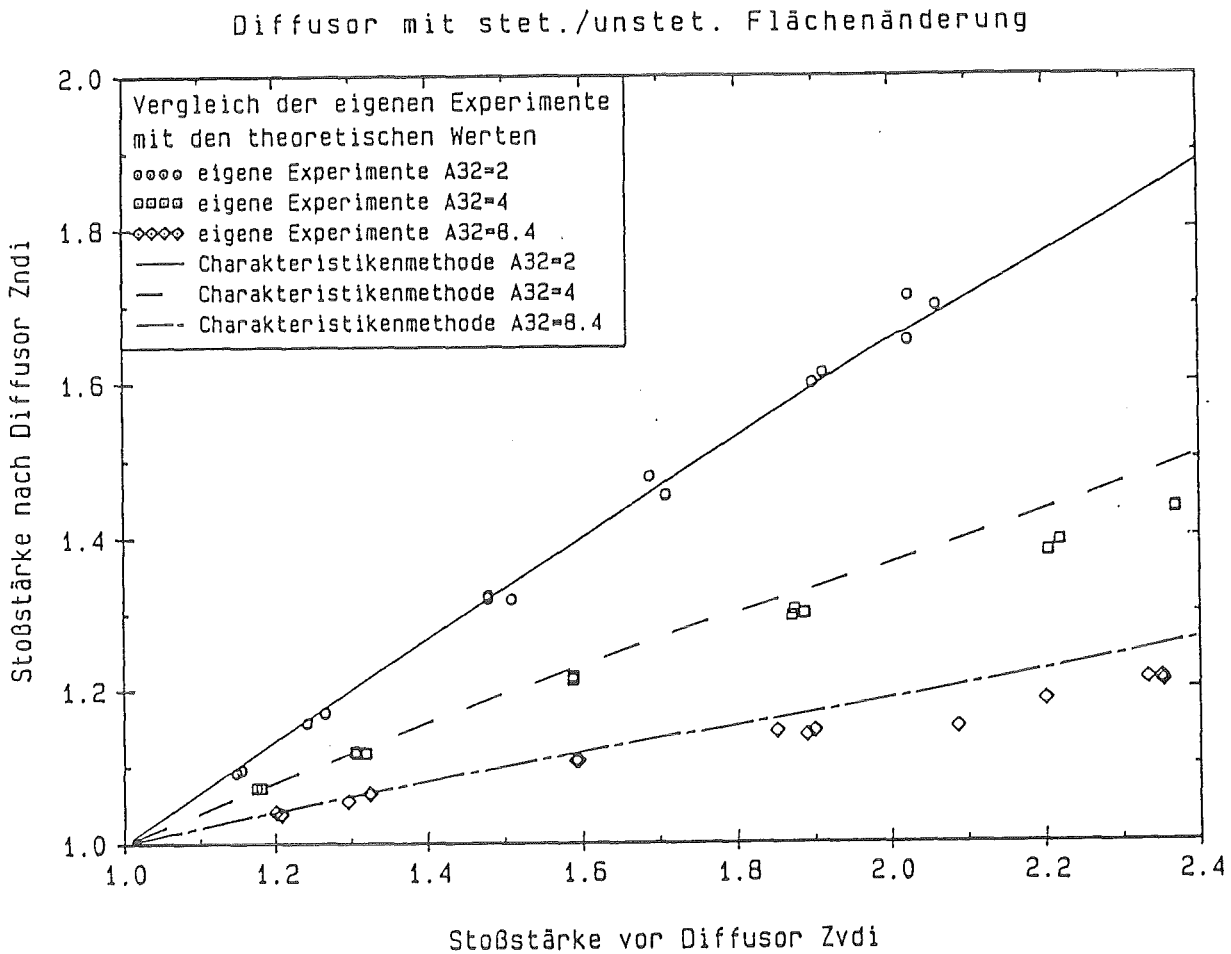


Bild 5: Vergleich der am Institut durchgeführten Stoßwellenexperimente mit der selbstentwickelten verifizierten Charakteristikenmethode bei stetiger und unstetiger Flächenerweiterung unter Berücksichtigung des Auftretens eines Sekundärstoßes

In den letzten Jahren ist es im LAF II gelungen, ein ingenieurmäßiges Rechenmodell zu entwickeln, das es ermöglicht, die Änderung der Stoßstärke in den einzelnen Komponenten einer Lüftungsanlage (Abzweige, Rohre, Düse, Diffusor etc.) zu bestimmen. Probleme bereitete dabei noch die Berechnung der durchlaufenden Stoßwelle im Diffusor bei großen Stoßstärken und Flächenänderungen. Trifft eine Stoßwelle auf eine Querschnittserweiterung,

entsteht an der Knickstelle, also am Übergang vom geraden Rohr in den eigentlichen Diffusor, eine Expansionswelle, die stromauf läuft. Abhängig von der Eingangsstoßstärke und der Flächenerweiterung wird das Gas vor der Querschnittsveränderung beschleunigt und die Geschwindigkeit im anschließenden, divergenten Teil wieder reduziert. Erreicht die Nachlaufströmung aufgrund der starken Expansion bei großen Stoßstärken und Flächenänderungen Schallgeschwindigkeit am Eintritt in den Diffusor, wird sie weiter beschleunigt, ähnlich wie bei einer Lavaldüse. Doch dieser Zustand ist instabil und im Diffusor entsteht ein zweiter Stoß aus der Strömung heraus, der sogenannte Sekundärstoß. Dieses Problem konnte im Berichtszeitraum gelöst werden. Dazu wurden über den Sekundärstoß drei weitere Gleichungen eingeführt, die das Gesamtsystem auf 15 algebraische Gleichungen mit 15 Unbekannten erweitern. Trotz der genauen Berechnung der Verdichtungs- und Verdünnungswellen kann mit diesem Modell auf die zeitaufwendige Lösung eines gekoppelten Differentialgleichungssystem verzichtet werden. Bild 5 zeigt für drei verschiedene Flächenverhältnisse A_{32} den Vergleich der gemessenen und berechneten Stoßstärken für einen Diffusor.

4. Entwicklung einer Typprüfanlage zur Qualitätssicherung hochfester Schwebstofffilter

Um die Sicherheitsreserven von Filtern gegenüber einem Versagen gewährleisten zu können, müssen sie bauartbezogenen, genormten Prüfbedingungen standhalten, zu denen auch die Einwirkung hohen Differenzdruckes und hoher Luftfeuchte bis hin zum Nebelbetrieb gehören kann. So schreibt die KTA – Regel 3601 vor, daß ein Prüffilter bei einstündiger Nebelwirkung von 1 g Wasser/m³ Luft einen Betrieb bei Nennvolumenstrom schadlos überstehen muß. Sowohl eine Typprüfung neu entwickelter bzw. eingeführter Filter als auch eine stichprobenartige Überprüfung einzelner Filterchargen sind für die Genehmigungsbehörde in Hinsicht auf die Beurteilung des sicheren Umgebungsschutzes zwingend erforderlich. Das zuständige Ministerium verlangt daher die Entwicklung und den Aufbau einer Typprüfanlage durch ein fachlich anerkanntes Institut. Die Anlage soll anschließend an einen unabhängigen Prüfer (z.B. TÜV) abgegeben werden, um das KfK von Routineprüfungen zu befreien. Aus diesem Grund wurde das Konzept einer entsprechenden Prüfapparatur am LAF ausgearbeitet. Bei bisherigen Prüfprozeduren wurden die Feuchtebeständigkeit und die Belastungsgrenzen gegenüber hohem Differenzdruck in unterschiedlichen Anlagen untersucht. Besonders zeitintensiv war dabei die geforderte Überprüfung der Belastbarkeit bei Nebelbetrieb. Die Versuchsdauer wurde mit 20 Stunden angegeben. Bei der neu konzeptierten Typprüfanlage soll durch die Kombination der Feuchteprüfung und dem Nachweis der Differenzdruckbeständigkeit die Prüfzeit stark reduziert und eine möglichst hohe Sicherheitsreserve der Filtersysteme gewährleistet werden. Außerdem konnte die Abscheidegradmessung nach erfolgter

Trocknung des Testfilters in die Anlage integriert werden. Aus anlagentechnischen Gründen war eine Einbeziehung des Ölfadentests und der Prüfung der Temperaturbeständigkeit nicht möglich.

Im Berichtszeitraum wurde die Detailkonstruktion der Anlage incl. der Dimensionierung und Auswahl der einzelnen Komponenten weitgehend abgeschlossen (siehe Bild 6). Da allein durch den Nebelbetrieb bei Nennvolumenstrom von 1700 m³/h der Prüfdifferenzdruck von 10 kPa nicht erreichbar war, wurde als mögliche Lösung die Vorbeladung des Testfilters mit Feststoffpartikeln diskutiert. Durch die schnellere Einlagerung von Wasser (Kapillarkondensation) kann ebenfalls eine kürzere Prüfzeit erreicht werden. Als weitere Möglichkeit wurde die Reduktion der Oberflächenspannung des Sprühwassers untersucht. Dazu wurden zahlreiche Vorversuche an der Anlage TAIFUN durchgeführt. Die Ausarbeitung der Meß- und Regeltechnik wurde im Konzept beendet, die Auslegung der Geräte steht noch aus.

- | | | |
|----------------------|--------------------------|------------------|
| 1. Heizung | 5. Tropfenabscheider | 9. Bypass 1 |
| 2. Tropfenabscheider | 6. Wäscher (Auffeuchten) | 10. Bypass 2 |
| 3. Prüffilter | 7. Tropfenabscheider | 11. Rootsgebläse |
| 4. Wäscher (Nebel) | 8. Taupunktkühler | |

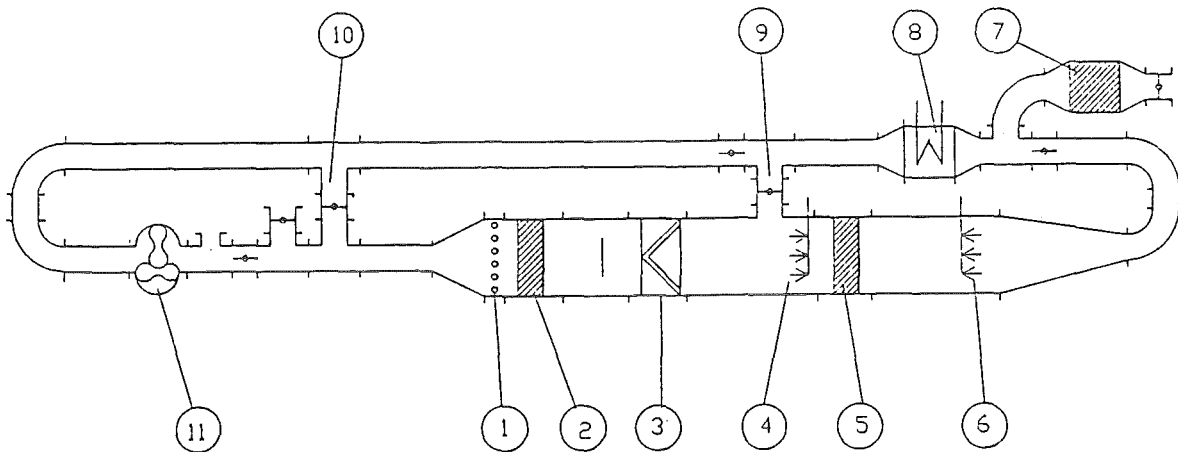


Bild 6: Detailkonstruktion und Anlagenplan der Typprüfanlage zur Bestimmung der Festigkeit von Schwebstofffiltern bei Nebelbetrieb und hohem Differenzdruck

18.05.04/04A Investigations into the Occurrence of Penetrating Iodine
 PSF 0D5P Spezies (part 2)
 (Dr. W. Leskopf, S. Holl, LAF II)

Abstract

Investigations on the formation of penetrating iodine species have been continued. Alcohol (methanol, ethanol) and alkene (ethylene, propylene) vapour-air mixtures were radiolyzed with iodine in a Co-60 gamma source. The concentration and the irradiation doses were varied ($4,45 \text{ E} + 04 - 6,2 \text{ E} + 06 \text{ rad}$). The gaseous products were analyzed qualitatively and quantitatively by an ECD and a MSD detector for iodine compounds difficult to separate.

18.05.04/04A Zur Bestrahlung von Gasgemischen mit organischen
 PSF 0D5P Bestandteilen und Iod (Teil 2)
 (Dr. W. Leskopf, S. Holl, LAF II)

1. Bestrahlung von Alkoholen

Methanol und Ethanol (jeweils $3,6 \text{ E}-08 \text{ mol/ml}$) wurden mit elementarem Iod ($3,2 \text{ E}-08 \text{ mol/ml}$) versetzt und bestrahlt. Durch Bestrahlung entstanden deutlich größere Mengen an organischen Iodiden als durch die einfache Umsetzung.

1.1 Methyljodidbildung

Tabelle I

Dosis (x E + 06 rad)	0,2	1,2	2,2	3,2	4,2	5,2	6,2
Mel-Konz. (MeOH) (x E-12 mol/ml)	3,05	4,43	5,41	5,98	6,16	5,93	5,30
Mel-Konz. (EtOH) (x E-11 Mol/ml)	3,20	4,13	4,62	4,67	4,29	3,46	2,20

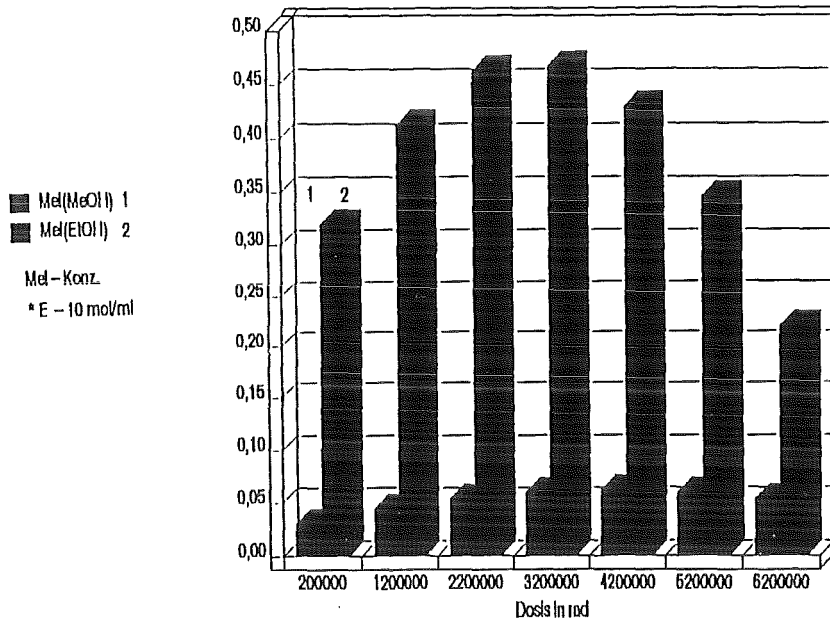


Abb. 1: Bestrahlung von Methanol und Ethanol - Methyljodidbildung

Die Methyljodidkonzentrationen nehmen zunächst langsam zu. Bei höheren Strahlendosen wird mehr Methyljodid abgebaut als gebildet, was insgesamt zu einer Abnahme der Methyljodidmengen führt. Während der Radiolyse des Ethanols entsteht unter analogen Bedingungen ein Vielfaches mehr an Methyljodid, verglichen mit der Menge, bei der Radiolyse des Methanols (Tab. I, Abb. 1). Ein wesentlicher Grund dafür dürfte auf die größere Reaktivität des Methanols und seiner Bestrahlungsprodukte im Vergleich zu Ethanol zurückzuführen sein.

1.2 Ethyljodidbildung

Tabelle II

Dosis (x E + 06 rad)	0,2	1,2	2,2	3,2	4,2	5,2	6,2
Etl-Konz. (EtOH) (x E-12 mol/ml)	2,62	21,2	35,1	44,6	49,4	49,7	45,5

Erwartungsgemäß entsteht unter analogen Bedingungen beim Methanol um Größenordnungen weniger Ethyljodid, als bei der Bestrahlung des Ethanols. Die Ethyljodidbildung liegt unterhalb der Nachweisgrenze, hier bei kleiner 3,53 E-14 mol/ml. Wie bei der Methyljodidbildung erfolgt beim Ethanol zunächst ein Anstieg der Alkyljodidmengen. Im höheren Dosisbereich wurde eine Abnahme der Konzentrationen festgestellt (Tab. II, Abb. 2).

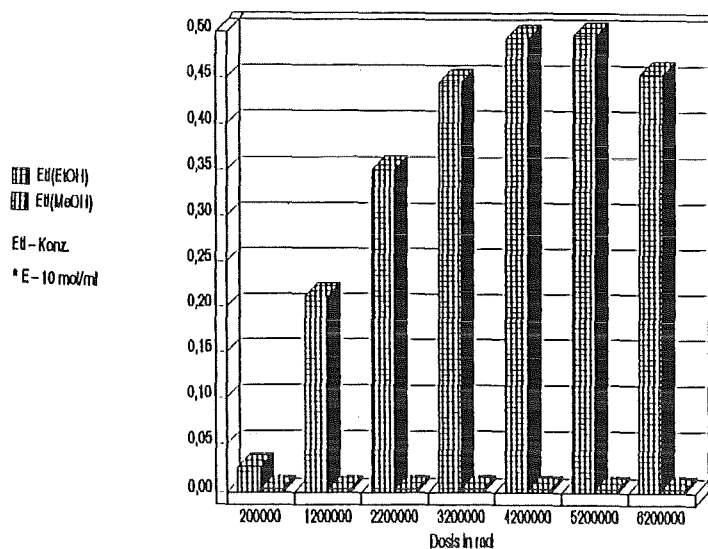


Abb. 2: Bestrahlung von Ethanol und Methanol - Methyljodidbildung

2. Experimente mit ungesättigten Kohlenwasserstoffen

Abschließend sind noch Untersuchungen mit ungesättigten Kohlenwasserstoffen durchgeführt worden, da durch die Einwirkung von Gammastrahlung neben Additionsverbindungen hier interessierende Iodverbindungen entstehen könnten. Ungesättigte Kohlenwasserstoffe sind, wie gesättigte Kohlenwasserstoffe, wichtige Produkte bei der Radiolyse vieler organischer Verbindungen. Es wurden stark verdünnte Gasmischungen zusammengesetzt aus Ethen, Propen und Ethin in Luft mit elementarem Iod als Beimengung radiolysiert. Die Auswertung dieser Untersuchungen ist noch nicht beendet. In Tabelle III und IV sind die Ergebnisse einer Versuchsreihe zusammengestellt bei der Gasmischungen aus $2,74 \cdot 10^{-7}$ mol/ml Ethen bzw. $2,64 \cdot 10^{-7}$ mol/ml Propen mit $3,2 \cdot 10^{-8}$ mol/ml Iod versetzt und bei verschiedenen Bestrahlungsdosen radiolysiert wurden.

2.1 Methyljodidbildung

Bei der Radiolyse des Propens entsteht im niedrigen Dosisbereich (kleiner 1,5 Mrad) zunächst ein wenig mehr Methyljodid, als beim Ethen. Im höheren Dosisbereich wird bei der Bestrahlung des Ethens deutlich mehr Methyljodid gebildet als beim Propen (Tab. III, Abb. 3).

Tabelle III

Dosis (x E + 06 rad)	0,5	1,0	1,5	2,0	2,5	3,0	3,5	4,0	4,5
Methyliodid-Konz. (Ethen) (x E-10 mol/ml)	0,03	0,04	0,102	0,219	0,392	0,621	0,905	1,25	1,64
Konz. (Propen) (x E-10 mol/ml)	0,03	0,08	0,126	0,175	0,229	0,289	0,353	0,422	0,496

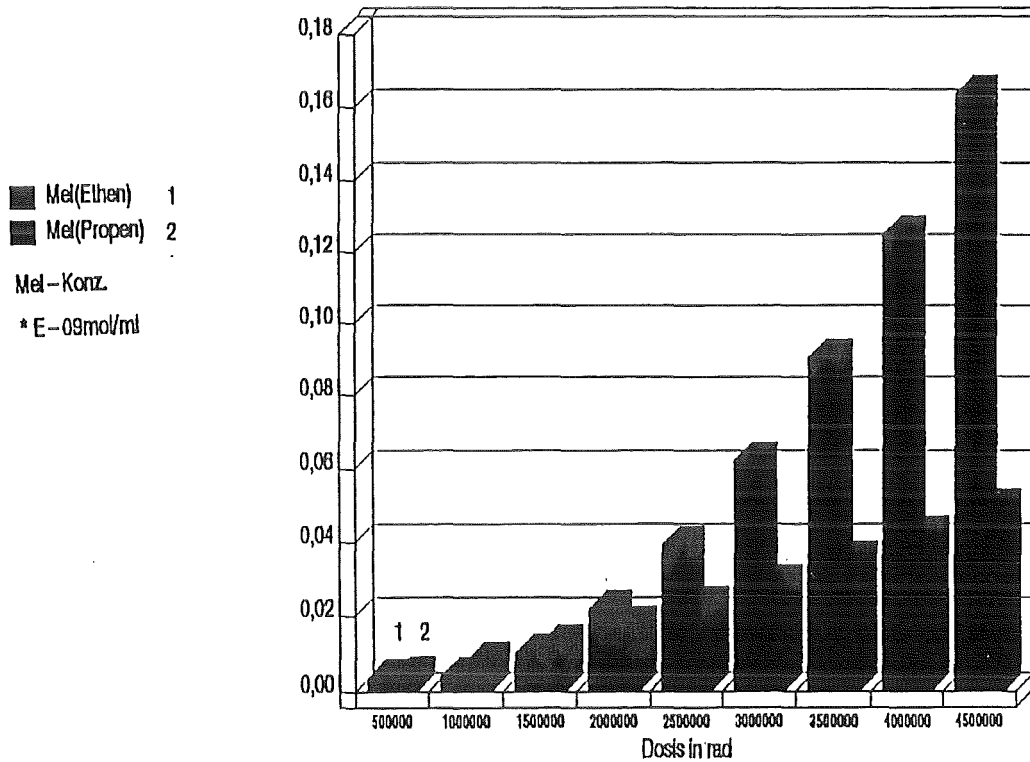


Abb. 3 Bestrahlung von Ethen und Propen - Methyliodidbildung

2.2 Ethyliodidbildung

Die während der Radiolyse des Ethens gebildeten Ethyliodidmengen sind erheblich größer als beim Propen. Die Ausbeuten sind auch deutlich höher als bei den Bestrahlungsversuchen mit Alkanen, Alkoholen oder Benzol. Ein wesentlicher Grund dafür ist die Fähigkeit des Ethens als Fänger für Iodradikale zu fungieren.

Tabelle IV

Dosis (x E + 06 rad)	0,5	1,0	1,5	2,0	2,5	3,0	3,5	4,0	4,5
Ethylidid-Konz. (Ethen) (x E-09 mol/ml)	0,384	0,793	1,22	1,68	2,15	2,65	3,17	3,72	4,28
Konz. (Propen): (x E-10 mol/ml)	0,02	0,05	0,064	0,081	0,095	0,106	0,115	0,122	0,126

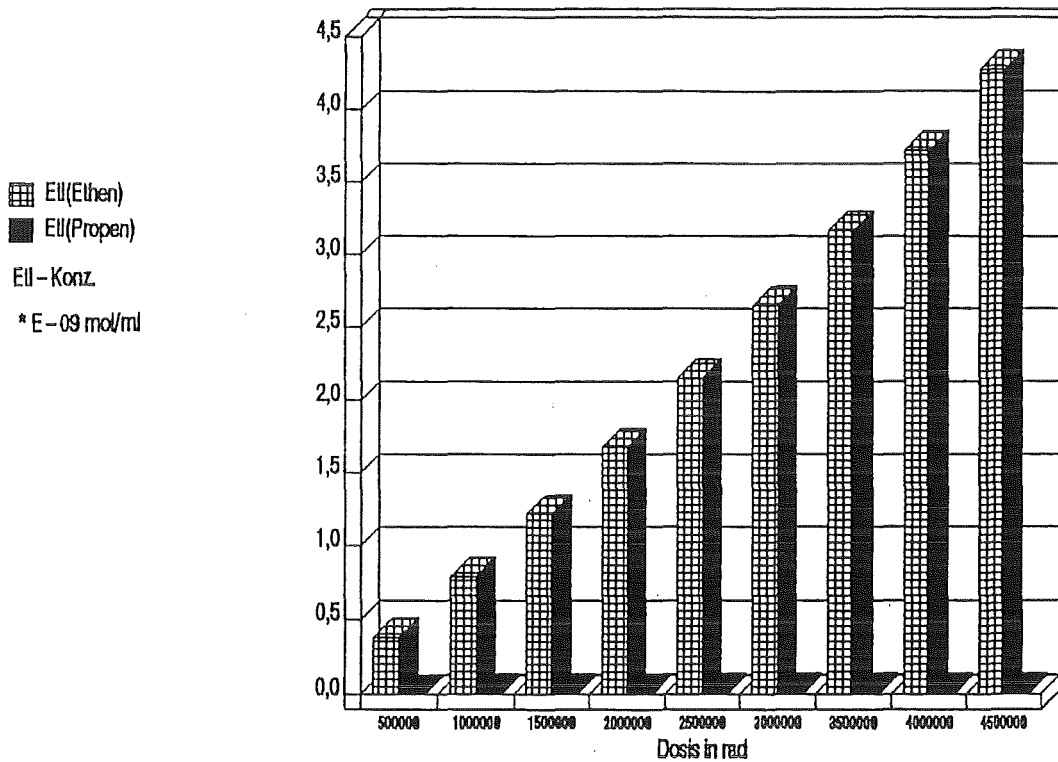


Abb. 4 Bestrahlung von Ethen und Propen - Ethylididbildung

Literatur

Dr. W. Leskopf; S. Holl; "Zur Bestrahlung von Gasgemischen mit organischen Bestandteilen und Iod" (Teil 1), KfK 4700, S. 150-155 (1989).

18.05.05 Entwicklung von Methoden zur Abschätzung und Minimierung der radiologischen Folgen von Reaktorunfällen

18.05.05/01A/02A Development of methods for assessing and reducing the
PSF OD5S/T radiological consequences of nuclear accidents

(K.Burkart**, A.-C.Comnard, J.Ehrhardt, D.Faude,
F.Fischer, I.Hasemann, I.Kazakis, R.Kunze*, D.Meyer*,
J.Päsler-Sauer, J.Qu, M.Rafat*, J.Richter*, C.Stein-
hauer; INR)¹

The program package COSYMA (Code system from MARIA) for assessing the off-site consequences of accidental releases of radioactivity from nuclear installations to atmosphere has been completed in cooperation with NRPB (U.K.). It will be made available to interested parties such as government organisations and research laboratories by the Commission of the European Communities (CEC, DG XII). To familiarize potential users with the programs, a one week training course was held at KfK from 17 to 21 September 1990. A variety of documents are provided with COSYMA including a user guide and reports describing the models. The task descriptions for an international OECD (NAE)/CEC Benchmark with probabilistic accident consequence codes have been drafted in discussion with USNRC, SRD and NRPB. The comparative studies will emphasize on health effects and dose assessments including countermeasures, monetary costs and the results from various modelling approaches of the ingestion pathways.

The development of the computer-aided decision support system RESY was concentrated on the completion of the hardware and the coding of the framework system BASY. Based on the operation system UNIX, service programs control and maintain the data flow and the access to the various subsystems, and allow the communication with the user via X-window graphic terminals.

The Gaussian-puff models ATSTEP has been developed for calculating actual and forecasted time and space dependent concentration fields based on predicted meteorological data. After its implementation into the subsystem RSY, activity concentration and potential organ dose fields can be updated in a 10 min interval and presented in the form of isolines or contamination patterns. The expert system ESY for evaluating alternative countermeasures strategies is under development in cooperation with the Deutsches Forschungszentrum für künstliche Intelligenz (DFKI), Kaiserslautern. To derive the structure and content of rules, expert judgements have been elicited from discussions about accident scenarios and their consequences with people involved in the decision-making process in the case of emergencies. In parallel to these investigation, the concept of a comprehensive decision support system for nuclear emergencies in Europe was outlined as discussion document for the contractors of an equal named CEC project.

1. *D.T.I. Dr. Trippe Ingenieurgesellschaft m.b.H., Karlsruhe

**Inzwischen Fortbildungszentrum für Forschung und Umwelt (FTU)

18.05.05/01A Modellierung und Abschätzung von Unfallfolgen
PSF OD5S

18.05.05/02A Entwicklung rechnergestützter Entscheidungshilfe-
Instrumentarien für kerntechnische Notfälle

(K. Burkart**, A.-C. Commard, J. Ehrhardt, D. Faude, F. Fischer, I. Hasemann, I. Kazakis, R. Kunze*, D. Meyer*, J. Päsler-Sauer, J. Qu, M. Rafat*, J. Richter*, C. Steinhauer; INR)¹

1. Das Programmsystem COSYMA für probabilistische Unfallfolgenabschätzungen

1.1 Übersicht

COSYMA (Code System from MARIA) ist ein neues Programmsystem zur Abschätzung der radiologischen und monetären Konsequenzen von kerntechnischen Unfällen mit Freisetzungen von radioaktivem Material in die Atmosphäre. Es basiert auf der Struktur und Modellierung von UFOMOD [1,2] mit Erweiterungen durch Algorithmen und Modellansätze des NRPB (UK)-Rechenprogramms MARC, sowie Datensätzen und Modulen anderer Vertragspartner des CEC-MARIA-Programms [3,4,5]. Struktur, Modellinhalte und Ergebnisse von COSYMA wurden während des "Seminar on methods and codes for assessing the off-site consequences of nuclear accidents", 7.-11. Mai 1990, Athen, vorgestellt. Das gesamte Programmsystem wird über die Kommission der Europäischen Gemeinschaften, DG XII, Brüssel, an interessierte Institutionen weitergegeben. Zur Vorbereitung des Programmtransfers und zur Unterstützung potentieller Benutzer wurde durch KfK/INR der "Training course on the use of the probabilistic accident consequence code COSYMA" vom 17.-21. September 1990 organisiert. Die 39 Teilnehmer kamen aus 11 europäischen und 7 außereuropäischen Ländern. Als Kursunterlagen wurden neben einer Vielzahl von exemplarischen Ein- und Ausgabebeispielen, sowie Detailinformationen über die Rechenmodelle, der COSYMA user guide [6] verteilt.

1. *D.T.I. Dr. Trippe Ingenieurgesellschaft m.b.H., Karlsruhe

**Inzwischen Fortbildungszentrum für Forschung und Umwelt (FTU)

Das Programmsystem COSYMA besteht aus einer Vielzahl von Rechenprogrammen und Datensätzen. Es enthält drei eigenständige Unfallfolgenmodelle zur Anwendung in verschiedenen Zeit- und Entfernungsbereichen, die durch eine Reihe von Vor- und Auswerteprogrammen ergänzt werden. Die drei Teilsysteme werden mit NE, NL und FL bezeichnet. Das NE (near, early) Teilsystem dient hauptsächlich der Berechnung von akuten Strahlendosen, nichtstochastischen Gesundheitsrisiken sowie Umfang und Dauer von Katastrophenschutzmaßnahmen im Nahbereich der betrachteten Anlage. Das Teilsystem NL (near, late) bezieht sich ebenfalls auf geringe Entfernungsbereiche, betrachtet allerdings Lebenszeitdosen und Krebsrisiken sowie langfristige Schutz- und Gegenmaßnahmen, wie Umsiedlung, Dekontamination und Nahrungsmittelverbote. In FL (far, late) werden die Konsequenzen in großen Entfernungsbereichen bis zu mehreren 1000 Kilometer abgeschätzt. Alle Teilsysteme enthalten neben den Modellen zur Beschreibung von radioökologischen Vorgängen und Schutz- und Gegenmaßnahmen sowie zur Abschätzung gesundheitlicher Risiken auch Kostenmodelle zur Quantifizierung monetärer Schäden.

Jedes der Teilsysteme ist modular strukturiert, was dem Benutzer die problemorientierte Auswahl von Teilmodellen ermöglicht. Der Aufbau ist bei jedem Teilsystem ähnlich, Abb. 1 zeigt exemplarisch die Struktur von COSYMA/NL. Zusätzlich zu den 3 Teilsystemen enthält das gesamte Programmpaket noch Rechenprogramme für Detailanalysen der landwirtschaftlichen Konsequenzen von Radionuklidfreisetzungen (UFOING) und zur Abschätzung der Unfallfolgen von Tritiumfreisetzungen (UFOTRI) [7].

1.2 Ingestionsmodell und Schadensberechnung

In den Modellen zur Abschätzung der nahrungskettenbezogenen Konsequenzen in den Modulen NL und FL werden zur Zeit acht Nahrungsmittel und zwei Jahreszeiten berücksichtigt. Die zeitabhängigen Aktivitätskonzentrationen in den Nahrungsmitteln sind als vorberechnete Datensätze implementiert, die mit dem terrestrischen Nahrungskettentransportmodell ECOSYS der GSF ermittelt wurden. Im Jahr 1991 wird diese Datenbasis um einen Datensatz erweitert, dessen Benutzung für den Bereich der EG von GSF und NRPB empfohlen wird.

Nahrungsmittelverzehrverbote können durch Eingreifkriterien sowohl auf der Basis von Individualdosen als auch von Aktivitätskonzentrationen in Nahrungsmitteln berücksichtigt werden. Eine Vielzahl von Eingabegrößen ermöglicht es dabei, die Interventionskriterien ggf. nationalen Vorstellungen anzupassen, ohne Programmänderungen vornehmen zu müssen.

Die Modelle zur Abschätzung nichtstochastischer Gesundheitsschäden sind im Nahbereichsmodul NE implementiert. Alle diejenigen tödlichen Erkrankungen werden berücksichtigt, für die entweder von NRPB /8/ oder für die USNRC /9/ Dosis-Risiko-Beziehungen quantifiziert wurden. Von den Erkrankungen ohne Todesfolge werden nur diejenigen berücksichtigt, die eine schwere, andauernde Beeinträchtigung der betroffenen Individuen nach sich ziehen oder eine lebenslange medizinische und soziale Betreuung erforderlich machen. Alle Parameter, die die Dosis-Wirkungs-Beziehungen bestimmen, können vom Benutzer variiert werden /4/.

Bei den stochastischen somatischen Schäden werden ebenfalls Erkrankungen mit und ohne Todesfolge ausgewiesen. Alters-, geschlechts- und zeitabhängige Dosis-Risiko-Koeffizienten für 10 tödliche Krebsarten wurden von der GSF zur Verfügung gestellt. Die Koeffizienten für Leukämie und Knochenkrebs beruhen dabei auf der Annahme eines absoluten Risikomodells, für alle anderen Schadensarten werden relative Risikomodelle zugrunde gelegt. Die Anzahl der tödlichen Schäden wird unter Annahme einer linearen Dosis-Risiko-Beziehung abgeschätzt, für die Ermittlung der nicht-tödlichen Schäden werden die von der GSF empfohlenen Faktoren der BEIR-III-Studie verwendet /4/.

Zur Berechnung der tödlichen stochastischen somatischen Schäden wurde bereits für das Programmsystem UFOMOD /1/ das Konzept der Aktivitäts-Risiko-Koeffizienten entwickelt, das für COSYMA überarbeitet und erweitert wurde. Diese vorberechneten Koeffizienten sind auf die integrale anfängliche Aktivitätskonzentrationen in der Luft bzw. am Boden normiert und enthalten alle Informationen über die Alters- und Lebenserwartungsverteilung in der Bevölkerung, und die Zeit- und Altersabhängigkeiten der Strahlenexposition, der Dosisakkumulation und des Strahlenrisikos. Mit dieser Methode ist es zum ersten Mal möglich, mit einem Unfallfolgecode die Anzahl tödlicher Krebsfälle als Funktion der Zeit nach einem Unfall anzugeben.

Die Abschätzung der genetischen (dominanten) Schäden erfolgt über die Berechnung der genetisch signifikanten Dosis und Multiplikation mit einem über alle Schadensarten und Generationen gemittelten Risikofaktor.

Zur Berechnung der stochastischen Schäden über den Ingestionspfad steht neben der Aktivitäts-Risiko-Koeffizientenmethode auch eine alternative Möglichkeit zur Verfügung, die auf der tatsächlichen Produktion von Nahrungsmitteln beruht. Die Schadensabschätzung erfolgt hierbei über die Kollektivdosis durch Ingestion kontaminierter Nahrungsmittel und Multiplikation mit einem über die Bevölkerung gemittelten Risikofaktor.

1.3 Die Modellierung von volkswirtschaftlichen Auswirkungen

Der Einsatz von Kostenmodellen bei der Modellierung von Unfallfolgeabschätzungen steht logisch am Ende der Kette der Betrachtung von Auswirkungen durch die Freisetzung von radioaktiven Stoffen in die Umgebung einer kerntechnischen Anlage. Der Einsatz eines solchen Modells hat zum Ziel, die Auswirkungen unterschiedlicher Schutz- und Gegenmaßnahmen sowie die ermittelten gesundheitlichen Schäden in einheitlichen und damit vergleichbaren Größen - in diesem Fall in volkswirtschaftlichen Kosten (d.h. in Geldeinheiten) - darzustellen und sie auf diese Weise vergleichbar zu machen.

Bei dieser Vorgehensweise können naturgemäß nur solche Auswirkungen in Kosten "übersetzt" werden, die zuvor - mittelbar oder unmittelbar - im Gesamtmodell behandelt und damit auch quantifiziert worden sind, d.h. die so ermittelten Kostenangaben müssen nicht notwendigerweise den GESAMTEN Schaden beschreiben, der einer Volkswirtschaft durch einen Unfall entstehen kann.

Im Falle des Unfallfolgenmodells COSYMA werden - für alle drei Subsysteme NE, NL und FL zusammengenommen - die folgenden Kategorien behandelt:

- "Sheltering",
- Evakuierung,
- Umsiedlung,
- Dekontamination,
- Verbot der Erzeugung bzw. Verteilung von Nahrungsmitteln,

- Nichtstochastische (frühe) Gesundheitsschäden,
- Stochastische (späte) Gesundheitsschäden.

Im folgenden wird das Modellierungskonzept für die oben genannten Kategorien etwas näher beschrieben.

"SHELTERING"

"Sheltering", d.h. das Aufsuchen von Schutzräumen oder das Verbleiben im Haus in einem bestimmten Gebiet, kann zu einer Unterbrechung der volkswirtschaftlichen Produktion und damit zu Ausfallkosten führen. Diese werden in der gleichen Weise ermittelt wie im Falle von Evakuierung oder Umsiedlung.

EVAKUIERUNG

Der Ablauf eines Evakuierungsprozesses ergibt drei, grundsätzlich unterschiedliche, Kostenkategorien:

TRANSPORTKOSTEN. Hierzu zählen alle direkten Aufwendungen, um die betroffene Bevölkerung aus dem Evakuierungsgebiet heraus und später wieder zurück zu befördern. Der Transport kann dabei entweder privat mit eigenem PKW oder in öffentlichen Transportmitteln erfolgen.

UNTERBRINGUNGSKOSTEN. Dazu gehören alle Kosten, die dadurch entstehen, daß die ursprünglichen Wohnungen im Evakuierungsgebiet während der Dauer der Aussperrung nicht genutzt werden können und deshalb Maßnahmen für eine zusätzliche Unterbringung außerhalb geschaffen werden müssen.

KOSTEN DURCH PRODUKTIONSAUSFALL. Hier handelt es sich um einen "entgangenen Nutzen", der der Volkswirtschaft dadurch entsteht, daß die gesamten Produktionsstätten im Evakuierungsgebiet während der Dauer der Aussperrung nicht betrieben werden können; dadurch kommt es zum Ausfall von Löhnen/Gehältern für die Beschäftigten bzw. zum Ausfall von Gewinnen für die Unternehmer. Für die Kostenermittlung wird hier das Brutto-Inlandsprodukt (BIP) in der BRD herangezogen.

UMSIEDLUNG

Der Ablauf eines Umsiedlungsprozesses ergibt vier unterschiedliche Kostenkategorien, von denen drei - Transportkosten, Unterbringungskosten und Kosten durch Produktionsausfall - in der grundsätzlich gleichen Weise wie bei Evakuierung ermittelt werden. In die vierte Kategorie fallen:

KOSTEN DURCH ENTGANGENE KAPITALNUTZUNG. Auch hier handelt es sich um einen "entgangenen Nutzen", der für die Volkswirtschaft dadurch entsteht, daß die getätigten Kapitalinvestitionen im Umsiedlungsgebiet während der Dauer der Aussperrung nicht genutzt werden können. Trotz dieser Nicht-Nutzung wird im Modell eine weitere - verlorene - Abschreibung dieses Kapitals angenommen.

DEKONTAMINATION

"Dekontamination" wird in COSYMA in Verbindung mit "Umsiedlung" angewandt, um den Rücksiedlungsprozeß zu beschleunigen. Hierbei wird nur eine Kostenkategorie betrachtet, nämlich die gesamten Dekontaminationskosten, die die Aufwendungen durch den Einsatz von Arbeitskräften und technischen Einrichtungen beschreiben.

VERBOT DER ERZEUGUNG BZW. VERTEILUNG VON NAHRUNGSMITTELN

Drei verschiedene Kostenkategorien werden in diesem Zusammenhang betrachtet:

KOSTEN DURCH PRODUKTIONSAUSFALL.

KOSTEN DURCH ENTGANGENE KAPITALNUTZUNG. Diese beiden Kostenkategorien werden in ähnlicher Weise behandelt wie die entsprechenden im Falle von Evakuierung und Umsiedlung - schließlich ist die Landwirtschaft ein Sektor der gesamten volkswirtschaftlichen Produktion. Eine Besonderheit besteht darin, daß landwirtschaftliche Produktion in vielen Fällen nicht unmittelbar von heute auf morgen unterbrochen werden kann; so wird bei der Kostenberechnung im ersten Jahr der gesamte

Wert eines Produkts und erst danach der entsprechende Anteil zum Bruttoinlandsprodukt zugrunde gelegt.

KOSTEN FUER DIE ENTSORGUNG DEKONTAMINierter PRODUKTE.

Landwirtschaftliche Produkte, die im ersten Jahr zwar erzeugt worden sind, aber nicht weiterverteilt werden, müssen beseitigt werden. Für diese Prozesse können direkte Aufwendungen entstehen.

GESUNDHEITLICHE SCHÄDEN.

In COSYMA wird zwischen frühen (nichtstochastischen) und späten (stochastischen) gesundheitlichen Schäden unterschieden; im Hinblick auf die Kostenberechnungen werden beide Fälle jedoch in ähnlicher Weise behandelt. Ein Unterschied besteht darin, daß bei den Frühschäden angenommen wird, daß sie nur wenig später nach der radioaktiven Freisetzung auftreten, während bei den Spätschäden eine Zeitabhängigkeit über Jahrzehnte vorliegt. Zwei verschiedene Kostenkategorien werden jeweils betrachtet:

MEDIZINISCHE BEHANDLUNGSKOSTEN.

Diese Kosten umfassen alle direkten Aufwendungen im Zusammenhang mit der medizinischen Behandlung.

GESELLSCHAFTLICHE VERLUSTKOSTEN.

Diese Kosten stellen wiederum einen "entgangenen Nutzen" für die Volkswirtschaft, bzw. im allgemeineren Sinne für die Gesellschaft dar, die dadurch entstehen, daß ein betroffenes Mitglied durch Krankheit oder frühzeitigen Tod keinen "Beitrag" zur Gesellschaft leisten kann. Die Schwierigkeit besteht in diesem Falle darin, diesen Beitrag zu quantifizieren und monetär zu bewerten.

1.4 Unsicherheits- und Sensitivitätsanalysen

In einer Reihe von Untersuchungen (siehe [10], [12]) zu den Modellen zur atmosphärischen Ausbreitung, zu Schutz- und Gegenmaßnahmen, zur Berechnung von akuten Individualdosen und Frühschäden des Nahbereich - Teilsystems NE von UFOMOD konnten reichhaltige Erfahrungen mit Unsicherheits- und Sensi-

tivitätsmethoden gewonnen werden. Insbesondere der Einfluß verschiedener Stichprobenverfahren und -umfänge, unterschiedlicher Parameter - Verteilungsfunktionen und Parameterkorrelationen wurde quantifiziert und die Nützlichkeit von Sensitivitätsmaßen für die Interpretation der Resultate demonstriert.

In einer ausführlichen Benutzeranleitung [11] wurden die prozeduralen Schritte und in einem gewissen Umfang der notwendige mathematische Hintergrund zu Unsicherheitsanalysen für das Unfallfolgen - Programmsystem UFOMOD beschrieben. Als Beispiel diente der Schutz- und Gegenmaßnahmen - Teilmodul des Programmsystems UFOMOD, Version NE 87/1, um daran einerseits die verschiedenen notwendigen Schritte bei Unsicherheits- und Sensitivitätsuntersuchungen zu demonstrieren und andererseits die Anwendung von unterstützenden mathematischen Werkzeugen, wie Computer - Codes zur Erstellung eines statistischen Versuchsplans, zur Abschätzung von Konfidenzbändern und zur Quantifizierung von partiellen Rangkorrelationskoeffizienten (PRCCs) oder Bestimmtheitsmassen, R^2 , zu erläutern. Es wurden Beispiele für Eingabe und Ausgabe der Unsicherheitsanalysen - Codes gegeben, wie auch für das zugehörige Graphik - Programm, das die komplementären kumulativen Häufigkeitsverteilungen (CCFDs) der Konsequenzvariablen und deren Variabilität beschreibt.

Für jeden Modul wurden (5%,95%) - Konfidenzschranken der komplementären kumulativen Häufigkeitsverteilungen (CCFDs) der verschiedenen Konsequenzarten (Aktivitätskonzentrationen für I-131 und Cs-137, akute Individualdosen und -risiken nichtstochastischer Schäden, sowie Frühschäden) ermittelt. Die entsprechenden Sensitivitätsanalysen lieferten eine Rangreihenfolge von Modellparametern, deren Unsicherheiten signifikant zu den Vertrauensbereichen der Erwartungswerte bzw. der 99% - Quantile der Konsequenzarten beitrugen. Die wichtigsten Parameter aus den Modulanalysen wurden jeweils ausgewählt und für die abschließende Gesamtanalyse zusammengefaßt.

Der Vergleich sämtlicher Resultate aus den verschiedenen Analysen lieferten einen klaren Überblick über den Beitrag der einzelnen Teilmodule und deren Parameter zu den Unsicherheiten bei der Gesamtanalyse.

Die wesentlichen Schlußfolgerungen lassen sich wie folgt zusammenfassen:

- Teilmodellanalysen sind wichtig,
 - um die Ursachen von Unsicherheiten und deren Fortschreibung zu verschiedenen Endpunkten (z.B.: Konzentrationen, Dosen, Risiken, Schäden) einer Unfallfolgen-Analyse zu verstehen.
 - um die Selektion der unsicheren Modellparameter für die Gesamtanalyse zu rechtfertigen.
- Die Beiträge der Teilmodelle und ihrer Parameter zu den Schwankungsbändern der Ergebnisse hängen stark von den betrachteten Ergebnisvariablen ab.
- Die Resultate aus der Gesamtanalyse sind konsistent mit den aus den Teilmodellen erzielten Ergebnissen.
- Die vertikalen Ausbreitungsparameter für stabile atmosphärische Bedingungen sind hauptverantwortlich für die Unsicherheiten in allen Resultaten.
- Für die Ergebnisvariablen "Dosen" und "Frühschäden" verursacht das Dosismodell erheblich größere Unsicherheiten als das Schutz- und Gegenmaßnahmenmodell. Die Atemrate sollte wegen ihrer Dominanz einer erneuten Modellierung unterworfen werden.
- Änderungen am Evakuierungsgebiet A und die Evakuierungsfahrzeiten tragen nur unbedeutend zur Unsicherheit bei.
- Die unsicheren Parameter der Modelle zur Abschätzung nichtstochastischer Individualrisiken dominieren nicht die Unsicherheiten in der Anzahl der Frühschäden.

2. Das Entscheidungshilfesystem RESY

2.1 Übersicht

Die Arbeiten am rechnergestützten Entscheidungshilfesystem RESY /13/ wurden durch Vervollständigung der Hardware und Weiterentwicklung der Software für das Betriebsabwicklungssystem BASY sowie die Subsysteme RSY zur Beschreibung der radiologischen Lage und ESY zur Bewertung alternativer Maßnahmenstrategien fortgesetzt. Der Basisrechner HP 9000/835 S (Betriebssystem UNIX) wurde durch eine Grafikstation mit Farbmonitor und 2 X-Window Farbterminals ergänzt (s. Abb. 2). Datensätze zur grafischen Präsentation von Bevölkerungsverteilungen, Siedlungsstrukturen, Verkehrswegen, Flächen-nutzung und Orographie wurden von der Bundesforschungsanstalt für Naturschutz und Landschaftsökologie (BFANL), Bonn, beschafft; die grafische

Software für diese Daten befindet sich in der Entwicklung. Bei der Auswahl von Hard- und Software-Produkten wurden und werden Aspekte der Transportabilität und Kompatibilität berücksichtigt, so daß der Austausch von Dokumenten und Software mit anderen Rechenanlagen gewährleistet ist.

2.2 Betriebsabwicklung

Das Betriebs-Abwicklungs-System BASY stellt ein auf die Bedürfnisse von RESY zugeschnittenes Betriebssystem dar, d.h. es definiert die Schnittstelle zum Benutzer, verwaltet sämtliche Systemressourcen und steuert den Ablauf der einzelnen Teilsysteme RSY, MSY, ESY (siehe Abb.3).

Bei der Entwicklung des BASY wurden folgende grundsätzliche Forderungen zugrunde gelegt:

- Erweiterbarkeit der Funktionalität

Dies wird erreicht durch konsequente Modularisierung und Verteilung der Funktionalität auf spezialisierte Einzelprozesse. Die Kommunikation der Prozesse geschieht über ein fest definiertes Protokoll. Die Verteilung der Aufträge und Rückmeldungen ("Messages") für die einzelnen Prozesse wird über einen zentralen Message-Server abgewickelt. Die Bewertung der eingehenden Anforderungen ("Requests") und Benachrichtigungen ("Notifications") und die darauf folgenden Aktionen (z.B. der Aktivierung von Hilfsprozessen) werden durch eine zentrale Protokollverwaltung gesteuert.

- Weitestgehende Unabhängigkeit des BASY von den zu koordinierenden Teilsystemen

Da aus Gründen der Betriebssicherheit den kontrollierten Teilsystemen der direkte Zugriff auf Systemressourcen (z.B. Plattenspeicher, Bildschirmausgabe etc.) untersagt ist, werden von BASY standardisierte Schnittstellen zur Verfügung gestellt. Dabei handelt es sich im einzelnen um:

- Datenschnittstelle

In der durch BASY verwalteten Datenbank werden über einen speziellen Date-
neditor sämtliche globalen (für andere Teilsysteme zugängliche) Parameter
einheitlich verwaltet. Dies bezieht sich einerseits auf die Parameterkenn-
daten (allg. Spezifizierung jedes einzelnen Parameters) als auch auf Para-
meterwerte (Verwaltung von durch den Benutzer erstellten Datensätzen in
Form eines eigenen Dateiensystems).

- Schnittstelle für Ablaufsteuerung

Der Ablauf der Teilsysteme wird in weiten Grenzen durch BASY gesteuert un-
geachtet der inhaltlichen Berechnungen. Dies geschieht nach dem Client-
Server-Prinzip, d.h. das jeweilige Teilsystem ist als Server konzipiert
(keine Definition eines Programmablaufes, sondern nur das Bereitstellen
von Hilfsfunktionen). Der Client ist ein zum BASY gehörender Interpreter,
der auf sämtliche von BASY verwalteten Systemressourcen (z.B. Verwaltungs-
datenstrukturen etc.) Zugriff hat. Dieser steuert auf Modulebene (Einzel-
funktionen im Server) den kompletten Programmablauf des Teilsystems und
die Koordinierung der Teilsysteme untereinander (z.B. Aufruf der Teilsy-
steme RSY, MSY, ESY hintereinander). Dies gewährt eine größtmögliche Fle-
xibilität bei der Formulierung des Hauptprogramms des entsprechenden Teil-
systems. Für jedes neu gestartete Teilsystem wird ein eigener Interpreter
gestartet. Ein wesentlicher Vorteil dieser Art der Ablaufsteuerung ist
auch, daß der Interpreter für alle Teilsysteme identisch ist und jeweils
eine Kopie ("Clone") gestartet wird.

- Schnittstelle für Bildschirmausgabe

Da für jedes Teilsystem die Darstellung von Status, Bedienelementen und
Resultaten (z.B. Isolinien, Entscheidungsbäume etc.) unterschiedlich ist,
stehen für diese Aufgaben jeweils spezifische Grafikmodule zur Verfügung,
die von BASY nach einem einheitlichen Schema aktiviert werden.

- Abwicklung von Archivierung, Datenübernahme und Haltepunkten

Zu gewissen Zeitpunkten während des Ablaufs eines Teilsystemes ist es wün-
schenswert, gewisse Daten in den laufenden Prozeß entweder einzuspielen

(Datenübernahme) oder auf Platte zu sichern (Archivierung) oder die Abarbeitung des entsprechenden Teilsystems anzuhalten (Haltepunkte setzen). Es ist jedoch sinnvoll und für die Betriebssicherheit unerlässlich, diese Vorgänge nur zu bestimmten Zeiten zuzulassen (Synchronisation). Diese Aktionen werden in sogenannten "Wunschlisten" formuliert und beziehen sich bei Archivierung und Datenübernahme jeweils auf einen Parameter, die Bearbeitung eines bestimmten Moduls (Serverfunktion) und einen bestimmten Systemtakt (absolute Zeitangabe). Bei den Haltepunkten entfällt der Bezug zum Parameter. Jede dieser Aktionen kann dann noch zusätzlich von einem Triggerereignis abhängig gemacht werden, welches mit einem bestimmten Editor erfaßt werden kann. Durch diese Eingrenzungen läßt sich ein sehr differenziertes Verhalten der obengenannten Mechanismen herbeiführen.

2.3 Das Teilsystem RSY zur Beschreibung der radiologischen Lage

Zur Bereitstellung orts- und zeitabhängiger Aktivitätskonzentrationsfelder für dynamische Freisetzungsvorgänge und variable meteorologische Ausbreitungsbedingungen wurde das Gauss-Puff-Modell ATSTEP aus dem segmented-plume-Modell MUSEMET entwickelt. ATSTEP arbeitet entsprechend dem KFÜ-Alarm-Takt in Zeitschritten von 10 Minuten. In jedem dieser Schritte werden alle von der Quelle freigesetzten Puffs entsprechend den Advektions- und Diffusionsbedingungen, die aus den lokalen meteorologischen Daten abgeleitet werden, ausgebreitet. Die Konzentrationsverteilung der gesamten Aktivitätswolke wird in jedem Zeitschritt durch Überlagerung der Einzelpuff-Konzentrationen berechnet. Abreicherung der Wolke, radioaktiver Zerfall und Deposition werden dabei berücksichtigt.

Um den Rechenzeitbedarf zu begrenzen, muß die Anzahl der pro Zeitschritt berechneten Puffs klein gehalten werden. In ATSTEP werden daher anstelle von sphärischen Gauß-Puffs langgestreckte Puffs verwendet, die kurzen Fah-nensegmenten entsprechen. Wegen der dadurch erzielten kurzen Rechenzeiten erlaubt ATSTEP innerhalb des 10-Minuten Takts Berechnungen des Istzustands und von Ausbreitungsprognosen aufgrund gemessener oder vorhergesagter meteorologischer Zustandsgrößen. In Verbindung mit den Quellterm- und Dosismodulen in RSY können sowohl Radionuklidkonzentrationen als auch potentielle Organdosen und Ortsdosisleistungen zeit- und ortsabhängig berechnet werden. Die berechneten Datenfelder sind einerseits Eingabedaten

für den auf RSY folgenden Modul MSY, andererseits können sie direkt in Form von Isolinien oder Isoflächen einer grafischen Darstellung der Standort-Umgebung überlagert werden. Die Erfassung und Aufbereitung der zugehörigen Flächennutzungsdaten ist in Vorbereitung.

2.4 Das Expertensystem ESY

Das als Expertensystem konzipierte Teilsystem ESY (Ergebnisauswahl-System) dient zur Beurteilung und Auswahl alternativer Kombinationen von Notfallschutzmaßnahmen, die vom Maßnahmen-Simulations-System (MSY) zur Verfügung gestellt werden. Die Struktur des Expertensystems ist in Abb. 4 angegeben. Die Aufgaben der Einzelkomponenten sind im folgenden beschrieben:

Working Memory (WM):	Speichert Daten, die ESY von anderen Modulen zur Verfügung gestellt werden.
WM Control:	Verwaltet die Daten des Working Memory, registriert das Eintreffen neuer Daten.
Regeleditor:	Fenster zum Eingeben, Ändern und Löschen von Regeln in einer festgelegten Syntax.
Regelparser:	Überprüft die syntaktische Korrektheit von Regeln.
Konsistenzchecker:	Überprüft neue bzw. geänderte Regeln auf Widerspruchsfreiheit zu bereits vorhandenen Regeln.
Regelmengen:	Verwaltung der Regeln in hierarchisch angeordneten Regelmengen. Ermöglicht eine zielgerichtete Auswertung von Regeln.
Abhängigkeitsstruktur:	Verwaltet Abhängigkeiten zwischen Regeln und Daten des WM. Dient der Effizienzsteigerung der Beurteilung von Maßnahmenkombinationen mit nur wenigen veränderten Parametern (Maßnahmenvariation).
Regelinterpreter:	Inferenzmechanismus des Expertensystems, der zu vereinbarten Zeitpunkten unterbrochen und mit neuen Daten des WM in einem definierten Zustand wieder gestartet werden kann.

Erklärungskomponente: Modul zur Erläuterung der Vorgehensweise des Expertensystems. Die Erklärung des Lösungsweges verbessert die Akzeptanz und die endgültige Entscheidung des Benutzers für eine Maßnahmenkombination.

Durch Bewertung der Vor- und Nachteile von Maßnahmenkombinationen wird eine Rangreihenfolge aufgestellt. Die Vor- und Nachteile werden im Teilsystem MSY quantifiziert; es handelt sich dabei um alle für eine Beurteilung relevanten Unfallfolgen, wie z.B.

- Anzahl von Personen mit akuten bzw. Lebenszeit-Organosen;
- Fläche des von Maßnahmen betroffenen Gebiets,
- Anzahl der betroffenen Personen,
- Dauer von Maßnahmen,
- direkte und indirekte Kosten der Maßnahmen,
- zur Durchführung der Maßnahmen notwendige Ressourcen (Transportmittel, Personal, etc.).

Unter Ausnutzung von Regeln, Wichtungsfaktoren und Präferenzfunktionen, die die Schadensminderung und die Aufwandszahlen untereinander in Beziehung setzen und Aspekte der Durchführbarkeit mit einbeziehen, kann eine Rangreihenfolge der Maßnahmenkombinationen erstellt werden.

Zur Ableitung der Regelinhalte und Wertungen wurden Expertenbefragungen von Beratern und Entscheidungsträgern der für den Katastrophenschutz zuständigen Behörden durchgeführt. Sie basierten auf Unfallszenarien, für die mit dem Programmsystem COSYMA Unfallfolgenrechnungen durchgeführt wurden. Bei der Entwicklung der hierarchischen Entscheidungsstrukturen waren die methodischen Ansätze des laufenden Projekts RADE-AID /14/ von großer Hilfe. Im Rahmen dieses CEC-Projekts werden in Zusammenarbeit mit TNO (NL) und NRPB (UK) mathematische Methoden der Entscheidungsfindung ("multi-attribute-decision analysis") auf ihre Eignung beim Einsatz in real-time Systemen und der Notfallschutzplanung insbesondere zur Ableitung von Eingreifwerten untersucht.

Sämtliche Arbeiten zum Expertensystem ESY wurden in enger Zusammenarbeit mit dem Deutschen Forschungszentrum für Künstliche Intelligenz (DFKI), Kaiserslautern, durchgeführt.

3. Internationale Kooperation zur Entwicklung umfassender Entscheidungshilfesysteme

Parallel zu den RESY-Arbeiten wurde die Konzeptstudie für ein umfassendes europäisches Entscheidungshilfesystem im Auftrag der CEC (DG XI) erstellt /15/. Es dient als Arbeitsgrundlage für das CEC (DG XII)-Projekt "Development of a comprehensive decision support system for nuclear emergencies in Europe following an accidental release to atmosphere" (Vertrag-Nr. BI 7-0045-C), an dem 8 europäische Institutionen (KfK, GSF, CEA, ENEA, RISO, ICSTM, NCSR Demokritos, SMHI) seit November 1990 mit KfK/INR als Koordinator beteiligt sind. Hauptziel des Projekts ist die Entwicklung aller wesentlichen Bestandteile eines Entscheidungshilfesystems für den möglichen Einsatz in Europa. Hierzu gehören ebenso Modelle und Datenbanken zur Beschreibung der atmosphärischen Ausbreitungsvorgänge und des Verhaltens von Radionukliden in der Umwelt bis hin zum Menschen, zur Abschätzung von Strahlendosen und der Konsequenzenminderung durch Schutz- und Gegenmaßnahmen, und der monetären Kosten, wie auch Hard- und Software-Strukturen, die Ankopplung an on-line Datennetze und die Entwicklung von Benutzeroberflächen. Wichtige Aspekte sind außerdem die Adaption an verschiedene Standorte und Quelltermcharakteristika, an nationale Empfehlungen und Planungen für den Katastrophenschutz, sowie an unterschiedliche Benutzerqualifikationen. Anwendungsziele sind - neben dem Notfall - der Trainings- und Übungseinsatz zur Überprüfung von Katastrophenschutzplänen und Empfehlungen für längerfristige Schutz- und Gegenmaßnahmen sowie zur besseren Vorbereitung der Entscheidungsträger. Zur Unterstützung dieser Arbeiten wurden im Rahmen einer vergleichenden Studie die Katastrophenschutzpläne und -strukturen in der Bundesrepublik Deutschland, in Frankreich und England einander gegenübergestellt /16/.

Literatur

- [1] J. Ehrhardt, K. Burkart, I. Hasemann, C. Matzerath, H.-J. Panitz, C. Steinhauer
The program system UFOMOD for assessing the consequences of nuclear accidents
Karlsruhe, Report KfK-4330 (October 1988)
- [2] J. Ehrhardt, K. Burkart, F. Fischer, I. Hasemann, H.-J. Panitz, C. Steinhauer
Structure, important features, and illustrative results of the new UFOMOD program system in assessing the radiological consequences of nuclear accidents
Nuclear Technology, in print (1991)
- [3] COSYMA: A new program package for accident consequence assessment
Joint report by Kernforschungszentrum Karlsruhe GmbH and National Radiological Protection Board
Commission of the European Communities, Report EUR-13028 EN (1991)
- [4] Proceedings of the Seminar on Methods and Codes for Assessing the off-site Consequences of Nuclear Accidents, Athens, Greece, May 7-11, 1990,
Commission of the European Communities, Report EUR-13013 EN (1991)
- [5] J. Ehrhardt, J.A. Jones
An outline of COSYMA, a new program package for accident consequence assessments
Nuclear Technology, in print (1991)
- [6] I. Hasemann, J.A. Jones
COSYMA: Program description and user guide
Commission of the European Communities, Report EUR-13045 (1991),
KfK - 4331 B
- [7] W. Raskob
UFOTRI: Program for Assessing the Off-Site Consequences from Accidental Tritium Releases
Report KfK 4605, Juli 1990
- [8] R.D. Saunders, M. Ellender, C.I. Kowalczyk, Z.J. Sienkiewicz, N.R. Wood
Dose-response relationships for early and continuing health effects
Report NRPB-M 246 (1990)
- [9] J.S. Evans
Health effects models for nuclear power plant accident consequence analysis, Part I: Introduction, Integration and Summary
Report NUREG/CR-4214, Rev. 1 (1990)
- [10] F. Fischer
Uncertainty and sensitivity analyses of UFOMOD
Proceedings of the "Seminar on Methods and Codes for Assessing the off-site Consequences of Nuclear Accidents", Athens, Greece, May 7-11, 1990. Commission of the European Communities, Report EUR-13013 EN (1991)

- [11] F. Fischer
Procedures for uncertainty analyses of UFOMOD - A user guide -
Kernforschungszentrum Karlsruhe GmbH, Report KfK 4626, Juni 1990

- [12] F. Fischer, J. Ehrhardt, I. Hasemann
Uncertainty and sensitivity analyses of the complete program system
UFOMOD and of selected submodels
Kernforschungszentrum Karlsruhe GmbH, Report KfK 4627, September
1990

- [13] J. Päsler-Sauer
RESY - a German real-time subsystem
Proc. Second international workshop on real-time computing of the en-
vironmental consequences of an accidental release to the atmosphere
from a nuclear installation, Luxembourg, 16-19 May 1989,
Commission of the European Communities, Report EUR-12320 (1990), Vol.
II, Seite 277 ff.

- [14] C.J.H. van den Bosch, G. Wagenaar, J. Ehrhardt, M.E. Morrey,
C. Steinhauer, C.A. Robinson
RADE-AID: Development of a radiological accident decision aiding system
Commission of the European Communities, Report EUR 12552 (1991)

- [15] J. Ehrhardt, K. Burkart, J. Päsler-Sauer, M. Rafat
Interner KfK-Bericht, März 1990

- [16] A.-C. Commard
Vergleich des Katastrophenschutzes bei kerntechnischen Unfällen in
Deutschland, Frankreich und England
Interner KfK-Bericht 1990

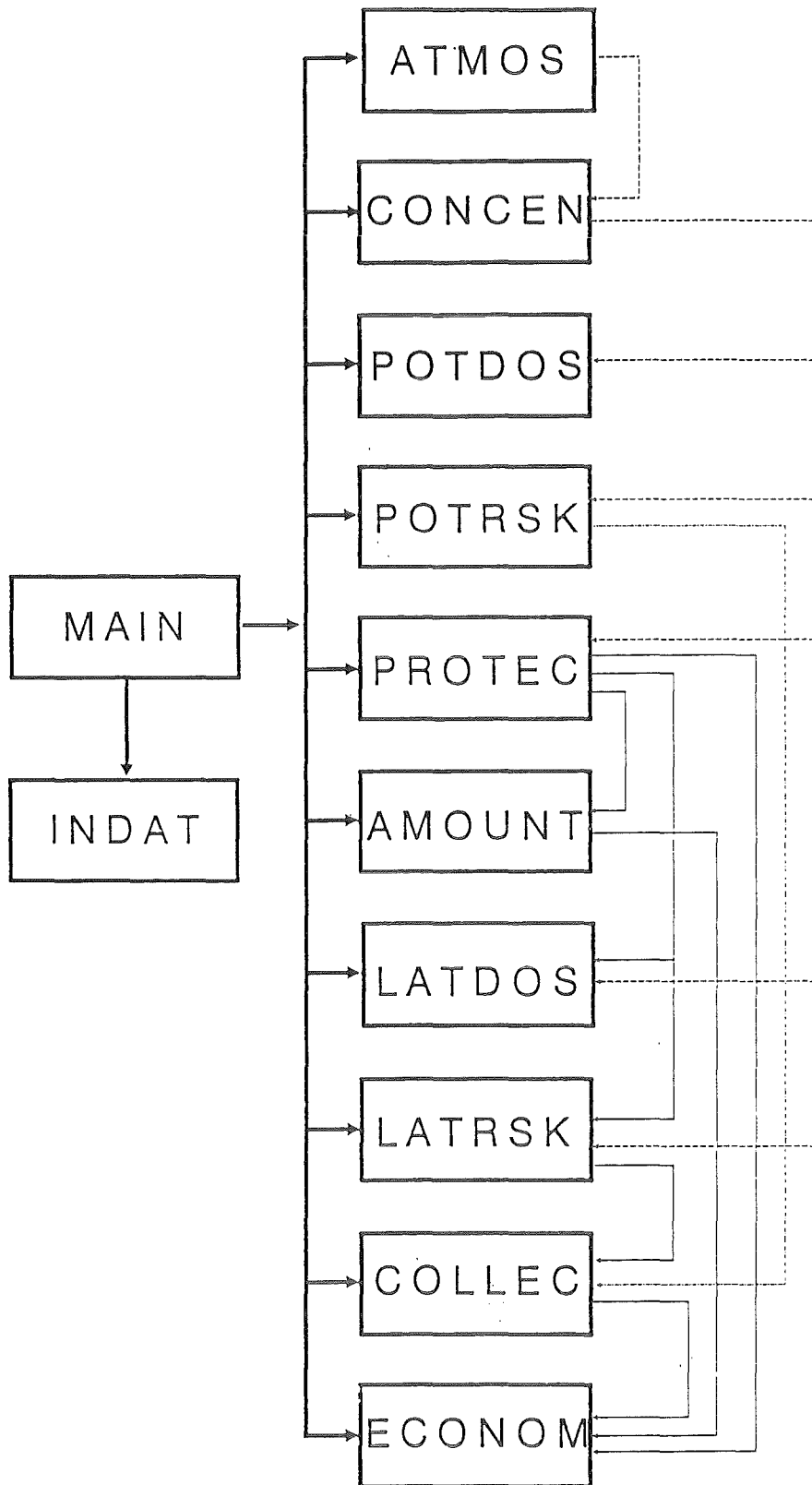


Abb. 1: Struktur und Datenfluß in COSYMA/NL

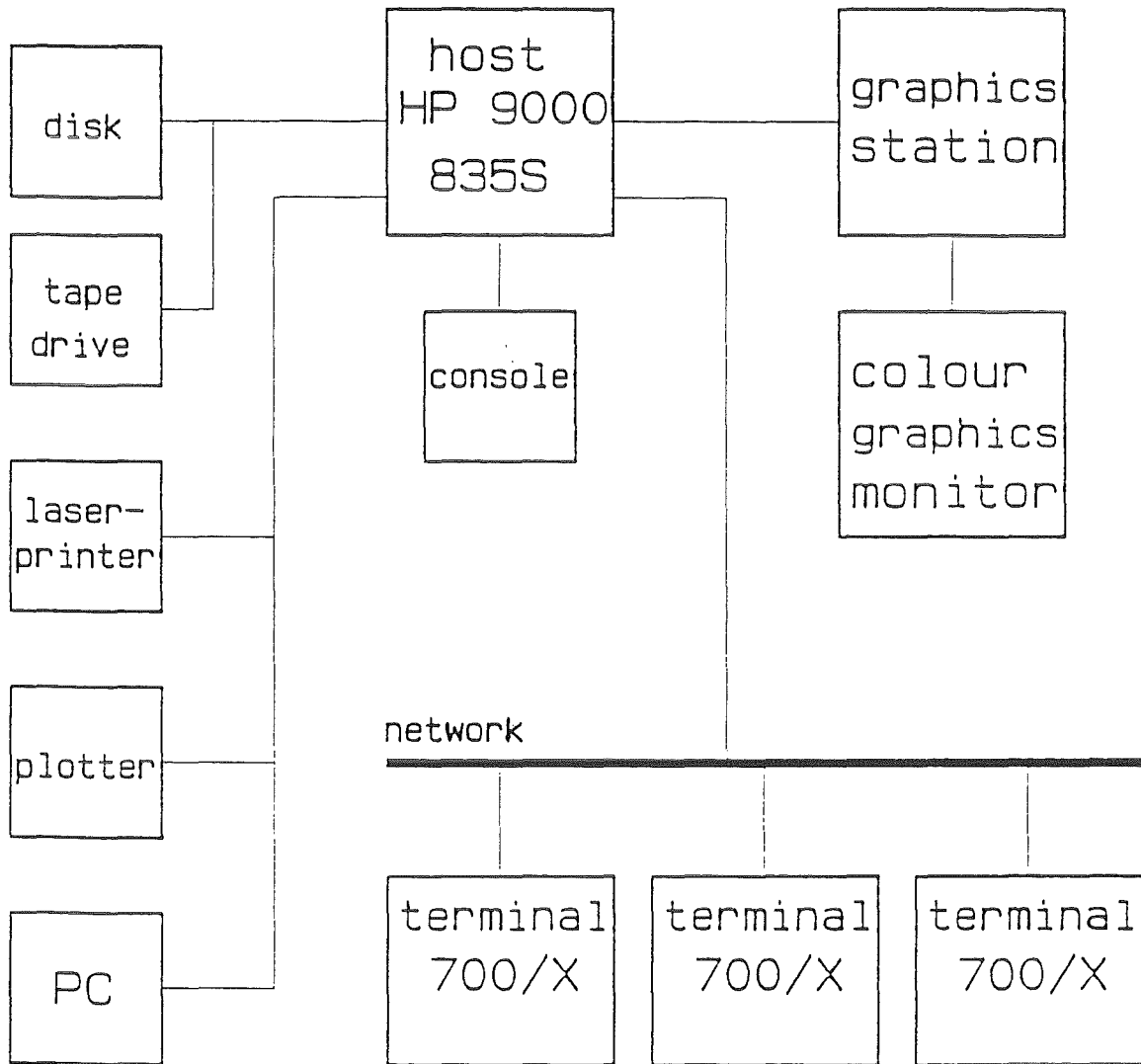


Abb. 2: Hardware-Konfiguration des Real - Time - Systems RESY

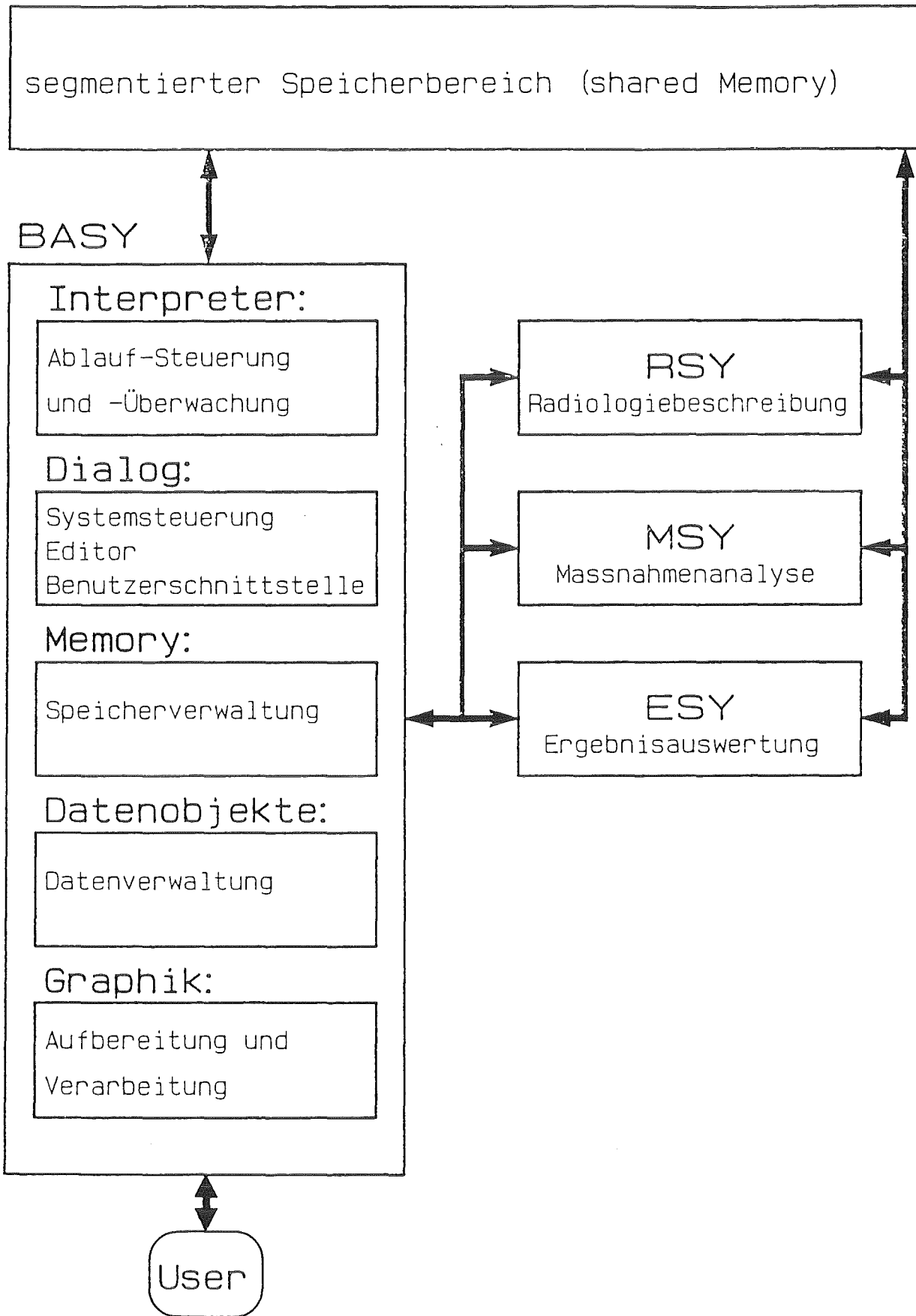


Abb. 3: Interaktionsschema BASY/RESY

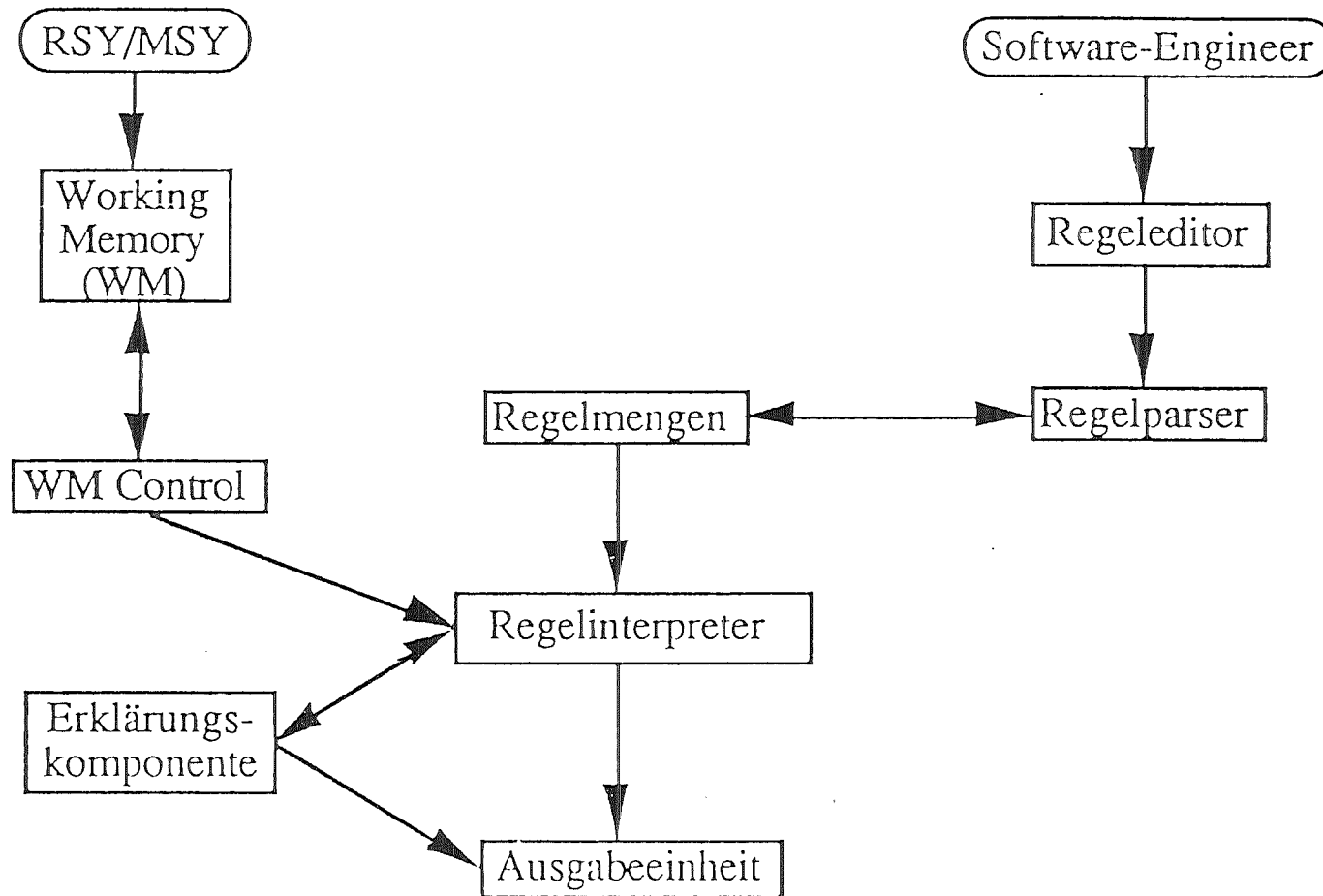


Abb. 4 : Struktur des Expertensystems ESY

**18.05.06 Neutronenphysikalische Sicherheitsuntersuchungen
zu einem FDWR**

18.05.06/01A On the Analysis of LWHCR Experiments
PSF 0N1A Performed in PROTEUS
 (R. Böhme, INR)

Abstract

The Phase II series of experiments for the investigation of the physics of a Light Water High Conversion Reactor (LWHCR) at the PROTEUS reactor facility in Switzerland was terminated at the end of 1990. For the comparison - with results of cell calculations - of reaction rate ratios and k_{∞} measured in these LWHCR lattice experiments, a number of correction factors was calculated using data and methods available at KfK. These correction factors account mainly for differences between the actual neutron spectrum in the central test zone of the PROTEUS reactor and the fundamental mode spectrum.

The calculation of correction factors for PROTEUS experiments is described and some results of cell calculations are compared with measured reaction rate ratios and k_{∞} . It is shown that k_{∞} values of most LWHCR lattices can be predicted within the experimental error limit using codes and nuclear data developed at KfK for LWHCR studies. Larger discrepancies still exist between calculated and measured reaction rate ratios. Thus, the reasonable agreement of calculated and measured k_{∞} values is partially the result of a compensation of remaining deficiencies in nuclear data and calculational methods.

18.05.06/01A Zur Auswertung der FDWR-Experimente im
PSF 0N1A PROTEUS-Reaktor
 (R. Böhme, INR)

1. Einführung

Zum Jahresende 1990 wurde am PROTEUS-Reaktor des Paul Scherrer Instituts in Würenlingen/Schweiz die Versuchsreihe PROTEUS-FDWR-Phase II beendet, in der die neutronenphysikalischen Eigenschaften von Gittern eines Fortgeschrittenen Druckwasserreaktors (FDWR) untersucht worden sind /1/. Die Experimente wurden in Kooperation des Paul Scherrer Instituts mit dem Kernforschungszentrum Karlsruhe und der Siemens AG in den Jahren 1985 bis 1990 geplant und durchgeführt. Zur Zeit werden die Ergebnisse gründlich überprüft und dokumentiert.

Angeregt von ersten experimentellen Ergebnissen wurden die zur Berechnung von FDWR-Gittern verwendeten Rechenprogramme und nuklearen Daten zur gleichen Zeit ständig verbessert /2/, /3/. An diesen Arbeiten waren, außer den bereits genannten Organisationen, das Institut für Raumflugtechnik und Reaktortechnik der Technischen Universität Braunschweig und das Institut für Kernenergie der Universität Stuttgart beteiligt.

Zur Auswertung der experimentellen Daten und für den Vergleich von Zellrechnungen mit den Experimenten war es notwendig, Korrekturgrößen rechnerisch zu bestimmen. Die Berechnung der Korrekturfaktoren wird auch von anderen beteiligten Organisationen mit deren Hilfsmitteln durchgeführt. Über die Rechnungen bei KfK und den Vergleich von Meßwerten mit berechneten Ergebnissen soll hier berichtet werden.

2. FDWR-Gitter in PROTEUS

Im PROTEUS-Reaktor werden neutronenphysikalische Experimente bei Raumtemperatur und Nulleistung durchgeführt. Die zu untersuchenden Reaktorgitter befinden sich in einer zentralen Testzone von ca. 50 cm Durchmesser und 140 cm Höhe des Mehrzonenreaktors. Die Testzone ist radial von einer Pufferzone aus Uranmetall umgeben. Kritikalität des Versuchsreaktors wird durch zwei koaxiale Treiberzonen mit Schwerwasser- bzw. Graphitmoderator und thermischem Neutronenspektrum erzielt.

Die Gitter der PROTEUS-FDWR-Phase II wurden aus ca. 2000 mit Stahl umhüllten Brennstäben aufgebaut. Der Brennstoff aus PuO_2/UO_2 -Tabletten (Plutonium-Uran-Mischoxid) enthielt ca. 11 % PuO_2 (~ 7.5 % Pu_{flss}) und erstreckte sich über eine Höhe von 84 cm. Die Isotopenzusammensetzung des Pu entsprach der von wiederaufgearbeitetem DWR-Brennstoff. Die Stäbe hatten einen Durchmesser

d = 9.57 mm und bildeten ein regelmäßiges Dreiecksgitter. Oberhalb und unterhalb dieser Kernzone befand sich je eine 28 cm hohe Blanketzone, in der die Stäbe mit angereicherten UO₂-Tabletten gefüllt waren.

In den ersten Untersuchungen der Phase II betrug der Stabmittenabstand p = 10.7 mm. Dieses enge Gitter entsprach weitgehend dem in den Jahren bis 1987 in vielen Reaktorentwürfen vorgesehenen Gitter mit einem Volumenverhältnis von Moderator zu Brennstoff $V_m/V_f \sim 0.48$. Später wurde der Stabmittenabstand auf p = 12.0 mm vergrößert, V_m/V_f stieg auf 0.95. In dem weiteren Gitter ist die Konversionsrate zwar etwas reduziert, die Veränderung der Multiplikationskonstanten bei Verminderung der Kühlmitteldichte ist für Sicherheitsbetrachtungen jedoch deutlich günstiger als im engen Gitter.

Der Raum zwischen den Brennstäben wurde vom Moderator ausgefüllt oder leer gelassen. Als Moderatoren dienten Wasser bei Raumtemperatur oder Dowtherm, eine organische Flüssigkeit mit einem um etwa 42 % reduzierten Wasserstoffgehalt gegenüber Wasser. Da Wasser zur Kühlung eines Leistungsreaktors im Normalbetriebszustand nur eine Dichte von ca. 0.7 g/cm³ hat, wurden durch Verwendung der beiden Moderatoren die betriebswichtigen Eckwerte der Wasserstoffdichte durch Experimente abgedeckt.

Kern	p/d	V_m/V_f	Moderator	Effektive Moderation	Charakteristische Merkmale
7	1.12	0.48	H ₂ O	0.48	Enges Gitter: } Simulation von } Kühlmittelverlust } vergiftet, } Einfluß } von B ₄ C
8	1.12	0.48	ohne	0.00	
9	1.12	0.48	Dowtherm	0.28	
10	1.12	0.48	Dowtherm	0.28	
11	1.12	0.48	ohne	0.00	
12	1.12	0.48	H ₂ O	0.48	
13	1.26	0.95	H ₂ O	0.95	Weiteres Gitter: } Simulation von } Kühlmittelverlust } Einfluß } von B ₄ C
14	1.26	0.95	ohne	0.00	
15	1.26	0.95	Dowtherm	0.55	
16	1.26	0.95	H ₂ O	0.95	
17	1.26	0.95	ohne	0.00	
18	- 1)	2.07	H ₂ O	2.07	Thermisches Spektrum
19	1.26	0.95	H ₂ O	0.95	5% Pu _{flüss} effektiv
20	1.26	0.95	D ₂ O	-	D ₂ O statt H ₂ O

Anmerkung: 1) Jeder dritte Brennstab wurde aus dem weiteren Gitter entfernt

Tabelle 1. Testgitter der PROTEUS-FDWR-Phase II: Kerne 1 bis 6 gehörten zur Phase I. Die Experimente in den Kernen 18, 19, 20 sind erst teilweise ausgewertet.

Die Testgitter der PROTEUS-FDWR-Phase II sind mit Angabe ihrer charakteristischen Eigenschaften in Tabelle 1 zusammengestellt. Als Maß für die effektive Moderation ist das Produkt aus V_m/V_f und der auf Wasser bezogenen Wasserstoffdichte im Moderator angegeben:

$$\text{Effektive Moderation} = \frac{V_m}{V_f} \times \frac{N_H \text{ im Moderator}}{N_H \text{ im H}_2\text{O}} \quad (1)$$

Zur Regelung eines FDWR wird in den Entwurfsstudien vorgesehen, neutronenabsorbierende Regelstäbe zu verwenden. Deshalb wurden in einigen PROTEUS-Kernen die Gitter aus vergifteten "Superzellen" aufgebaut. Die Superzellen bestanden aus mehreren regulären Einheitszellen (d.h. Brennstab und Moderatoranteil) und einer Zelle, in der der Brennstoff gegen natürliches Borkarbid (B_4C) ausgetauscht war. Im engen vergifteten Gitter wurde einer von 37 Brennstoffstäben durch einen Borkarbidstab ersetzt, im weiteren Gitter wurde eine von 19 Brennstabpositionen von einem Absorberstab eingenommen /4/, /5/.

Zum Abschluß der Phase II wurden Experimente in drei Anordnungen durchgeführt, die nicht streng an das Vorbild eines realisierbaren FDWR angepaßt waren. Sie sollen zum besseren Verständnis der neutronenphysikalischen Vorgänge in PuO_2/UO_2 -Gittern beitragen. Diese Experimente sind bisher erst teilweise ausgewertet, werden in der Tabelle aber der Vollständigkeit halber erwähnt.

3. Rechnungen zur Analyse von PROTEUS-Experimenten

3.1 Reaktionsratenverhältnisse

In den PROTEUS-Anordnungen wurde versucht, die Reaktionsratenbilanz in Gittern mit unterschiedlichem Moderatorgehalt möglichst vollständig zu messen. Bei Kenntnis dieser Bilanz können die in den Entwurfsstudien verwendeten Werte für

- Konversionsrate,
- Multiplikationskonstante k_{eff} des FDWR,
- Veränderung der Reaktivität $(1 - 1/k_{eff})$ mit der Kühlmitteldichte

überprüft und gegebenenfalls korrigiert werden.

Die wichtigsten Reaktionsraten in einem FDWR sind die Spalt- und Einfangraten in den Isotopen ^{239}Pu und ^{238}U , sowie die Absorptionsraten in den schwereren Pu-Isotopen. Mit ausreichender Genauigkeit können die Spaltraten in ^{239}Pu (F9), ^{238}U (F8), ^{241}Pu (F1) und ^{235}U (F5) gemessen werden. Einfänge von ^{238}U (C8) und ^{242}Pu (C2) sind ebenfalls meßbar. Nur schwer meßbar sind die Einfänge in den anderen Plutoniumisotopen, da sie auf bereits im Brennstoff vorhandene Isotope führen. Die zur Messung von Reaktionsraten im Paul Scherrer Institut angewandte Technik ist in /7/ und /8/ ausführlich beschrieben worden.

Um Rechnungen mit den Ratenmessungen vergleichen zu können, müssen Ratenverhältnisse (Indizes) gebildet werden. Zweckmäßig ist es, in FDWR-Gittern zur Normierung die Spaltrate des ^{239}Pu zu wählen. Die experimentellen Fehler der Reaktionsratenverhältnisse C8/F9, F8/F9 und F5/F9. sind ca. 2 % (1σ). C2/F9 und F1/F9 können mit ca. 4 % Fehler gemessen werden.

Für die Zellrechnungen wurden bei KfK das Programm KAPER4 /9/ und Routinen des KARBUS-Systems /10/ verwendet. Die neueren Rechnungen wurden mit den Datensätzen G69CT005 und G69P1V02 /3/ aus dem KARBUS-System mit 69 Energiegruppen ausgeführt.

Die gemessenen Ratenverhältnisse können nicht unmittelbar mit den von Zellprogrammen berechneten verglichen werden, weil bei Zellrechnungen meistens die Annahme gemacht wird, daß die Orts- und Energieverteilung der Neutronen der in einem unendlichen periodischen Gitter entspricht. Wird durch geeignete Anpassung der Neutronenleckage Kritikalität des Gitters erreicht, dann ist das über die Einheitszelle gemittelte Energiespektrum der Neutronen das des Grundmodes. Der Grundmode ist die Lösung des Eigenwertproblems

$$D B^2 \Phi + A \Phi = P \Phi \quad (2)$$

Dabei sind A und P die üblichen Operatoren zur Beschreibung von Neutronenverlusten und Neutronenproduktion mit effektiven Wirkungsquerschnitten, die durch Flußwichtung in der Zellrechnung ermittelt worden sind. D ist der Diffusionskoeffizient, die Flußdichte Φ ist der Eigenvektor und das (energieunabhängige) Buckling B^2 der Eigenwert. Das Neutronenspektrum in einem kritischen Einzonenreaktor ist nahezu das des Grundmodes. In PROTEUS-Experimenten wird das Neutronenfeld in der zentralen Testzone von Neutronenströmen beeinflusst, die die Pufferzone durchqueren und eine merkliche Abweichung von den Verhältnissen in einem Einzonenreaktor bewirken. Diese Abweichung muß durch Korrekturrechnungen berücksichtigt werden.

Vor Ausführung dieser Rechnungen wurden effektive Wirkungsquerschnitte in 69 Energiegruppen für alle Zonen des Reaktors mit KARBUS'90 und dem Datensatz G69P1V02 erzeugt. Für die Testzone wurden dann das Neutronenspektrum des Grundmodes mit dem Programm BUCITU/DIFF0U /11/ und Reaktionsratenverhältnisse mit COLRAB /12/ aus dem KAPROS-System /13/ berechnet. Die Reaktionsratenverteilung in einem Modell des gesamten PROTEUS-Reaktors wurde mit Diffusions- und Transportprogrammen berechnet. Für die Reaktorrechnungen in RZ-Geometrie wurden das Diffusionsprogramm DIXY2 /14/ und das Transportprogramm TWODANT /15/ mit S_4 -Winkeldiskretisierung und P_1 -Approximation des Streuquerschnitts verwendet.

Als Beispiel ist in Tabelle 2 für das weitere unvergiftete Gitter - bei unterschiedlicher Moderation - das Verhältnis von Indizes berechnet im Zentrum der Testzone und für den entsprechenden Grundmode angegeben.

Ratenverhältnis	Kern 13 H ₂ O-Moderator		Kern 15 Dowtherm-Mod.		Kern 14 ohne Moderator	
	TWODANT	DIXY2	TWODANT	DIXY2	TWODANT	DIXY2
C8/F9	1.001	1.000	0.999	-	0.971	0.968
F8/F9	1.014	0.996	0.995	-	0.990	0.977
F5/F9	1.000	1.000	1.000	-	0.993	0.997
F1/F9	1.000	1.000	1.000	-	0.996	0.999
C2/F9	1.000	1.000	1.001	-	1.030	1.032
k_∞	1.001	1.000	0.999	-	1.013	1.011

Tabelle 2. Quotient der Reaktionsratenverhältnisse berechnet für PROTEUS-Experimente und den Grundmode im weiteren Gitter: Effektive Wirkungsquerschnitte in 69 Gruppen erzeugt mit KARBUS'90 und G69P1V02, TWODANT- S_4 -Rechnungen mit P_1 -Näherung.

Die Quotienten liegen für alle aufgeführten Reaktionsratenverhältnisse nahe bei 1.0 und sind weitgehend in Übereinstimmung mit Abschätzungen beim Paul Scherrer Institut. Im Falle der moderierten Gitter ist der Einfluß der Testzonenumgebung nur im MeV-Bereich des Neutronenspektrums - charakterisiert durch den Index F8/F9 - merklich. Alle anderen Indizes weisen auf eine große Ähnlichkeit des Spektrums im Zentrum der Testzone und dem des Grundmodes hin. Im weiteren Gitter ohne Moderator (Kern 14) sind die Abweichungen vom Wert 1.0 durchweg größer als im engen trockenen Gitter (Kern 8). Bemerkenswert ist das unterschiedliche Verhältnis, das für den Index F8/F9 im wassermodierten Kern 13 mit Diffusionstheorie und Transporttheorie berechnet wird. Die Diffusionsrechnung ergibt den Quotienten 0.996. Eine S_4 -Transportrechnung mit P_0 -Näherung und Ersatz der totalen durch Transportquerschnitte ergibt 1.005, bei P_1 -Näherung des Streuquerschnitts wird der Korrekturfaktor 1.014. S_8 -Winkeldiskretisierung und P_1 -Näherung ergibt den Quotienten 1.012.

Meßergebnisse des Reaktionsratenverhältnisses Einfang in ^{238}U zu Spaltung in ^{239}Pu (C8/F9) in unvergifteten Gittern der Phase II werden in Abbildung 1 mit früheren (KARBUS'86) und aktuellen (KARBUS'90) KfK-Rechnungen verglichen. Als Ordinate wurde der Quotient aus berechnetem zu gemessenem Index gewählt. Als Abszissenskala wurde die effektive Moderation verwendet.

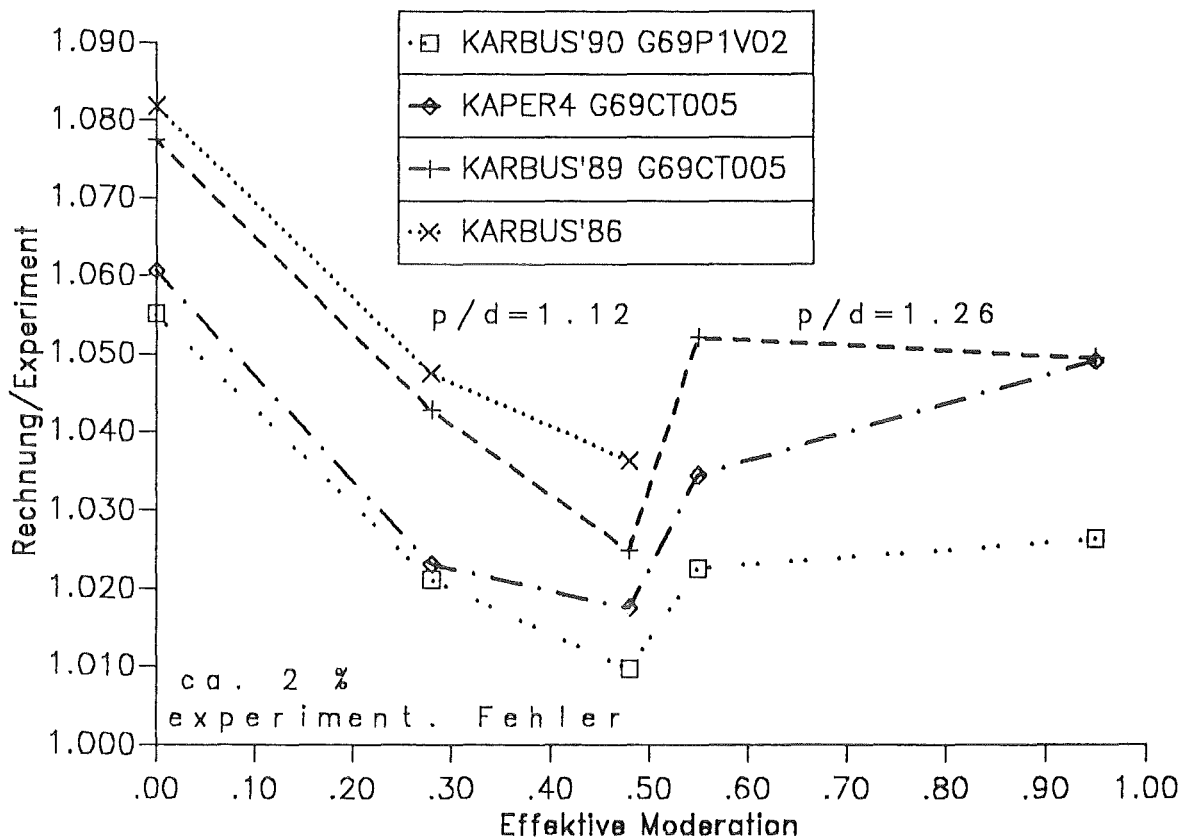


Abbildung 1. Quotient Rechnung zu Experiment für das Verhältnis Einfang in ^{238}U zu Spaltung in ^{239}Pu : Als Abszisse wurde eine effektive Moderation gewählt. Gitter ohne Moderator erhalten den Abszissenwert 0.

Aus der Abbildung 1 ist zu entnehmen, daß das Verhältnis C8/F9 von allen KARBUS- und KAPER4-Rechnungen überschätzt wird. Die besonders auffällige Überschätzung im Fall ohne Moderator ist vermutlich auf die in den Rechnungen verwendeten nuklearen Daten zurückzuführen. Die Zunahme der Diskrepanz zwischen Rechnung und Messung mit zunehmender Moderation ist bei Verwendung älterer Zellcodes (z.B. WIMS) wesentlich stärker ausgeprägt /16/. Durch eine verbesserte Methodik bei der Berechnung der Resonanzabsorption, wie z.B. bei der KARBUS'90-Rechnung, konnte die Abhängigkeit des Verhältnisses Rechnung/Messung von der effektiven Moderation beseitigt werden.

Ähnlich große Abweichungen zwischen Rechnung und Messung und eine Abhängigkeit der Diskrepanzen von der Moderation gibt es auch für das Verhältnis Spaltung in ^{238}U zu Spaltung in ^{239}Pu (F8/F9). Diese Abhängigkeit wird hauptsächlich von den zur Berechnung verwendeten nuklearen Daten bestimmt. Sie kann z.B. durch Veränderung des Wirkungsquerschnitts für inelastische Streuung von Neutronen an ^{238}U -Kernen reduziert werden.

3.2 k_{∞} -Wert

Die Kenntnis der Reaktionsratenbilanz wird deutlich verbessert, wenn außer den meßbaren Ratenverhältnissen die für das Eigenspektrum definierte integrale Größe k_{∞} in der Testanordnung experimentell bestimmt wird:

$$k_{\infty} = \frac{\text{Neutronenproduktion}}{\text{Neutronenabsorption}} \quad (3)$$

In den PROTEUS-Experimenten wurden k_{∞} -Werte auf zwei verschiedene Arten ermittelt /1/:

- Aus der räumlichen Verteilung der Reaktionsraten, die z.B. durch Probenaktivierung oder mit Spaltkammern gemessen werden kann, wird das experimentelle "Buckling" B^2 bestimmt. Wird dieses mit dem berechneten Wert der Wanderfläche M^2 multipliziert, erhält man das Verhältnis zwischen Neutronenleckage aus dem Gitter und Absorption. Weil im kritischen Reaktor

$$\frac{1}{k_{\text{eff}}} = 1 = \frac{\text{Neutronenabsorption} + \text{Leckage}}{\text{Neutronenproduktion}} = \frac{1 + M^2 B^2}{k_{\infty}} \quad (4)$$

ist, ergibt sich $k_{\infty} = 1 + M^2 B^2$.

- Enthält der kritische Reaktor ein Gitter, in dem $k_{\infty} = 1$ ist, kann daraus ein zentraler Teil entfernt werden, ohne daß die Kritikalität des Gesamtsystems verlorenggeht. Wird bei der Entfernung jedoch eine Änderung der Reaktivität festgestellt, ist diese ein Maß für die Abweichung von k_{∞} vom Wert 1.0. Mit einer Neutronenquelle bekannter Stärke und einer absoluten Spaltratenmessung kann das Verfahren kalibriert werden.

Beim Vergleich von gemessenen mit berechneten k_{∞} -Werten muß wieder der spektrale Unterschied zwischen dem Neutronenspektrum im Zentrum der Testzone und dem Eigenspektrum des Grundmodes berücksichtigt werden.

Beide Meßmethoden erfordern zur Ermittlung der experimentellen k_{∞} -Werte die Berechnung von Korrekturtermen. Bei der B^2 -Methode werden aus den für ein Reaktormodell berechneten örtlichen Verteilungen von Reaktionsraten Korrekturgrößen bestimmt, die zusammen mit den Meßwerten das experimentelle materielle Buckling ergeben /1/.

Für die Eichung der zweiten Meßmethode mittels einer Californium-Neutronenquelle muß zunächst der relative Reaktivitätswert von Spaltneutronen und Quellneutronen berechnet werden, da sowohl deren Orts- als auch Energieverteilung unterschiedlich sind. Mit dem Zellprogramm KAPER4, mit dem die adjungierte Transportgleichung gelöst werden kann, wurden Korrekturfaktoren berechnet, die mehrere Promille von 1.0 abweichen. Das Ergebnis der Messung ist der Wert k^+ , ein mit der Adjungierten gewichtetes Verhältnis von Neutronenproduktion zu Absorption im Zentrum der PROTEUS-Testzone.

k^+ und k_{∞} wurden für den Grundmode mit BUCITU und im Zentrum der Testzone mit den Programmen TWODANT und DIXY2 berechnet. Die berechneten Verhältnisse zwischen der Größe k_{∞} im Zentrum der Testzone und k_{∞} im Grundmode sind bereits in Tabelle 2 angegeben worden. Die Quotienten aus berechneten k^+ -Werten und k_{∞} im Grundmode sind in Tabelle 3 für dieselben Kerne angegeben.

	Kern 13 H ₂ O-Moderator	Kern 15 Dowtherm-Mod.	Kern 14 ohne Moderator
BUCITU	1.002	0.998	0.969
TWODANT	1.003	0.998	0.967
DIXY2	1.002	-	0.965

Tabelle 3. Quotient k^+/k_{∞} (Grundmode) berechnet für PROTEUS-Experimente im weiteren Gitter: Effektive Wirkungsquerschnitte in 69 Gruppen erzeugt mit KARBUS'90 und G69P1V02, TWODANT-S₄-Rechnungen mit P₁-Näherung.

Aus der ersten Zeile dieser Tabelle ist zu entnehmen, daß der mit BUCITU berechnete k^+ -Wert des Grundmodes wegen der Energieabhängigkeit der Adjungierten für moderierte Gittern geringfügig von k_{∞} verschieden ist, aber für das Gitter ohne Moderator 3.1 % kleiner als k_{∞} ist. Der Einfluß der Umgebung der Testzone auf k^+ ist nur im weiteren Gitter ohne Moderator (Kern14) signifikant: das Verhältnis k^+/k_{∞} (Grundmode) weicht bei der Transportrechnung für den Gesamtreaktor um 0.002 von dem für den Grundmode berechneten Wert ab. Mit Diffusionstheorie wird diese Abweichung überschätzt.

Bei der Ermittlung von k_{∞} aus dem Reaktivitätswert der Einheitszelle mußte für einige Experimente eine weitere Korrektur berechnet werden. Bei der Entfernung von Einheitszellen aus dem Zentrum der Testzone wurde eine Reaktivitätsänderung gemessen, die in den meisten Experimenten proportional zum entfernten Volumen war. Es kann gezeigt werden, daß die Proportionalität für eindimensionale Modelle streng gültig ist: mit der Entfernung vom Kernzentrum abnehmende volumenspezifische Beiträge von Produktion und Absorption werden von zunehmenden Beiträgen der Leckage kompensiert. In realistischen dreidimensionalen

Anordnungen muß die Abweichung von der Proportionalität experimentell durch Extrapolation zu kleinen Probenvolumina oder rechnerisch bestimmt werden. Besonders starke Abweichungen wurden in vergifteten Kernen ohne Moderator beobachtet, deren k_{∞} -Wert nahe bei 1.0 lag. Der k_{∞} -Wert dieser Gitter wird davon nur geringfügig beeinflusst, weil $1-1/k_{\infty}$ proportional zum Reaktivitätswert ist. Die Abweichung von der Proportionalität wurde mit einer Störungsrechnung zur Diffusionsrechnung für den Gesamtreaktor ermittelt. Die Rechnungen wurden mit 10 Energiegruppen durchgeführt. In der Reaktorrechnung wurde durch Multiplikation des Produktionsquerschnitts in der Testzone mit einem konstanten Faktor ein k_{∞} -Wert der Testzone eingestellt, der nahe beim experimentell gefundenen Wert lag. Da dieser zunächst nicht bekannt war, mußte die Korrektur iterativ bestimmt werden. Als Störung wurde "verdünntes" Material der Testzone in das Probenvolumen eingebracht, d.h. alle Wirkungsquerschnitte waren durchweg mit dem Faktor 0.9 multipliziert worden. Die Ergebnisse der Berechnung des spezifischen Reaktivitätswerts von Probenvolumina in zwei PROTEUS-Kernen sind in Tabelle 4 aufgeführt.

	Einheitszellen Anzahl Höhe		Relativer Beitrag von		
			Produktion + Absorption	Leckage	Total
Kern 13: weiteres Gitter H ₂ O-Moderator $k_{\infty} > 1.$	7	10cm	0.990	0.002	0.992
	7	20cm	0.955	0.010	0.966
	19	10cm	0.986	0.004	0.990
	19	20cm	0.952	0.012	0.964
	37	10cm	0.981	0.006	0.987
	37	20cm	0.947	0.014	0.961
Kern 17: weiteres Gitter vergiftet kein Moderator $k_{\infty} < 1.$	18 + 1	10cm	0.998	-0.024	0.974
	18 + 1	20cm	0.974	-0.128	0.846

Tabelle 4. Spezifischer Reaktivitätswert von Einheitszellen: Störungsrechnungen zu Ganzreaktor-Diffusionsrechnungen; Normierung auf den spezifischen Zellwert im Zentrum der Testzone. Der Querschnitt der Superzelle von Kern 17 ist mit 18 + 1 bezeichnet.

Im Extremfall des vergifteten weiteren Gitters ohne Moderator wurden die Rechnungen durch das Experiment bestätigt. In anderen Fällen kann durch Berücksichtigung der berechneten Korrekturen der bisher angegebene experimentelle Fehler der gemessenen k_{∞} -Werte vermindert werden.

Für die unvergifteten Kerne der Phase II sind Verhältnisse von berechneten zu gemessenen k_{∞} -Werten in Abbildung 2 dargestellt. Die Abweichungen der berechneten von den gemessenen k_{∞} -Werten liegen zum überwiegenden Teil innerhalb der experimentellen Fehlergrenzen von ca. 0.7 % (1σ). Da aber diese Übereinstimmung von Rechnung und Messung bei den gemessenen Reaktionsratenverhältnissen nicht gegeben ist, kann geschlossen werden, daß eine Kompensation von Abweichungen zu diesem Ergebnis führt.

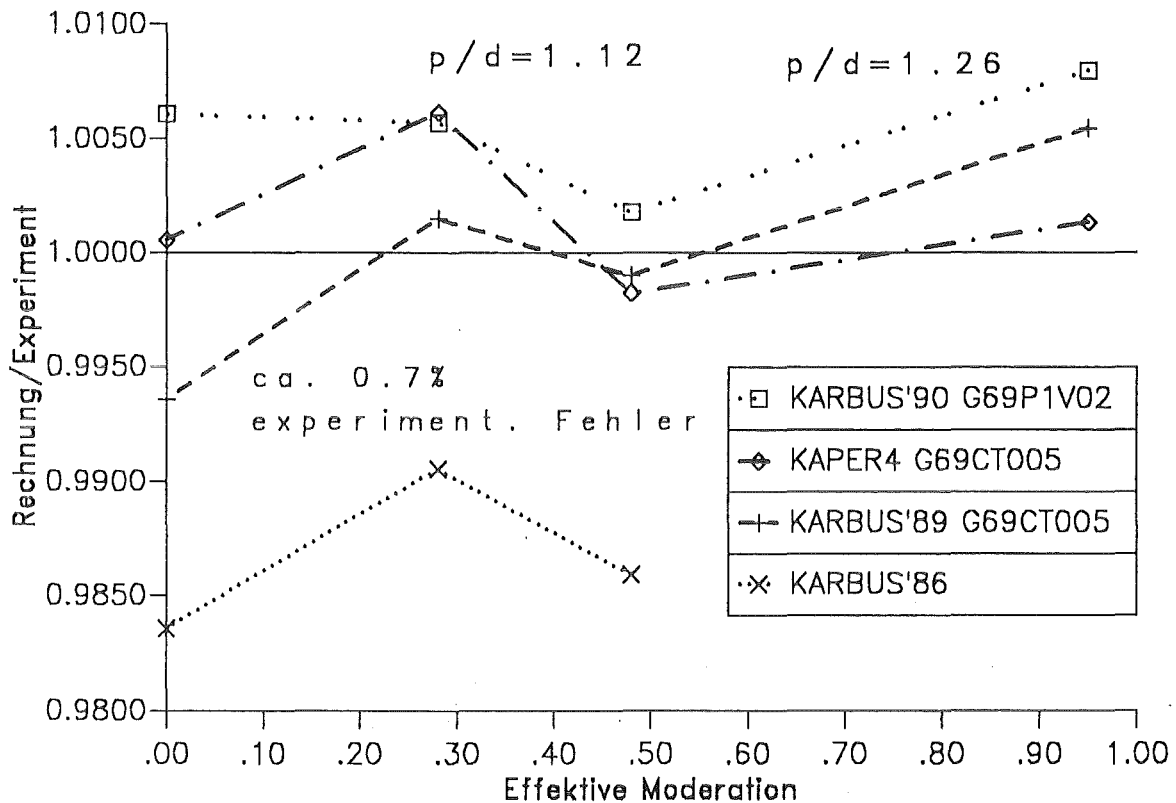


Abbildung 2. Quotient Rechnung zu Experiment für k_{∞} -Werte

4. Zusammenfassung

Zur Auswertung der PROTEUS-FDWR-Experimente sind für die Meßgrößen in jeder Anordnung Faktoren berechnet worden, mit denen für Abweichungen des Neutronenspektrums in der zentralen Testzone des Reaktors vom Grundmode der FDWR-Gitter korrigiert werden kann. Die Rechnungen wurden mit den bei KfK verfügbaren Transport- und Diffusionsprogrammen ausgeführt. In den meisten Fällen sind die berechneten Korrekturfaktoren nahe beim Wert 1.0 und in Übereinstimmung mit früheren Abschätzungen beim Paul Scherrer Institut. Die PROTEUS-Experimente werden also nur geringfügig von der Umgebung der Testzone beeinflusst und sind deshalb für die untersuchten FDWR-Gitter charakteristisch.

Die Analyse der bisher ausgewerteten experimentellen Ergebnisse hat die Verbesserung der Berechnungsmethoden für Reaktorgitter und der dafür verwendeten nuklearen Datensätze angeregt. Der sicherheitsrelevante k_{∞} -Wert der FDWR-Gitter und dessen Veränderung bei Reduktion der Kühlmitteldichte kann mit den bei KfK vorhandenen Rechenprogrammen im Rahmen der experimentellen Fehlergrenzen berechnet werden. Diese Übereinstimmung von Rechnung und Messung ist für einige Reaktionsratenverhältnisse noch nicht erreicht worden. Jedoch sind die Ergebnisse aus der umfangreichen PROTEUS-FDWR-Phase II richtungsweisend für zukünftige Entwicklungsarbeiten: Mängel der üblichen Verfahren zur Berechnung der Resonanzabsorption und verbliebene Unzulänglichkeiten in den bisher verwendeten nuklearen Daten wurden aufgedeckt.

Bisher dienten die experimentellen Ergebnisse vorwiegend zur Überprüfung der grundlegenden Zellrechnungen für FDWR-Gitter. Mit einer entsprechenden Bestätigung der Berechnungsmodelle für den Leistungsreaktor durch die Analyse technisch orientierter PROTEUS-Experimente ist begonnen worden.

Danksagung

Die FDWR-Experimente wurden in enger Zusammenarbeit mit Kollegen im Paul Scherrer Institut und bei Siemens-KWU, insbesondere den Herren Chawla, Berger, Hager und Seiler, ausgewertet. Durch Diskussionen, Bereitstellung von nuklearen Daten und Ertüchtigung von Rechenprogrammen unterstützten uns die Herren Broeders, Buckel, Fröhner, Helm und Kiefhaber im INR. Wir danken ihnen für die Mitarbeit.

Literaturverzeichnis

- /1/ R. Seiler, R. Chawla, K. Gmür, H. Hager, H.-D. Berger, R. Böhme: "Investigation of the Void Coefficient and other Integral Parameters in the PROTEUS-LWHCR Phase II Program", Nuclear Technology, 80, 311 (1988)
- /2/ S. Pelloni, J. Stepanek, P. Vontobel: "Analysis of PROTEUS Phase II Experiments Performed Using the AARE Modular System and JEF-Based Libraries", Nuclear Science and Engineering, 103, 247 (1989)
- /3/ C.H.M Broeders; Beitrag in KfK-Nachrichten, Jahrg. 23, 1/91
- /4/ H.-D. Berger, R. Böhme, R. Chawla, K. Gmür: "Investigation of Importance-Weighted Infinite Multiplication Constants in Clean and Poisoned LWHCR Lattices", Proc. 1988 Int. Reactor Physics Conf., Jackson Hole (1988), p. II-343
- /5/ T. Williams, J. Alfonso, H.-D. Berger, R. Böhme, R. Chawla, H.G. Hager, R. Seiler: "Effects of B₄C Poisoning in Experimental LWHCR Lattices with Different Moderation Ratios", Jahrestagung Kerntechnik 1990, Nürnberg, Mai 1990
- /6/ R. Chawla, K. Gmür, H. Hager, R. Seiler: "Reactivity and Reaction Rate Ratio Changes with Moderator Voidage in a Light Water High Converter Reactor Lattice", Nuclear Technology, 67, 360 (1984)
- /7/ K. Gmür: "Techniques of Reaction Rate Measurements on the PROTEUS Reactor", EIR-Bericht Nr. 529 (1984)
- /8/ R. Seiler, K. Gmür, H. Hager, J.M. Paratte: "Experimental Studies of Macroscopic and Cell Heterogeneities in LWHCRs", Proc. 1988 Int. Reactor Physics Conf., Jackson Hole (1988), p. II-353
- /9/ R. Böhme and E.A. Fischer: "The Fast Reactor Cell Code KAPER4", KfK 4435 (1988)
- /10/ C.H.M. Broeders: "Neutron Physics Investigations for Advanced Pressurized Water Reactors", Nuclear Technology, 71, 96 (1985)

- /11/ H. Bachmann, R. Kiesel, D. Woll: KfK-interner Bericht 1979
und
C.H.M. Broeders: private Mitteilung
- /12/ E. Kiefhaber: "Application of Real, Adjoint and Bilinear Weighting for Collapsing Group Constants Used in Space Dependent Neutron Diffusion Problems", KfK 3430 (1982)
- /13/ G. Buckel, W. Höbel: "Das Karlsruher Programmsystem KAPROS, Teil I, Übersicht und Vereinbarungen, Einführung für Benutzer und Programmierer", KfK 2253 (1976)
- /14/ W Höbel, M. Ott: KfK-interner Bericht 1983
- /15/ R.E. Alcouffe, F.W. Brinkley, D.R. Marr, and R.D. O'Dell: "User's Guide for TWODANT: A Code Package for Two-Dimensional, Diffusion-Accelerated, Neutral-Particle Transport", LA-10049-M, March 1984, Revision 1.3, 10 January 1986
- /16/ R. Böhme, J. Axmann, C.H.M. Broeders, S. Pelloni, M. Schatz: "Improvements in the Prediction of LWHCR Lattice Parameters", IAEA-TCM on Technical and Economic Aspects of High Converters, Nürnberg, 22-29 March 1990, 622-I3-TC-700 paper 3.5

18.05.06/02 A Development of Computational Procedures for the Neutron
PSF 0N1B Physics Design of an APWR Equilibrium Core
 (C. H. M. Broeders, INR)

This contribution describes the development of calculational procedures for the neutron physics design of an APWR equilibrium core with tight triangular fuel lattice. In the first section problems related to the following topics are discussed: calculation of infinite reactor zones, fuel depletion and burnup, reactor control, calculation of the fuel assemblies, calculation of the whole core and preparation and validation of data libraries.

In the last section a new procedure with related libraries is presented. This program, ARCOSI, allows the simulation of an APWR-Core during an arbitrary number of cycles, including fuel assembly shuffling. The period of one core-cycle between fuel reloadings may be subdivided into an arbitrary number of micro timesteps. At each micro timestep the core is kept critical by the boron concentration in the coolant. The creation of the required special ARCOSI library with fuel assembly data is discussed. The results of the core simulations are stored on a graphics interface file for interactive postprocessing with available programs. A typical postprocessing result is included.

18.05.06/02A
PSF 0N1B

Entwicklungsarbeiten zur neutronenphysikalischen Auslegung eines Gleichgewichts FDWR-Referenzkerns
(C.H.M. Broeders, INR)

1 Einführung.

Im Jahre 1975 wurde von Edlund vorgeschlagen, durch Einführung eines neuen Druckwasserreakortyps die Uranausnützung zu verbessern. Diese Verbesserung sollte durch hohe Konversionsraten von Reaktor-Brutmaterial in Spaltmaterial in einem Druckwasserreaktor (DWR) mit Mischoxyd (MOX) $(UPu)O_2$ Brennstoff erreicht werden [1]. Dieses Konzept basiert auf dem Vorhandensein eines geschlossenen Brennstoffkreislaufs mit Wiederaufbereitung des im Reaktor gebildeten Plutoniums.

Im KfK wird seit etwa 1978 mit anderen Partnern untersucht, inwieweit dieses Reaktorkonzept realisierbar ist, wenn von einem Entwurf für einen modernen DWR des deutschen Reaktorherstellers Kraftwerkunion (KWU) ausgegangen wird [2]. Dieses Konzept für einen Fortschrittlichen Druckwasserreaktor wurde in der Literatur bekannt unter dem Namen FDWR (im Englischen "Advanced Pressurized Water Reactor APWR") und weist die folgenden typischen Merkmale auf:

- $(UPu)O_2$ Brennstoff mit Wasserkühlung.
- Die höheren Konversionsraten als beim normalen DWR sollen mit härteren Neutronenspektren erreicht werden, d.h. durch engere Reaktorgitter mit weniger Moderatormaterial. Aus thermodynamischer Sicht sind dabei Dreiecksgitter zu bevorzugen.
- Der FDWR-Kern muß in einem Reaktordruckbehälter (RDB) eines KWU-DWR mit 1300 MWe Leistung mit möglichst wenig Änderungen an den vorhandenen DWR-Komponenten eingebaut werden.
- Die Reaktorleistung soll nach Möglichkeit die gleiche sein wie beim Ausgangs-DWR.
- Die Genehmigungsverfahren für einen FDWR sollten nicht wesentlich verschieden sein von denen beim DWR. Dies bedeutet unter anderen, daß das dynamische Verhalten des FDWR nicht stark vom Verhalten des DWR abweichen darf und daß konsequenterweise die nuklearen Sicherheitsparameter wie Doppler- und Wasserdichte-Reaktivitätskoeffizienten nicht sehr verschieden sein dürfen.
- Der FDWR-Kern muß wirtschaftlich mit den modernen DWR-Entwicklungen konkurrieren können. Bei dem teureren MOX- Brennstoff bedeutet dies, daß hohe bis sehr hohe Brennstoffabbrände erzielbar sein müssen: > 50.000 MWT/TSM (Megawatt-Tage pro Tonne Schwermetall).

In diesem Heft und in einer Reihe anderer Veröffentlichungen wurden die verschiedenen KfK-Untersuchungen zu diesem neuen Reaktortyp ausführlich dargestellt, siehe z.B. auch die Referenzen [3, 4]. In dem vorliegenden Beitrag werden die neutronenphysikalischen Entwicklungsarbeiten im Zusammenhang mit dem FDWR beschrieben, insbesondere in Hinblick auf eine zuverlässige Beschreibung eines Gleichgewichtskerns. Bei einem Gleichgewichtskern wird jeweils nach einer bestimmten Standzeit an Vollasttage, ein bestimmter Anteil der BE entladen und durch frische des gleichen Nachladetyps ersetzt. Mit den dann vorhandenen BE soll es möglich sein, eine Kernbeladung zusammenzustellen, welche zu dem gleichen zeitlichen Verhalten führt wie der Vorgängerkern. Dabei wird davon ausgegangen, daß keine BE defekt werden. Ein solcher Gleichgewichtskern kann erst dadurch erreicht werden, daß am Anfang Nachladekerne mit angepaßten Anreicherungsstufen verwendet werden. Diese sogenannten Einfahrkerne werden hier nicht betrachtet.

In den nächsten Abschnitten werden zunächst die Verfahren für die neutronenphysikalische Berechnung eines Kernreaktors mehr allgemein beschrieben und die Relevanz für die Anwendung beim FDWR herausgestellt. Am Ende des Beitrags werden dann Rechenprogramme mit den zugehörigen Bibliotheken erläutert, welche die Möglichkeit bieten, das Langzeitverhalten eines FDWR-Kerns zuverlässig zu simulieren. Dabei können die Ausführungen nicht sehr detailliert sein. Eine ausführlichere Beschreibung ist in Vorbereitung [5].

2 Die neutronenphysikalische Beschreibung von Kernreaktoren.

Die Grundkonzepte der neutronenphysikalischen Beschreibung von Kernreaktoren sind seit langem bekannt und wurden in vielen Lehrbüchern behandelt. Das Verhalten eines Kernreaktors wird beschrieben durch die Zeit-, Energie-, Orts- und Richtungsabhängigkeit der Neutronenpopulation im betrachteten Reaktorsystem. Dazu kann die sogenannte Boltzmanngleichung in integro-differentieller oder in integraler Form hergeleitet werden, siehe z.B. die Referenzen [6, 7]. In der Praxis werden für die verschiedenen Systemvariablen geeignete Näherungen angewandt. Diese führen dann zu den bekannten Lösungsverfahren der Reaktorphysik, wie Diffusionsnäherung, P_n - oder S_n -Lösungsverfahren für die Transportnäherung.

2.1 Die Beschreibung von Einzelzonen.

Normalerweise sind die Materialien in einer Reaktorzone nicht homogen verteilt, sondern in regelmäßig wiederkehrenden Geometrien angeordnet. In Forschungsreaktoren werden dabei häufig Plättchenanordnungen verwendet, wie z.B. in der Schnellen Nullenergie Anordnung Karlsruhe (SNEAK). Moderne Leichtwasser Leistungsreaktoren (LWR) haben praktisch immer Brennstoffstäbe im Kühlmittel bzw. Moderator Wasser. Mit Ausnahme des russischen VVER-Reaktors [8] mit Dreiecksgeometrie der Stabanordnung haben alle bestehenden LWR quadratische Gitter, obwohl eine Dreiecksanordnung einige Vorteile aufweist [9].

Die Entwicklung von Rechenverfahren für die neutronenphysikalische Beschreibung von Kernreaktoren hat sich in der Vergangenheit orientiert an den spezifischen Gegebenheiten der einzelnen Systeme. Als wichtigstes Merkmal gilt dabei die mittlere Geschwindigkeit der Neutronen in einem solchen System. In einer Anordnung mit wenig leichten Materialien zur Neutronenbremsung ist die mittlere Neutronengeschwindigkeit relativ hoch ("Schneller Reaktor", "Hartes Spektrum") und deshalb muß die Beschreibung der hochenergetischen Neutronenprozesse detailliert erfolgen. Demgegenüber muß in einem System mit guten Bremsmöglichkeiten für die Neutronen und folglich geringen mittleren Neutronengeschwindigkeiten ("Thermischer Reaktor", "Weiches Spektrum") die Beschreibung der Neutronenprozesse im niederenergetischen Gebiet detaillierter behandelt werden.

2.1.1 Die Verfahren bei Schnellen Reaktoren.

In einem Reaktorsystem mit überwiegend schnellen Neutronen ist die mittlere freie Weglänge zwischen zwei Reaktionen eines Neutrons meistens groß, verglichen mit den Abmessungen der vorhandenen Brennstoffstrukturen. Deshalb wurde bei der Methodenentwicklung für Schnelle Reaktoren zunächst ausgegangen von homogenisierten Reaktorzonen. Der Einfluß der Heterogenitäten wurde dabei meistens vernachlässigt. Für die Berechnung der Resonanzabsorption wurden Korrekturverfahren zur Beschreibung der bevorzugten Oberflächenabsorption (räumliche Abschirmung, "Lumping" Effekt) eingeführt [10]. Im INR wurde für die Berechnung der mittleren makroskopischen Querschnitte in homogenisierten Reaktorzonen ein sehr leistungsfähiges Programm GRUCAL [11] entwickelt. In GRUCAL sind die Rechenvorschriften für die einzelnen Gruppenkonstanten nicht fest im Programm einprogrammiert, sondern über eine spezielle Tabelle auf einer eigenen Datei ("Steuerfile") definiert. Auf dieser Weise kann das Programm relativ leicht an neuen Aufgaben angepaßt werden. Die Berechnung der charakteristischen Spektraleigenschaften in den Reaktorzonen von Schnellen Reaktoren geschieht oft mit sogenannten "Fundamental Mode"-Rechnungen (siehe z.B. Re-

ferenz [5]). Für genauere Spektralrechnungen für Reaktorzonen in Schnellen Reaktoren wurden Zell-Rechenverfahren entwickelt, z.B. im KfK das Programm KAPER [12].

2.1.1.1 Bibliotheksstrukturen für SBR-Untersuchungen. Für die Berechnung von Schnellen Brutreaktoren (SBR) wurden von Anfang an Multigruppen-Strukturen eingeführt. Im INR wurde hauptsächlich auf der Basis des russischen ABBN- Satzes [10] mit 26 Energiegruppen weiterentwickelt; der Gruppensatz KFKINR [13] ist die Basis für die meisten SBR-Rechnungen in Deutschland. Die Energiegruppen in der ABBN-Struktur haben überwiegend eine konstante Lethargiebreite Δu , gleichbedeutend mit einem konstanten Verhältnis der oberen zu der unteren Gruppenenergie. Nur oberhalb 100 keV wurden physikalische Gesichtspunkte herangezogen für die Wahl der Gruppengrenzen, insbesondere die Schwellenreaktion der Kernspaltung bei U^{238} bei etwa 800 keV. Die Strukturen der Gruppenkonstantenbibliotheken im GRUBA-Format [14] für SBR- Rechnungen ermöglichen eine detaillierte Beschreibung der hochenergetischen Neutronenprozesse; die Beschreibung der Prozesse im niederenergetischen Bereich ist weniger detailliert:

- Die hochenergetischen Prozesse Inelastische Streuung, (n,2n)- und (n,3n)- Reaktionen können getrennt von der elastischen Streuung behandelt werden.
- Die Verarbeitung von materialabhängigen Energiespektren der Spaltneutronen ist standardmäßig vorgesehen.
- Die Standard 26-Gruppensätzen im INR enthalten nur fünf Energiegruppen unterhalb 4.65 eV. Behandlung der Aufwärtsstreuung ist nicht vorgesehen.

2.1.2 Die Verfahren bei Thermischen Reaktoren.

In Thermischen Reaktoren sind die mittleren freien Weglängen der Neutronen meistens klein, verglichen mit den Heterogenitäten in den Reaktorzonen. Deshalb wurden für die Berechnung von Thermischen Reaktoren von Anfang an aufwendige Zell-Rechenverfahren entwickelt. Dabei wird eine repräsentative, meistens eindimensionale, Geometrie gesucht, welche in der realen Reaktorzone zyklisch wiederholt wird. Typische Zell-Geometrien sind:

- Plattenanordnungen,
- Zylinderanordnungen oder

- Kugelanordnungen.

Für Leistungsreaktoren mit Brennstoffstäben werden in der Regel zwei- oder dreizonale Zylinderanordnungen gewählt. Dabei müssen mit Hilfe des Ansatzes der Flächenerhaltung äquivalente Einheitszellen im quadratischen oder Dreiecksgitter definiert werden (siehe Abbildung 1).

2.1.2.1 Bibliotheksstrukturen für Thermische Reaktoren. Für die Berechnung von Reaktorzellen in Thermischen Reaktoren wurden anfangs zwei Multigruppenstrukturen häufig verwendet:

- Die 69-Gruppen WIMS Struktur [15]: Die ersten 27 höherenergetischen Gruppen oberhalb 4 eV haben eine vergleichbare Breite mit dem 26-Gruppen ABBN-System. Die Gruppengrenzen wurden nach physikalischen Gesichtspunkte (z.B. Schwellenreaktionen und wichtige Resonanzen der Reaktormaterialien) gewählt. Die letzten 42 niederenergetischen Gruppen ermöglichen eine detaillierte Beschreibung der Neutronenthalisierung. Die Wahl der Gruppengrenzen wurde auch hier bestimmt durch die vorhandenen wichtigen Neutronenresonanzen der Reaktormaterialien, z.B. die 0.3 eV Resonanz von Pu^{239} und die 1 eV Resonanz von Pu^{240} . Diese 69-Gruppen Struktur wird in vielen Rechencodes, welche oft aus dem originalen WIMS weiterentwickelt wurden, verwendet.
- Eine 84 Gruppen Struktur, zusammengesetzt aus den 30 thermischen Gruppen des THERMOS-Codes und den 54 Gruppen des MUFT-Systems oberhalb 0.625 eV. Diese 84 Gruppenstruktur mit überwiegend konstanten Lethargiebreiten wurde u.a. angewandt in dem im INR entwickelten HAMKOR-Code [16] und bei den Spektralrechnungen im Programm FASER des KWU- Codesystems für DWR [17].

Diese beiden Gruppenstrukturen wurden im INR eingehend eingesetzt. Für die FDWR-Rechnungen wurde schließlich die 69-Gruppenstruktur des WIMS/D-Codes gewählt, da diese Struktur günstiger ist für die Verwendung von Resonanz-Abschirmtabellen in der Nähe der großen 1 eV Resonanz von Pu^{240} .

Angaben über weiterer Gruppenstrukturen für Reaktorrechnungen können in Referenz [5] gefunden werden.

2.1.3 Die spezifischen Probleme beim FDWR.

Die Beschreibung der wassermoderierten engen FDWR-Gitter mit $(PuU)O_2$ Brennstoff stellt neue Anforderungen an die Rechenprogramme. Zwei Aspekte spielen dabei eine wesentliche Rolle:

1. Wegen der engen Wassergitter wird das Neutronenspektrum deutlich härter als in den üblichen Thermischen Reaktoren, bleibt aber auch deutlich weicher als bei Schnellen Reaktoren. Dadurch finden die Hauptanteile der Reaktionsraten bei diesen drei Reaktortypen in unterschiedlichen Energiegebieten statt. In der Abbildung 2 ist dieses Verhalten dargestellt am Beispiel der kumulativen Spalt- und Absorptionsraten in einem DWR ohne Plutonium, einem engen FDWR-Gitter mit 7.5 % $Pu_{fissile}$ und einer typischen Reaktorzone in einem SBR. Die Rechnungen wurden durchgeführt mit einer 69-Gruppen Gruppenkonstantenbibliothek. Da die Mehrzahl der Neutronenreaktionen in unterschiedlichen Energiebereichen stattfinden, können Erfahrungen aus Rechnungen für Thermische oder Schnelle Reaktoren nicht ohne weiteres auf FDWR-Untersuchungen übertragen werden. Weiter sehen wir, daß beim FDWR-Gitter der Hauptanteil der Reaktionen im Energiegebiet von etwa 1 eV bis 1 keV liegt. In diesem Energiegebiet spielen die Resonanzen der Neutronenwirkungsquerschnitte eine wichtige Rolle. Deshalb ist die Berechnung der effektiven Querschnitte im Resonanzgebiet beim FDWR von besonderer Bedeutung.
2. Die Verwendung von Plutonium als Hauptspaltmaterial im wassermode-rierten Gitter führt zu den folgenden Problemen:
 - Die Behandlung der räumlichen Abschirmung, insbesondere bei der hohen, breiten 1 eV Resonanz von Pu^{240} .
 - Die Verschiebung des Energiespektrums zu höheren Energien bei Reduzierung der Dichte des Wassermoderators bei Druck- oder Temperaturänderung verringert die Absorption in den starken Einfangsresonanzen von Pu^{240} bei 1 eV und von Pu^{242} bei 2.67 eV. Dadurch besteht die Gefahr eines positiven Voideffekts und ergibt sich die Notwendigkeit einer hohen Genauigkeit der Spektralrechnungen über den ganzen Bereich der möglichen Moderatorichten .

Für die Berechnung der FDWR-Gitter wurde im Rahmen der hier beschriebenen Arbeiten ein Rechensystem entwickelt, in dem die erkannten Vorteile der Rechenverfahren für Thermische und Schnelle Reaktoren kombiniert werden. Dieses Programm hat die Bezeichnung KARBUS, KARlsruher Reactor BUrnup System. Bei der Realisierung wurde ausgegangen von dem im INR entwickelten leistungsfähigen Programmsystem für die Berechnung von Schnellen Reaktoren KAPROS [18]. Insbesondere wurde für die Berechnung der effektiven Querschnitte im Resonanzgebiet Verbesserungen eingeführt. So können jetzt, ausgehend von den Standard-Resonanzabschirmungstabellen, Heterogenitäten in homogenisierten Reaktorzonen berücksichtigt und mit einer neuen Prozedur Zell-Rechnungen durchgeführt werden. Außerdem wurden, hauptsächlich für Ver-

gleichszwecke, Rechenverfahren für die direkte Berechnung der benötigten Wichtungsspektren zur Bestimmung der effektiven Querschnitte bereitgestellt.

2.2 Die Beschreibung des Reaktorabbrands.

Die thermische Leistung eines Reaktors wird im wesentlichen bestimmt durch die Energiefreisetzung bei den Kernspaltungen. Als Ergebnis der Spaltung entstehen Neutronen, welche die Kettenreaktion aufrecht erhalten müssen, und die Spaltprodukte als Abfall. Nahezu alle Materialien im kritischen Reaktor können durch Neutroneneinfänge in andere Isotope umgewandelt werden. Die meisten der entstehenden Isotope im Reaktor sind radioaktiv und zerfallen über verschiedene Mechanismen weiter.

Bei der Beschreibung dieser Prozesse sind zwei Aspekte zu unterscheiden:

1. Einfluß der Brennstoffänderungen auf die Benutzung innerhalb des Reaktorkerns (Reaktivitätseinflüsse durch Änderungen des Schwermetallinventars und Aufbau von Spaltprodukten).
2. Aufbau der Schwermetall- und Spaltproduktinventare in Hinblick auf deren Handhabung außerhalb des Reaktors nach Entladung aus dem Reaktorkern.

Obwohl beide Aspekte mit dem gleichen Formalismus adäquat beschrieben werden können, wurden in der Vergangenheit unterschiedliche Näherungsansätze verwendet:

- Für Reaktorabbrandrechnungen werden meistens nur die wichtigsten Brennstoff- und Spaltproduktisotope separat betrachtet. Der Rest wird vernachlässigt oder in einem sogenannten Pseudo-Produkt berücksichtigt. Dieses Vorgehen ergibt relativ kurze Rechenzeiten und geringe Anforderungen an die Speicherung der Abbranddaten.
- Für Inventarrechnungen nach Reaktorbestrahlung werden sehr viele Isotope über lange Zeiträume betrachtet. Dadurch ist der erforderliche Rechen- und Speicheraufwand beträchtlich.

Im Kernforschungszentrum Karlsruhe wurde das amerikanische Programm ORIGEN [19] zunächst für Inventarrechnungen übernommen und weiterentwickelt. Es enthält für mehr als 1000 Isotope die notwendigen Informationen auf code-eigenen Bibliotheken, aufgeteilt nach Aktinidenelementen, Strukturmaterialien und Spaltprodukten. Im INR wurde das Programm insbesondere in Hinblick auf die Anwendung für deutsche Leichtwasserreaktoren weiterentwickelt.

Neben einer Reihe Programmverbesserungen enthält das Programm KORIGEN [16] zusätzliche, abbrandabhängige Bibliotheken für Leichtwasserreaktoren und u.a. verbesserte Modelle für α -Zerfall und Spontanspaltung. KORIGEN zeigt gute Übereinstimmung bei der Nachrechnung von Bestrahlungsexperimenten in Leichtwasserreaktoren [16].

Aufgrund der guten Erfahrungen mit KORIGEN und wegen der Flexibilität der Abbrandketten auf code-eigenen Bibliotheken wurde beschlossen, die gleichen Lösungsverfahren aus KORIGEN auch für einen neuzuentwickelnden Reaktor-Abbrandcode zu verwenden. Das entstandene Programm BURNUP [20] enthält die Weiterentwicklungen aus KORIGEN und kann z.B. in der KAPROS-Prozedur KARBUS automatisiert angewandt werden, sowohl für Zellabbrand Rechnungen als auch für Abbrand in einzelnen Reaktorzonon eines mehrdimensionalen Reaktormodells in (R, Z) - oder (Δ, Z) - Geometrie. Die für die Abbrandrechnung benötigten Eingruppen-Neutronenwirkungsquerschnitte können dabei für alle Isotope, die auf einer Multigruppen-Bibliothek vorhanden sind, mit den besten verfügbaren Wichtungsspektren erzeugt werden. Andernfalls werden Standard-Daten aus einer BURNUP-Datei verwendet.

2.3 Die Beschreibung der Reaktorregelung.

Die Reaktorregelung hat zum Ziel, die Kettenreaktion im Reaktorkern im gewünschten Ausmaß einzustellen und aufrecht zu erhalten. Dabei können Störungen verursacht werden durch Änderungen im Reaktorbetrieb, z.B. Doppler-Reaktivitätseffekte bei Temperaturänderungen im Kern oder Reaktivitätseffekte bei Änderungen der Kühlmitteldichte, oder durch betriebsbedingte Änderungen im Brennstoff durch Abbrand. In all diesen Fällen ist es erforderlich, die Kettenreaktion zu steuern mit Hilfe von gezielten Änderungen in der Neutronenökonomie im Reaktor. Diese Eingriffe in der Neutronenökonomie werden meistens ausgeführt durch Einbringen oder Herausnehmen von speziellen Regelmaterien im Reaktorkern. Normalerweise werden für diese Regelung starke Neutronenabsorber verwendet. Andere bekannte Regelungsmechanismen beruhen auf diffizileren Eingriffen in die Neutronenökonomie, wie z.B. Spektraländerungen im Kern durch mechanische Eingriffe oder durch Änderung der Kühlmitteldichte.

2.3.1 Die Reaktorregelung bei Leichtwasserreaktoren.

Einige bekannte Prinzipien für die Regelung in Leichtwasser Reaktoren sind:

1. Beim Druckwasserreaktor DWR:

- Beimischung von löslichen starken Absorbern ins Kühlwasser; Wasserborierung.
- Einfahren von Regelstäben im oberen Teil des Reaktorkerns.

2. Beim Siedewasserreaktor SWR:

- Änderung des Dampfanteils im Kühlmittel.
- Beimischung von löslichen Absorbern im Kühlwasser.
- Einfahren von abbrennbaren Reaktorabsorbern im Wasserspalt zwischen den Brennelementen.

2.3.2 Die Reaktorregelung bei Schnellen Reaktoren.

In Schnellen Reaktoren werden überwiegend Regelstäbe eingesetzt. Dabei werden meistens an ausgewählten Brennelementpositionen ganze Elemente mit Stäben aus einem starken Absorber, meistens aus Borkarbid (B_4C) mit B^{10} -Anreicherung, eingesetzt.

2.3.3 Die vorgeschlagene Reaktorregelung beim FDWR.

Im Laufe der Entwicklungsphasen des FDWR wurden mehrere Reaktorkonzepte untersucht, siehe z.B. dem Beitrag [21] in diesem Heft. Dabei wurden auch verschiedene Lösungsvorschläge für die Reaktorregelung betrachtet. Die ersten KfK FDWR Untersuchungen befaßten sich mit mehr futuristischen Kernentwürfen. Nach dem Beispiel des amerikanischen Shippingport-Reaktors wurde ein Kern untersucht mit zweigeteilten Brennelementen; ein sogenannter "Seed"-Teil mit hoher Anreicherung, umgeben durch einen "Blanket"-Bereich mit geringer Anreicherung. Bei diesem Konzept erfolgte die Regelung zunächst durch eine axiale Verschiebung der speziell geformten Seed- und Blanket-Bereiche. Dieses "Movable Seed/Blanket" Konzept wurde relativ frühzeitig zu Gunsten mehr konservativer Entwürfe mit Regelstäben fallengelassen. Wichtige Gründe dafür waren Probleme mit den Leistungsverteilungen in den Brennelementen und die zu erwartenden Konsequenzen für die Genehmigungsverfahren. Wegen des angestrebten härteren Neutronenspektrums müssen im Vergleich mit den laufenden modernen DWR die folgenden Aspekte berücksichtigt werden:

1. Die Wirksamkeit aller bekannten Absorbermaterialien nimmt ab, wenn das Neutronenspektrum härter wird.

2. Die Wirksamkeit des Regelmaterials Bor als Borsäure im Kühlwasser kann verbessert werden durch die Erhöhung der B^{10} -Anreicherung. Im natürlichen Bor ist nur ca 18 % des stark absorbierenden B^{10} vorhanden. Technisch ist eine Anreicherung von 60 bis 90 % unproblematisch. Weiter wird die Borsäure-Regelung begrenzt durch die Löslichkeit der Borsäure im Kühlwasser. In den heutigen DWR werden Konzentrationen bis ca 2000 ppm (parts per million) angewandt. Nach Angaben der Spezialisten bei KWU sind Werte bis > 5000 ppm problemlos realisierbar.
3. Die geringere Wirksamkeit der Regelmaterialien hat auch Einfluß auf den Einsatz von Regelstäben; es müssen relativ viele Stäbe eingebracht werden. Dies führt zu besonderen Anforderungen an die Auslegung der Antriebsmechanismen über den Kern und an die Verteilung der Regelstäbe über den Kernquerschnitt.

Für den KfK- Referenzentwurf [21] wurde eine Kombination der Borsäure- und der Regelstab-Regelung gewählt, wobei für die Regelstab-Regelung ein durch KWU ausgearbeitetes Konzept verwendet wird. Jedes Brennelement enthält 24 Stabpositionen, welche für Regelstabeinfahren vorbereitet sind. In 127 der insgesamt 349 BE können Regelstäbe eingefahren werden, andernfalls enthalten diese Positionen nur Kühlwasser.

Diese komplizierte BE-Aufbau erfordert eine geeignete Modellierung für die neutronenphysikalische Berechnung der BE.

2.4 Die Beschreibung der Brennelemente (BE).

In der Abbildung 1 des Beitrags über die Auslegung eines FDWR Referenzkerns in diesem Heft [21] ist ein Querschnitt der BE des neuesten KfK-Referenzentwurfs dargestellt. Die Bereitstellung von mittleren Neutronenwirkungsquerschnitten für ein solches System ist ein schwieriges Problem. Insbesondere in dem Zustand, daß die Regelstabpositionen mit einem Regelstab aus einem starken Absorber gefüllt sind, ist es notwendig, eine transporttheoretische Lösung zu wählen. Dabei ist die Ausgangsgeometrie ein Dreiecksgitter, und es ist ein zumindest zweidimensionales Verfahren erforderlich.

2.4.1 Ein eindimensionales BE-Modell.

Bisher boten die in KAPROS verfügbaren Rechenverfahren keine Möglichkeit, dieses zweidimensionale Problem direkt zu lösen. Deshalb wurde ein vereinfachtes, eindimensionales Verfahren mit zwei Schritten gewählt.

2.4.1.1 Die Rechenschritte für das eindimensionale BE-Modell. Ausgehend von einer 69-Gruppenbibliothek werden mit der vollen Gruppenzahl die folgenden Rechnungen durchgeführt:

1. Zunächst werden für die Brennstab-Zellen mittlere Neutronenquerschnitte gerechnet in einem Modell mit unendlicher Ausdehnung.
2. In einer anschließenden sogenannten "Super-Zelle"-Rechnung wird eine Regelstabposition, entweder gefüllt mit Regelmaterial oder mit Wasser, in einem eindimensionalen zylindrischen Modell umgeben mit dem anteiligen Brennstoff und den Restmaterialien des Brennelements und für dieses Modell eine Transportrechnung mit der S_n -Methode durchgeführt.

In der Abbildung 3 ist dieses eindimensionale Super-Zelle-Modell dargestellt für drei mögliche Zahlen der Regelstabpositionen pro BE des neuen Referenzkerns.

2.4.1.2 Die Verifizierung des eindimensionalen BE-Modells. Das zweidimensionale BE-Modell kann mit den verfügbaren Rechenprogrammen nicht mit einer 69-Gruppenbibliothek beschrieben werden und eine direkte Verifizierung des eindimensionalen Zwei-Stufen-Modells ist deshalb nicht möglich. Dieses Verfahren wurde aber in einer japanischen Arbeit untersucht und verglichen mit mehreren genaueren zweidimensionalen Rechnungen [22]. Die Ergebnisse dieser Untersuchungen zeigen, daß das Zwei-Stufen Super-Zelle-Verfahren geeignet ist für unsere orientierenden BE-Rechnungen: die Wirksamkeit der B^{10} -angereicherten Regelstäbe wird nur leicht überschätzt ($\approx 5\%$ bei 90% B^{10} -Anreicherung). Eine eigene Verifizierung ist geplant, sobald geeignete Rechenprogramme, welche auf eine gemeinsame Datenbasis zugreifen können, verfügbar sind.

2.5 Die Berechnung eines Gesamtkerns.

Die Gesamtkern-Rechnungen werden meistens durchgeführt mit einer reduzierten Energiegruppenzahl, verglichen mit der Ausgangsbibliothek für die Berechnungen in den einzelnen Zonen. Bei der Berechnung von Thermischen Reaktoren wurden dabei meistens nur zwei Gruppen verwendet, während für Schnelle Reaktoren häufig vier bis zwölf Gruppen eingesetzt werden. Die Energiegruppenkondensation muß sehr sorgfältig durchgeführt werden, siehe dazu z.B. die Beschreibung des Programms COLRAB [23].

Die Verfahren für die neutronenphysikalische Berechnung des Kerns eines Leistungsreaktors müssen insbesondere die geometrischen Gegebenheiten adäquat

beschreiben können, z.B. die quadratische oder hexagonale BE-Form. Dabei ist die Unterteilung der Reaktortypen nach deren spektralen Eigenschaften (Thermisch, Schnell) zunächst nicht relevant. Diese Tatsache machte es möglich, die sorgfältig erarbeiteten Rechenverfahren für den Schnellen Brüter mit hexagonalen BE auch für FDWR-Rechnungen zu verwenden. Die ersten genaueren FDWR Gesamtkern Rechnungen wurden mit dem Diffusionsprogramm D3E [24] und dem zugehörigen Auswerteprogramm AUDI3 [25] durchgeführt. Die erforderlichen Rechenzeiten für dreidimensionale FDWR-Kerne und 4 bis 6 Energiegruppen sind dabei bei dem Programm D3E, mit einem Lösungsverfahren basierend auf "Finiten Differenzen", beträchtlich. Im Rahmen der FDWR-Arbeiten wurde deshalb ein schnelleres "Nodales" Programm, HEXNOD-K, in das KAPROS-System integriert. Dabei könnte ausgegangen werden von dem bei der KWU entwickelten Programm HEXNOD mit einem nodalen Lösungsverfahren für hexagonale Brennelemente. HEXNOD enthält sowohl Lösungen nach der Diffusions- als auch nach der Transport-Theorie und wurde vom Autor des Programms sehr sorgfältig verifiziert [26].

2.6 Die Bereitstellung von Datenbibliotheken.

Ein wichtiges Problem bei der neutronenphysikalischen Beschreibung des FDWRs war die Bereitstellung von geeigneten Bibliotheken mit nuklearen Daten: die Gruppenkonstantenbibliotheken. Die ersten orientierenden Untersuchungen zur Brauchbarkeit des 26-Gruppen KFKINR Satzes für FDWR-Rechnungen ergaben insgesamt unbefriedigende Ergebnisse. Dabei stellte sich auch heraus, daß die 26-Gruppen ABBN-Struktur große Probleme bringt für die Resonanz von Pu^{240} bei 1 eV: es liegt eine Gruppengrenze sehr nah am Resonanzmaximum, so daß die Berechnung der effektiven Neutronenquerschnitte mit den üblichen Selbstabschirmfaktor-Formalismen sehr problematisch wird. Wegen der Spektrumsunterschiede ist dieses Problem beim FDWR schwerwiegender als beim Schnellen Brüter.

Für die FDWR Untersuchungen wurde deshalb eine neue Bibliothek entwickelt mit den folgenden Merkmalen:

1. Die Gruppengrenzen des WIMS-Systems mit 69 Energiegruppen.
2. Die gleiche GRUBA Bibliotheks-Struktur [14] wie bei den neuen SBR-Bibliotheken.
3. Die Daten für die Aufwärtsstreuung im niederenergetischen Bereich wurden von WIMS/D [15] übernommen.

4. Für alle wichtigen Reaktormaterialien wurden alle anderen Daten neu gerechnet. Da zum Zeitpunkt des Beginns dieser Neurechnungen die Karlsruher Kerndatenbibliothek KEDAK-4 [27] für eine beträchtliche Anzahl Materialien die neuesten Daten enthielt, wurde KEDAK-4 als Ausgangsbibliothek gewählt. Die erforderlichen Gruppenkonstanten wurden mit dem Code MIGROS3 [28] berechnet. Für die nicht auf KEDAK4 verfügbaren Materialien wurden zunächst Daten aus anderen Quellen übernommen (z.B. von WIMS) und später mit dem Code NJOY [29] neu gerechnet von Kerndatenbibliotheken mit dem ENDF/B-Format [30], z.B. von ENDF/B-IV und JEF-1. Siehe für mehr Einzelheiten zu diesen Kerndaten z.B. die Referenz [31] und auch [5].

2.6.1 Die verschiedenen Versionen der Datensätze.

Die Entwicklungsarbeiten für die 69-Gruppenbibliothek fingen vor etwa 10 Jahren an und ergaben eine Reihe von Zwischenergebnissen nach dem jeweiligen Stand der Kenntnisse. Diese verschiedene Bibliotheken mußten eingesetzt werden, um die dringend gewünschten Daten für die anderen Forschungsgebiete zum FDWR-Vorhaben bereitstellen zu können, z.B. für Sicherheitsrechnungen zum ATWS-Störfall [21]. Im folgenden werden einige dieser Bibliotheken näher erläutert.

1. In 1985 wurden zwei Bibliotheken vorgestellt [32]: **G69HOT** für Rechnungen bei 900 Grad (Betriebstemperatur) und **G69COLD** für Rechnungen bei 300 Grad (Experimente). Aus den Verifikationsrechnungen für diese Bibliotheken war bekannt, daß die Reaktivität vom FDWR-Gitter etwas unterschätzt wurde, siehe Referenz [32]. Diese Bibliotheken werden mit **KARBUS-85** bezeichnet.
2. Im Rahmen der **PROTEUS**- Auswertearbeiten und der Analyse der Ergebnisse eines FDWR Abbrand-Benchmarks wurde Ende 1987 erkannt, daß die bisherigen niedrigen Reaktivitätswerten verursacht wurden durch die fehlerhafte Behandlung der sehr starken Einfangresonanz von Pu^{242} bei 2.67 eV. Wie im originalen WIMS-Code wurde diese Resonanz in den erstgenannten Bibliotheken nicht abgeschirmt und deshalb die Absorption überschätzt. Die Korrektur dieses Fehlers führte zu den Bibliotheken **G69CT005** für 300 Grad und **G69HT005** für 900 Grad. Dabei wurden außerdem die Daten für die materialabhängigen Spektren der Spaltneutronen und für die Spaltprodukten verbessert. Diese Bibliotheken werden mit **KARBUS-88** bezeichnet. In der Abbildung 4 ist der Einfluß dieser Änderungen am Beispiel eines FDWR-Abbrandbenchmarks mit einem relativ weiten Brennstabgitter dargestellt. Wir können beobachten, daß das

Ergebnis mit KARBUS-88 sehr nah an dem Mittelwert aller ca 10 eingereichten Lösungen aus allen wichtigen Forschungszentren liegt, während die Lösung mit KARBUS-85 durchweg ca 2 % niedriger ist.

3. Die Trennung in Bibliotheken für verschiedene Temperaturen war begründet durch die Tatsache, daß der Code GRUCAL zunächst keine temperaturabhängige Aufwärtsstreuung verarbeiten konnte. Nachdem in GRUCAL die gleichen Interpolationsverfahren wie im WIMS Code implementiert waren, wurden auch Bibliotheken mit geeigneten Daten bereitgestellt. Dies führte zu der Bibliothek G69NV003 mit der Bezeichnung KARBUS-89.
4. Schließlich ergab sich in 1990 im Zusammenhang mit PROTEUS Gesamtkern Rechnungen und mit einem anderen Forschungsvorhaben die Notwendigkeit, die Streuung höherer Ordnung berücksichtigen zu können. Die dazu benötigten Daten waren zwar auf den Bibliotheken vorgesehen und meistens vorhanden, waren aber noch nicht getestet. Es wurden zum Teil neue Daten gerechnet und zum Teil Konsistenz-Überprüfungen durchgeführt. Die letzte Bibliotheks-Version G69P1V02 hat die Bezeichnung KARBUS-90 und ermöglicht konsistente P_1 -Rechnungen.

2.6.2 Die Verifizierung der Datensätze.

Die Zuverlässigkeit von Reaktorrechnungen hängt im wesentlichen von den angewandten Modellen und Daten ab. Deshalb wurde während der FDWR-Untersuchungen die Bewertung der verwendeten Rechenverfahren mit sehr hoher Priorität versehen. Die ersten FDWR Benchmark Untersuchungen wurden in Zusammenarbeit mit der Universität Braunschweig und der Firma KWU durchgeführt. Bei diesen Untersuchungen wurde die Problematik der Berechnung der typischen FDWR-Gitter aufgezeigt und besonders auf das Fehlen relevanter Experimente hingewiesen [33]. Als Konsequenz wurden in mehreren Forschungszentren FDWR-relevante Physik-Experimente geplant und durchgeführt. Dabei war KfK direkt beteiligt an den Experimenten in der SNEAK-Anlage in Karlsruhe und im PROTEUS-Reaktor in Würenlingen. Auch in Frankreich und Japan wurden FDWR-Experimentierprogramme beschlossen. Im Zusammenhang mit kommerziellen Interessen sind bisher nur die SNEAK- und PROTEUS- Ergebnisse für die Verifikation unserer Rechenverfahren verfügbar. Diese Ergebnisse betreffen nur relevante Daten für einen frischen Reaktor und geben keine Information zum Langzeitverhalten. Nur in Frankreich liegen Experimente zum Abbrand vor; die Ergebnisse sind uns aber nicht zugänglich. Eine Verifizierung der Abbrand-Rechnungen konnte deshalb bisher nur mit theoretischen FDWR Benchmark Untersuchungen und mit weniger relevanten LWR-Experimenten erfolgen.

2.6.2.1 Die Verifizierung für einen frischen Kern. Die Verifizierung für einen frischen Kern benötigt keine Berücksichtigung der Spaltprodukte; nur die Reaktorregelung muß betrachtet werden. Weiter müssen zuverlässige Aussagen über die Sicherheitskoeffizienten möglich sein. Dies bedeutet, daß insbesondere der Moderatorichte Reaktivitätskoeffizient genau genug vorhersagbar sein muß. Die Experimente im PROTEUS-Reaktor decken diesen Problembereich weitgehend ab: der Brennstoff der PROTEUS-II Experimentreihe ist FDWR-relevant und es werden Gitterparameter verwendet, welche den ganzen Bereich vom trockenen bis zum weiten FDWR- Gitter überdecken. Die PROTEUS-Ergebnisse wurden dann auch sehr intensiv benutzt für die Verifizierung der FDWR-Rechenverfahren im KfK. Die Übereinstimmung Experiment/Rechnung ist im allgemeinen befriedigend, siehe z.B. Referenz [34] und den Beitrag in diesem Heft [35].

Neben diesen FDWR-typischen Verifizierungen mit Hilfe der Ergebnisse der PROTEUS-Experimente wurden auch andere experimentelle Daten für frischen Brennstoff für die Bewertung der neuen Verfahren herangezogen. Als Beispiele können genannt werden die "High Conversion, HIC" Experimente im ZPR-7 Reaktor [36] und eine Reihe von Testanordnungen, welche für die Überprüfung von Gruppenkonstantensätzen für Schnelle Reaktoren [37] zusammengestellt wurden.

2.6.2.2 Die Verifizierung für das Langzeitverhalten. Für die Verifizierung der FDWR-Rechenverfahren für das Langzeitverhalten wurden zwei alternative Methoden benutzt:

I.) Beteiligung an internationalen Benchmark-Untersuchungen.

Für die Bewertung von verfügbaren oder neuentwickelten Rechenverfahren in der Reaktortechnik werden häufig internationale Vergleichsrechnungen, sogenannte Benchmark Untersuchungen, durchgeführt. Hierbei werden Rechenprobleme mit genauen Randbedingungen definiert und vorgegeben, welche Ergebnisse erarbeitet werden müssen. Diese Benchmarks können mehr mathematisch orientiert sein mit genau vorgegebenen Materialkonstanten, wie z.B. Gruppenkonstanten, so daß insbesondere Information über die Qualität der mathematischen Modellierung gewonnen werden kann, oder mehr physikalisch orientiert sein mit dem Ziel, die Qualität der verwendeten Materialdaten vergleichen zu können.

Die neuen Rechenverfahren wurden eingesetzt bei der Beteiligung an zwei internationalen Benchmarks, und diese Rechenfälle werden immer wieder herangezogen für die Verifizierung von Neuentwicklungen:

1. Ein NEACRP Benchmark zur Problematik des U^{236} -Aufbaus in einem Druckwasserreaktor [38].
2. Ein spezieller NEACRP Benchmark zum Abbrand des FDWR [39].

Nach anfänglichen Problemen, welche meistens durch Fehler in den Datenbibliotheken verursacht wurden, konnten für diese Benchmarks befriedigende Ergebnisse erzielt werden (siehe z.B. die Abbildung 4). Im allgemeinen hat sich herausgestellt, daß solche Benchmarkbeteiligungen sehr gut geeignet sind, um Unzulänglichkeiten und Fehler in neuentwickelten Rechenverfahren zu beseitigen.

II). Nachrechnung von bekannten experimentellen Ergebnissen.

Im Laufe der Zeit sind eine große Zahl von Experimenten zur Neutronenphysik in Kernreaktoren durchgeführt und zum Teil detailliert dokumentiert worden. Zum Langzeitverhalten liegen aber nur wenige Experiment-Auswertungen vor. Ein gut ausgewertetes Langzeit-Experiment wurde seit 1974 am Druckwasserreaktor in Obrigheim durchgeführt. Bei diesem Vorhaben (Isotope Correlation Experiment ICE) wurden fünf Brennelemente mit Brennstoff aus angereicherterem UO_2 über einen Zeitraum von 1316 Tagen bis etwa 30.000 MWT/TSM abgebrannt. Anschließend wurden diese BE in einem internationalen Vergleich sorgfältig untersucht. Die Ergebnisse wurden in einem Abschlußbericht dokumentiert [40]. Dieses ICE-Experiment wurde bereits herangezogen für die Bewertung des KORIGEN-Codes und auch für die hier beschriebenen Neuentwicklungen benutzt. Dabei konnte eine befriedigende Übereinstimmung zwischen Rechnung und Experiment erzielt werden. Als Beispiel ist in der Abbildung 5 der Aufbau des Verhältnisses des neu im Reaktor entstehenden Pu zu dem verbleibenden U dargestellt. Die Fehlerbalken für die experimentellen Daten wurden nach den Angaben in Referenz [40] abgeschätzt. Die Ergebnisse wurden gewonnen mit den Standard-Rechenmethoden für FDWR- und LWR-Rechnungen mit der Bibliothek G69NV003 (KARBUS-89). Wir sehen, daß das Verhältnis Pu/U durch die Nachrechnung gut wiedergegeben wird.

3 Das FDWR-Kern Simulationsprogramm ARCOSI.

Im folgenden werden die Programme und Bibliotheken beschrieben, welche es ermöglichen, zuverlässige Simulations-Rechnungen für einen FDWR-Kern durchzuführen. Diese Rechenverfahren bilden ein Subsystem des KAPROS-Codesystems, welches für die Beschreibung von Schnellen Reaktoren im INR entwickelt wurde. Sie können in zwei Gruppen unterteilt werden:

1. Programme und Bibliotheken für die Bereitstellung einer speziell entwickelten Datenbibliothek mit Brennelement-Daten. Die meisten dieser Programme können automatisiert angewandt werden mit der KAPROS-Prozedur KARBUS,

2. Programme für die Simulation eines zwei- oder dreidimensionalen FDWR-Kerns. Die erforderlichen nuklearen Daten müssen alle auf einer speziellen Bibliothek vorhanden sein. Die FDWR-Kern Simulation wird durchgeführt mit der neuen KAPROS-Prozedur ARCOSI, Advanced Reactor COre SIMulator.

3.1 Die Bereitstellung einer speziellen FDWR BE-Bibliothek.

Die Prozedur ARCOSI benötigt eine spezielle Datenbibliothek mit den erforderlichen Gruppenkonstanten für Gesamtkern-Rechnungen mit D3E/AUDI3 oder HEXNOD-K. Auf dieser Bibliothek mit der Bezeichnung HXSLIB werden BE-Daten in Abhängigkeit von folgenden Parameter gespeichert:

- Temperaturen von Brennstoff, Hüllmaterial und Kühlmittel in der Basiszelle des Brennelements,
- Dichte des Kühlmittels,
- B^{10} -Konzentration im Kühlmittel,
- Brennstoff-Abbrand und
- Angaben über die Regelstäbe (Anzahl, Ein- oder Ausfahren).

In der Abbildung 6 ist der Ablauf der erforderlichen Rechnungen schematisch dargestellt. Die Zwischenergebnisse werden gespeichert auf Standard KAPROS-Archivdateien. Im folgenden werden die wesentlichen Programme kurz erläutert.

3.1.1 Die Zell-Abbrandrechnungen mit der Prozedur KARBUS.

Als erster Schritt werden für die ausgewählte Gittergeometrie vorbereitende Rechnungen gemacht mit dem Ziel die Nachlade Spaltstoff-Anreicherung zu bestimmen. Mit der festgelegten Anreicherung werden dann KARBUS Zell-Abbrandrechnungen bis zu sehr hohem Abbrand (> 70.000 MWT/TSM) durchgeführt. Kontroll-Rechnungen haben gezeigt, daß die B^{10} -Konzentration im Kühlwasser bei diesen KARBUS-Rechnungen keinen signifikanten Einfluß auf die Brennstoff-Zusammensetzung bei hohem Abbrand hat. Deshalb wurden alle Zell-Abbrandrechnungen ohne B^{10} durchgeführt. Alle wesentliche Zwischenergebnisse einer solchen KARBUS-Rechnung, wie Geometrie-Angaben, Materialzusammensetzungen, makroskopische Neutronenquerschnitte und Neutronenflüsse werden automatisch archiviert für die Verwendung in nachfolgenden Rechnungen.

In der Prozedur KARBUS werden die folgenden Programme weitgehend automatisch aufgerufen:

- Für die Bereitstellung der Geometriedaten und Teilchenzahldichten der Modul NDCALC mit mehr globalen Benutzer-Eingaben oder der Modul NDWIMS mit detaillierten Benutzer-Eingaben wie im WIMS-Code.
- Für die Berechnung der mittleren Gruppenkonstanten in den Brennstoffzonen werden die folgenden Zellrechnungen durchgeführt:
 - Berechnung der effektiven Querschnitte in den einzelnen Zonen der Reaktorzone mit dem Modul GRUCEL, eine modifizierte Version des Programms GRUCAL.
 - Berechnung der Neutronenflüsse in der Zelle nach der Methode der Stoßwahrscheinlichkeiten im Modul WEKCPM, übernommen aus dem WIMS-Code.
 - Berechnung der mittleren Zell-Querschnitte und Zell-Flüsse mit der Prozedur ONEHOM.
- Berechnung der effektiven Querschnitte in homogenisierten Zonen, wie z.B. Reflektoren, mit dem Modul GRUCAH, ebenfalls eine modifizierte Version des Programms GRUCAL. In diesem Fall werden die benötigten Wichtungsspektren gewonnen aus "Fundamental Mode" Rechnungen mit dem Modul DIFFOU.
- Bestimmung der für die Abbrandrechnungen erforderlichen Eingruppenquerschnitte mit der Prozedur COLLUP.
- Abbrandrechnungen im Modul BURNUP.

Während der Berechnung der mittleren Zonenquerschnitte können Moduln aufgerufen werden, welche es ermöglichen, gezielt in einzelnen Energiebereichen bessere Rechenmethoden als bei den Standard-Rechnungen anzuwenden:

1. Verwendung von verbesserten effektiven Energieverteilungen für die Spaltneutronen durch die Berücksichtigung der isotop-abhängigen Spaltspektren in der Prozedur CHICOR.
2. Verwendung von verbesserten effektiven mittleren Querschnitten im Energiegebiet der aufgelösten Neutronenresonanzen in den Moduln RESAB-K oder ULFISP. In diesen Moduln werden die benötigten Wichtungsspektren für die Berechnung der effektiven Querschnitten mit unterschiedlichen Näherungen der Methode der Stoßwahrscheinlichkeiten direkt bestimmt.

Dabei beruht RESAB-K auf dem von der Universität Stuttgart übernommenen Programm RESAB-II [41].

3. Verbesserung der elastischen Streuung mit dem Programm REMOCO. In diesem Programm können unterschiedliche Spektren bei der elastischen Ausstreuung aus breiten Energiegruppen berücksichtigt werden, was z.B. für den Fall des vom Kühlmittel entleerten Reaktors relevant sein kann.

3.1.2 Die Super-Zelle Rechnungen mit der Prozedur SUPERC.

Ausgehend von den archivierten Daten der Zell-Abbrand Rechnungen werden nach dem in der Abbildung 3 gezeigten Modell eindimensionale S_n -Transportrechnungen für die einzelnen Brennelement-Zustände durchgeführt. Diese Rechnungen werden organisiert durch die Prozedur SUPERC, für die S_n -Rechnungen wird der SBR-Code ONETRA [42] eingesetzt. Durch relativ kleine Eingabeänderungen können die erforderlichen Parametervariationen wie Abbrand, B^{10} -Konzentration im Kühlwasser und Belegung der Regelstabposition mit Wasser oder Borkarbid mit variabler B^{10} -Anreicherung durchgeführt werden.

Auch die Ergebnisse der SUPERC-Rechnungen werden auf Standard KAPROS-Archive gespeichert.

3.1.3 Die Bereitstellung einer HXSLIB-Bibliothek.

Für die Speicherung von Brennelement-Daten für eine Vielzahl von Parametern wie Temperaturen, Dichten, Abbrand und Informationen über die Regelstäben wurde eine neue Bibliotheksstruktur für die Speicherung von Wenig-Gruppen Daten mit der Bezeichnung HXSLIB eingeführt. Diese Bibliotheken können, im wesentlichen ausgehend von den Archiven aus KARBUS- und SUPERC-Rechnungen, erzeugt werden mit dem Modul CXSLIB.

Für die Berechnung der neutronenphysikalischen Eigenschaften des KfK FDWR-Referenzkerns in Referenz [21] in diesem Heft sind die folgenden Parametervariationen auf der HXSLIB-Bibliothek bereitgestellt:

- Temperatur des Brennstoffs 300, 920 und 2100 Kelvin, des Hührohrmaterials und des Kühlmittels 573 Kelvin.
- B^{10} -Konzentrationen im Kühlmittel 0, 500, 1000, 2000 und 4000 ppm.
- Abbrand des Brennstoffs 0, 10.000, 20.000, 30.000, 40.000, 50.000, 60.000 und 70.000 MWT/TSM.

- Brennelement-Konfiguration mit 24 Regelstab Positionen, entweder gefüllt mit Kühlmittel H_2O oder mit B_4C mit 60 % B^{10} - Anreicherung.
- Wasserdichteverhältnisse zum nominellen Wert ρ_n ,
 $\frac{\rho}{\rho_n} = 0.01, 0.1, 0.3, 0.5, 0.7, 0.8, 0.9, 1. \text{ und } 1.1.$

3.2 Die FDWR-Gesamtkernrechnungen.

Bei der Realisierung der Prozedur ARCOSI wurde sehr darauf geachtet, das Programm möglichst schnell zu machen. Gesteuert durch einfache Eingabe-Optionen können die folgenden Aufgaben durchgeführt werden:

- Modellierung des zwei- oder dreidimensionalen Reaktormodells mit hexagonalen BE, einschließlich teilweisen oder totalen Einfahrens von Regelstäben in die BE. Dabei können mehrere BE zu "BE-Bänken" zusammengefaßt werden.
- Bestimmung des Anfangsabbrandes in jeder einzelnen Zone des geometrischen Modells. Dabei können Ergebnisse aus früheren Rechnungen herangezogen oder auch aus zweidimensionalen Vorschätzungen für ein dreidimensionales Modell konstruiert werden.
- Bereitstellung aller erforderlichen Gruppenkonstanten für die Reaktorrechnungen durch Interpolation aus den vorhandenen Daten auf der HXSLIB-Bibliothek.
- Durchführung der Reaktorrechnung mit dem Programm HEXNOD-K. Während einer Standzeit zwischen zwei Umladungen (Zyklus) können beliebig viele Mikro-Zeitschritte gewählt werden.
- Eine automatische Kritikalitätsuche nach jedem Mikro-Zeitschritt durch Variation der B^{10} - Konzentration im Kühlwasser.
- Bestimmung der lokalen Leistungs- und Abbranddaten durch Auswertung der HEXNOD-K Ergebnisse.
- Durchführen von BE-Umladungen nach jedem Zyklus. Dabei kann aus zwei relativ einfachen Verfahren gewählt werden:
 1. Die BE werden nach einem vorgegebenen festen Muster umgesetzt: "absolute Adressierung".
 2. Die BE werden in der Reihenfolge des bisher erzielten Abbrands nach einem vorgegebenen festen Muster umgesetzt: "relative Adressierung".

- Es können eine beliebige Anzahl von Zyklen nacheinander gerechnet werden. Diese Zahl wird nur beschränkt durch die verfügbare Kapazität der Rechananlage (z.B. Rechenzeit, Plattenspeicher).
- Das Programm ARCOSI bietet eine Reihe "Neustart"-Optionen, z.B. für die Berechnung von weiteren Zyklen oder für Parametervariationen bei einer bestimmten Reaktor-Konfiguration. Letztere sind notwendig für die Berechnung von Sicherheits-Koeffizienten, wie Doppler- und Moderatorordichte-Reaktivitätseffekten.
- Alle relevante Ergebnisse im Programm ARCOSI werden für eine nachfolgende interaktive grafische Auswertung in einer Ergebnisdatei mit PLOTEASY-Format [43] gespeichert.

Bei den Auslegungsarbeiten aus Referenz [21] wurde zunächst mit einem zwei-dimensionalen Reaktormodell ein brauchbares Umladekonzept zwischen den Reaktorzyklen gesucht. In einer langwierigen Prozedur konnte ein Umladeschema gefunden werden, welches zu einem Gleichgewichtskern führte. Bei diesem Umladeschema werden jeweils nach etwa 320 Vollasttagen (VLT) ein Sechstel der BE im Kern mit dem höchsten Abbrand ersetzt durch frische BE mit 8 % Spaltstoff-Anreicherung. Die Umladung geschieht nach einem festen Muster für die Reihenfolge des erzielten Abbrands der verfügbaren BE (relative Adressierung). Ausgehend von diesen eindimensionalen Vorarbeiten wurde das dreidimensionale Modell aufgebaut. Nach acht Zyklus-Rechnungen mit jeweils zehn Mikro-Zeitschritten mit Kritikalitäts-Suche konnte ein stabiler Gleichgewichtskern gefunden werden. Dabei wurden insgesamt ca. fünfzig Gesamtkern-Rechnungen durchgeführt. Die totale Rechenzeit betrug etwa 25 Minuten CPU-Zeit auf der IBM-3090 Rechananlage des HDI. Die erzeugte PLOTEASY-Datei enthält nahezu alle relevante Ergebnisse dieser Rechnungen. Dabei sind auch zeitabhängige integrale Angaben über den Reaktorzustand gespeichert, wie z.B. k_{eff} , Konzentration des B^{10} im Kühlwasser und radiale und axiale Leistungs-Formfaktoren. Die letzte Abbildung 7 zeigt axiale Leistungsverteilungen für ein ausgewähltes BE (Nr. 2 aus dem Reaktormodell) am Ende der gerechneten Zyklen 1,4,6 und 7. Die Abbildung wurde interaktiv erzeugt mit dem im INR entwickelten grafischen Auswerteprogramm PLY [44]. Außer der Auswahl der gewünschten Kurven durch Markierung in einer Liste am Bildschirm, wurde nur noch der Text unterhalb der Zeichnung von Hand eingegeben. Alles andere wurde automatisch durchgeführt, einschließlich der individuellen Kurvenbeschriftung mit Angaben über jeweilige Zyklus-Nummer, Anzahl Vollasttage im laufenden Zyklus, B^{10} -Anteil im Kühlmittel, axiale Formfaktor und Identifikation des betreffenden BE. Am Ende der ersten gerechneten Zyklen war noch eine bestimmte B^{10} -Beimischung im Kühlmittel erforderlich um nach 320 VLT einen kritischen Kern zu haben. Wir sehen,

daß die Änderungen zwischen Zyklus 6 und 7 sehr klein sind; daß sich also ein Gleichgewichtskern ohne B^{10} eingestellt hat.

4 Zusammenfassung.

Im vorliegenden Beitrag werden die Entwicklungsarbeiten für die neutronenphysikalische Auslegung eines Reaktorkerns für einen Fortschrittlichen Druckwasserreaktor (FDWR) mit kompaktem Dreiecksgitter beschrieben, insbesondere in Hinblick auf die Auslegung eines Gleichgewichtskerns. Im ersten Teil werden die Problemen im Zusammenhang mit der Beschreibung der Einzelzonen, des Reaktorabbrands, der Reaktorregelung, der Brennelemente (BE) und des Gesamtreaktors untersucht. Die Bereitstellung und Verifizierung der eingesetzten Datenbibliotheken wird dabei ausführlich dargestellt. Im zweiten Teil wird ein neues Programm ARCOSI mit zugehörigen Bibliotheken vorgestellt. ARCOSI ermöglicht die Simulation eines FDWR-Kerns über mehreren Zyklen, einschließlich Kernumladungen. Dabei kann der Kern mit beliebig kleinen Zeitintervalle durch Änderung der Borabsorberkonzentration im Kühlmittel oder durch Regelstabbewegungen kritisch gehalten werden. Die Simulationsergebnisse werden auf einer Plotdatei gespeichert und können nachher interaktiv ausgewertet werden. Im zweiten Teil werden ebenfalls die Erzeugung der erforderlichen ARCOSI-Bibliotheken mit BE-Daten und die dazu verwendeten Programme eingehend erläutert.

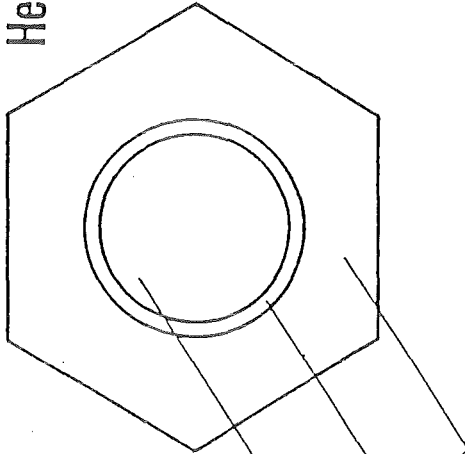
Literatur

- [1] M.C. Edlund, Nuclear Technology Vol. 80, No. 1, s. 9 (1988)
- [2] H.H. Hennies, H. Märkl,
Jahrestagung Kerntechnik, Berlin 1980, s. 953 (1980)
- [3] Special Issue "Prof. Wirtz", Nuclear Technology Vol. 71, No. 1 (1985)
- [4] Sonderheft "Prof. Wirtz", KfK Nachrichten 3/85 (1985)
- [5] C.H.M. Broeders, KfK-Bericht in Vorbereitung (1991)
- [6] D. Emendörfer, K.H. Höcker, "Theorie der Kernreaktoren, Teil I/II",
B.I. Hochschultaschenbücher 412/412a (1969)
- [7] G.I. Bell, S. Glasstone, "Nuclear Reaction Theory",
Van Nostrand Reinhold Company (1970)

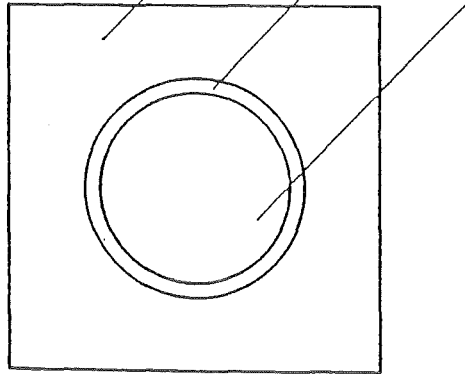
- [8] B. Osmera, M. Holman, V. Rypar, J. Hadek, J. Broulik, PHYSOR 90, April 23-29, 1990, Marseille, France (1990)
- [9] H. Moldaschl, P.J. Rau, I. Rummel, IAEA 622-I3-TC-700-2.1 (1990)
- [10] L.P. Abagjan, N.O. Bazazjanc, I.I. Bondarenko, M.N. Nikolaev, Moskau 1964 und KfK-tr-144 (1964)
- [11] D. Woll, KfK 2108 (1975)
- [12] R. Böhme, E.A. Fischer, KfK 4435 (1988)
- [13] E. Kiefhaber, KfK 1572 (1972)
- [14] D. Woll, KfK 3745 (1984)
- [15] J.R. Askew, F.J. Fayers, P.B. Kemshell, Journal of British Nuclear Energy Society, 5,564 (1966)
- [16] U. Fischer, H.W. Wiese, KfK 3014 (1983)
- [17] J. Fite, K. Koebke, B. Müller, M.R. Wagner, BMFT-Forschungsbericht K 82-007 Kernforschung (1982)
- [18] H. Bachmann, G. Buckel, W. Hoebel, S. Kleinheins, Proc. Conf. Computational Methods in Nuclear Energy, Charleston, CONF-750413 (1975)
- [19] M.J. Bell, ORNL-4628 UC-32 (1973)
- [20] E. Stein, E. Wiegner, C. Broeders, Unveröffentlichte Bericht KfK (1982)
- [21] C.H.M. Broeders, M. Dalle Donne, KfK-Nachrichten 1/91 (1991)
- [22] K. Okumura, Y. Ishiguro, K. Tsuchihashi, Journal of Nuclear Science and Technology, Vol. 25, p.318 (1988)
- [23] E. Kiefhaber, Unveröffentlichte Bericht KfK (1982)
- [24] B. Stehle, KfK 2118 (1975)
- [25] G. Willerding, Unveröffentlichte Bericht KfK (1982)
- [26] M.R. Wagner, Nuclear Science and Engineering 103, 377-391 (1989)
- [27] B. Goel, B. Krieg, KfK 3838 (1984)
- [28] I. Broeders, B. Krieg, KfK 2388 (1977)

- [29] B. Krieg, I. Broeders, JEF-DOC 194 (1985)
- [30] D. Garber, BNL-NCS-17541 (ENDF-201), 2nd Edition (1975)
- [31] M. Mattes, KTG/ENS - Seminar, October 1-2, 1985 Bonn
- [32] C.H.M. Broeders, Nuclear Technology Vol.71, p.96 (1985).
- [33] H.D. Berger, A.W. Rowe, C. Broeders, M. Schatz,
KfK 3389 / IfRR K 8212 (1982)
- [34] R. Böhme, J. Axmann, C.H.M. Broeders, S. Pelloni, M. Schatz,
IAEA 622-I3-TC-700-3.5 (1990)
- [35] R. Böhme, R. Chawla, H. Hager, R. Seiler, T. Williams, H.D. Berger, KfK-
Nachrichten 1/91 (1991)
- [36] A.R. Boynton, Q.L. Baird, K.E. Plumlee, W.C. Redman, W.R. Robinson,
G.S. Stanford, ANL 7203 (1967)
- [37] J. Braun, E. Kiefhaber, Persönliche Mitteilung (1982).
- [38] C. Golinelli, J.C. Guvot, NEACRP-690 (1984)
- [39] H. Akie, Y. Ishiguro, H. Takano, NEACRP-L-309 (1988)
- [40] L. Koch, S. Schoof, editors, ESARDA 2/81, EUR 7766 EN, KfK3337 (1981).
- [41] B. Riik, R. Rühle, IKE Bericht Nr. 3.3-6.1209 (1972)
- [42] V. Brandl, Unveröffentlichte Bericht KfK (1980)
- [43] C. Broeders, G. Arnecke, S. Kleinheins, K. Kufner, E. Stein, D.Woll,
KfK Nachrichten Jahrgang 12 1-2/80, s. 81 (1980)
- [44] E. Stein, Persönliche Mitteilung (1989)

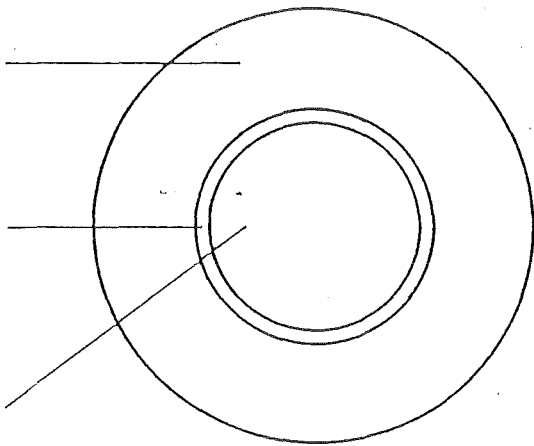
Hexagonale Zelle



Quadratische Zelle



Brennstoff Hülle Moderator



Wigner-Seitz-Zelle



Modelle für Reaktor-Zellrechnungen

Abb. 1

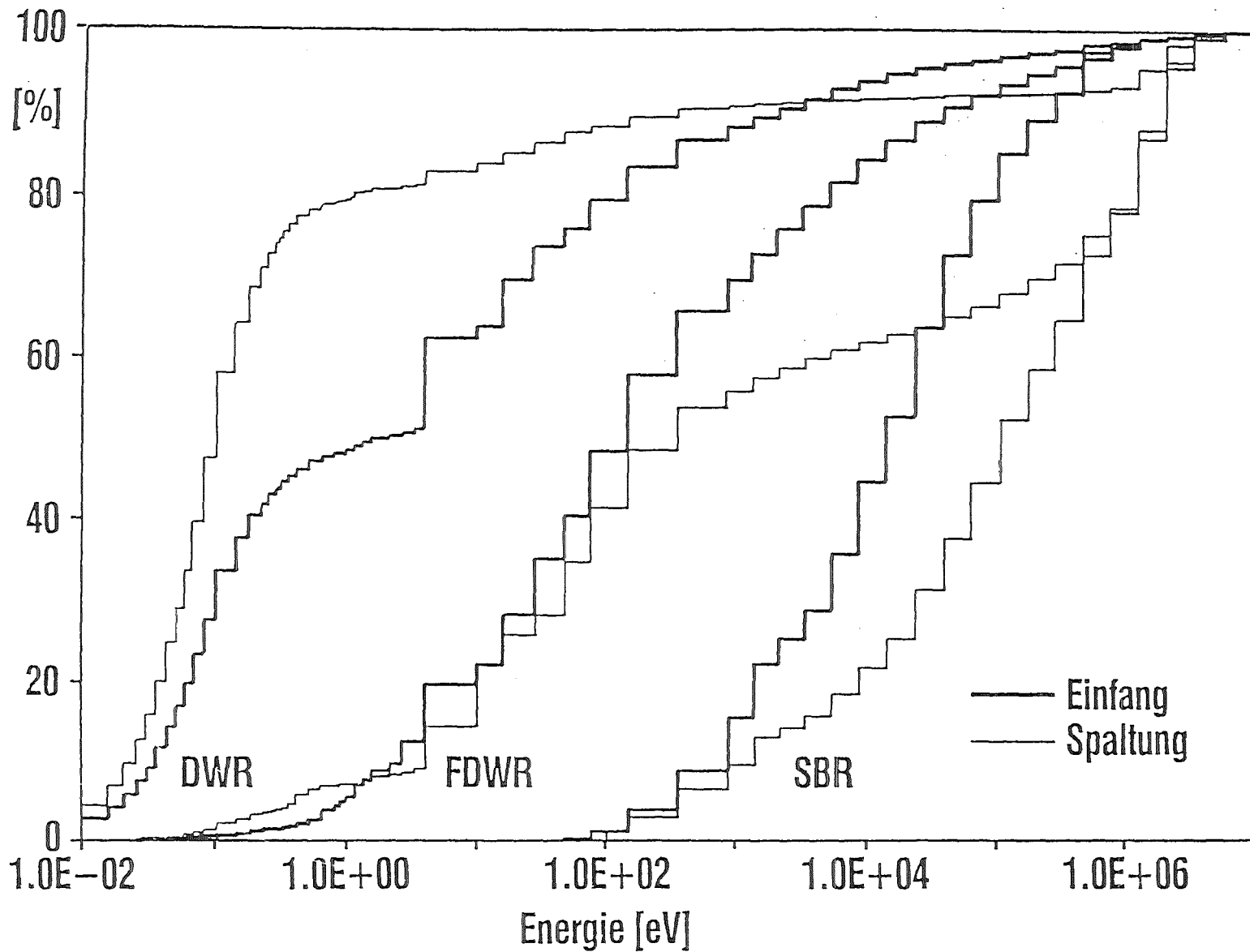
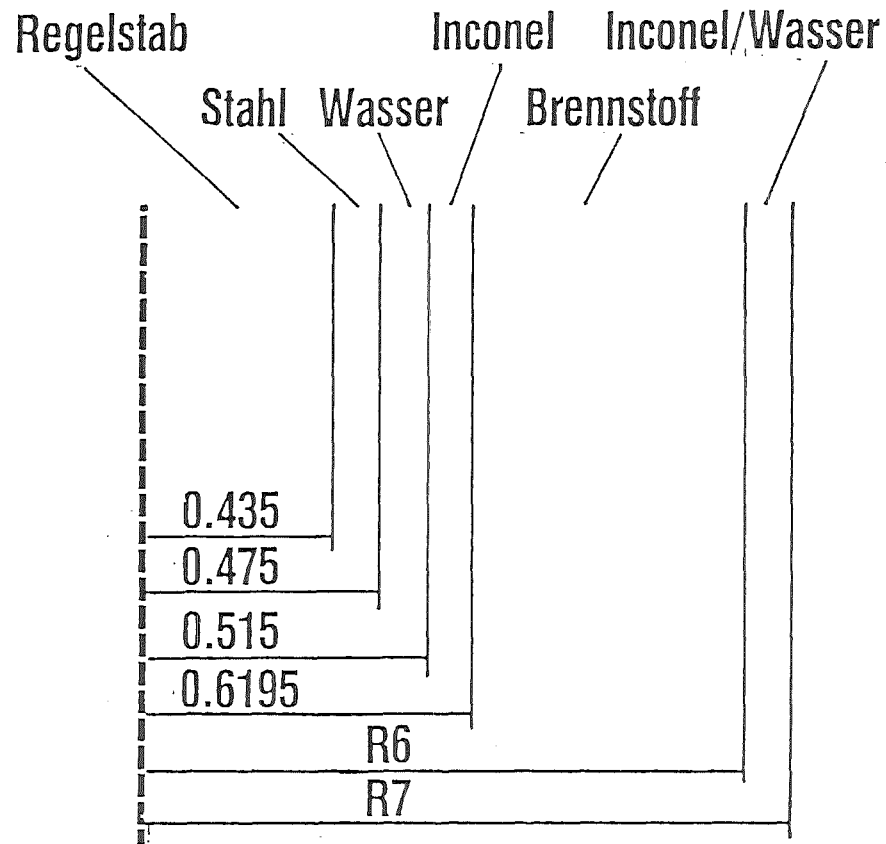


Abb. 2



Kumulative Reaktionsraten bei verschiedenen Reaktortypen



Stäbe	R6	R7
18	2.4038	2.4533
24	2.0817	2.1246
30	1.8619	1.9002

Abb. 3



Eindimensionales Super-Zelle Modell für ein FDWR-BE

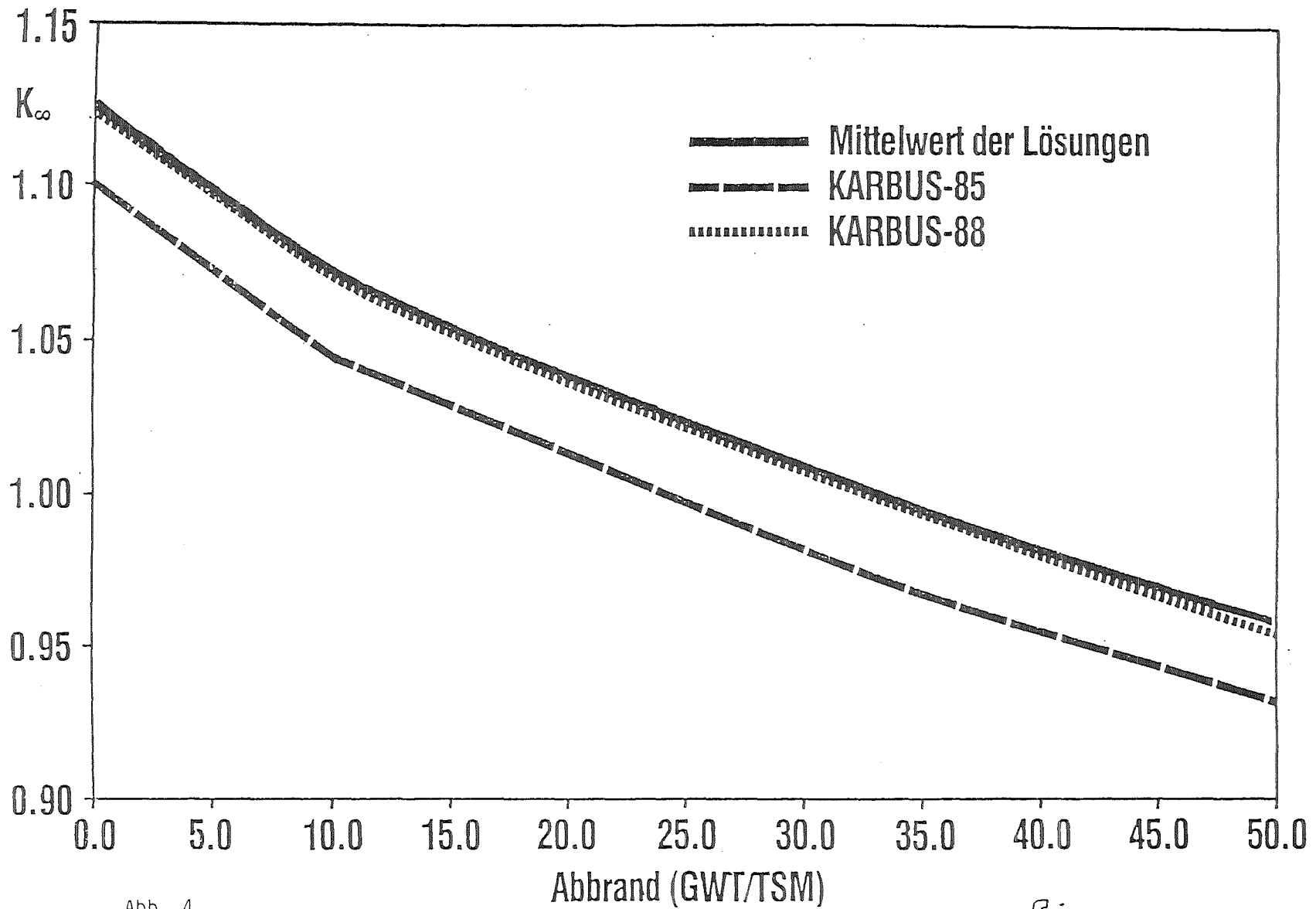


Abb. 4



Ergebnisse für das NEACRP Abbrand-Benchmark mit $V_m/V_f = 1.1$

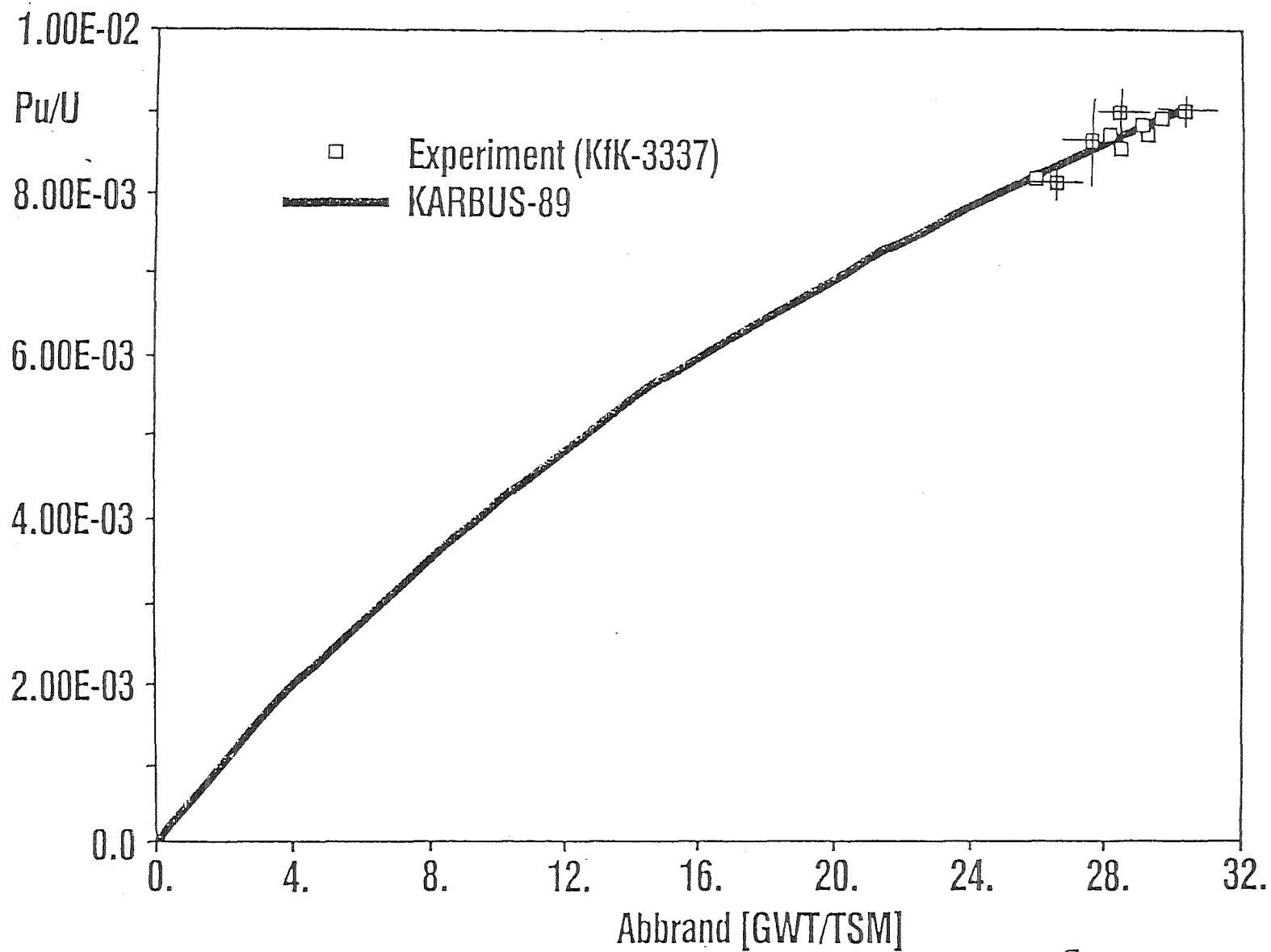
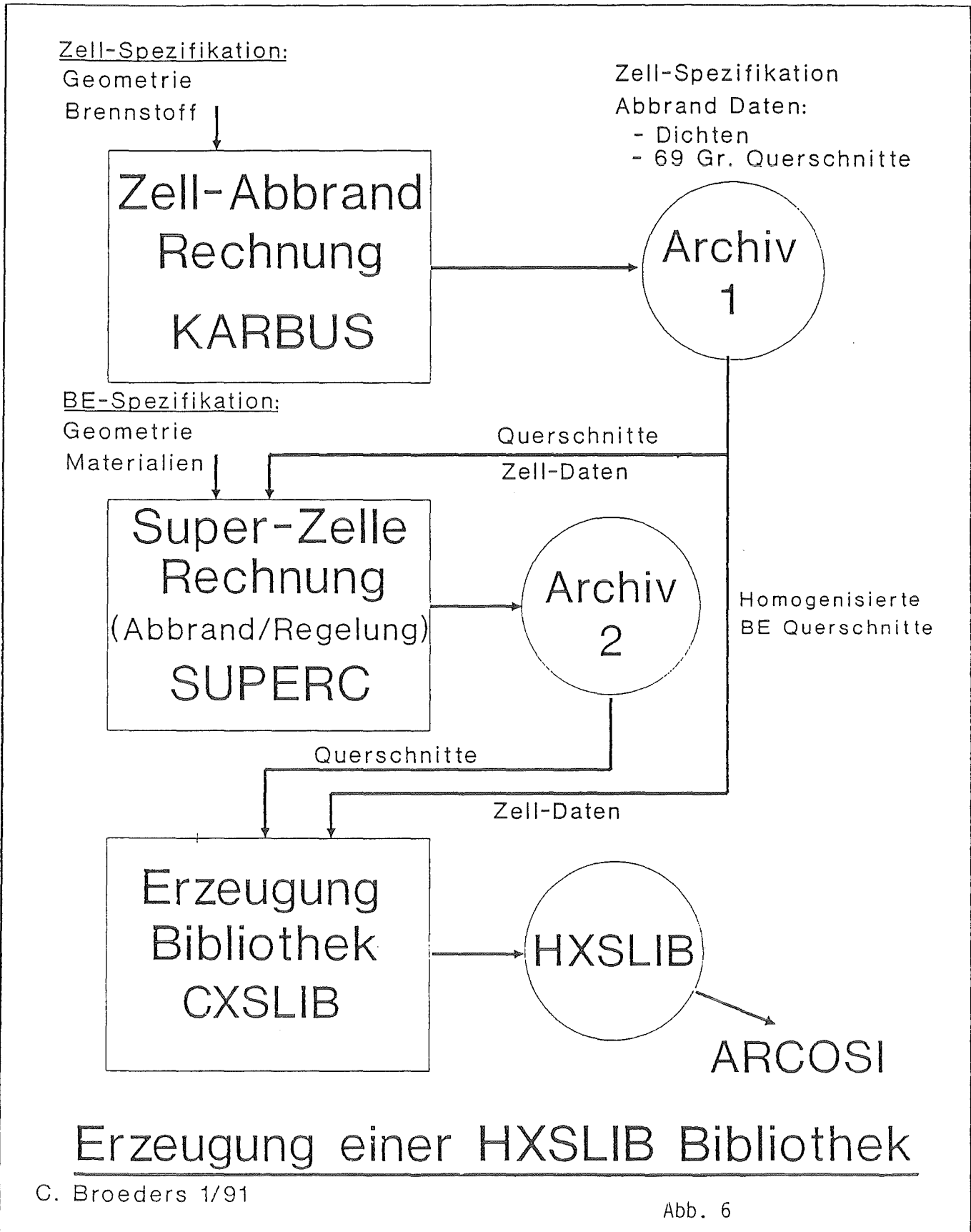


Abb. 5



Verlauf des Verhältnisses Pu/U beim ICE-Experiment im DWR Obrigheim



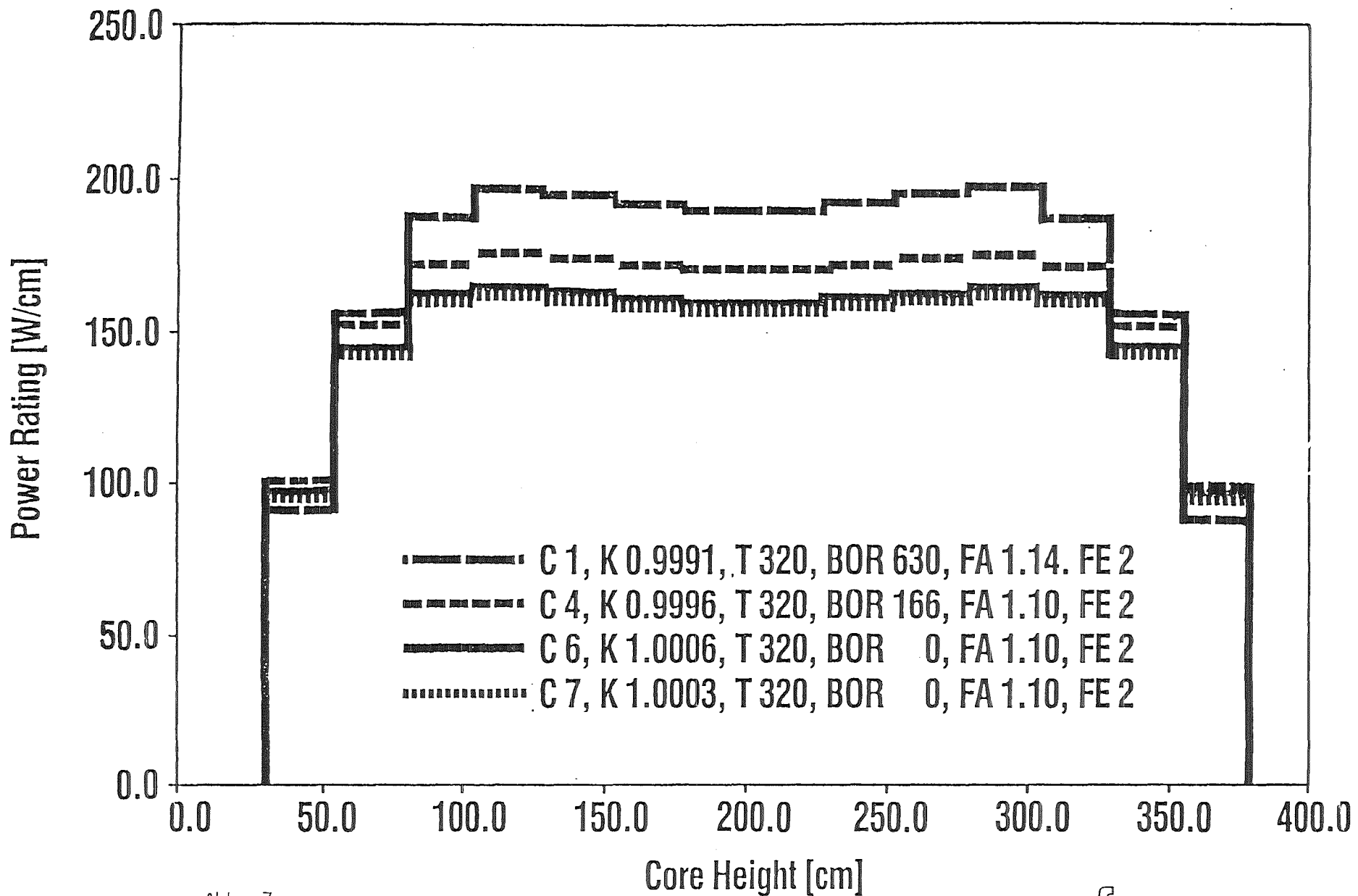


Abb. 7



Axiale Leistungsverteilung aus der ARCOSI-PLOTEASY-Datei

**18.05.07 Thermo- und fluiddynamische Untersuchungen
zum FDWR-Kern**

18.05.07/01A Measurements of Turbulent Velocity and Temperature in a
PSF 0N1C Central Channel of a Heated Rod Bundle
(E. Mensinger, L. Meyer, INR)

Introduction

The optimal design of rod bundles in a nuclear reactor requires an accurate prediction of the pressure drop and heat transfer of the coolant and of the rod temperatures associated with it. The thermal-hydraulic analysis is performed by solution of the conservation equation for mass, momentum and energy. Recently developed codes applying a distributed parameter analysis [1] need empirical information on turbulent transport properties of both momentum and energy transport.

A number of experiments has been performed in various rod bundle geometries with isothermal flow. A large number of the available data were acquired in our laboratory in a 4-rod rectangular channel [2]. To model the heated flow correctly a knowledge of turbulent temperature fluctuations such as the eddy diffusivity of heat in all directions is necessary. Since no such data were available for flow through rod bundles, it is the aim of our research program to measure the turbulent quantities in heated flow through triangular array rod bundles. The experimental rig was completed last year, all data acquisition and control systems were tested and a first series of measurements were performed.

Experimental apparatus and procedure

A rod bundle of 37 parallel rods (O.D. $D = 140$ mm) arranged in triangular array in a hexagonal symmetric channel was built (HERA). The position of the channel is horizontal. The total length of the working section is $L = 11.50$ m with an unheated entrance length of $L_{iso} = 4.60$ m and a heated length of $L_{heat} = 6.90$ m. The pitch to diameter ratio of the rods is $P/D = 1.12$, but it can be varied in the range $1.06 \leq P/D \leq 1.25$. With this P/D -ratio the length to hydraulic diameter ratio for the heated part is $L_{heat} / D_h = 128$. The rods are made of epoxy reinforced with fiberglass, sheathed with a $50 \mu\text{m}$ foil of monel metal, which serves as resistance heating element. It is heated by low voltage, high direct current to temperatures in the range of 60° to 100°C . Since the metal foil has a very accurate thickness the heat flux is uniform around the perimeter of the rods. The heat conduction is very small due to the small thickness of the metal foil and the low conductivity of the rod material.

The fluid is air at atmospheric pressure and room temperature at the entrance. The measurements are performed at a position 20 mm upstream of the outlet. The time-mean values of the axial velocity and the wall shear stresses are measured by Pitot and Preston tubes (O.D. $d = 0.6$ mm), respectively, the mean temperatures are measured by sheathed thermocouples (O.D. $d = 0.25$ mm).

The turbulent quantities are measured by hot wire anemometry using a three-wire probe. This probe consists of an x-wire probe with an additional cold wire perpendicular to the x-wire plane for simultaneous measurement of two components of instantaneous velocity and temperature. The probe was manufactured in our laboratory using the DANTEC probe 55P61. The calibration and evaluation method uses look-up tables and was developed specifically for heated flow [3]. The performance of the method was evaluated by measurements in heated turbulent pipe flow. The wall temperatures are measured by the liquid crystal technique using digitized video signals for precision readings of local temperatures.

The performance of the measurements is fully automated; the mass flow rate, the heating power and the traversing of the measuring probe are controlled by a micro-computer HP-RS25C. The triple wire probe is run by two CTA- and one CCA-bridge from the Dantec 55M system. A TSI-IFA-100 with three channels was used for signal conditioning, with filter, offset and amplification. The signals were digitized at sample rates of 2 kHz per channel by a DT2828-card, which provided sample and hold digitisation with 12-bit resolution and a maximum input signal of 5 Volts. The total number of samples taken in a continuous stream were 96000 per channel, with a measuring time of 48 seconds. The raw data were loaded into extended memory of the computer by DMA. The evaluation of all correlations takes approximately 1 minute. At each measuring point the probe is turned into two positions to measure the velocity components normal and parallel to the nearest wall.

Measurements were taken in a central channel next to the central rod under isothermal and non-isothermal conditions. In each subchannel measurements at 87 points (Fig. 2) were taken, which took approximately eight hours. The data of the heated experiment were: Reynolds number $Re = 6.60 \times 10^4$ with a bulk velocity in the central channel $u_b = 22.7m/s$ and a bulk temperature $T_b = 52.8^\circ C$. The wall heat flux was $q = 1.37kW/m^2$.

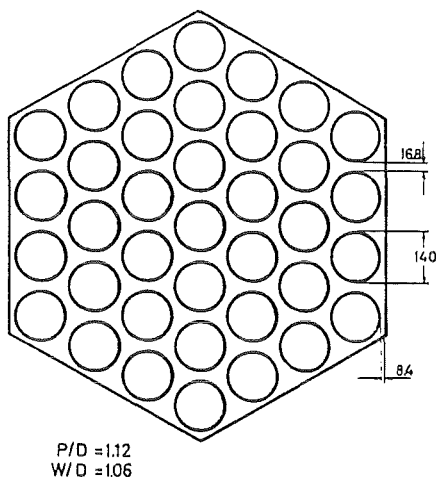


Fig.1 Cross section of 37-rod bundle

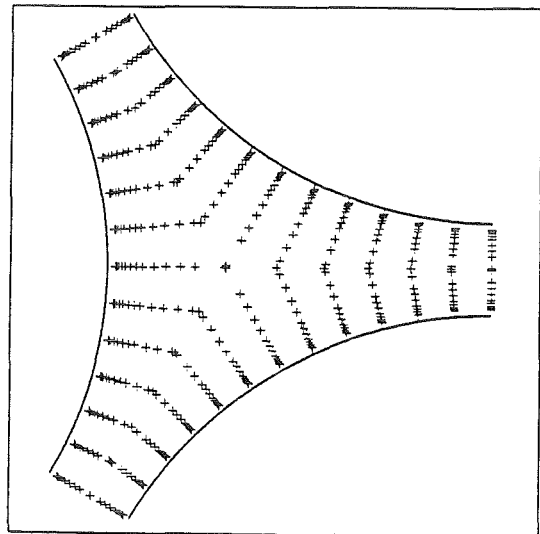


Fig.2 Measuring positions in a central channel

Flow characteristics across the whole bundle cross section

Mean velocity and temperature was measured in all 54 central channels and 18 wall channels, each at the position of maximum velocity in the channel. The velocity varies slightly across the bundle. The maximum velocity is in the center channels around the 7 center rods (24 channels). Here the variation or scatter is 1.2 % for isothermal and 1.7 % for heated flow. The scatter in the six channels around the center rod is only 0.5 %. In the channels around the 19 center rods the velocity is on the average 1 % lower. The velocity in the central wall channels is 2.1 % lower, and in the wall channels next to the corner it is 4.0 % lower in isothermal flow and 4.6 % lower in heated flow.

In heated flow the temperature is uniform for all central channels with a variation of $\pm 0.2^\circ\text{C}$, except for the two channels next to the bottom corner rod. Here the temperature was 1.4° lower. The temperature in the wall channels is lower by $7.4 \pm 0.8^\circ\text{C}$ except for the four bottom wall channels, where it was lower by $9.6 \pm 0.5^\circ\text{C}$.

The choice of a $W/D = 1.06$ seems to be a good compromise to have a small velocity gradient across the bundle cross section together with a low overcooling of the wall channels. The effect of thermal convection is only detectable in the bottom part of the bundle in two central channels and four wall channels. The Grashof number with $GrPr = 10^5$ is small enough together with a Reynolds number of 6.60×10^4 for the heated case to avoid any distortion of the velocity or temperature profiles.

Friction factors and wall shear stress distribution

The average friction factors can be calculated from the measured shear stress by $f = 2 (u_\tau/U_b)^2$. The data for the heated case are, $u_\tau = 1.163\text{m/s}$, $U_b = 22.73\text{m/s}$ and $f = 0.005236$; for the isothermal case we have $u_\tau = 1.0165\text{m/s}$, $U_b = 20.35\text{m/s}$ and $f = 0.004991$. Compared to the friction factor for circular tubes by the Blasius relation $f = 0.0791/Re^{0.25}$ the friction factor in the central channel of the bundle is 6.3 % larger in the heated flow. If the Reynolds number is evaluated with the properties of air at wall temperature, that is at 70°C , $Re_w/Re = 0.902$, the Blasius relation gives a friction factor which is 3.8 % smaller. In the unheated case, with $Re = 7.15 \times 10^4$ the difference is 3.5 %.

The shear stress reduced by the mean is shown in Fig.3 together with a calculation by [1] (0 degree corresponds to the gap). The data points in that figure are from the heated flow but the curve of the average of all six subchannels is almost identical to the one for isothermal flow. The result that the shear stress distribution does not have a maximum at 30° has been a matter of controversy in the past. Experiments in bundles by other authors showed similar behaviour while experiments in small bundle simulators in rectangular channels showed a shear stress distribution with a maximum at the position of maximum channel width. Besides of entrance effects and asymmetries in the experimental flow channel the occurrence of secondary flow and the anisotropy of the eddy viscosity have been attributed to be responsible for this effect. Further measurements in our rod bundle will be performed at different Reynolds numbers and in the wall channels for comparison with measurements in the rectangular channel.

Mean velocity and temperature distribution

Similar to the shear stress the temperature distribution at the wall (Fig.4) and the mean axial velocity and temperature distribution in the fluid in azimuthal direction show a level at the position of 30° if plotted at constant wall distances y (Figs. 5 and 6). The reference temperature T_w is the average wall temperature with 70.3°C .

Turbulent quantities

The results of the measured turbulent quantities are too numerous to be shown here and are documented in KfK 4818 [4]. The most important results are the eddy diffusivity of momentum and heat and the kinetic energy of the turbulence.

Conclusion

This first series of measurements has shown that the performance of the test rig is excellent. The method of measuring turbulent quantities in heated flow has been found to be well suited, however, new hot-wire probes with smaller dimensions have to be built in order to obtain more reliable results.

References:

1. Zeggel, W., N. Neelen, Validation of a wall parallel eddy viscosity formulation, IAHR 5th Int. Meeting on Liquid Metal Thermal Hydraulics, Grenoble 1986
2. Rehme, K., The structure of turbulent flow through rod bundles, Nuclear Engineering and Design 99, 141-154 (1987)
3. Meyer, L., Calibration method of a three-wire-probe for measurements in non-isothermal flow, Int.Symposium of Engineering Turbulence Modelling and Measurements, Dubrovnik, 1990 (also Report KfK 4707, 1990)
4. Meyer, L., Measurements of turbulent velocity and temperature in a central channel of a heated rod bundle, KfK 4818, Jan.1991

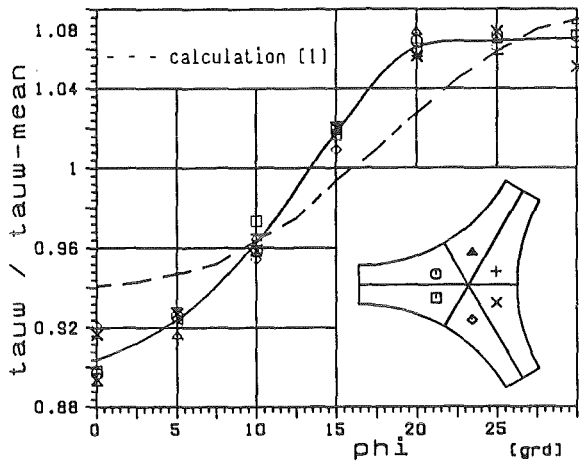


Fig.3 Distribution of relative shear stress

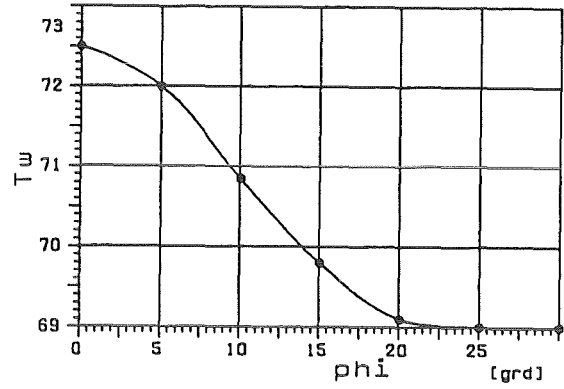


Fig.4 Distribution of wall temperature

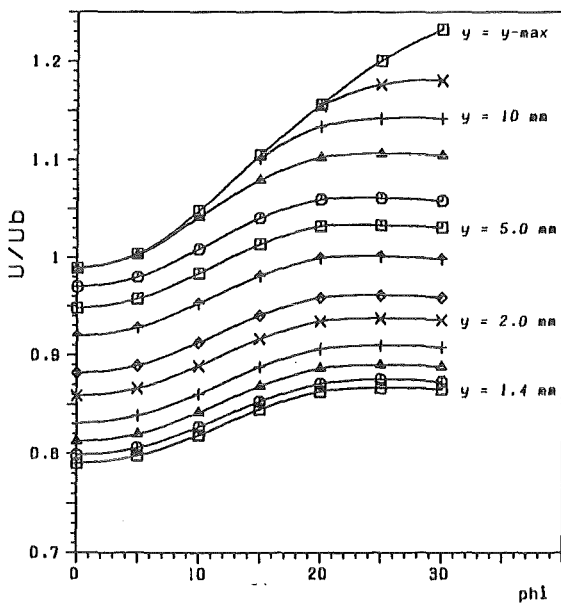


Fig.5 Azimuthal distribution of mean velocity

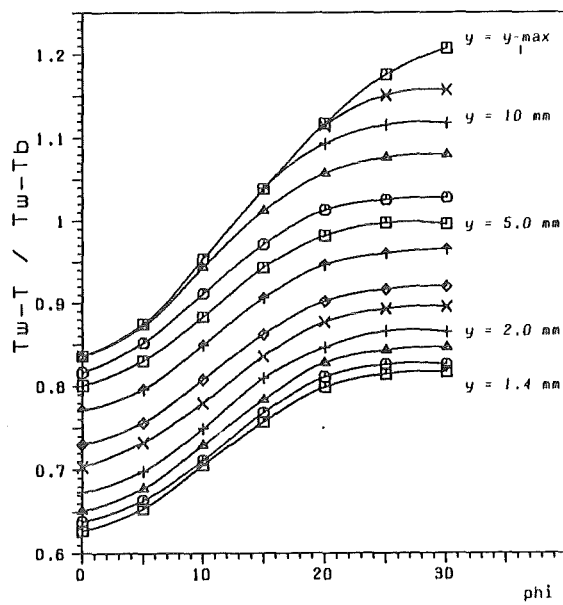


Fig.6 Azimuthal distribution of mean temperature

18.05.07/02A
PSF 0N1E

Investigations in Freon on Critical Heat Flux
(KRISTA-Program)
(F.J. Erbacher, X. Cheng, W. Just, H.J. Neitzel, IRB)

Abstract

An experimental study of CHF in closely spaced 7 rod bundles is performed in the KRISTA test facility. The experiments covered a wide range of parameters of interest to high conversion pressurized water reactors (HCPWR).

Under comparable conditions the CHF value in bundles is lower than in tubes. The influence of spacers (grid spacer and wire wrap) on CHF has been found to depend strongly on local steam quality. With regard to the CHF behaviour under HCPWR conditions no noticeable improvement has been achieved in a wire wrapped bundle than in a bundle with grid spacers.

Comparison of the test results obtained so far with some published CHF correlations showed the necessity to develop a new CHF prediction method for the HCPWR conditions.

18.05.07/02A
PSF 0N1E

Untersuchungen in Frigen zur kritischen Heizflächen-
belastung
(F.J. Erbacher, X. Cheng, W. Just, H.J. Neitzel, IRB)

1 Einleitung

Für einen fortgeschrittenen Druckwasserreaktor (FDWR) muß wie bei anderen Leichtwasserreaktoren der Nachweis erbracht werden, daß beim Betrieb ein ausreichender Sicherheitsabstand gegenüber dem Umschlag vom Blasen- zum Filmsieden eingehalten werden kann. Bei diesem Umschlag wird der Wärmeübergang vom Brennstab zum Kühlmittel so verschlechtert, daß die Hüllrohrtemperatur stark ansteigt und mit Brennstabschäden zu rechnen ist. Der Zustand bei diesem Umschlag wird Siedekrise genannt. Die entsprechende Wärmestromdichte wird als kritische Heizflächenbelastung (KHB) gekennzeichnet.

Experimente mit Original-Bündelgeometrien und Originalfluid (Wasser) sind technisch und wirtschaftlich sehr aufwendig. Deshalb werden, bevor alle Einzelheiten der Bündelgeometrie des FDWR endgültig festgelegt sind, experimentelle Untersuchungen zur Siedekrise in Kreisrohren, in 7- sowie in 37-Stabbündeln durchgeführt. Das Kältemittel Frigen R12 wird wegen seines niedrigen kritischen Drucks, seiner niedrigen Verdampfungsenthalpie und seiner gut untersuchten Eigenschaften als Arbeitsfluid verwendet.

Im Zeitraum des Berichtes wurden weitere Experimente in 7-Stabbündeln durchgeführt. Die Meßergebnisse aus den Bündeln wurden mit Hilfe einer Unterkanalanalyse ausgewertet. Weiterhin wurde das 37-Stabbündel aufgebaut. Ein entsprechendes Auswertungsprogramm wurde für die 37-Stabbündelversuche bereitgestellt.

In diesem Bericht wird der Unterschied der KHB-Ergebnisse aus Kreisrohr- und Bündelgeometrien diskutiert. Der Einfluß der Abstandshalter (Gitter oder Drahtwendeln) auf die kritische Heizflächenbelastung wird dargestellt. Es wird untersucht, inwieweit die in der Literatur bekannten empirischen Korrelationen die Meßergebnisse in 7-Stabbündeln wiedergeben können.

2 Versuchsanlage KRISTA

Zur KHB-Untersuchung wurde die Anlage KRISTA (*Kritische* Heizflächenbelastung in engen *Stabbündeln*) im Institut für Reaktorbauelemente des Kernforschungszentrums Karlsruhe (IRB/KfK) aufgebaut (Abb.1). Die KRISTA-Anlage enthält zwei Kreisläufe. Der große Kreislauf ist für die künftigen Versuche in 37-

Stabbündeln, und der kleine Kreislauf ist für die Kreisrohr- und für die 7-Stabbündelversuche. Der kleine Kreislauf besteht im wesentlichen aus einer Umwälzpumpe, einem Vorwärmer, einem Druckhalter, zwei Wärmetauschern und zwei Teststrecken. Die Förderleistung der Umwälzpumpe beträgt bis zu 6 m³/h für die 7-Stabbündelversuche. Durch Einstellung der Heizleistung des Vorwärmers und der Durchflußmenge des Kaltwassers bei den beiden Wärmetauschern läßt sich die Fluidtemperatur am Eintritt der Teststrecke regeln. Der Druckhalter sorgt für einen stabilen Betriebsdruck. Als Regelgröße dient der Druck am Austritt der Teststrecke. Durch die zwei Stellventile wird der Volumendurchfluß eingestellt, der mit den Durchflußmeßgeräten gemessen wird.

3 Ergebnisse

Beim Experiment mit Frigen R12 als Modellfluid besteht die Notwendigkeit, die Meßergebnisse von Frigen R12 auf Wasser-Bedingungen umzurechnen. In der Literatur gibt es eine Menge von Umrechnungsmodellen, die letztendlich darauf abzielen, die Parameter (Druck P, Austrittsdampfqualität X_{ex} , Massenstromdichte G und kritische Heizflächenbelastung KHB) in beiden Fluidsystemen umzurechnen. Die Austrittsdampfqualität bedeutet die Dampfqualität X am Austritt der beheizten Teststrecke. Die Dampfqualität wird wie folgt definiert:

$$X = \frac{h - h_{f,s}}{h_{fg}}$$

Hier ist h die spezifische Enthalpie des Fluids, $h_{f,s}$ die spezifische Enthalpie der gesättigten Flüssigkeit und h_{fg} die Verdampfungsenthalpie. Die Dampfqualität kann negativ sein, wenn das Fluid unterkühlt ist ($h < h_{f,s}$).

Der Umrechnungsfaktor der einzelnen Parameter wird definiert als das Verhältnis der Werte im Originalfluid (Wasser) zu den Werten im Modellfluid (Frigen R12):

$$F_P = \frac{P_O}{P_M}, \quad F_x = \frac{(X_{ex})_O}{(X_{ex})_M}, \quad F_G = \frac{G_O}{G_M}, \quad F_q = \frac{(KHB)_O}{(KHB)_M}$$

Der Index O steht für das Originalfluid (Wasser) und M für das Modellfluid (Frigen R12). In [1] wurde das Umrechnungsmodell von Ahmad [2] als zu jener Zeit bestes Modell sowohl für Kreisrohr- als auch für Bündelgeometrien vorgeschlagen. Nach dem Modell von Ahmad werden zur Berechnung der Umrechnungsfaktoren folgende vier Kennzahlen herangezogen:

$$\frac{\rho_f}{\rho_g}, \quad X_{ex}, \quad \left(\frac{GD}{\mu_f} \right) \left(\frac{\mu_f^2}{\sigma D \rho_f} \right)^{2/3} \left(\frac{\mu_f}{\mu_g} \right)^{-0.2}, \quad \frac{KHB}{G h_{fg}}$$

Dabei ist ρ die Dichte, μ die dynamische Viskosität und σ die Oberflächenspannung. Der Index f steht für die flüssige Phase und g für die Dampfphase. Nach dem Ahmad-Umrechnungsmodell wird die Gleichheit aller vier Kennzahlen in beiden Fluidsystemen gefordert. Dadurch lassen sich die Umrechnungsfaktoren berechnen.

Später wurde ein Umrechnungsmodell von Courtaud [3] für Bündelgeometrien entwickelt. Die Umrechnungsfaktoren F_P , F_x und F_q werden wie beim Ahmad-Modell berechnet. Der Umrechnungsfaktor F_G wurde für das Fluidpaar Wasser/Frigen R12 empirisch bestimmt. In Abb.2 sind die Umrechnungsfaktoren F_P , F_G , und F_q nach den Umrechnungsmodellen von Ahmad und von Courtaud dargestellt. Es zeigt sich, daß der Druck im System mit Frigen R12 um etwa einen Faktor 5 und die Heizleistung um etwa einen Faktor 15 kleiner als im System mit Wasser sind.

3.1 7-Stabbündel

Zu den Einflußparametern in Bündeln gehören ebenso wie in Kreisrohren Druck, Massenstromdichte und Austrittsdampfqualität. Im Gegensatz zur Kreisrohrgeometrie unterscheiden sich hier die Einflußparameter jedoch von Unterkanal zu Unterkanal. Dieses Ungleichgewicht ist bei einem Bündel mit einer kleinen Anzahl der Heizstäbe stark ausgeprägt. Um die Einflußparameter in Unterkanälen zu berechnen, wird das Unterkanalanalyseprogramm COBRA-IV-TUBS verwendet. Die Genauigkeit der in COBRA-IV-TUBS enthaltenen empirischen Modelle, vor allen des Modells zur Erfassung des turbulenten Energie- und Impuls-Queraustausches zwischen den Unterkanälen (sog. Mixingkoeffizient β), hat einen starken Einfluß auf die Rechenergebnisse. In einphasiger Strömung liegt der Mixingkoeffizient nach [4] bei etwa 0.004. In Zweiphasenströmung sind jedoch größere Werte zu erwarten. Hier werden deshalb für den Mixingkoeffizient zwei Werte angenommen, nämlich $\beta = 0.004$ und 0.02.

3.1.1 Bündel mit Gitterabstandshaltern

Abb.3 zeigt ein Beispiel für den Verlauf der kritischen Heizflächenbelastung über der Austrittsdampfqualität des Zentralkanals, der für das betrachtete Bündel als der Heißkanal gilt. Die Massenstromdichte und die Austrittsdampfqualität im Zentralkanal werden aus dem Programm COBRA-IV-TUBS berechnet, bei dem der Mixingkoeffizient gleich 0.004 und 0.02 ist. Außerdem werden die Ergebnisse der eigenen Messungen in 8 mm Kreisrohren und die Messungen von TU Braunschweig in 4.61 mm Kreisrohren [5] aufgetragen, um festzustellen, inwieweit sich die KHB-Ergebnisse aus verschiedenen Geometrien voneinander unterscheiden. Es zeigt sich, daß alle Kurven ähnlich verlaufen. Die kritische Heizflächenbelastung nimmt mit erhöh-

ter Austrittsdampfqualität ab. Die Kurve mit dem kleinen β -Wert liegt höher als die mit dem großen β -Wert. Hieraus wird der starke Einfluß des Mixingkoeffizienten auf die Vorhersage der kritischen Heizflächenbelastung deutlich.

Im Vergleich mit den Werten aus den 4.61 mm Kreisrohrmessungen ist die kritische Heizflächenbelastung im Bündel deutlich kleiner, obwohl der hydraulische Durchmesser des Zentralkanals (4.29 mm) mit dem Kreisrohrdurchmesser (4.61mm) vergleichbar ist. Der Unterschied beträgt immerhin mehr als 20%, wenn man den kleinen Mixingkoeffizienten ($\beta = 0.004$) annimmt. Der Vergleich zeigt, daß die KHB-Ergebnisse aus der Kreisrohrgeometrie nicht direkt auf Bündelgeometrien extrapoliert werden dürfen.

In der Literatur gibt es eine große Anzahl von KHB-Korrelationen für Bündelgeometrien. Drei davon, nämlich die EPRI-1- [6], die WSC-2- [7], und die KfK-Korrelation [8] wurden ausgesucht, um zu untersuchen, inwieweit sie die eigenen Bündelergebnisse wiedergeben können.

Alle drei Korrelationen sind für Wasser angegeben. Um die eigenen Meßdaten in Frigen R12 mit den Korrelationen vergleichen zu können, wird das Umrechnungsmodell von Ahmad [2] und von Courtaud et.al [3] verwendet. Zum Vergleich mit den Korrelationen werden lediglich solche Meßpunkte benutzt, deren Parameter (P, G, X) innerhalb der Gültigkeitsbereiche der entsprechenden Korrelation liegen.

In Tabelle 1 sind die Anzahl der zum Vergleich verwendeten Meßpunkte N, der Mittelwert μ und die Standardabweichung σ des Verhältnisses der berechneten zur gemessenen kritischen Heizflächenbelastung $(KHB)_r / (KHB)_m$ zusammengestellt. Die berechneten KHB-Werte nach der EPRI-1-Korrelation liegen erheblich niedriger als die Meßdaten, auch für den Fall mit $\beta = 0.02$. Der Einfluß des Mixingkoeffizienten auf die Vergleichsergebnisse ist merklich. Die berechnete KHB erhöht sich um 30%, wenn der Mixingkoeffizient von 0.004 auf 0.02 steigt.

Die berechneten KHB-Werte nach der WSC-2-Korrelation und der KfK-Korrelation sind ebenfalls kleiner als die gemessenen. Gegenüber der EPRI-1-Korrelation zeigen die beiden Korrelation einen schwächeren Einfluß des Mixingkoeffizienten auf die Vorhersage der kritischen Heizflächenbelastung.

Verwendet man das Umrechnungsmodell von Courtaud, so zeigt sich eine bessere Übereinstimmung zwischen den Korrelationen und den Meßdaten.

Die Vergleichsergebnisse sind vom angenommenen Mixingkoeffizienten β abhängig. Deshalb ist die Gültigkeit irgendwelcher quantitativer Aussagen, die sich aus dem Vergleich machen lassen, durch die Genauigkeit der im Programm COBRA-IV-TUBS eingesetzten Modelle beschränkt.

3.1.2 Bündel mit Drahtwendeln

Die KHB-Ergebnisse in diesem Bündel verlaufen ähnlich wie die aus dem Bündel mit Gitterabstandshaltern. Vergleicht man die in Abb.4 dargestellten Ergebnisse aus beiden Bündeln, sieht man, daß die Kurven aus dem Bündel mit Drahtwendeln steiler als die aus dem Bündel mit Gitterabstandshaltern verlaufen. Bei negativer bzw. kleiner Austrittsdampfqualität X_{ex} liegt die kritische Heizflächenbelastung aus dem Bündel mit Drahtwendeln höher als die aus dem Bündel mit Gitterabstandshaltern. Bei hoher Austrittsdampfqualität ist es umgekehrt. Dieser Effekt der Abstandshalter läßt sich mit den unterschiedlichen Strömungsformen erklären. Gegenüber Gitterabstandshaltern verursachen Drahtwendeln einen stärkeren Energie- und Impuls-Queraustausch zwischen den Unterkanälen. Dadurch wird die Enthalpieerhöhung und damit die Dampfqualität im Heißkanal reduziert, was das Auftreten der Siedekrise unterdrückt. Andererseits wird der lokale Strömungszustand im wandnahen Gebiet durch den Draht beeinflusst. Bei niedriger Austrittsdampfqualität, bei der Blasensieden vorliegt, bewirken Drahtwendeln eine stärkere Turbulenz der Strömung, begünstigen die Blasenablösung und den Blasenabtransport und lassen eine höhere kritische Heizflächenbelastung zu. Bei hoher Austrittsdampfqualität herrscht am Bündelaustritt eine Dampfströmung mit Flüssigkeitstropfen im Zentrum des Unterkanals. An der Heizwand existiert ein Flüssigkeitsfilm (sog. Ringströmung). Bei dieser Strömung wird der Filmabriß durch die Drahtwendeln verstärkt, was zu einer niedrigeren kritischen Heizflächenbelastung führen wird.

Der Einfluß von Drahtwendeln auf den lokalen Strömungszustand ist quantitativ noch nicht erfaßbar. Modelle oder empirische Korrelationen, die zur Vorhersage der kritischen Heizflächenbelastung in Bündeln mit Gitterabstandshaltern entwickelt wurden, dürfen daher nicht auf Bündel mit Drahtwendeln oder Wendelrippen angewendet werden.

4 Zusammenfassung und Ausblick

Im KRISTA-Programm wurden bislang experimentelle Untersuchungen zur kritischen Heizflächenbelastung in 8 mm Kreisrohren und in 7-Stabbündeln durchgeführt. Ziel dieser Arbeiten war es, grundlegende Kenntnisse zur kritischen Heizflächenbelastung im Parameterbereich des fortgeschrittenen Druckwasserreaktors (FDWR) zu erarbeiten.

Die wesentlichen Ergebnisse der vorgestellten Messungen lassen sich wie folgt zusammenfassen:

1. Die kritische Heizflächenbelastung in Bündeln liegt niedriger als die in Kreisrohren. Die Ergebnisse aus Kreisrohrgeometrien dürfen deshalb nicht direkt auf Bündelgeometrien extrapoliert werden.
2. Keine der hier ausgewählten KHB-Korrelationen kann die vorgestellten Meßergebnisse in Bündelgeometrien mit ausreichender Genauigkeit wiedergeben. Weitere Arbeiten zur Entwicklung einer KHB-Korrelation für den FDWR-Parameterbereich werden durchgeführt.
3. Der Einfluß von Abstandshaltern auf die kritische Heizflächenbelastung hängt von der Dampfqualität ab. Drahtwendeln mit einer kleinen Steigungshöhe als Abstandshalter haben hinsichtlich der kritischen Heizflächenbelastung keine Vorteile.

Die nächsten Experimente werden in einem 37-Stabbündel ($P_s/D_s = 1.178$) an der KRISTA-Anlage durchgeführt. Sie liefern wegen des wenig ausgeprägten Wandkanaleinflusses wichtige Informationen für die weitere Untersuchung des lokalen Siedekrise-Phänomens sowie für die Entwicklung einer KHB-Korrelation. Diese Experimente werden zusammen mit den von SIEMENS/KWU an einem identischen 37-Stabbündel in Wasser durchgeführten Experimenten wichtige Grundlagen zur Entwicklung eines Umrechnungsmodells für das Fluidpaar Wasser/Frigen R12 und für die Bündelgeometrie liefern.

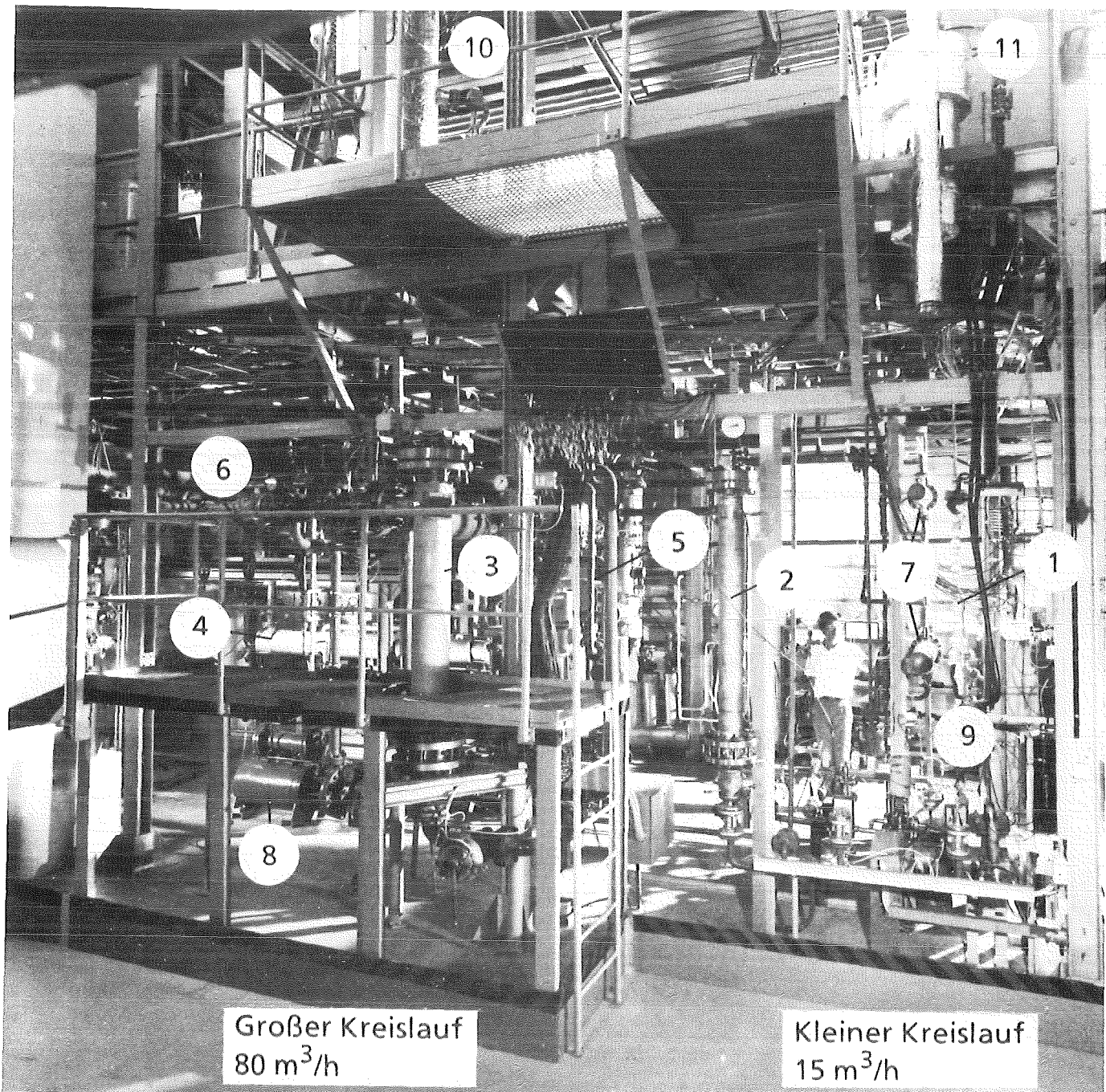
Weitere Frigen-Experimente werden in einem 37-Stabbündel ($P_s/D_s = 1.24$), dessen Geometrie dem FDWR-C1-Entwurf entspricht, durchgeführt. Die daraus gewonnenen Ergebnisse können dann mit Hilfe des entwickelten Umrechnungsmodells auf Wasser-Bedingungen übertragen werden und liefern die benötigten Auslegungsdaten für den FDWR-C1-Entwurf [9].

Literaturverzeichnis

1. Verein Deutscher Ingenieure (hrsg.)
VDI-Wärmeatlas, Kritische Siedezustände strömender Flüssigkeiten
4.Aufl. Düsseldorf: VDI-Verlag, 1984
2. S.Y. Ahmad
Fluid to Fluid Modeling of Critical Heat Flux: A Compensated Distortion Model
Int. J. Heat Mass Transfer, Vol.16(1973), 641-662

3. M. Courtaud, R. Deruaz, L.G. D'Aillon
The French Thermal-Hydraulic Program Addressing the Requirements of the
Future Pressurized Water Reactors
Nuclear Technology, Vol.80, Jan.1988, pp.73-82
4. N.E. Todreas and J.T. Rogers
Coolant Interchange Mixing in Reactor Fuel Rod Bundles
Single Phase Coolants
Heat Transfer in Rod Bundles : The Winter Annual Meeting of the ASME, New
York, Dec.1968, pp.1-56
5. T. Müller-Menzel, W. Zeggel
CHF in the Parameter Range of Advanced Pressurized Water Reactor Cores
Nuclear Engineering and Design 90(1987) 265-273
6. C.F. Fighetti, D.G. Reddy
Parametric Study of CHF Data
Vol.2 : A Generalized Subchannel CHF Correlation for PWR and BWR Fuel
Assemblies
Electric Power Research Institute, EPRI-NP-2609-Vol.2, Januar 1983
7. R.W. Bowring
WSC-2: A Subchannel Dryout Correlation for Water-Cooled Clusters over the
Pressure Range 3.4 - 15.9 Mpa (500 - 2300 PSIA)
Winfrith: Atomic Energy Establishment, AEEW-R-983, 1979
8. M. Dalle Donne, W. Hame
Critical Heat Flux Correlation for Triangular Arrays of Rod Bundles with Tight
Lattices, Including the Spiral Rib Spacer Effect.
Nuclear Technology, Vol.71, Oct.1985, pp.111-124
9. B. Kuczera, R. Brogli, H. Moldaschl, W. Oldekop
Zur kooperativen Entwicklung des Referenzkonzeptes C1 für einen fortschrittli-
chen Druckwasserreaktor (FDWR)
KfK-Nachrichten, 1/1991

Tabelle 1 : Vergleich der Meßergebnisse im Bündel mit den KHB-Korrelationen $(KHB)_r/(KHB)_m$						
	$\beta = 0.02$			$\beta = 0.004$		
Korrelation ↓	N	μ	σ	N	μ	σ
Umrechnung nach dem Ahmad-Modell [2]						
EPRI-1 [6]	134	0.771	0.122	146	0.574	0.178
WSC-2 [7]	120	0.846	0.059	141	0.766	0.065
KfK [8]	106	0.850	0.082	106	0.759	0.064
Umrechnung nach dem Courtaud-Modell [3]						
EPRI-1 [6]	145	0.893	0.181	169	0.692	0.216
WSC-2 [7]	120	0.924	0.066	151	0.834	0.066
KfK [8]	107	0.892	0.095	122	0.825	0.107



- 1 Kreisrohr-Teststrecke
- 2 7-Stabbündel-Teststrecke
- 3 37-Stabbündel-Teststrecke
- 4 Kälteaggregat
- 5 Reinigungsanlage

- 6, 7 Wärmetauscher
- 8, 9 Pumpen
- 10, 11 Druckhalter



Abb.1

Frigen - Versuchsanlage KRISTA

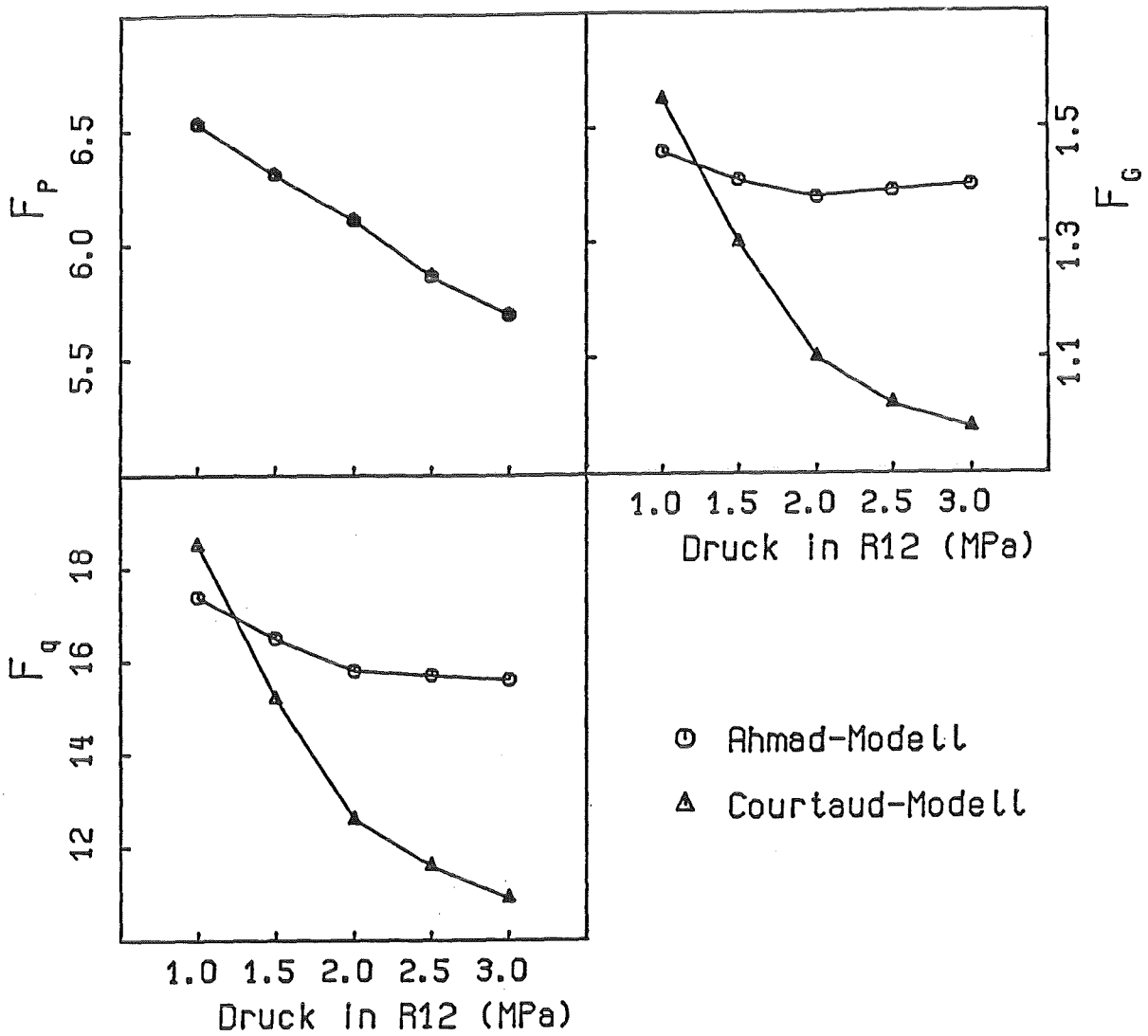


Abb.2 : Umrechnungsfaktoren für das Fluidpaar Wasser/Frigen R12 nach den Umrechnungsmodellen von Ahmad und von Courtaud

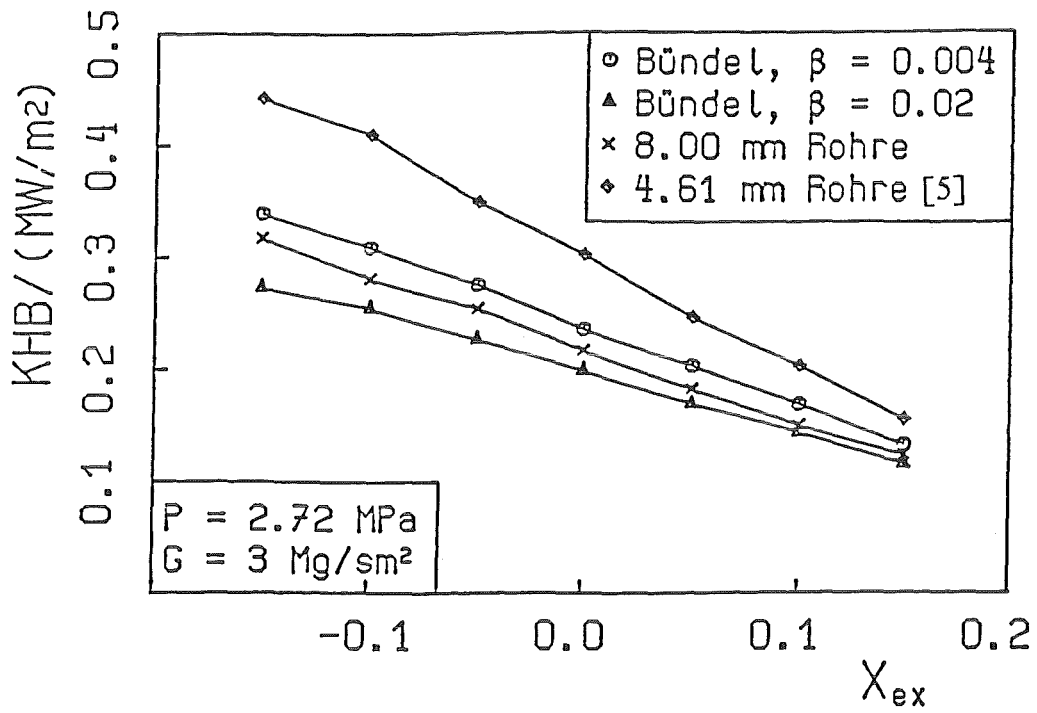


Abb.3 : KHB-Meßergebnisse aus dem 7-Stabbündel im Vergleich zu Kreisrohren

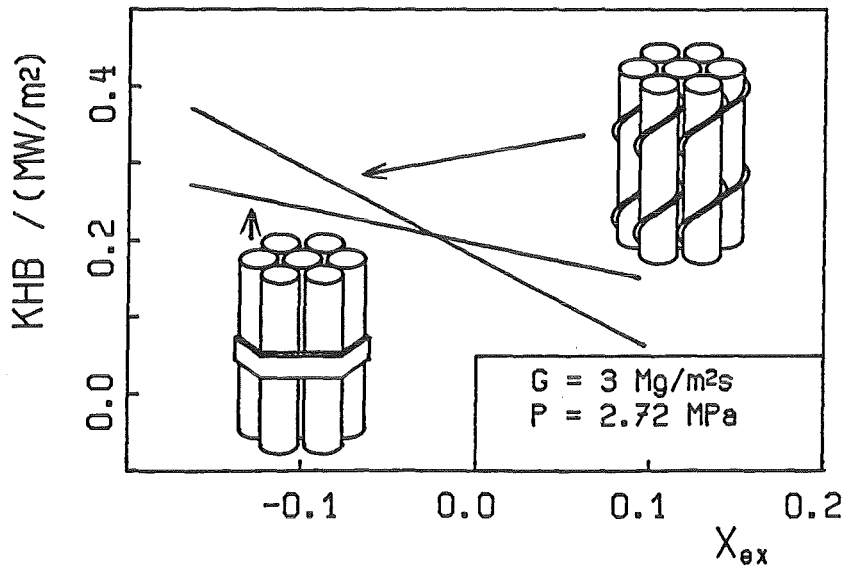


Abb.4 : KHB-Meßergebnisse aus 7-Stabbündeln mit verschiedenen Abstandshaltern

18.05.08 Brennstabverhalten eines FDWR bei Kühlmittelverluststörfällen

18.05.08/01A Investigations of the Reflooding Behaviour in Tight Lattice
PSF 0N1H Rod Bundles in the Frame of the FLORESTAN-program
(K. Wiehr, F.-J. Erbacher, W. Just, He. Schmidt, IRB)

Abstract:

This report describes results of forced feed flooding experiments gained on a wider triangular lattice rod bundle. The rod pitch over diameter ratio (p/d) is 1.24. This type of bundle represents a fuel element design of a homogenous advanced pressurized water reactor (APWR). The test bundle consists of 61 fuel rod simulators with Zircaloy-claddings and special grid spacers for a triangular lattice. The heater of the fuel rod simulator is characterized by a cosine shaped axial power profile with a power peaking factor of 1.3 and a heated length of about two meters.

The results show that the thermal hydraulic behavior of such an array under forced feed flooding conditions is similar to that of a PWR-geometry.

- the peak cladding temperature appears shortly above the axial midplane of the bundle,
- with a relatively long increase of the temperature after start of flooding,
- the transient and the level of the total pressure drop is comparable to that of the PWR.

Blind code predictions with "FLUT-FDWR" underestimate the peak cladding temperature at axial midplane as well as the rewetting time.

18.05.08/01A Untersuchungen zum Flutverhalten einiger Bündelan-
PSF 0N1H ordnungen im Rahmen des FLORESTAN-Programmes
 (K. Wiehr, F.-J. Erbacher, W. Just, He. Schmidt, IRB)

1. Einführung

Der Anreiz, den bewährten Druckwasserreaktor (DWR) weiter zu entwickeln, besteht in der Möglichkeit, die Brennstoffausnutzung in einem geschlossenen Uran-Plutonium-Brennstoff-Kreislauf zu verbessern. Dies kann durch ein härteres Neutronenspektrum erreicht werden, indem das Moderator-zu-Brennstoff-Volumenverhältnis im Kern verkleinert wird. Aus diesem Grunde wird das für den DWR typische quadratische weite Brennstabgitter durch ein engeres hexagonales Brennstabgitter ersetzt. Abhängig vom Reaktorentwurf standen Stabmitten-zu Stabdurchmesser Verhältnisse (p/d) von 1.06 bis 1.3 zur Diskussion /1/. Durch derartige Modifikationen können theoretisch Konversionsraten von bis zu 0.9 erreicht werden.

Ein Hauptproblem bei derartigen Brennstabanordnungen stellt die Kernnotkühlung im Falle eines Kühlmittelverluststörfalles dar (KVS). Im Rahmen des FLORESTAN-Programms werden dazu Fragen nach der max. Hüllrohrtemperatur, den Wiederbenetzungszeiten und der Hüllrohrverformung, bzw. dem Grad der Kühlkanalversperrung untersucht. Dieses Programm ist Teil einer trilateralen Zusammenarbeit zwischen Siemens/KWU, dem Schweizer Paul-Scherrer-Institut und der KfK.

Da das Ziel dieser Experimente die Erstellung einer Datenbasis zur Überprüfung und Verbesserung von Rechencodes ist, wurden Zwangsflutversuche mit überschaubaren definierten Randbedingungen in den Vordergrund des FLORESTAN-Programms gestellt. Im vorliegenden Bericht werden Ergebnisse von Zwangsflutexperimenten mit weitem Abstandshaltergitter ($p/d = 1.24$) vorgestellt.

2. Aufbau der Versuchseinrichtung

Für die Durchführung der FDWR-Versuche wurde der bewährte REBEKA-Brennstabsimulator /2/ modifiziert. Die beheizte Länge wurde auf 2024 mm verkürzt und der Leistungsfaktor des axialen cosinusförmigen Leistungsprofils von

1.2 auf 1.3 vergrößert. Der Heizstabdurchmesser wurde mit 6.0 mm \varnothing beibehalten.

Im Laufe der Konzeptstudie erfolgte eine Änderung der FDWR-Geometrie. Das anfangs sehr enge hexagonale Gitter wurde aufgeweitet ($p/d = 1.24$) und der Außendurchmesser von 10.75, bzw. 10.1 mm \varnothing auf 9.5 mm \varnothing reduziert. Als Hüllrohrmaterial wurde wieder Zircaloy vorgesehen und aus Abbrand, bzw. Korrosionsgründen die spezifische Stableistung reduziert, d.h. die nuklear beheizte Stablänge auf etwa 3.5 m verlängert.

Für die durchzuführenden Experimente mit der veränderten Geometrie war eine Änderung des Heizstabes kurzfristig nicht möglich, d.h. Heizstabdurchmesser, sowie die beheizte Länge blieben unverändert. Durch die Verwendung einer Zircaloyhülle von 9.5 mm \varnothing x 0.6 mm mußten auch die normalerweise verwendeten Al_2O_3 -Ringpellets durch dünnwandigere Edelstahlringpellets ersetzt werden.

Die Brennstabsimulatoren wurden mit speziell von Siemens-KWU entwickelten und gefertigten Gitterabstandshaltern zu einem 61 Stabbündel in hexagonaler Anordnung assembliert.

Der Aufbau der Versuchsanlage und der Versuchsablauf /3/ sind identisch wie bei den Experimenten mit der engen FDWR-Geometrie.

3. Ergebnisse

Die Abbildungen 1 und 2 repräsentieren die typischen Hüllrohrtemperaturverläufe sowie den Gesamtdruckverlustverlauf der weiten hexagonalen Geometrie ($p/d = 1.24$). Die Temperaturverläufe an verschiedenen axialen Positionen oberhalb der Bündelmitte zeigen, daß sich die maximal im Bündel auftretende Temperatur im Vergleich zu der sehr engen Anordnung wieder mehr zur Bündelmitte (axiale Position 1212 mm) hin ausbildet. Der Druckverlustverlauf während der Wiederbenetzungszeit des Bündels ähnelt wieder stark den bekannten Druckverlustverläufen der weiten quadratischen DWR-Geometrie.

3.1 Vorausrechnungen

Zur Abschätzung auftretender Unterschiede in der Höhe der Hüllrohrtemperaturen in Abhängigkeit von der beheizten Länge als auch der spezifischen Stableistung wurden von Cigarini/Dalle Donne Vorausrechnungen mit FLUT-FDWR

durchgeführt (Abb. 3). Für die Rechenergebnisse von PRE2C und PRE2QC werden experimentelle Vergleichsergebnisse vorgestellt.

Versuch FDWR 7:

Abb. 4 zeigt Heizstabtemperaturen in verschiedenen axialen Positionen oberhalb der Bündelmitte, wobei der Stab 143 Temperaturverläufe aufweist, die als repräsentativ für einen gemittelten Temperaturverlauf des gesamten Bündels angesehen werden können. Der dick eingezeichnete Kurvenverlauf in Abb. 5 deckt sich mit dem Kurvenverlauf in axialer Mitte (1012 mm) der Abb. 4. Da es sich bei den gezeigten Kurven und maximalen Temperaturen um Daten von Heizstabthermoelementen (Innenthermoelemente) handelt, die rechnerisch bestimmten Kurvenverläufe jedoch für die Hüllrohrtemperatur gelten, muß die Mittelwertkurve des Innentemperaturverlaufs mit der radialen Temperaturdifferenz zwischen Heizstab- und Hüllrohrtemperatur korrigiert werden. Stab 143 weist kein Außenthermoelement in axialer Mitte auf. Als repräsentativ für den radialen Temperaturprofilverlauf werden die Meßwerte des Stabes 154 herangezogen (Abb. 6).

Abb. 7 gibt den Vergleich des vorausberechneten und des experimentell ermittelten Hüllrohrtemperaturverlaufs in axialer Mitte wieder. Dabei wird deutlich, daß zwischen Rechnung und Experiment sowohl in der Höhe der Hüllrohrtemperatur als auch in der Benetzungszeit noch deutliche Unterschiede bestehen. Untersuchungen zur Klärung dieser Abweichungen, in wieweit sie auf Ungenauigkeiten bei den Stoffdaten, bei der experimentellen Auswertung oder auf Codeschwächen zurückzuführen sind, sind angelaufen.

Versuch FDWR 8:

Das für Versuch FDWR 7 geschilderte Auswerteverfahren wird entsprechend für den Versuch FDWR 8 angewendet und in den Abbn. 8-11 dokumentiert.

Das oben Festgestellte gilt in gleicher Weise auch für diesen Vergleich zwischen Experiment und Vorausrechnung.

Abb. 12 zeigt die Vorausrechnung der Gesamtdruckverluste über das Bündel. Vergleicht man diese Ergebnisse mit den gemessenen Druckverlustverläufen der Abbn. 5 und 9, so läßt sich eine sehr gute Übereinstimmung in Höhe und Verlauf der Ergebnisse feststellen.

3.2 Darstellung des Einflusses von Anfangstemperatur zu Flutbeginn, Leistung und Systemdruck

3.2.1 Einfluß der Temperatur bei Flutbeginn

Abb. 13 zeigt die Innentemperaturverläufe in axialer Bündelmitte und an der axialen Position der höchsten Temperatur an dem Brennstabsimulator, der den Bündelmittelwert am besten repräsentiert, für drei Versuche. Variierter Versuchsparameter ist die Höhe der Heizstabtemperatur zu Flutbeginn.

In Abb. 14 sind die dazugehörigen Gesamtdruckverlustverläufe geplottet. Die Temperaturverläufe zeigen einen ausgeprägten Einfluß der Temperatur zu Flutbeginn auch bezüglich der Wiederbenetzungszeiten. Der Einfluß auf den Gesamtdruckverlust ist jedoch relativ gering.

3.2.2 Einfluß der Stableistung

Die Abbn. 15 und 16 zeigen die gleichen Temperatur- und Druckverläufe wie oben in Abhängigkeit von der Stableistung für 3 verschiedene Versuche. Auch hier ist ein deutlicher Einfluß auf die Temperatur, jedoch auch kaum auf den Gesamtdruckverlust feststellbar.

3.2.3 Einfluß des Systemdrucks

Auf den Abbn. 17 und 18 ist der Einfluß des Systemdrucks auf die Temperaturverläufe sowie den Gesamtdruckverlust dargestellt. Dabei ist erwartungsgemäß festzustellen, daß die Temperaturverläufe für den niedrigeren Systemdruck die deutlich höheren Werte aufweisen, der Unterschied in den Druckverlusten jedoch auch relativ klein ist.

4. Zusammenfassung

Die erzielten Ergebnisse an einem Bündel bestehend aus 61 Brennstabsimulatoren mit Zircaloyhüllen von 9.5 mm \varnothing x 0.6 mm in hexagonaler Anordnung mit Abstandshaltern und einem Stabmitten- zu Stabdurchmesser Verhältnis von 1.24, lassen sich wie folgt zusammenfassen:

Das thermohydraulische Verhalten dieser Anordnung bei Zwangsfluten ist ähnlich dem der DWR-Geometrie.

- max. Hüllrohrtemperatur etwas oberhalb der axialen Mitte
- mit verhältnismäßig langem Anstieg der Temperatur nach Flutbeginn
- Verlauf und Höhe des Gesamtdruckverlusts vergleichbar zum DWR

- Vorausrechnungen mit dem Code FLUT-FDWR unterschätzen sowohl die max. Hüllrohrtemperatur in axialer Mitte als auch die Wiederbenetzungszeit.

5. Schlußfolgerungen

- Schwerkraftflutversuche in der sehr engen $p/d = 1,06$ Geometrie zeigten einen verstärkten Wasserauswurf im Vergleich zum Zwangsfluten. Dies führte zu sehr viel höheren max. Hüllrohrtemperaturen und deutlich längeren Wiederbenetzungszeiten. Vergleichbares wird bei der aufgeweiteten FDWR-(DWR-C1)- Geometrie nicht erwartet.

- Die experimentellen Ergebnisse zeigen, daß weitere Forschungsarbeit nötig ist, grundsätzliche physikalische Phänomene zu erfassen und zu modellieren im Bereich des Flut- und Wiederbenetzungsverhaltens bei hexagonaler Geometrie.

- Die Frage der Notkühlung stellt in der unverformten DWR-C1-Geometrie kein Problem dar.

- Für das Genehmigungsverfahren der hexagonalen DWR-C1-Geometrie sind jedoch folgende weitere Arbeiten notwendig:
 - Blowdown-Tests unter realistischen Randbedingungen
 - Bersttest-Bündelexperimente mit Zircaloyhülle, innerem Überdruck und repräsentativen Notkühlbedingungen
 - Evtl. Flutversuche mit Hüllrohrverformung mit kombinierter Heiß-Kalteinspeisung in ausreichend großer Testanordnung
 - Codeentwicklung für LOCA-Analyse.

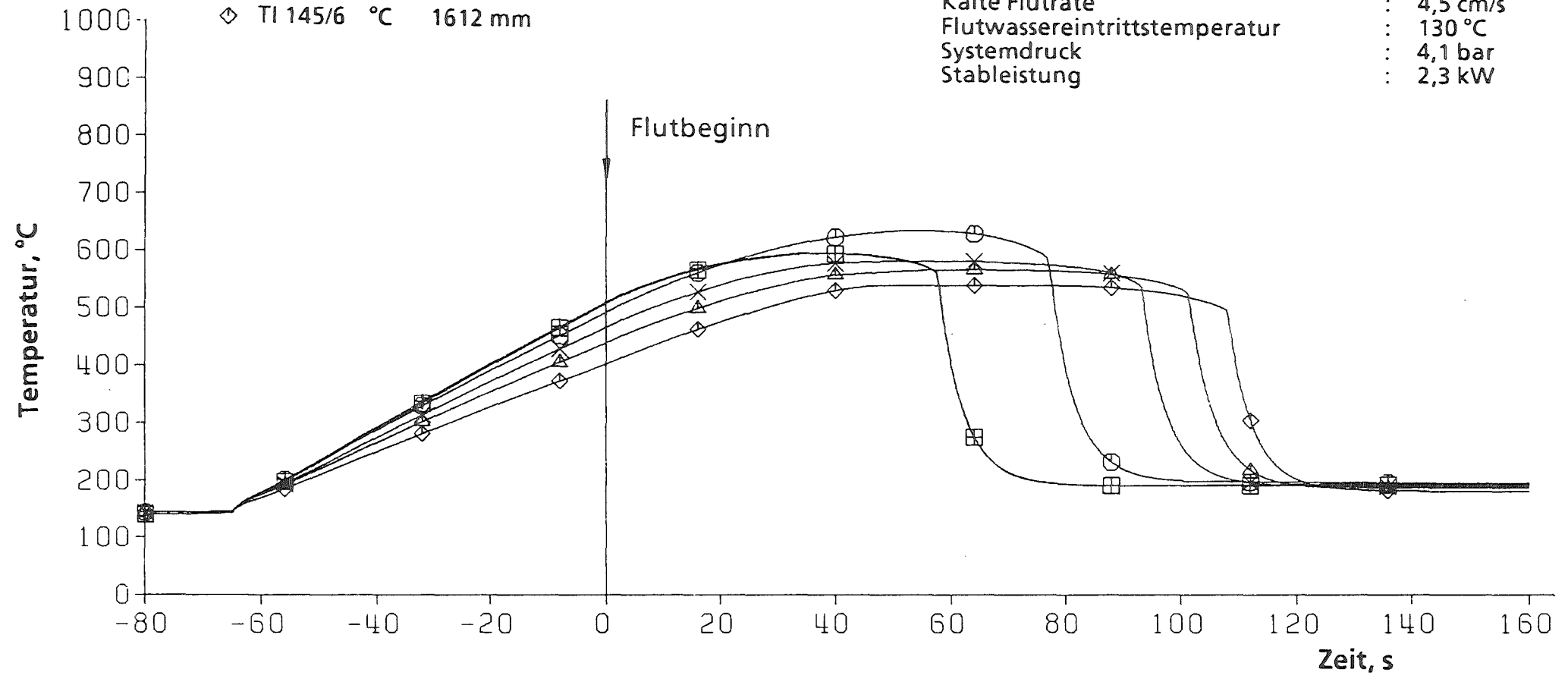
6. Literatur

- [1] R. Brogli, C. Goetzmann, B. Kuczera "Assessing High Conversion PWR Concepts". Trans. European Nuclear Conf. '86, Geneva, Switzerland, June 1-6, 1986, p. 493.
- [2] K. Wiehr, "REBEKA-Bündelversuche, Untersuchungen zur Wechselwirkung zwischen aufblähenden Zircaloyhüllen und einsetzender Kernnotkühlung, Abschlußbericht, KfK 4407, April 1988
- [2] K. Wiehr, et. al., "Untersuchungen zum Flutverhalten enger Bündelanordnungen im Rahmen des FLORESTAN-Programmes". PRS-Jahresbericht 1988, KfK 4550, Juli 89, p. 228.

- | | | | | |
|---|----------|----|-------------|----------------------|
| □ | TI 145/1 | °C | axiale Höhe | 1012 mm (ax. Mitte) |
| ○ | TI 145/2 | °C | | 1212 mm (max. Temp.) |
| △ | TI 145/3 | °C | | 1512 mm |
| + | TI 145/4 | °C | | 1012 mm (ax. Mitte) |
| × | TI 145/5 | °C | | 1412 mm |
| ◇ | TI 145/6 | °C | | 1612 mm |

FDWR 7 **p/d = 1.24**

Heizstabtemperaturen in axialer Mitte
zu Flutbeginn : 500 °C
Kalte Flutrate : 4,5 cm/s
Flutwassereintrittstemperatur : 130 °C
Systemdruck : 4,1 bar
Stableistung : 2,3 kW



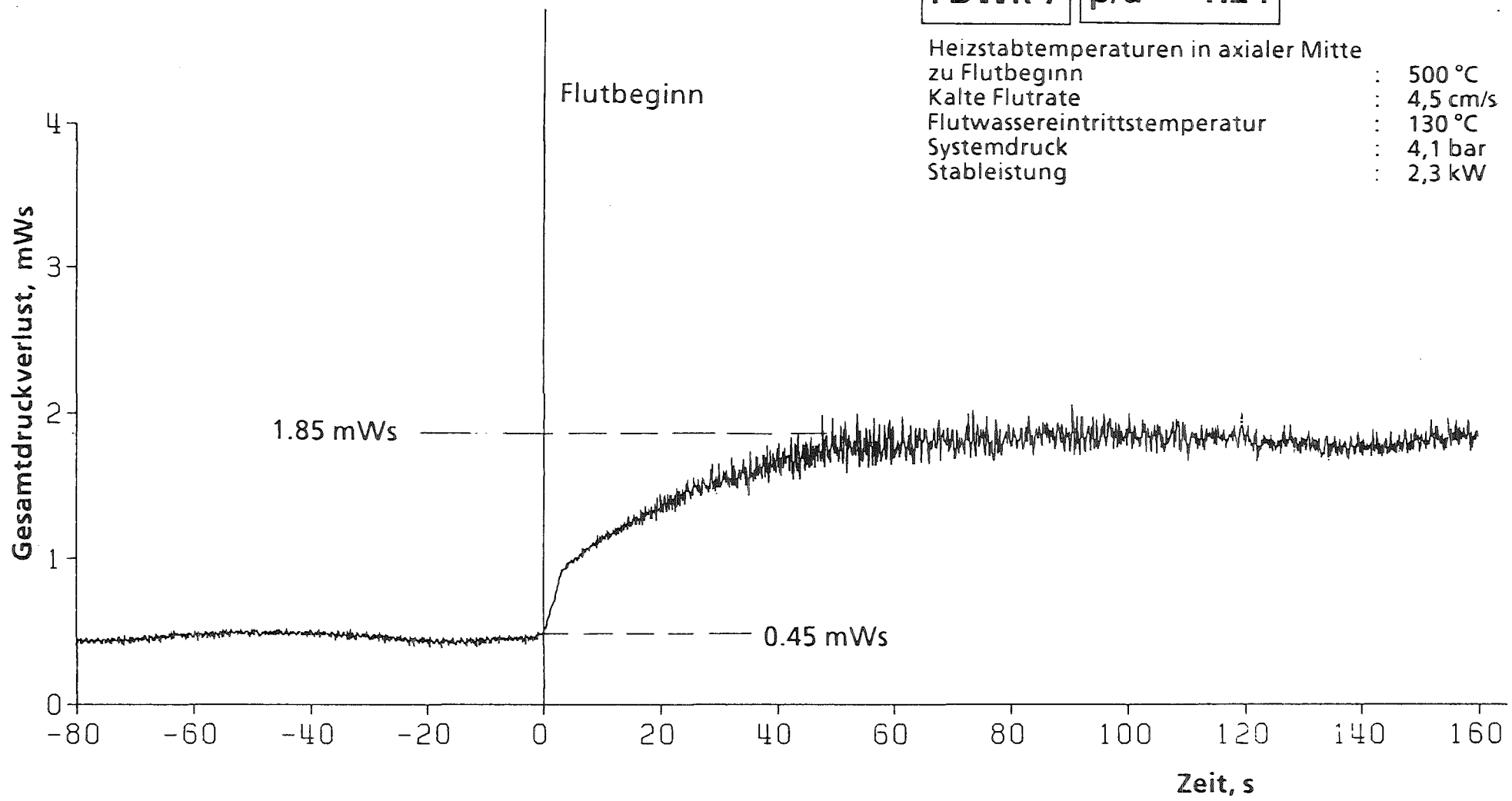
— 236 —



Abb. 1 Heizstabtemperaturen in verschiedenen axialen Höhen des Stabes 145

FDWR 7 **p/d = 1.24**

Heizstabtemperaturen in axialer Mitte
zu Flutbeginn : 500 °C
Kalte Flutrate : 4,5 cm/s
Flutwassereintrittstemperatur : 130 °C
Systemdruck : 4,1 bar
Stableistung : 2,3 kW



— 236 —



Abb. 2 Gesamtdruckverlust

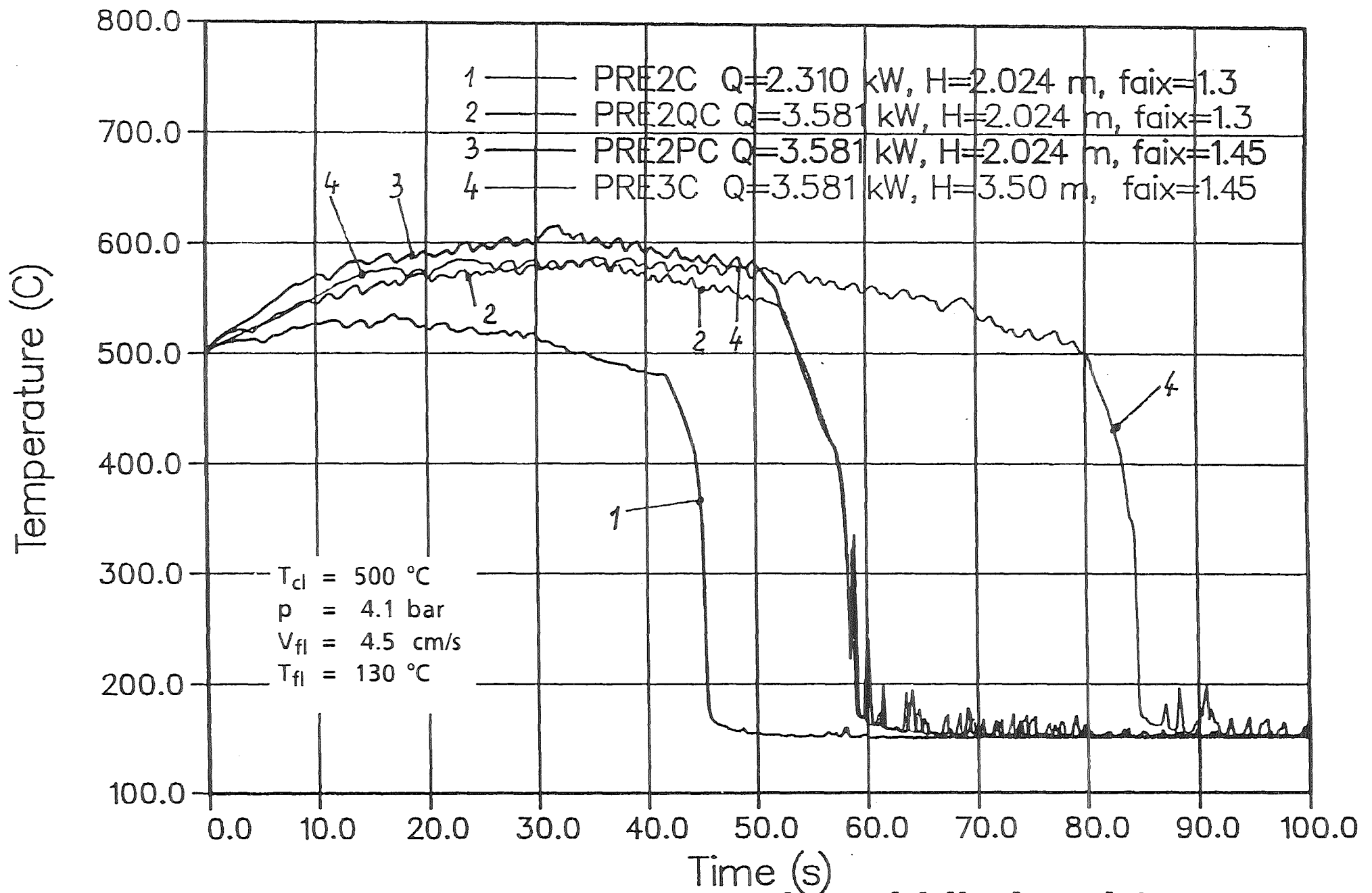


Abb. 3 Cladding temperature at the middle level (calculated)

		axiale Höhe
□	TI 143/2 °C	1212 mm (max Temp)
○	TI 143/3 °C	1512 mm
△	TI 143/4 °C	1012 mm (ax. Mitte)
+	TI 143/5 °C	1412 mm
×	TI 143/6 °C	1612 mm

FDWR 7

Heizstabtemperaturen in axialer Mitte zu Flutbeginn : 500 °C
 Kalte Flutrate : 4,5 cm/s
 Flutwassereintrittstemperatur : 130 °C
 Systemdruck : 4,1 bar
 Stabileistung : 2,3 kW

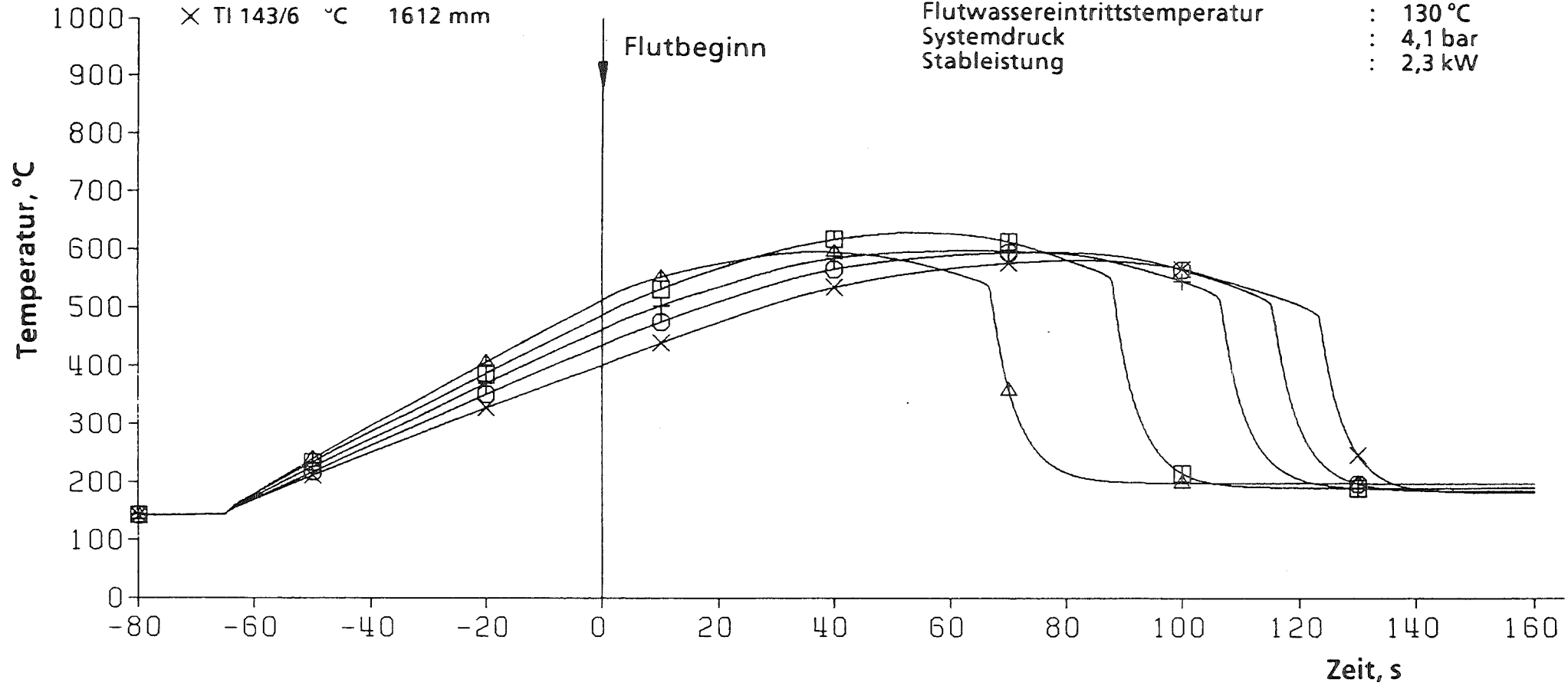


Abb. 4 Heizstabtemperaturen in verschiedenen axialen Höhen des Stabes 143

FDWR 7

Heizstabtemperaturen in axialer Mitte
zu Flutbeginn : 500 °C
Kalte Flutrate : 4,5 cm/s
Flutwassereintrittstemperatur : 130 °C
Systemdruck : 4,1 bar
Stableistung : 2,3 kW

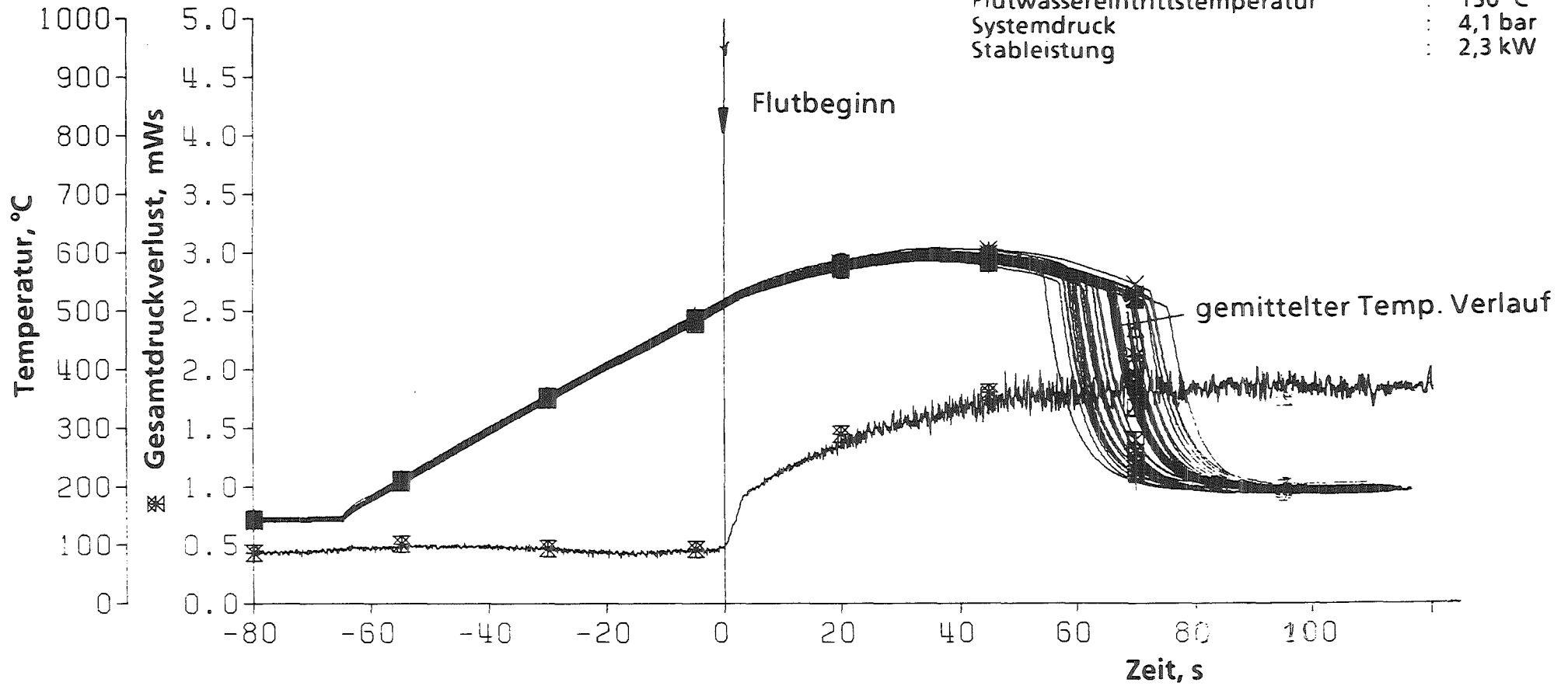
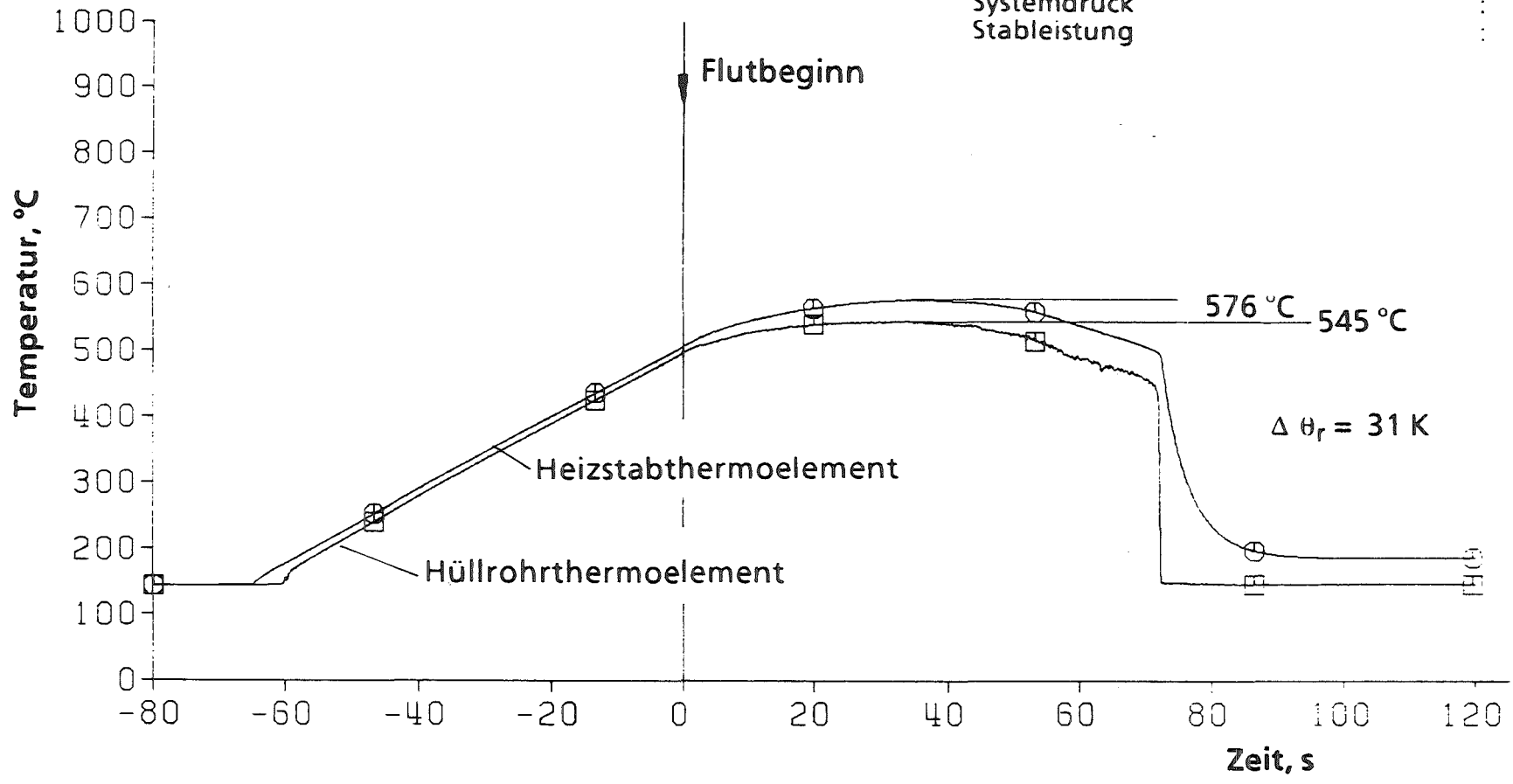


Abb. 5 Heizstabtemperaturen in axialer Mitte im Innenbereich des Bündels (37 Stäbe) und Gesamtdruckverlust

FDWR 7

□ TA 154/4 °C axiale Höhe 1012 mm (ax. Mitte)
 ○ TI 154/4 °C axiale Höhe 1012 mm (ax. Mitte)

Heizstabtemperaturen in axialer Mitte zu Flutbeginn : 500 °C
 Kalte Flutrate : 4,5 cm/s
 Flutwassereintrittstemperatur : 130 °C
 Systemdruck : 4,1 bar
 Stabileistung : 2,3 kW



— 240 —



Abb. 6 Radiales Temperaturprofil

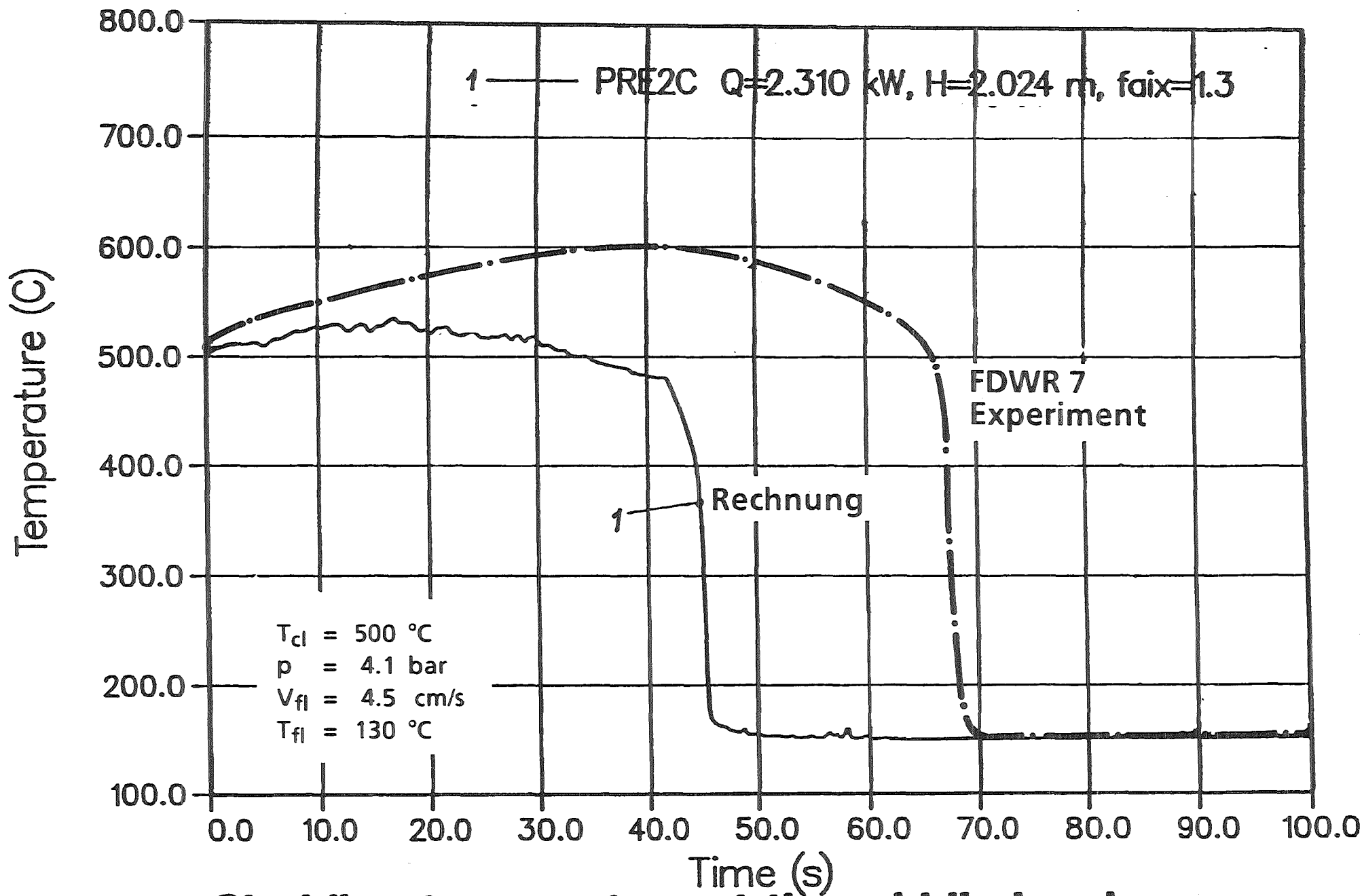


Abb. 7 Cladding temperature at the middle level

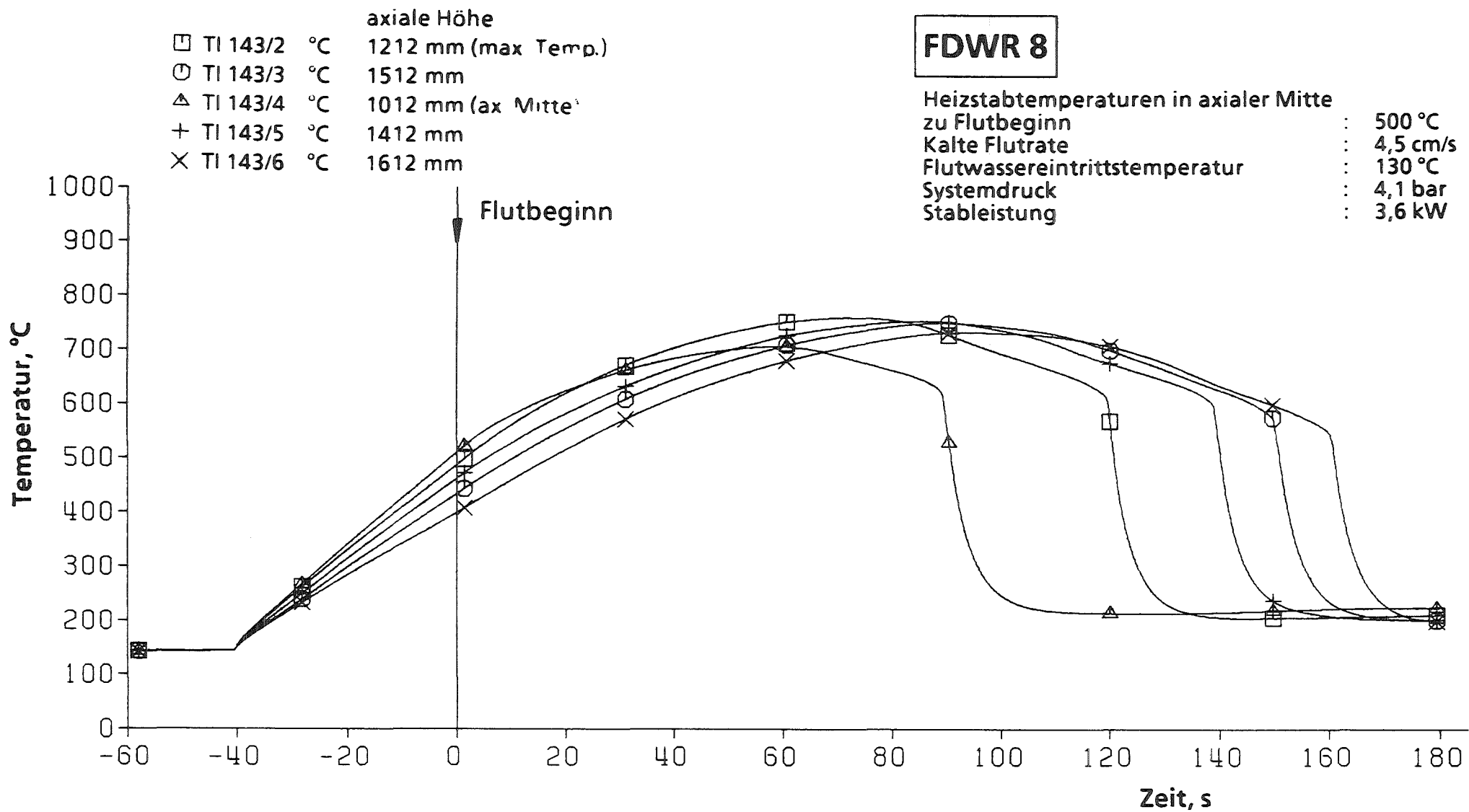
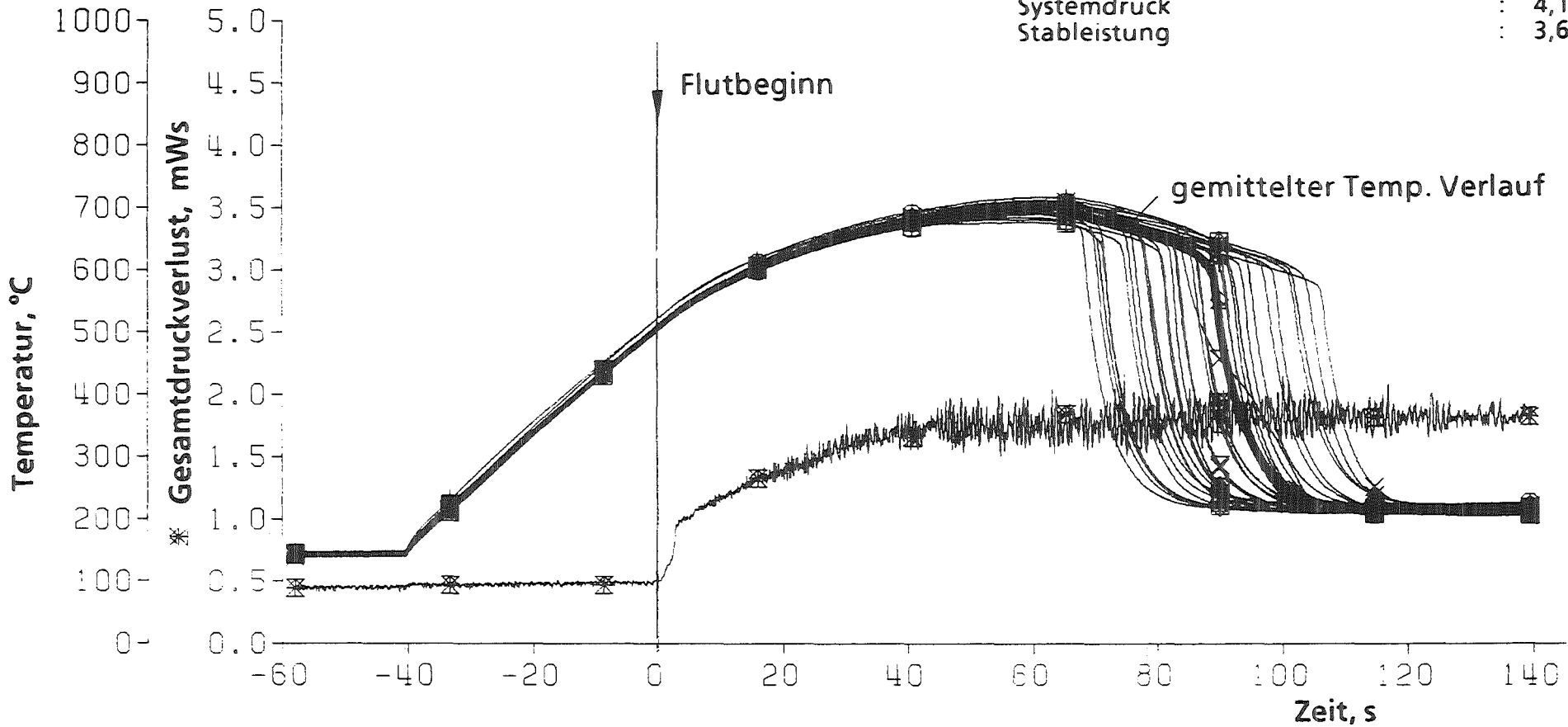


Abb. 8 Heizstabtemperaturen in verschiedenen axialen Höhen des Stabes 143

FDWR 8

Heizstabtemperaturen in axialer Mitte
 zu Flutbeginn : 500 °C
 Kalte Flutrate : 4,5 cm/s
 Flutwassereintrittstemperatur : 130 °C
 Systemdruck : 4,1 bar
 Stableistung : 3,6 kW



— 243 —



Abb. 9 Heizstabtemperaturen in axialer Mitte im Innenbereich des Bündels (37 Stäbe) und Gesamtdruckverlust

FDWR 8

□ TA 154/4 °C axiale Höhe 1012 mm (ax. Mitte)
 ○ TI 154/4 °C axiale Höhe 1012 mm (ax. Mitte)

Heizstabtemperaturen in axialer Mitte zu Flutbeginn : 500 °C
 Kalte Flutrate : 4,5 cm/s
 Flutwassereintrittstemperatur : 130 °C
 Systemdruck : 4,1 bar
 Stabileistung : 3,6 kW

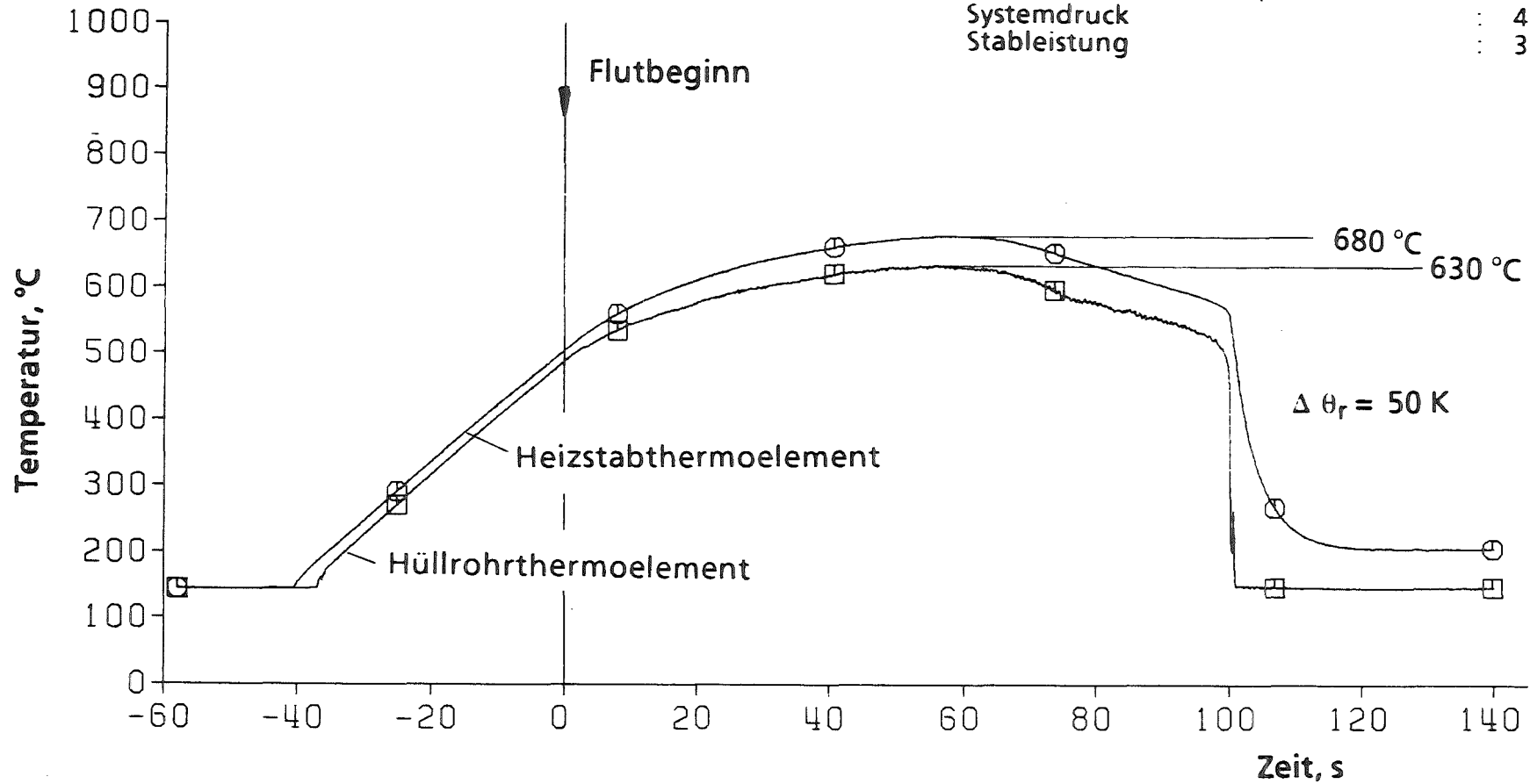


Abb. 10 Radiales Temperaturprofil

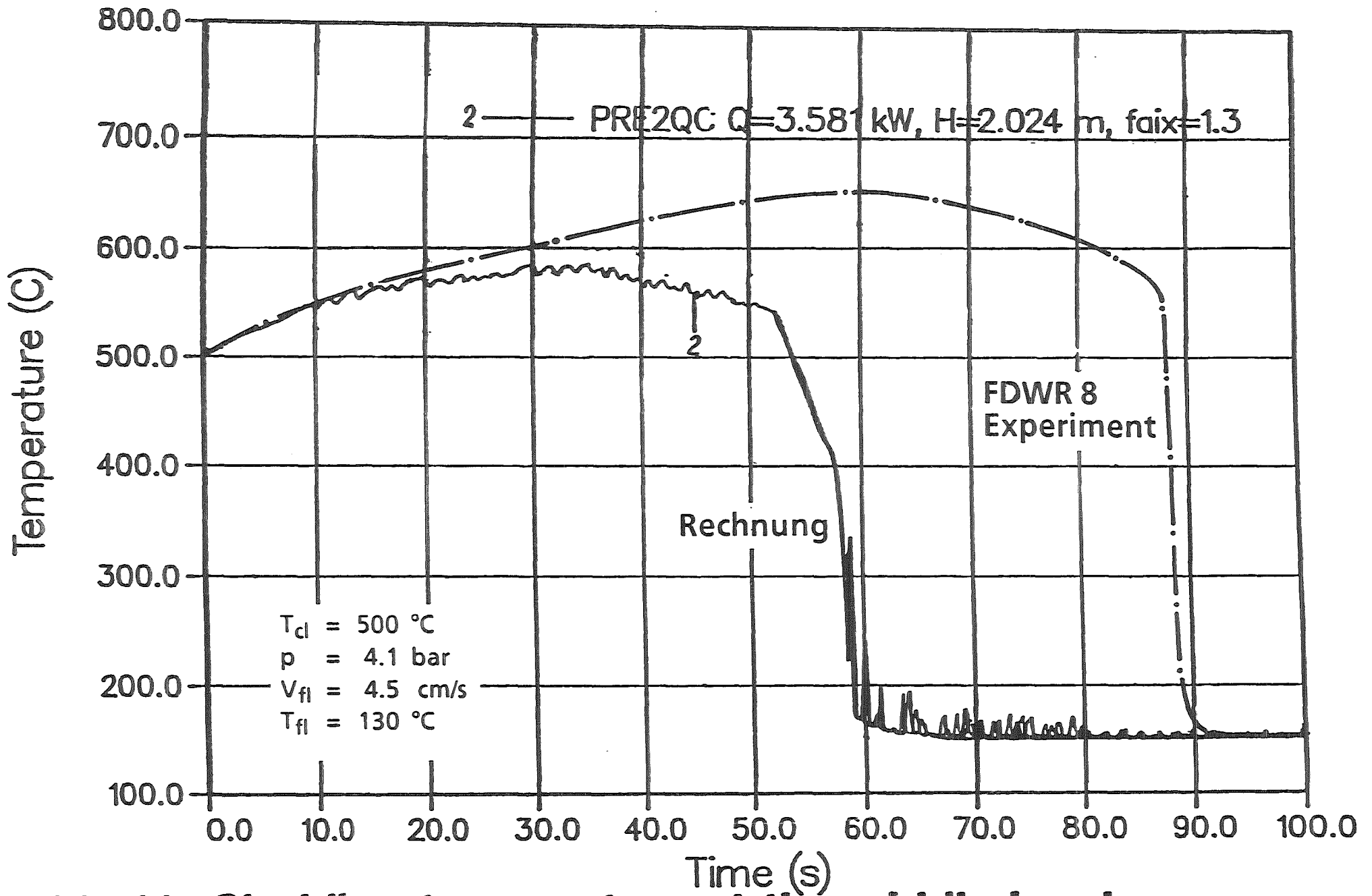


Abb. 11 Cladding temperature at the middle level

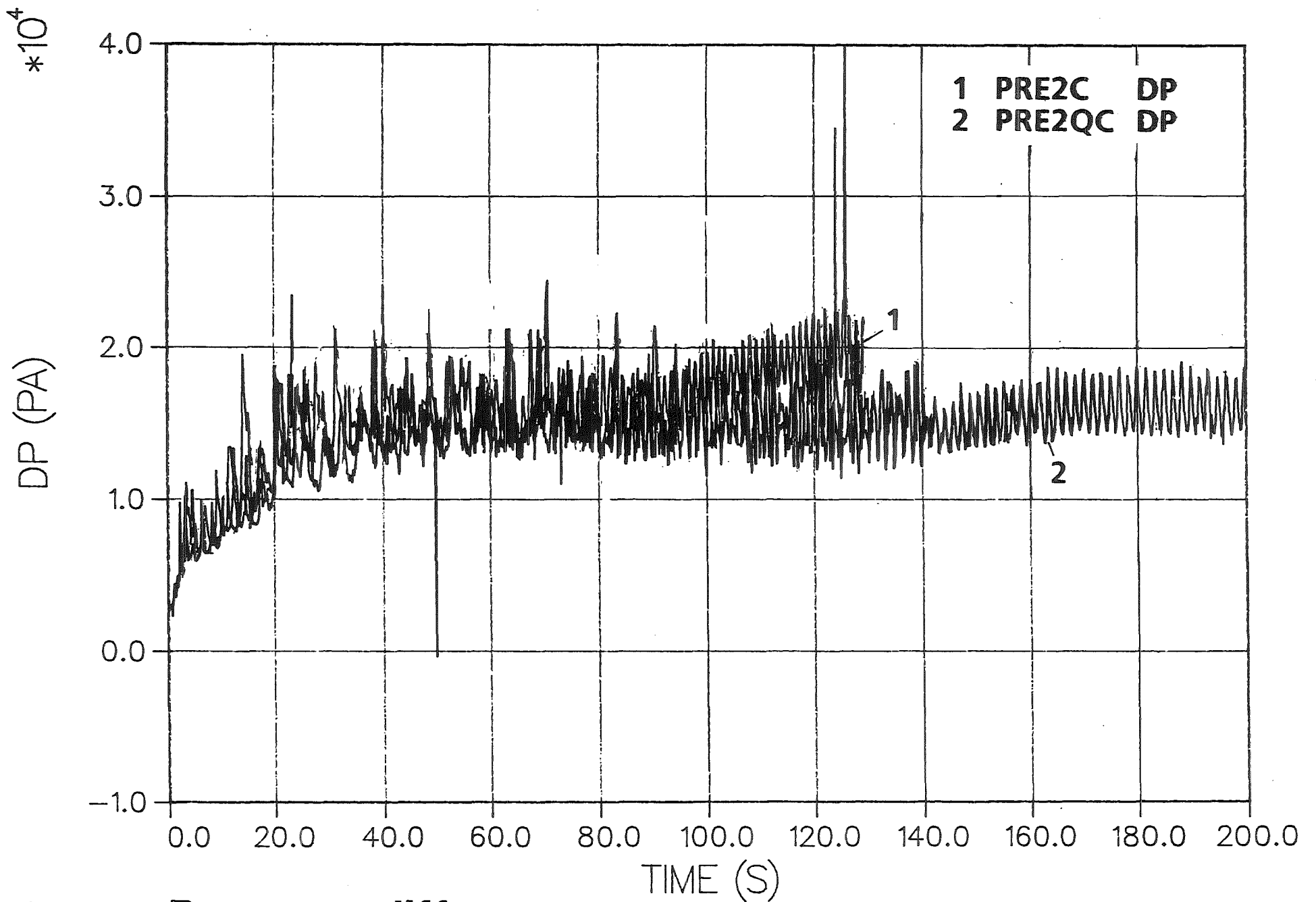


Abb. 12 Pressure difference

FDWR 6 - FDWR 8 - FDWR 10

		axiale Höhe	
□	FDWR 6	TI 143/2 °C	1212 mm (max. Temp.)
○	FDWR 6	TI 143/4 °C	1012 mm (ax. Mitte)
△	FDWR 8	TI 143/2 °C	1212 mm (max. Temp.)
+	FDWR 8	TI 143/4 °C	1012 mm (ax. Mitte)
×	FDWR 10	TI 143/2 °C	1212 mm (max. Temp.)
◇	FDWR 10	TI 143/4 °C	1012 mm (ax. Mitte)

Heizstabtemperaturen in axialer Mitte zu Flutbeginn

FDWR 6	: 400 °C
FDWR 8	: 500 °C
FDWR 10	: 600 °C
Kalte Flutrate	: 4,5 cm/s
Flutwassereintrittstemperatur	: 130 °C
Systemdruck	: 4,1 bar
Stableistung	: 3,6 kW

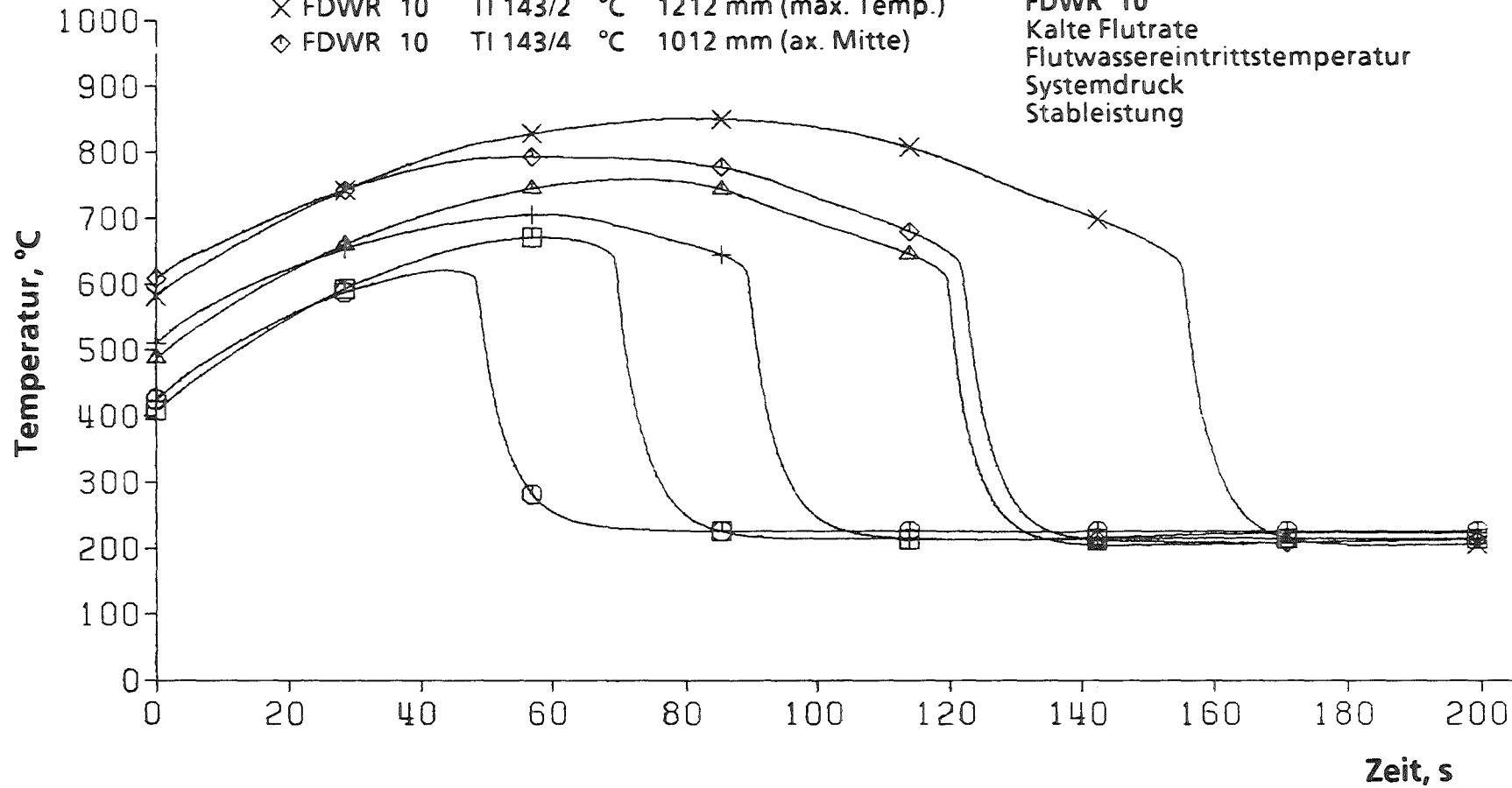


Abb. 13 Einfluß der Temperatur bei Flutbeginn auf Temperaturverlauf

FDWR 6 - FDWR 8 - FDWR 10

- FDWR 6 Gesamtdruckverlust mWs
- FDWR 8 Gesamtdruckverlust mWs
- △ FDWR 10 Gesamtdruckverlust mWs

Heizstabtemperaturen in axialer Mitte zu Flutbeginn

- FDWR 6 : 400 °C
- FDWR 8 : 500 °C
- FDWR 10 : 600 °C
- Kalte Flutrate : 4,5 cm/s
- Flutwassereintrittstemperatur : 130 °C
- Systemdruck : 4,1 bar
- Stableistung : 3,6 kW

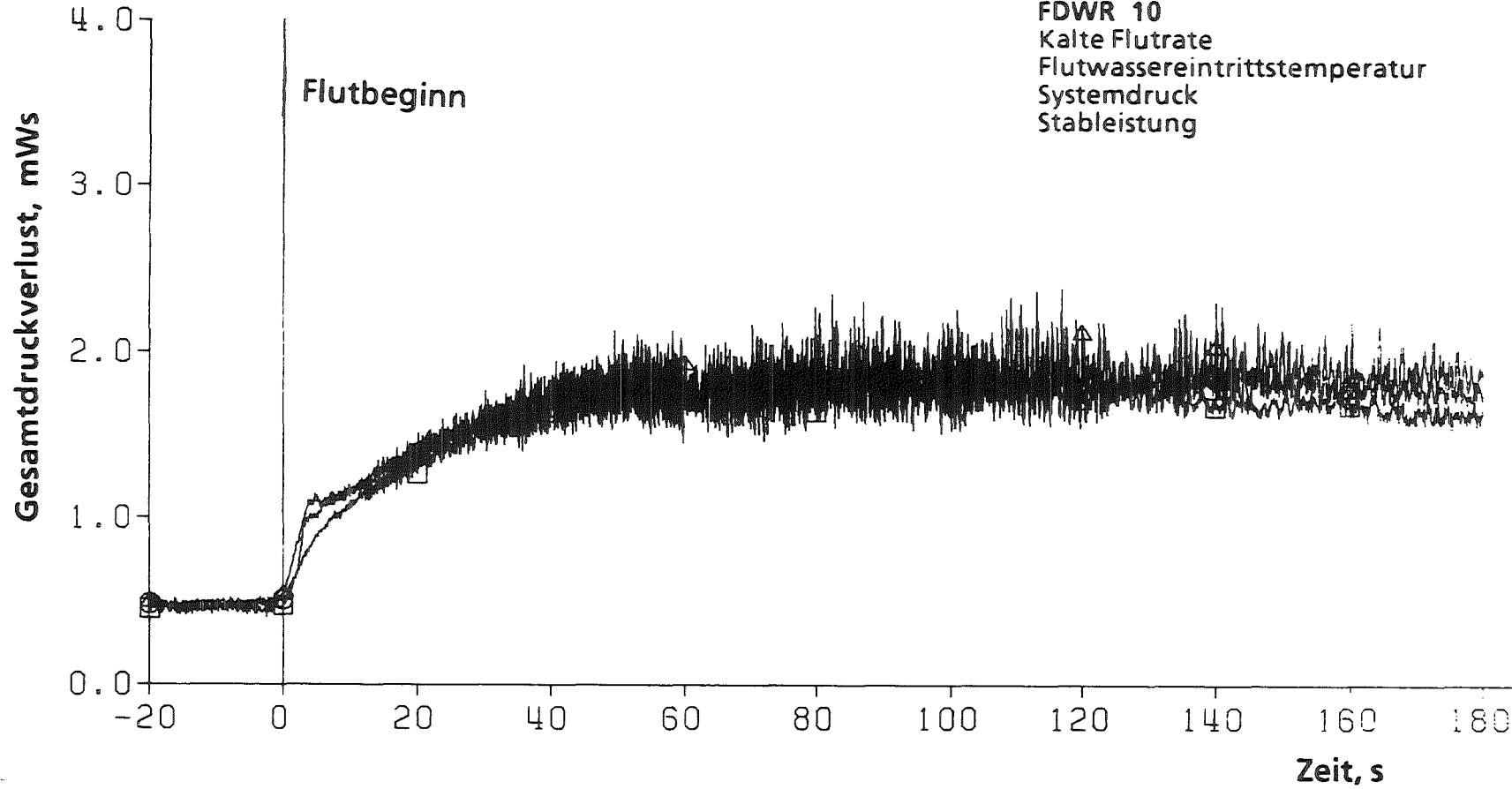


Abb. 14 Einfluß der Temperatur bei Flutbeginn auf Gesamtdruckverlust

FDWR 4 - FDWR 7 - FDWR 8

		axiale Höhe		
□	FDWR 4	TI 143/2	°C	1212 mm (max. Temp.)
○	FDWR 4	TI 143/4	°C	1012 mm (ax. Mitte)
△	FDWR 7	TI 143/2	°C	1212 mm (max. Temp.)
+	FDWR 7	TI 143/4	°C	1012 mm (ax. Mitte)
×	FDWR 8	TI 143/2	°C	1212 mm (max. Temp.)
◇	FDWR 8	TI 143/4	°C	1012 mm (ax. Mitte)

Heizstabtemperaturen in axialer Mitte zu Flutbeginn		: 500 °C
Kalte Flutrate		: 4,5 cm/s
Flutwassereintrittstemperatur		: 130 °C
Systemdruck		: 4,1 bar
Stableistung		
FDWR 4		: 1,6 kW
FDWR 7		: 2,3 kW
FDWR 8		: 3,6 kW

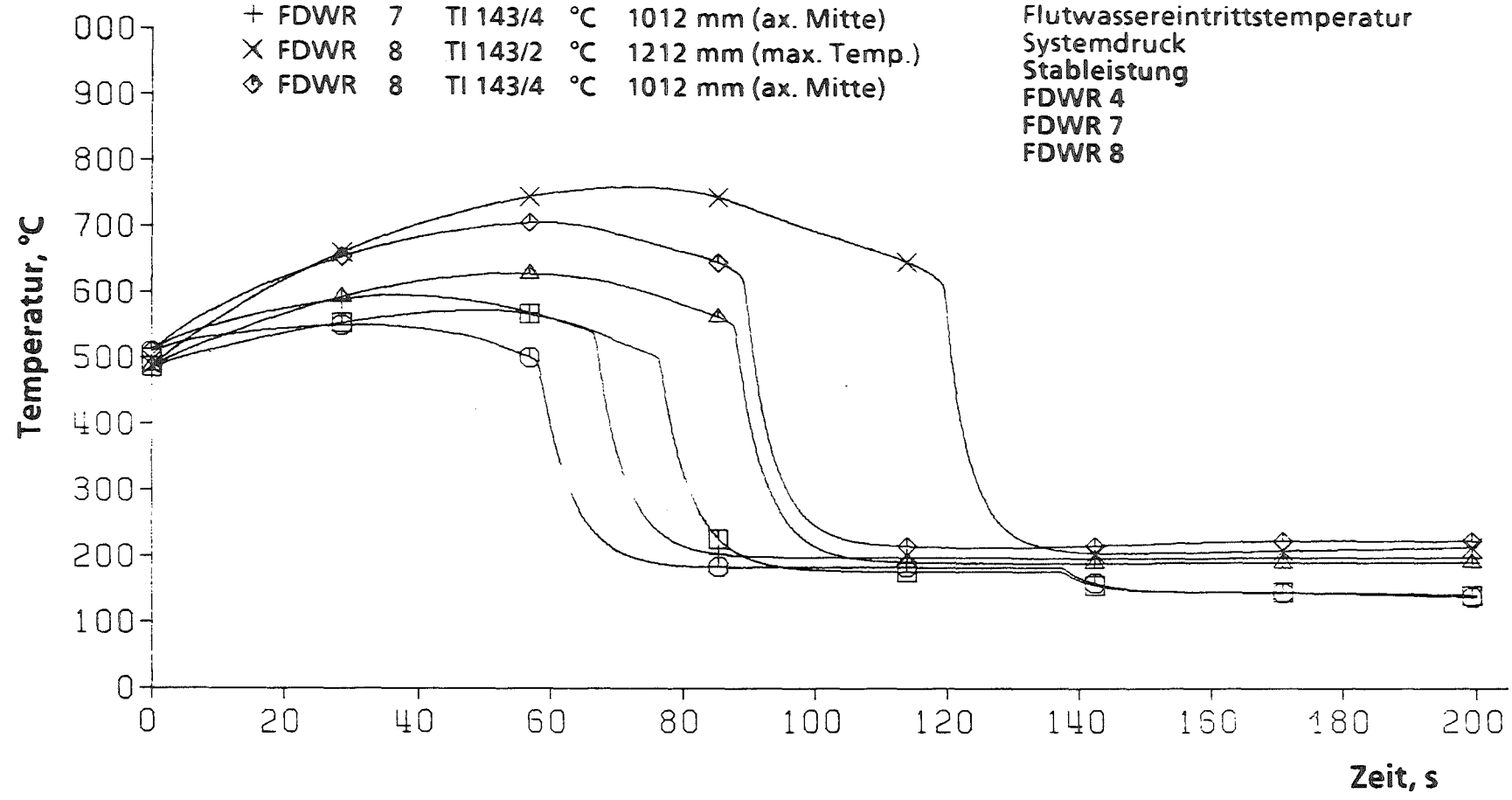
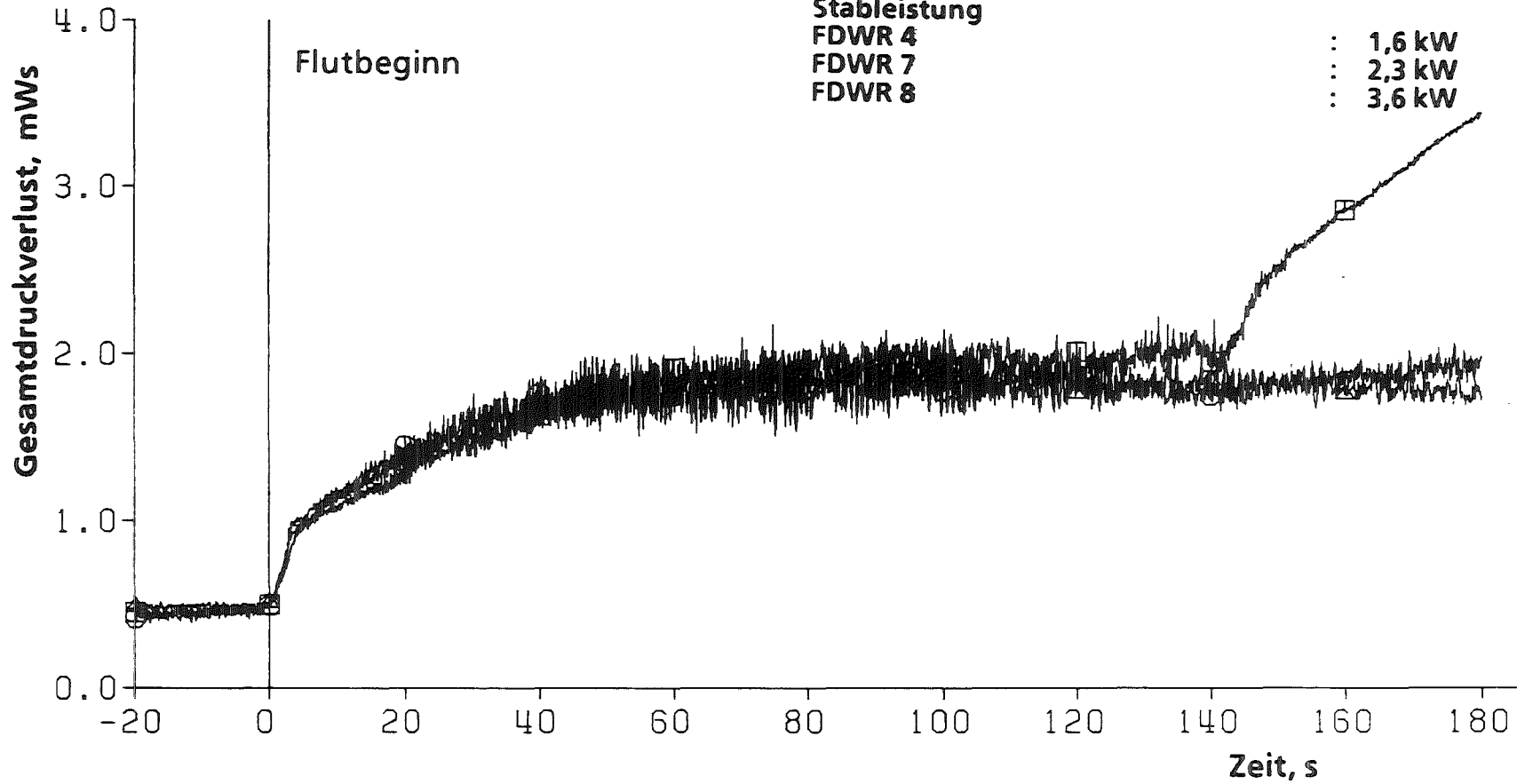


Abb. 15 Einfluß der Leistung auf Temperaturverläufe

FDWR 4 - FDWR 7 - FDWR 8

- FDWR 4 Gesamtdruckverlust mWs
- FDWR 7 Gesamtdruckverlust mWs
- △ FDWR 8 Gesamtdruckverlust mWs

Heizstabtemperaturen in axialer Mitte : 500 °C
 zu Flutbeginn
 Kalte Flutrate : 4,5 cm/s
 Flutwassereintrittstemperatur : 130 °C
 Systemdruck : 4,1 bar
 Stableistung
 FDWR 4 : 1,6 kW
 FDWR 7 : 2,3 kW
 FDWR 8 : 3,6 kW



— 250 —



Abb. 16 Einfluß der Leistung auf Gesamtdruckverlust

FDWR 8 - FDWR 9

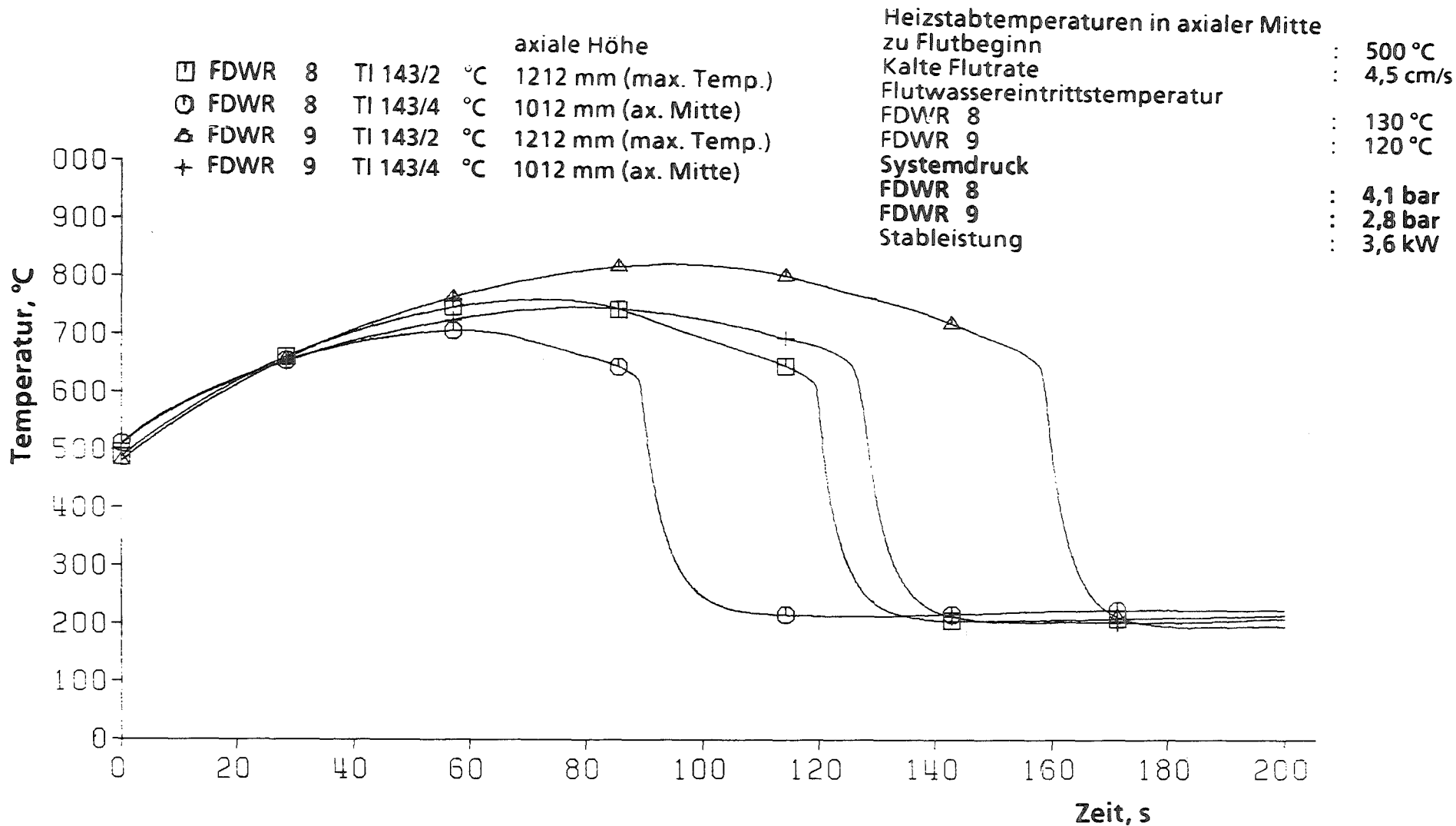


Abb. 17 Einfluß des Systemdrucks auf Temperaturverlauf

FDWR 8 - FDWR 9

- FDWR 8 Gesamtdruckverlust mWs
- FDWR 9 Gesamtdruckverlust mWs

Heizstabtemperaturen in axialer Mitte zu Flutbeginn : 500 °C
Kalte Flutrate : 4,5 cm/s
Flutwassereintrittstemperatur
FDWR 8 : 130 °C
FDWR 9 : 120 °C
Systemdruck
FDWR 8 : 4,1 bar
FDWR 9 : 2,8 bar
Stableistung : 3,6 kW

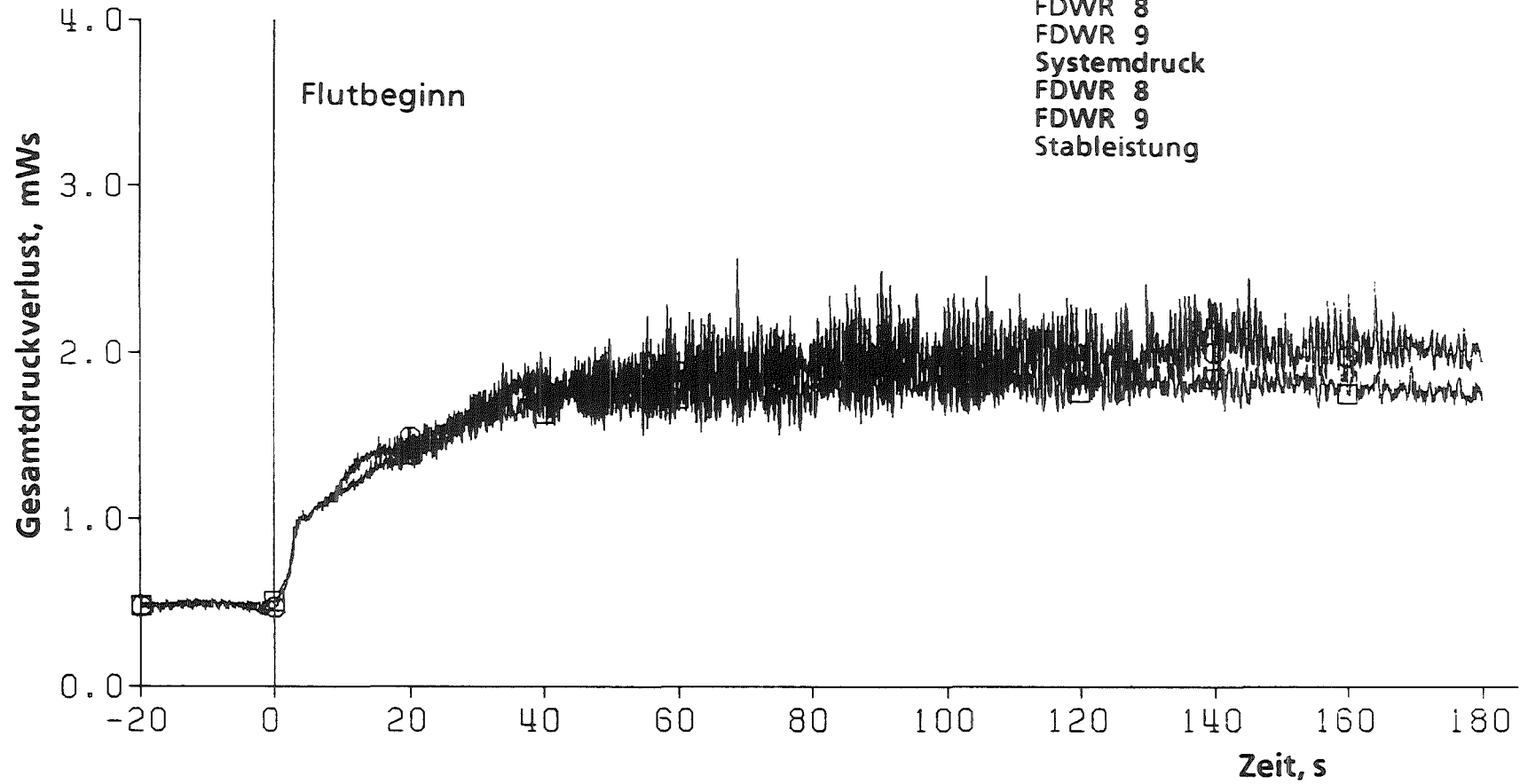


Abb. 18 Einfluß des Systemdrucks auf Gesamtdruckverlust

18.06.02/01A Long Term Coolability of a Core Melt
PSF 0N1M (H. Alsmeyer, H. Schneider, W. Tromm, IRB)

New Design concepts for light water reactors are proposed world wide to limit the consequences of very severe accidents including core melt down accidents to the nuclear power plant. An advanced design for such a PWR concept has been proposed by the Kernforschungszentrum Karlsruhe and the University of Karlsruhe which is based on the standard German PWR.

One of the problems which must be solved in severe accidents is the melt concrete interaction which does occur when the core debris penetrates the lower pressure vessel head and contacts the basement. To prevent these accident consequences a core catcher concept is proposed to be integrated into the new PWR design.

The core catcher consists of a perforated steel plate covered with a sacrificial layer and is connected with the basement by a supporting structure. In case of an accident the interfacial gap under the bottom plate is filled with sumpwater. In the sacrificial layer melt plugs are inserted which are the extension of the holes in the bottom steel plate. When the core melt erodes the layer, the plugs open by melting, and water/steam flow through the plugs and the melt starts. This continuous cooling stabilizes the melt and finally allows flooding of the upper melt surface.

In order to identify the dominant processes during flooding of the melt from the bottom, two prototypic experiments in laboratory scale have been carried out. The experiments use two-component oxidic and metallic melts generated by a thermite reaction. The results of these experiments are: Flooding and early coolability of the melt by water addition from the bottom was demonstrated. The oxidic and metallic melt solidify in the form of a porous and permeable structure so that continuous supply and evaporation cooling by water is established within a few minutes only. Further experiments are planned to investigate the special effects of water supply pressure, melt plug geometry and material behavior.

18.06.02/01A
PSF 0N1M

Langfristige Kühlbarkeit einer Kernschmelze
(H. Alsmeyer, H. Schneider, W. Tromm, IRB)

Im Rahmen der Entwicklung eines neuen DWR-Containmentkonzeptes werden Überlegungen angestellt, wie die Auswirkungen auch von schweren Kernschmelzunfällen auf die Anlage beschränkt bleiben können [1, 2]. Um dies zu gewährleisten, muß die nach einem Unfall den RDB verlassende Kernschmelze in einer sicheren Geometrie eingeschlossen und gekühlt werden.

In dem Berichtszeitraum wurde dazu die Konzeption einer Kernfängerkonstruktion, die in das bestehende Containmentkonzept integriert werden kann, weiterentwickelt, s. Abb. 1:

Ziel der Kernfängerkonstruktion ist, die Kernschmelze in einem Core-Catcher aufzufangen und in eine kühlbare Konfiguration zu überführen, um eine Erosion des Betonfundamentes und statisch wichtiger Strukturen zu verhindern, und die Spaltproduktfreisetzung in den Sicherheitsbehälter zu begrenzen. Damit muß die Kernfängerkonstruktion die Gesamtmasse der Kernschmelze von ca. 200 t, bestehend aus 120 t Oxidanteil und 80 t Metall (davon ca. 20 t Zr), aufnehmen können und eine Nachzerfallswärme von anfangs 25 MW und langfristig ca. 10 MW sicher abführen können, wobei die Temperatur der Kernschmelze zu Beginn etwa 2.800 K beträgt. Die Kernfängerkonstruktion darf auch durch die verschiedenen möglichen Versagensarten des RDB nicht in ihrer Funktion gefährdet werden. Das heißt insbesondere, daß die Funktionsweise auch bei Hochdruckversagen und den Folgen von Dampfexplosionen, die eventuell innerhalb des RDB auftreten, noch gewährleistet sein muß.

Das dazu dienende Auffanggitter ist gegen Belastungen aus dem energetischen Versagen des RDB ausgelegt. Es ist von einer hochtemperaturbeständigen Schicht als thermischer Isolation abgedeckt und schützt die Kernfängerkonstruktion vor herabstürzenden Teilen des RDB, besitzt aber eine gitterförmige Struktur, um den Durchtritt der Schmelze zu ermöglichen. Die Höhe des Gitters resultiert aus der notwendigen Festigkeit, um die mechanische Belastung, die der kinetischen Energie der Bodenkalotte bei einem eventuellen Hochdruckversagen oder einer Dampfexplosion entspricht, abfangen zu können.

Zusätzlich werden Seitenwände und Boden der Schildgrube durch eine Oxidschicht vor evtl. versprühender Schmelze geschützt. Die Öffnungen für die Dampfabströmung liegen oben in der Schildgrube, um bei einem Hochdruckversagen des RDB ein Versprühen der Schmelze in den Sicherheitsbehälter zu verhindern.

Größe und Gestalt des Kellerraumes ergeben sich aus der Stützkonstruktion, die die Schildgrube trägt und die anfallenden Belastungen bei einem Unfall aufnimmt, sowie aus den Abmessungen für den Kernfänger. Auch der Kellerraum ist mit einer hochtemperaturbeständigen Isolierschicht ausgekleidet.

Die Kernfängerkonstruktion selber besteht aus einer gelochten Bodenplatte, die eine Opferschicht aus Beton trägt mit einem verstärkten Mittenteil als Schutz vor aufprallenden Teilen des RDB. In die Opferschicht sind Stopfen integriert, die eine Fortsetzung der Löcher in der Bodenplatte darstellen. Die Bodenplatte ist über Doppel-T-Profile auf dem Betonfundament verankert. Der so gebildete freie Raum wird in einer Unfallsituation von vorhandenem Sumpfwasser selbsttätig geflutet. Die Kernschmelze erodiert die Opferschicht bis die integrierten Stopfen soweit aufgeschmolzen sind, daß das unten anstehende Wasser durch die Schmelze nach oben abströmen kann. Die Schmelze wird dadurch gekühlt und beginnt zu erstarren bevor die Schmelze die Bodenplatte erreicht. Ein Aufschmelzen der Bodenplatte wird damit sicher verhindert.

Die Opferschicht dient dazu, die Ausbreitung der Schmelze durch eine Absenkung der Erstarrungstemperatur und eine Erniedrigung der Viskosität der Schmelze zu fördern. Des weiteren kann durch die Materialien in der Opferschicht das vorhandene metallische Zirkonium oxidiert werden, um zu verhindern, daß bei Wasserzutritt in die Schmelze durch die Zr-Oxidation eine wesentliche Wasserstoffquelle entsteht. Eine weitere wichtige Funktion der Opferschicht ist die sichere Einbindung der Spaltprodukte durch Glasbildner.

Um die Schmelze auch von oben sicher kühlen zu können, besitzt der Kernfänger zusätzlich einen oberen Wasserzulauf, der die Flutung der Schmelze von unten her unterstützt. Die auf die Opferschicht fließende Schmelze löst selbsttätig durch Aufschmelzen des Verschlusses den Wasserzutritt verzögert aus. So kann der Kernfänger vor Aufprall der Schmelze trocken gehalten und damit eine schnelle horizontale Ausbreitung der Schmelze erreicht werden.

Der Wasserzulauf für den Kernfänger liegt im Erdgeschoß an der tiefsten Stelle, um ein passives Fluten des Kernfängers durch das Sumpfwasser zu erzwingen. Das Fluten erfolgt über ein Überlaufbecken, um bei Störfällen mit geringem Wasseraustritt, die von der Anlage beherrscht werden, ein Fluten des Kernfängers zu verhindern. Das Überlaufbecken kann über die Gebäudesumpfpumpen wieder entleert werden.

Eine Verringerung des Durchmessers der Konstruktion wird angestrebt. Sie ist dann möglich, wenn experimentell bestätigt werden kann, daß auch Schmelzen mit größeren Schichtdicken sicher durch Wasserzutritt von unten gekühlt werden können.

Versuche mit Thermitschmelzen

Die Experimente, die bisher zu dem Themenkomplex "Fluten einer Schmelze von unten" im Modellmaßstab mit Kunststoffschmelzen durchgeführt wurden, sind unter prototypischen Versuchsbedingungen fortgeführt worden. Es handelt sich dabei um Experimente mit Thermitschmelzen, bei denen allerdings z.Zt. keine Nachbeheizung zur Simulation der Nachwärme möglich ist.

Der 1. Thermitversuch wurde in einem Behälter durchgeführt, der eine Höhe von 40 cm und einen Außendurchmesser von 30 cm hat. Er ist innen mit einer Magnetsitalschicht ausgekleidet, um eine seitliche Erosion zu verhindern, und besitzt auf der Bodenplatte eine Betonschicht von 10 cm Höhe. Die Thermitfüllung beträgt insgesamt 18 kg, wobei 13 kg Thermit 5 kg CaO zugemischt wurden, um die Schmelze dünnflüssiger zu machen. Ziel des 1. Versuches war, Aussagen über das Erstarrungsverhalten und die Zähigkeit dieser zusammengesetzten Schmelze zu erhalten, und den Energieeintrag der Schmelze in den Beton abschätzen zu können.

Nach Zündung bleibt die Schmelze ca. 2 min. dünnflüssig bevor Krustenbildung einsetzt und die Schmelze langsam erstarrt. Es zeigt sich, daß durch die vorhandene Energie in der Schmelze von ca. 6 MJ 1 kg Beton erodiert wird, was ca. 1/3 der Energie in der Schmelze entspricht.

Aufgrund dieser Erfahrungen wurde ein 2. Thermitversuch mit dem Ziel durchgeführt, den prinzipiellen Nachweis der Funktionsweise der Kernfängerkonstruktion mit Wasserkühlung aufzuzeigen. Im gleichen Maßstab wie Versuch 1 wurde

dazu ein Versuchsbehälter gebaut, der im wesentlichen aus 3 Teilen besteht, s. Abb. 2:

- einem Thermitbehälter von 60 cm Höhe und 30 cm Außendurchmesser.
- einer gelochten Bodenplatte von 30 cm Durchmesser mit 13 Löchern von je 10 mm Durchmesser.
- einer Wasserwanne von 30 cm Durchmesser und 10 cm Höhe mit einem Wassereinlaufstutzen, der mit einem Wasserbehälter in 5 m Zulaufhöhe verbunden ist.

Auf der Bodenplatte befindet sich eine Betonschicht von 5 cm Höhe, in die 13 Kunststoffstopfen von 4,5 cm Höhe integriert sind als Verlängerung der Löcher in der Bodenplatte, was einer Betonüberdeckung von 5 mm entspricht.

Vor dem Versuch wurden ca. 38 kg Thermit mit einem 35 % CaO-Anteil in den Behälter gegeben. Schon eine halbe Minute nach Zündung hat die Thermitschmelze den Beton soweit erodiert, daß sich ein erster Kontakt zwischen Schmelze und Wasser ereignet. Es setzt starke Verdampfung ein, ein Teil der Schmelze wird fragmentiert und über den Behälterrand ausgeworfen. Ungefähr eine Minute nach Zündung ist die Schmelze mit Wasser bedeckt.

Auch nach dem Versuch sind Strömungswege in der erstarrten Schmelze offen geblieben, so daß ein Wasserdurchtritt möglich bleibt; allerdings sind ca. die Hälfte der verwendeten Polyäthylen-Stopfen soweit aufgeschmolzen, daß der herunterfließende Kunststoff die Strömungswege zugesetzt hat.

Ein Schnitt durch den Tiegel zeigt, daß der Beton gleichmäßig erodiert wurde, der erstarrte Metallregulus von ca. 4 cm Höhe zeigt über den Löchern freie Kanäle und ansonsten kleinere Hohlräume. Die Oxidschicht ist stark porös erstarrt, wobei über einer Schicht von 4 cm sich eine weitere Schicht von ca. 5 cm mit großen Hohlräumen ausgebildet hat. Der Massenanteil der herausgeworfenen Schmelze beträgt ungefähr die Hälfte des ursprünglichen Inventars.

Zur Verifikation des 2. Experimentes wurde ein 3. Thermitversuch durchgeführt mit dem gleichen Versuchsaufbau. Um aber die Zeit zwischen dem Ende der Thermitreaktion und dem Beginn der Schmelze-Wasser-Wechselwirkung zu vergrößern, wurde die Betonschichthöhe zwischen den Stopfen und der Betonoberkante auf 1 cm erhöht. Des weiteren wurden Duroplast-Stopfen verwendet,

die sich bei ca. 300°C zersetzen, um zu verhindern, daß die aufschmelzenden Stopfen die Löcher zusetzen.

Ungefähr 2 1/2 Minuten nach Zündung geschieht ein erster Kontakt zwischen Schmelze und Wasser, aber erst weitere 2 Minuten später setzt eine starke Dampfabströmung ein, es bilden sich Krusten auf der Schmelzbadoberfläche, und die Schmelze wird langsam geflutet.

Die Nachuntersuchung ergab, daß nur 4 der insgesamt 13 Löcher merklich geöffnet sind. Die übrigen Löcher sind zwar angekohlt, haben aber nicht den Querschnitt freigegeben. Ein Tiegelschnitt zeigt, wie bei Versuch 2, einen porös erstarrten Metallregulus von ca. 4 cm Höhe und eine poröse Oxidschicht von ca. 8 cm Höhe. Auch nach dem Versuch ist ein Fluten der Schmelze durch Wasserdurchtritt von unten möglich.

Die bisherigen Ergebnisse lassen damit folgende Schlußfolgerungen zu:

- Die Schmelze kann von unten geflutet und wirksam gekühlt werden.
- Die Schmelze erstarrt dabei porös, ein Teil wird fragmentiert.
- Die Strömungswege bleiben offen.

In weiteren Experimenten sollen die als wichtig erkannten Parameter (Wasserdruck, Temperatur und Zähigkeit der Schmelze, Schmelzschichthöhe und Lochgeometrie) genauer untersucht werden.

Zum einen sind dazu Laborexperimente mit transparenten Kunststoffschmelzen in Vorbereitung, die es erlauben, mit Hochgeschwindigkeitskamera-Aufnahmen den Erstarrungs- bzw. Fragmentationsprozeß zu analysieren. Die Experimente mit prototypischen Thermitschmelzen, aber ohne Nachbeheizung, werden mit verbesserter Instrumentierung und Ausstattung fortgesetzt; experimentelle Untersuchungen zu der Kernfängerkonstruktion mit nachbeheizten Thermitschmelzen sind in Planung.

- [1] Hennies, H.H., Kessler, G., Eibl, J.:
Improved Containment Concept for Future PWR.
Int. Workshop on "Safety of Nuclear Installation of the Next Generation and Beyond", August 28-31, 1989, Chicago, Illinois, USA.

- [2] Kuczera, B., Alsmeyer, H., Krieg, R., Eibl, J.:
Considerations on Alternative Containment Concepts for Future PWR's;
2nd Int. Conference on Containment Design and Operation, October 14-17,
1990, Toronto, Canada.

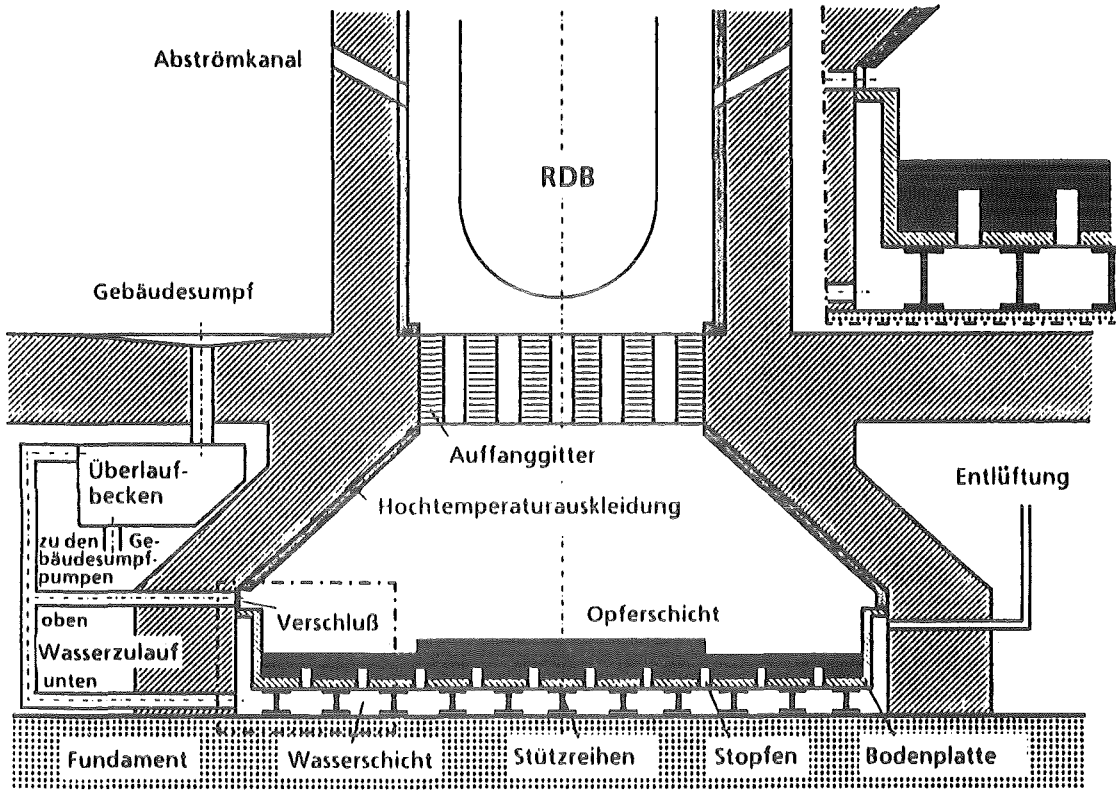


Abb. 1 Konzept der Kernkühlung in einem modifizierten LWR-Containment

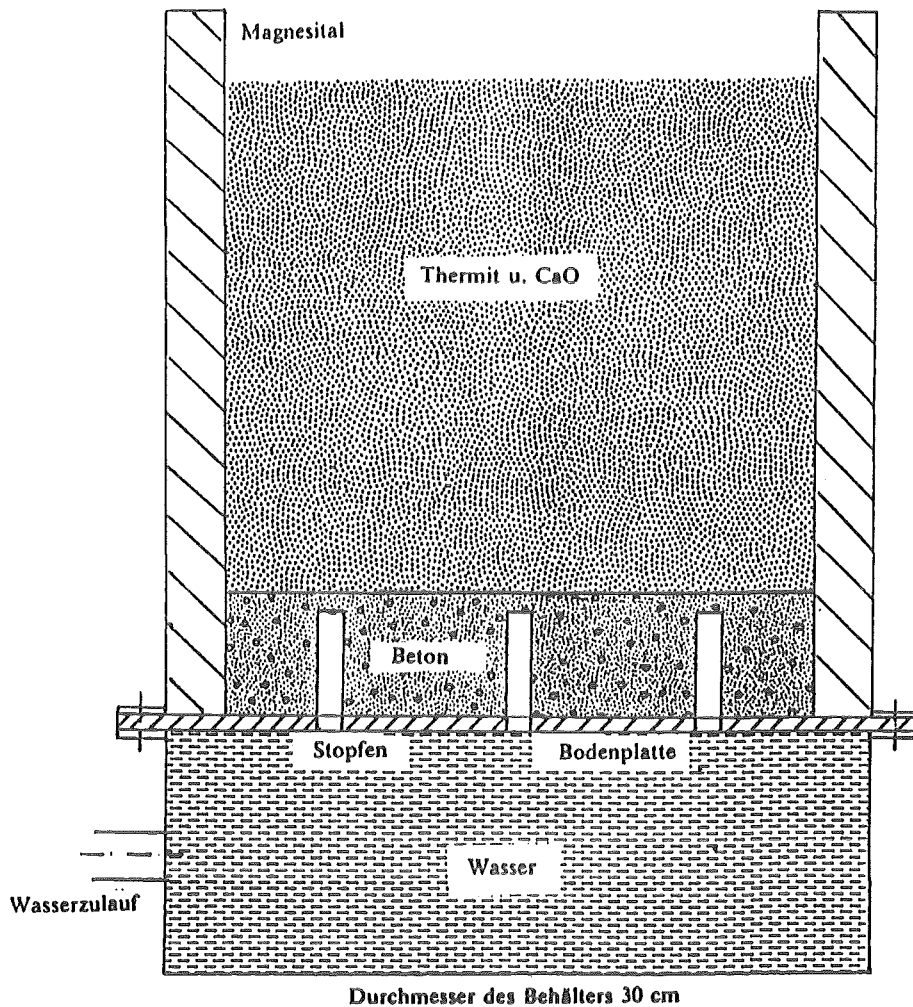


Abb. 2 Prototypisches Experiment zur Schmelzenkühlung: Thermitschmelze auf Kühlstruktur

Veröffentlichungen 1990

PROJEKTGRUPPE LWR-SICHERHEIT
(HRSG.)
Sicherheitsorientierte LWR-Forschung.
Jahresbericht 1989.
KfK-4700 (November 90)

AKERS, D.W.; BART, G.; BOTTOMLEY, P.;
BROWN, A.; COX, D.S.; HOFMANN, P.;
JENSEN, S.M.; KLEYKAMP, H.; MANLEY, A.J.;
NEIMARK, L.A.; TROTABAS, M.
TMI-2 examination results from the OECD-CSNI
program. Vol. 1
EGG-OECD-9168 (August 90)

ALSMEYER, H.
Containment loadings from melt-concrete
interaction.
Nuclear Engineering and Design, 117(1989)
S.45-50

BOEHME, R.; AXMANN, J.; BROEDERS, C.H.M.;
PELLONI, S.; SCHATZ, M.
Improvements in the prediction of LWHCR
lattice parameters.
IAEA Technical Committee on Technical and
Economic Aspects of High Converters,
Nuernberg, March 26-29, 1990
PSI-Bericht Nr. 71 (Juni 1990) S.23-39

BOEHME, R.; BERGER, H.D.; CHAWLA, R.;
HAGER, H.; PELLONI, S.; SEILER, R.
Comparison of k_{infinite} void coefficient
results from LWHCR experiments with different
moderation ratios.
Proc. of the Internat. Conf. on the Physics of
Reactors: Operation, Design and Computation,
Marseille, F, April 23-27, 1990 Vol. 1
Paris: Societe Francaise d'Energie
Nucleaire, 1990 S.145-53

CHAWLA, R.; BOEHME, R.; DREIER, J.;
BROGLI, R.; AXMANN, J.; BERGER, H.D.;
BROEDERS, C.H.M.; HAGER, H.; KUCZERA, B.;
MOLDASCHL, H.; OLDEKOP, W.; PELLONI, S.;
ROUGE, N.; SCHATZ, M.; SEILER, R.; YANAR, S.
Contributions to technical and economic
aspects of high converters.
PSI-Bericht Nr. 71 (Juni 90)

DILLMANN, H.G.; PASLER, H.
Filtergehaeuse zum Reinigen von Gas- oder
Luftstroemen.
DE-OS 32 34 674 (22.3.1984)
BE-PS 897.729 (30.9.1983)
DE-PS 32 34 674 (6.2.1990)

EHRHARDT, J.; ADDIS, R.; COULTER, R.;
GOVAERTS, P.; EGAN, M.; LANGE, R.;
YAMADA, T.; HEFTER, N.; ROHRER, D.;
CLEMENTS, W.
Emergency response systems.
Elderkin, C.E. (Hrsg.)
Proc. of the DOE/CEC Workshop on 'Uncertainty
Analysis in Accident Consequence
Assessments', Santa Fe, N.M., November
13-16, 1989
PNL-SA-18372 (September 90) S.22-24

ERBACHER, F.J.
Experimentelle Untersuchungen zur
Huellrohrdeformation und Kernnotkuehlung
eines Druckwasserreaktors beim
Kuehlmittelverluststoerfall.
Dissertation, Universitaet Bochum 1990

ERBACHER, F.J.; NEITZEL, H.J.; WIEHR, K.
Cladding deformation and emergency core
cooling of a pressurized water reactor in a
LOCA. Summary description of the REBEKA
program.
KfK-4781 (August 90)

FISCHER, F.
Procedures for uncertainty analyses of
UFOMOD. A user guide.
KfK-4626 (Juni 90)

FISCHER, F.; EHRHARDT, J.; HASEMANN, I.
Uncertainty and sensitivity analyses of the
complete program system UFOMOD and of
selected submodels.
KfK-4627 (September 90)

HAGEN, S.; HOFMANN, P.; SCHANZ, G.;
SEPOLD, L.
Interactions in zircaloy/ UO_2 fuel rod
bundles with inconel spacers at temperatures
above 1200°C. (Posttest results of severe
fuel damage experiments CORA-2 and CORA-3).
KfK-4378 (September 90)

HAGEN, S.; HOFMANN, P.; SCHANZ, G.;
SEPOLD, L.
Interactions in zircaloy/ UO_2 fuel rod
bundles with inconel spacers at temperatures
above 1200°C. (Posttest results of severe
fuel damage experiments CORA-2 and CORA-3).
KfK-4378 (September 90)

HAGEN, S.; HOFMANN, P.; SCHANZ, G.;
SEIBERT, F.; SEPOLD, L.
Severe fuel damage experiments in the CORA
facility.
European Nuclear Conf. (ENC '90), Lyon, F,
September 23-28, 1990: ENS/ANS-Foratom
Conf. Transactions Vol. II S.927-31
Koeln: Verl. TueV Rheinland, 1990

HAGEN, S.; HOFMANN, P.; SCHANZ, G.;
SEIBERT, F.; SEPOLD, L.
Severe fuel damage experiments in the CORA
facility.
European Nuclear Conf. (ENC '90), Lyon, F,
September 23-28, 1990: ENS/ANS-Foratom
Conf. Transactions Vol. II S.927-31
Koeln: Verl. TueV Rheinland, 1990

HOFMANN, P.; MARKIEWICZ, M.
Chemical behavior of (Ag,In,Cd) absorber rods
in severe LWR accidents.
KfK-4670 (August 90)
CNEANT-16/89 (August 90)

HOFMANN, P.; MARKIEWICZ, M.; SPINO, J.
Reaction behaviour of B_4C absorber material
with stainless steel and zircaloy in severe
LWR accidents.
KfK-4598 (Juli 89)
CNEANT-10/89 (Juli 89)
Nuclear Technology, 90(1990) S.226-44

HOFMANN, P.; SPINO, J.; GARCIA, E.A.;
BURBACH, J.; METZGER, H.
Mechanisches und chemisches Verhalten von
LWR-Brennelementen bei hohen Temperaturen.
Projektgruppe LWR-Sicherheit (Hrsg.)
Sicherheitsorientierte LWR-Forschung.
Jahresbericht 1989.
KfK-4700 (November 90) S.29-56

HOLLMANN, H.
Die Aussichten fuer die Kernenergie werden weltweit besser. Bericht ueber die ENS/ANS-Foratom-Konferenz (ENC'90) von 23.bis 28.9.90 in Lyon.
5. Oeffentliche Akzeptanz/Strahlenschutz.
Atomwirtschaft-Atomtechnik, 35(1990) S.560-61

HUEBSCHMANN, W.; RASKOB, W.
ISOLA V.
A FORTRAN 77-code for the calculation of the long-term concentration distribution in the environment of nuclear installations.
KfK-4604 (April 90)

HUEBSCHMANN, W.; RASKOB, W.
ISOLA V.
A FORTRAN 77-code for the calculation of the long-term concentration distribution in the environment of nuclear installations.
KfK-4604 (April 90)

HUSSAIN, N.; SCHANZ, G.; LEISTIKOW, S.; SHAHID, K.A.
High temperature oxidation and spalling behavior of incoloy 825.
Oxidation of Metals, 32(1989) S.405-31

KELLER, J.; MERZKIRCH, W.; HAN, Q.; NEUBERGER, M.
Ueberpruefung verschiedener Theorien zur Berechnung der Stossausbreitung in querschnittsvariierenden Kanaelen.
KfK-4718 (Juni 90)

KUCZERA, B.
Die Aussichten fuer die Kernenergie werden weltweit besser. Bericht ueber die ENS/ANS-Foratom-Konferenz (ENC'90) von 23.bis 28.9.90 in Lyon.
3. Sicherheit von Reaktoranlagen.
Atomwirtschaft-Atomtechnik, 35(1990) S.557-59

LEISTIKOW, S.; SCHANZ, G.
Nachuntersuchung und Auswertung der CORA-Experimente.
Projektgruppe LWR-Sicherheit [Hrsg.]
Sicherheitsorientierte LWR-Forschung.
Jahresbericht 1989.
KfK-4700 (November 90) S.58-72

MEYER, L.
Kalibration einer 3-Draht Sonde fuer Messungen in nicht-isothermer Luftstroemung.
KfK-4707 (April 90)

MEYER, L.
Calibration method of a three-wire-probe for measurements in non-isothermal flow.
Rodi, W. [Hrsg.]
Engineering Turbulence Modelling and Experiments: Proc.of the Internat.Symp., Dubrovnik, YU, September 24-28, 1990
New York [u.a.]: Elsevier, 1990 S.371-80

SCHOECK, W.; WAGNER-AMBS, M.
Results of REST experiments on aerosol resuspension from sump water.
Krischer, W. [Hrsg.]
Reactor Safety Research
The CEC Contribution
London [u.a.]: Elsevier, 1990 S.389

TROMM, W.; BAYER, A.; AL-OMARI, I.
Estimating the groundwater contamination after erosion of the foundation associated with core melt accidents.
Jahrestagung Kerntechnik 90. Nuernberg, 15.-17.Mai 1990
Kerntechnische Ges.e.V. Deutsches Atomforum e.V.
Bonn: INFORUM 1990 S.135-38

TROMM, W.; BAYER, A.; AL-OMARI, I.
Estimating the groundwater contamination after erosion of the foundation associated with core melt accidents.
Jahrestagung Kerntechnik 90. Nuernberg, 15.-17.Mai 1990
Kerntechnische Ges.e.V. Deutsches Atomforum e.V.
Bonn: INFORUM 1990 S.135-38

WIEHR, K.
FLORESTAN-Materialtest.
KfK-4694 (Maerz 90)

WIEHR, K.; ERBACHER, F.J.
Thermohydraulik und Huelrohrverformung an hexagonalen Brennstab-Simulatorbuendeln (FDWR).
Jahrestagung Kerntechnik 90. Nuernberg, 15.-17.Mai 1990
Kerntechnische Ges.e.V. Deutsches Atomforum e.V.
Bonn: INFORUM 1990 S.65-68

WILHELM, J.G.; REICHERT, U.; PUPPE, L.
Verfahren und Adsorptionsmittel zur Entfernung von Jod und/oder organischen Jod-Verbindungen aus Gasen und/oder Daempfen.
DE-OS 39 01 784 (26.8.1990)

WILLIAMS, T.; ALFONSO, J.; BERGER, H.D.; BOEHME, R.; CHAWLA, R.; HAGER, H.; SEILER, R.
Effects of B₄C Poisoning in experimental LWHCR lattices with different moderation ratios.
Jahrestagung Kerntechnik 90. Nuernberg, 15.-17.Mai 1990
Kerntechnische Ges.e.V. Deutsches Atomforum e.V.
Bonn: INFORUM 1990 S.35-38

Vortraege, die nicht in gedruckter Form vorliegen

ALSMEYER, H.; FOIT, J.J.
Aktuelle Schwerpunkte bei der Weiterleitung der Modelle zur Schmelze-Beton-Wechselwirkung.
Kolloquium zur Wechselwirkung Kernschmelze-Beton, Dresden, 22.-23.Oktober 1990

BOTTONI, M.; SENGPIEL, W.
On modelling, mathematical analysis and numerical treatment of three-dimensional transient two phase coolant flow in engineering systems.
3rd Brazilian Thermal Science Meeting
Itapema, BR, December 10-12, 1990

BROEDERS, C.H.M.; DALLE DONNE, M.
Neutronphysics and thermohydraulics design of a reference high conversion PWR.
IAEA Technical Committee Meeting on Technical and Economic Aspects of High Converters, Nuernberg, March 26-29, 1990

- BROGLI, R.; KUCZERA, B.; MOLDASCHL, H.; OLDEKOP, W.
Lessons learned from the PWHCR development.
IAEA Technical Committee on Technical and Economic Aspects of High Converters, Nuernberg, March 26-29, 1990
- BROGLI, R.; KUCZERA, B.; MOLDASCHL, H.; OLDEKOP, W.
KWU's high converter development: the PWR-C1 concept.
European Nuclear Conf. (ENC '90), Lyon, F, September 23-28, 1990
- BROWN, J.; SIMMONDS, J.; EHRHARDT, J.; HASEMANN, I.
The modelling of external exposure and inhalation pathways in COSYMA.
CEC Seminar on Methods and Codes for Assessing the Off-Site Consequences of Nuclear Accidents, Athinai, GR, May 7-11, 1990
- BURKART, K.; HASEMANN, I.; JONES, J.A.; SIMMONDS, J.
The modelling of countermeasures in COSYMA.
CEC Seminar on Methods and Codes for Assessing the Off-Site Consequences of Nuclear Accidents, Athinai, GR, May 7-11, 1990
- DALLE DONNE, M.
Evaluation of critical heat flux and flooding experiments for high conversion PWR's.
IAEA Technical Committee Meeting on Technical and Economic Aspects of High Converters, Nuernberg, March 26-29, 1990
- DILLMANN, H.G.; WILHELM, J.G.
Investigations into the design of a filter system for PWR containment venting.
21st Nuclear Air Cleaning Conf., San Diego, Calif., August 13-16, 1990
- EHRHARDT, J.; HASEMANN, I.; SIMMONDS, J.
Illustrative applications of accident consequence assessment codes.
CEC Seminar on Methods and Codes for Assessing the Off-Site Consequences of Nuclear Accidents, Athinai, GR, May 7-11, 1990
- EHRHARDT, J.; SIMMONDS, J.
The structure and content of COSYMA.
CEC Seminar on Methods and Codes for Assessing the Off-Site Consequences of Nuclear Accidents, Athinai, GR, May 7-11, 1990
- EHRHARDT, J.; STEINHAEUER, C.; JONES, J.A.
The modelling of health effects in COSYMA.
CEC Seminar on Methods and Codes for Assessing the Off-Site Consequences of Nuclear Accidents, Athinai, GR, May 7-11, 1990
- ERBACHER, F.J.; NEITZEL, H.J.; WIEHR, K.
Huellrohrdeformation und Kernnotkuehlung eines Druckwasserreaktors beim Kuehlmittelverluststoerfall - Ergebnisse des REBEKA-Versuchsprogramms.
22. Kraftwerkstechnisches Kolloquium, Dresden, DDR, 16.-17. Oktober 1990
- ERBACHER, F.J.; NEITZEL, H.J.; WIEHR, K.
The role of thermal-hydraulics in PWR fuel cladding deformation and coolability in a LOCA.
Thermophysics-90, Obninsk, SU, September 25-28, 1990
- ERBACHER, F.J.; WIEHR, K.
Experimental investigations on emergency core cooling of tight-lattice PWRs in a LOCA.
IAEA Technical Committee Meeting on Technical and Economic Aspects of High Converters, Nuernberg, March 26-29, 1990
- FAUDE, D.; HAYWOOD, S.M.; ROBINSON, C.A.
The modelling of economic consequences in COSYMA.
CEC Seminar on Methods and Codes for Assessing the Off-Site Consequences of Nuclear Accidents, Athinai, GR, May 7-11, 1990
- FISCHER, F.
Uncertainty and sensitivity analyses of UFOMOD.
CEC Seminar on Methods and Codes for Assessing the Off-Site Consequences of Nuclear Accidents, Athinai, GR, May 7-11, 1990
- FOIT, J.J.
Kernschmelze-Beton-Wechselwirkung in den BETA-Versuchen und Ergebnisse von WECHSL-Rechnungen.
22. Kraftwerkstechnisches Kolloquium, Dresden, 16.-17. Oktober 1990 (Poster)
- HAYWOOD, S.M.; ROBINSON, C.A.; FAUDE, D.
Developments in modelling the economic impact of off-site accident consequences.
CEC Seminar on Methods and Codes for Assessing the Off-Site Consequences of Nuclear Accidents, Athinai, GR, May 7-11, 1990
- HOFMANN, P.; GARCIA, E.A.; DENIS, A.
Low-temperature liquefaction of LWR components.
Severe Accident Research Program Partners Review Meeting, Brookhaven National Laboratory, Upton, N.Y., April 30 - May 3, 1990
- HOFMANN, P.; GARCIA, E.A.; MARKIEWICZ, M.
Results of separate-effects tests. Influence of cladding oxidation on chemical interactions with other bundle components.
Internat. CORA Workshop, Karlsruhe, October 1-4, 1990
- HOFMANN, P.; HAGEN, S.; SCHANZ, G.; SEPOLD, L.
Chemisch-physikalisches Verhalten von LWR-Brennelementkomponenten bei schweren Reaktorstoerfaellen.
22. Kraftwerkstechnisches Kolloquium der Sektion Energiewandlung der Technischen Universitaet Dresden, Dresden, 16.-17. Oktober 1990
- HOFMANN, P.; HAGEN, S.; SCHANZ, G.; SEPOLD, L.
Chemisch-physikalisches Verhalten von LWR-Brennelementkomponenten bei schweren Reaktorstoerfaellen.
22. Kraftwerkstechnisches Kolloquium der Sektion Energiewandlung der Technischen Universitaet Dresden, Dresden, 16.-17. Oktober 1990
- JACOBS, H.; HOFMANN, P.
Conditions for PWR in-vessel steam explosions set by core melt down.
Severe Accident Research Program Partners Review Meeting, Brookhaven National Laboratory, Upton, N.Y., April 30 - May 3, 1990

JACOBS, H.; HOFMANN, P.
Conditions for PWR in-vessel steam explosions set by core melt down.
Severe Accident Research Program Partners Review Meeting, Brookhaven National Laboratory, Upton, N.Y., April 30 - May 3, 1990

JONES, J.A.; PANITZ, H.J.
The choice of atmospheric dispersion model and meteorological sampling scheme for use in accident consequence assessment.
CEC Seminar on Methods and Codes for Assessing the Off-Site Consequences of Nuclear Accidents, Athinai, GR, May 7-11, 1990

KLEYKAMP, H.; PEJSA, R.; GOTTSCHALG, H.D.; FRITZEN, R.
Elemental and structural analysis on samples from TMI-2 core. Preliminary results.
CSNI Task Group on Three Mile Island-2, Karlsruhe, May 29 - June 1, 1989
OECD TMI-2 Core Examination Task Group Final Meeting, Tokyo, J, May 21-25, 1990

KLEYKAMP, H.; PEJSA, R.; GOTTSCHALG, H.D.; FRITZEN, R.
Elemental and structural analysis on samples from TMI-2 core. Preliminary results.
CSNI Task Group on Three Mile Island-2, Karlsruhe, May 29 - June 1, 1989
OECD TMI-2 Core Examination Task Group Final Meeting, Tokyo, J, May 21-25, 1990

KUCZERA, B.
Experimentelle Untersuchungen zur auslegungsuberschreitenden LWR-Unfallsituationen.
Fachsitzung LWR-Sicherheit, Jahrestagung Kerntechnik '90, Nuernberg, 15.-17.Mai 1990

LILJENZIN, J.O.; COLLEN, J.; SCHOECK, W.; RAHN, F.J.
Report from the MARVIKEN-V/DEMONA/LACE workshop.
CSNI Workshop on Aerosol Behaviour and Thermal-Hydraulics in the Containment, Fontenay-aux-Roses, F, November 26-28, 1990

PANITZ, H.J.; JONES, J.A.
The modelling of atmospheric dispersion and deposition in COSYMA.
CEC Seminar on Methods and Codes for Assessing the Off-Site Consequences of Nuclear Accidents, Athinai, GR, May 7-11, 1990

RICKETTS, C.I.; SCHNEIDER, M.; WILHELM, J.G.
Mathematical models for changes in HEPA filter pressure drop caused by high air humidity.
21st Nuclear Air Cleaning Conf., San Diego, Calif., Augsut 13-16, 1990

ROBINSON, C.A.; HASEMANN, I.
Land use and demographic grids in COSYMA.
CEC Seminar on Methods and Codes for Assessing the Off-Site Consequences of Nuclear Accidents, Athinai, GR, May 7-11, 1990

RUST, K.
Post critical heat flux effects of grid spacers and blockages in rod bundles.
Vortr.: University of California, Los Angeles, Calif., 11.Oktober 1990

RUST, K.
The influence of different heater rod design on the reflooding behavior of full-length 5x5 rod bundles.
Vortr.: CEA/CEN, Grenoble, F, 14.Dezember 1990

RUST, K.; IHLE, P.
Reflood behavior of rod bundles having fuel rod simulators of different design.
Vortr.: Moscow Power Engineering Inst., Moskva, SU, 10.Juli 1990
Vortr.: Polzvnor Central Boiler and Turbine Inst., Leningrad, SU, 12.Juli 1990

RUST, K.; IHLE, P.
Flooding experiments with blocked arrays.
Vortr.: Moscow Power Engineering Inst., Moskva, SU, 10.Juli 1990
Vortr.: Polzvnor Central Boiler and Turbine Inst., Leningrad, SU, 12.Juli 1990

RUST, K.; IHLE, P.
Comparison of computer code calculations with experimental data of FEBA and SEFLEX.
Vortr.: Moscow Power Engineering Inst., Moskva, SU, 10.Juli 1990

RUST, K.; IHLE, P.; ERBACHER, F.J.
Reflood heat transfer tests for PWR safety evaluation.
Thermophysics-90, Obninsk, SU, September 25-28, 1990

SCHOECK, W.
On-line measurement of average particle diameter with MESA.
3rd Internat.Aerosol Conf., Kyoto, J, September 24-27, 1990

SCHOECK, W.; WAGNER-AMBS, M.
Measurement of the rate of resuspension of aerosols from a boiling contaminated water pool.
3rd Internat.Aerosol Conf., Kyoto, J, September 24-27, 1990

SENGPIEL, W.; MEYDER, R.
The development of bubbly two-phase flow in vertical channels with reference to local gas fraction and turbulence structure: experimental results at KfK.
5th Workshop on Two-phase Flow Predictions, Erlangen, March 19-22, 1990

STEINHAEUER, C.; SIMMONDS, J.
The modelling of the ingestion pathway in COSYMA.
CEC Seminar on Methods and Codes for Assessing the Off-Site Consequences of Nuclear Accidents, Athinai, GR, May 7-11, 1990

WAGENAAR, G.; EHRHARDT, J.; MORRAY, M.; VAN DEN BOSCH, C.J.H.; ROBINSON, C.A.; STEINHAEUER, C.
RADE-AID: an operational tool for decision-makers.
CEC Seminar on Methods and Codes for Assessing the Off-Site Consequences of Nuclear Accidents, Athinai, GR, May 7-11, 1990

WAGNER-AMBS, M.; SCHOECK, W.
Release of dissolved and suspended material from a boiling pool.
European Nuclear Conf. (ENC '90), Lyon, F, September 23-28, 1990

WIEHR, K.; ERBACHER, F.J.
Thermal-hydraulics of tight-lattice PWRs in a
LOCA.
1990 ASME Winter Annual Meeting, Dallas,
Tex., November 25-30, 1990

ZEGGEL, W.; ERBACHER, F.J.
Experimental investigations on CHF of
tight-lattice PWRs.
IAEA Technical Committee on Technical and
Economic Aspects of High Converters,
Nuernberg, March 26-29, 1990

ZEGGEL, W.; ERBACHER, F.J.; CHENG, X.;
BETHKE, S.
Critical heat fluxes in freon-cooled tight
7-rod bundles ($P/D = 1.15$).
1990 ASME Winter Annual Meeting, Dallas,
Tex., November 25-30, 1990

ZEGGEL, W.; ERBACHER, F.J.; CHENG, X.;
BETHKE, S.; NEITZEL, H.J.
CHF measurements in a hexagonal tight lattice
and CHF-table predictions.
Thermophysics-90, Obninsk, SU, September
25-28, 1990