

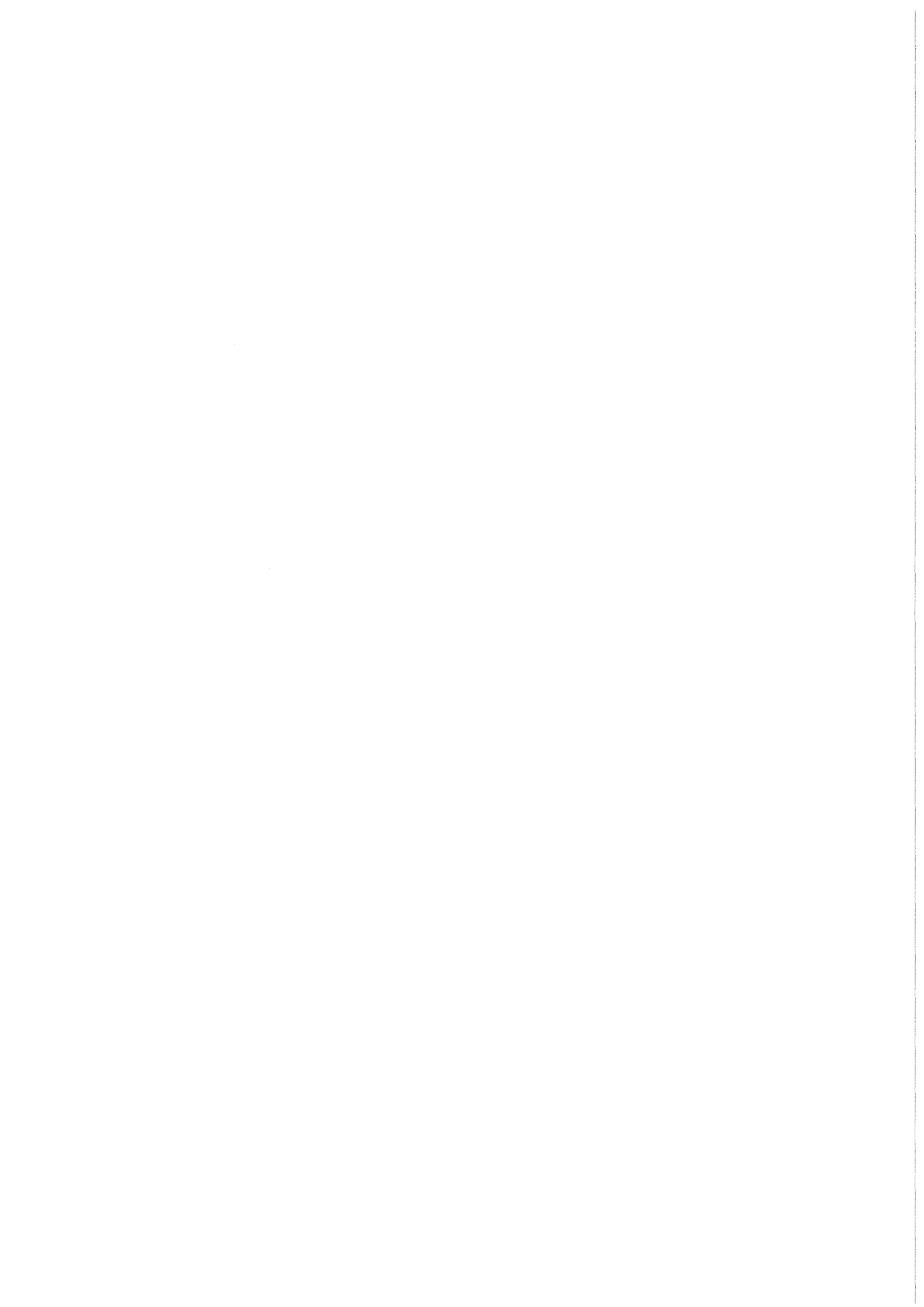
KfK 4450  
Juni 1988

# **Sicherheitsorientierte LWR-Forschung**

**Jahresbericht 1987**

**Projektgruppe LWR-Sicherheit**

**Kernforschungszentrum Karlsruhe**



KERNFORSCHUNGSZENTRUM KARLSRUHE

PROJEKTGRUPPE LWR-SICHERHEIT

KfK 4450

Sicherheitsorientierte LWR-Forschung

Jahresbericht 1987

Kernforschungszentrum Karlsruhe GmbH, Karlsruhe

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

Kernforschungszentrum Karlsruhe GmbH  
Postfach 3640, 7500 Karlsruhe 1

ISSN 0303-4003

## Vorwort

Die sicherheitsorientierte LWR-Forschung im KfK umfaßt primär diejenigen Vorhaben, die ursprünglich im Rahmen des Projektes Nukleare Sicherheit behandelt wurden, aber bei dessen formaler Beendigung mit dem Jahresende 1986 noch nicht abgeschlossen waren. Darüber hinaus ist dieses Arbeitsthema aber offen gegenüber neuen, dem KfK-Potential angemessenen F+E-Aufgaben, die sich aus der weiteren Diskussion zur Reaktorsicherheit zwischen BMFT, GRS, RSK und BMU sowie der Industrie und KKW-Betreibern ergeben.

Ziel Der Arbeiten ist die Identifikation und Bewertung von Maßnahmen zur Begrenzung möglicher Schadenskonsequenzen auf die Reaktoranlage selbst. Die Forschungsvorhaben werden von der Projektgruppe LWR-Sicherheit (PRS) koordiniert und in engem Zusammenwirken mit der Gesellschaft für Reaktorsicherheit (GRS), Herstellern und Betreibern sowie anderen in- und ausländischen Forschungsinstitutionen erarbeitet.

Der vorliegende Jahresbericht 1987 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                  | VT  |
| 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 (1987) dar. Den in deutscher Sprache verfaßten Beiträgen sind Kurzfassungen in englischer Sprache vorangestellt.

Zum Druck eingereicht: Mai 1988

| Inhaltsverzeichnis       | Seite   |           |
|--------------------------|---|-----------|
| <b>12.07.01</b>          | <b>Untersuchungen zu schweren Kernschäden</b>   | <b>1</b>  |
| 12.07.01/01A<br>PRS 0D5B | Out-of-pile Bundle Experiments for Severe Fuel<br>Damage Investigations: Test CORA-C with Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub> -<br>Pellets and Test CORA-2 with UO <sub>2</sub> -Pellets                     | 1         |
|                          | Out-of-pile Bündelexperimente zur Untersuchung<br>schwerer Kernschäden (CORA-Programm: Versuch CORA-C<br>mit Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub> -Pellets und Versuch CORA-2 mit<br>UO <sub>2</sub> -Pellets | 2         |
| 12.07.01/03A<br>PRS 0D5D | Mechanical and chemical behaviour of LWR-fuel<br>elements at high temperatures  | 35        |
|                          | Reaktionen in LWR-Brennelementen bei sehr hohen<br>Temperaturen   | 36        |
| 12.07.01/05A<br>PRS 0D5E | Post-test examination and evaluation of the<br>CORA experiments   | 63        |
|                          | Nachuntersuchung und Auswertung der<br>CORA-Experimente   | 64        |
| 12.07.01/06A<br>PRS 0D5F | Analysis of the CORA-Experiments with the<br>SFD-Code SCDAP   | 82        |
|                          | Analysen der CORA-Versuche mit dem SFD-CODE<br>SCDAP  | 83        |
| <b>12.07.02</b>          | <b>LWR-Kernschmelzen</b>  | <b>98</b> |
| 12.07.02/01A<br>PRS 0D5G | Aerosol behaviour under core meltdown accident<br>conditions  | 98        |
|                          | Aerosolverhalten beim Kernschmelzen   | 99        |
| 12.07.02/02A<br>PRS 0D5H | Development of models for the analytical<br>determination of core meltdown accidents  | 112       |
|                          | Modellentwicklung zur analytischen Beschreibung<br>von Kernschmelzunfällen  | 113       |

|                          |   |            |
|--------------------------|---|------------|
| <b>12.07.03</b>          | <b>Containmentbeanspruchung unter Störfall-<br/>bedingungen</b>   | <b>129</b> |
| 12.07.03/01A<br>PRS OD5K | Dynamic behaviour of PWR containments   | 130        |
|                          | Dynamisches Verhalten von DWR-Sicherheits-<br>behältern   | 131        |
| <b>12.07.04</b>          | <b>Thermoermüdung und Thermoschockverhalten von<br/>Reaktorkomponenten</b>  | <b>134</b> |
| 12.07.04/01A<br>PRS OD5L | Wachstum halbelliptischer Oberflächenfehler<br>in einem ferritischen und austenitischen Stahl<br>unter Thermoermüdungsbelastung | 134        |
| <b>12.07.05</b>          | <b>Thermo- und fluiddynamische Analysen von<br/>LWR-Störfällen</b>  | <b>152</b> |
| 12.07.05/01A<br>PRS OD5M | Modelling and assessment of consequences and<br>risks of accident affected releases of dangerous<br>substancies                 | 152        |
|                          | Turbulente HDR-Temperaturschichtversuche als<br>Testfall für den Thermohydraulik-Code COMMIX-1 B                                | 153        |
| <b>12.07.06</b>          | <b>Untersuchungen zu transienten Austauschvorgängen<br/>in Zweiphasenströmungen (NOVA-Vorhaben)</b>                             | <b>167</b> |
| 12.07.06/01A<br>PRS OD5N | Investigation of transient interfacial exchange<br>processes in two-phase flow (NOVA-Program)                                   | 167        |
|                          | Untersuchung der Phasentransport- und- vertei-<br>lungsmechanismen an Luft-Wasser-Blasenströmungen<br>in senkrechten Kanälen    | 168        |
| <b>12.06.05</b>          | <b>Schwebstofffilterung und Lüftungsanlagen</b>   | <b>181</b> |
| 12.06.05/01A<br>PRS OD5P | Investigations on the occurence and retention of<br>penetrating iodine species in the exhaust air<br>of nuclear power plants    | 181        |
|                          | Untersuchungen zum Auftreten und zur Abscheidung<br>von penetrierenden Iodverbindungen in der Abluft<br>von Kernkraftwerken     | 182        |

|                          |   |            |
|--------------------------|---|------------|
| 12.06.03/01A<br>PRS 0D5Q | Development of exhaust filters to be used under extreme conditions  | 194        |
|                          | Entwicklung von Abluftfiltern für extreme Belastungen   | 195        |
| 12.06.03/02A<br>PRS 0D5R | Behavior of HEPA filter systems under accident conditions   | 198        |
|                          | Schwebstofffilterung unter Störfallbedingungen  | 199        |
| <b>12.05.04</b>          | <b>Modellierung und Abschätzung der Folgen und Risiken unfallbedingter Schadstofffreisetzungen</b>                        | <b>225</b> |
| 12.05.04                 | Modelling and assessment of consequences and risks of accident caused releases of radionuclides                           | 225        |
| 12.05.04/01A<br>PRS 0D55 | Unfallfolgenmodell für Risikostudien  | 226        |
| 12.05.04/02A<br>PRS 0D5T | Untersuchungen zu speziellen Fragestellungen aus dem Themenbereich "Unfallfolgenabschätzungen für kerntechnische Anlagen" | 226        |
| <b>50.02.01</b>          | <b>Neutronenphysikalische Sicherheitsuntersuchungen zu einem FDWR</b>   | <b>243</b> |
| 50.02.01/01A<br>PRS 0N1A | Verification of calculational methods for light water high converter reactors by critical experiments                     | 243        |
| 50.02.01/02A<br>PRS 0N1B | Advanced PWRs (APWRs) and related safety considerations   | 255        |
| <b>50.02.02</b>          | <b>Thermo- und fluiddynamische Untersuchungen zum FDWR-Kern</b>   | <b>271</b> |
| 50.02.01/01A<br>PRS 0N1C | HERA test facility for investigations of velocity and temperature fields in subchannels                                   | 271        |
|                          | Versuchsanlage HERA zur Bestimmung der Geschwindigkeits- und Temperaturverteilung in Unterkanälen                         | 271        |



|                          |   |            |
|--------------------------|---|------------|
| 50.02.02/03A<br>PRS 0N1E | Investigations in Freon on critical heat flux in a APWR (KRISTA-program)  | 274        |
|                          | Untersuchungen in Frigen zur kritischen Heizflächenbelastung eines FDWR (KRISTA-Programm)                                       | 275        |
| <b>50.02.03</b>          | <b>Brennelementverhalten eines FDWR bei Kühlmittelverluststörfällen</b>   | <b>282</b> |
| 50.02.03/01A<br>PRS 0N1F | RELAP5/MOD2 post-test analysis of a forced feed reflood experiment in an electrically heated 61-rod bundle with a tight lattice | 282        |
| 50.02.03/02A<br>PRS 0N1G | Calculations of the reflooding phase after a loss of coolant accident in advanced pressurized water reactors                    | 291        |
|                          | Rechnungen der Flutphase nach einem Kühlmittelverlust bei homogenen fortgeschrittenen Druckwasserreaktoren                      | 292        |

## 12.07.01 Untersuchungen zu schweren Kernschäden

12.07.01/01A Out-of-pile Bundle Experiments for Severe Fuel Damage  
PRS OD5B Investigations: Test CORA-C with Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>-Pellets and Test  
CORA-2 with UO<sub>2</sub>-Pellets

### Abstract

The out-of-pile experiments of the CORA-Program investigate the damage behaviour of LWR-fuel elements under Severe Fuel Damage Conditions. In 1987 test with 25 rod bundles were performed. Pellets of Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> and UO<sub>2</sub> are used to investigate the behaviour of burnable poison-rods (Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>/Zry) and PWR fuel rods (UO<sub>2</sub>/Zry). With a power input increasing to about 30 KW and steam input of about 5 g/s after an initial temperature increase of about 1 K/s, a maximal temperature of about 1900°C is reached. The results of the test can be summarized in the following way:

- Temperature escalation, caused by the exothermal Zry-steam reaction, starts from the initially hottest upper half of the bundle and is later locally triggered by hot steam or relocated melt.
- In the tests with Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> pellets, simulating burnable poison rods, early melt formation and fast relocation were observed.
- The liquefaction starts at about 1350°C and increases remarkably after reaching 1500°C. The formation of metallic (Zr, Al, O) alloy is important in this process.
- From the refrozen material one can distinguish three different types of once molten material: a metallic (Zr, Al, O) alloy, metallic molten Zry of different oxygen content and a ceramic (ZrO<sub>2</sub>/Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>) mixture. The (Zr, Al, O) alloy can be liquid already at about 1350°C, the oxygen-poor Zr will melt above 1760°C and the ceramic Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>/ZrO<sub>3</sub> eutectic will be liquid above about 1850°C.
- Large blockages were formed by the refrozen melt at the lower end of the bundle. The refrozen melt is covered by rubble, i.e. by pieces from embrittled cladding or fractured pellets.
- The melt formation from burnable poison rod failure will result in strong additional fuel liquefaction in the respective fuel element.
- In the tests with UO<sub>2</sub> pellets the melting started at the elevation of the Inconel spacer. By eutectic melt formation in contact with Zry the liquefaction begins already below the melting point of the Inconel.
- Further interaction of this melt with the UO<sub>2</sub> results in partial dissolution of the pellets even below the Zry melting point.
- Refreezing of the melt led to blockage formations at the lower end of the bundle. This blockage in the UO<sub>2</sub> test developed at higher elevations (below 350 mm) compared to the experiment with Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> pellets (below 100 mm).
- In the UO<sub>2</sub> test fragmentation of fuel pellets to fine powder took place during cool-down.

## 12.07.01 Untersuchungen zu schweren Kernschäden

12.07.01/01A Out-of-pile Bündelexperimente zur Untersuchung schwerer  
PRS OD5B Kernschäden (CORA-Programm): Versuch CORA-C mit  $\text{Al}_2\text{O}_3$ -Pellets und  
Versuch CORA-2 mit  $\text{UO}_2$ -Pellets.

(S. Hagen, A. Grünhagen, R. Heine, W. Hering, H. Malauschek, N. Paroth,  
L. Sepold, K.P. Wallenfels; IT  
K. Vogel, H. Benz, H. Gießmann, O. Heil, W. Rötzel,  
H.J. Röhling, Ph. Pfann; HVT; 1987)

### Einleitung

Die Out-of-pile Bündelexperimente des CORA-Programms sind ein Teil des KfK-Gesamtvorhabens zur Untersuchung schwerer Kernschäden /1/. Diese Experimente mit elektrisch beheizten Brennstabsimulatoren untersuchen die Schadensmechanismen an LWR-Brennelementen im Temperaturbereich zwischen Auslegungsstörfall ( $1200^\circ\text{C}$ ) und Beginn des unkontrollierten Kernschmelzens (ca.  $2000^\circ\text{C}$ ). Die Versuche dienen ebenfalls zur Überprüfung der Fähigkeit der Rechenprogramme, das integrale Verhalten der Brennstäbe bei schweren Kernschäden zu beschreiben.

Für die Durchführung der Experimente unter den Randbedingungen für das Auftreten schwerer Kernschäden wurde die Versuchsanlage CORA /2/ aufgebaut. CORA erlaubt neben dem Temperaturanstieg der elektrisch beheizten Brennstabbündel im Dampf auch die richtigen Druckverhältnisse, das Quenchen des Bündels und die Simulation der verschiedenen Strukturmaterialien des Brennstabbündels.

Insgesamt sind ca. 15 Versuche vorgesehen /2/. Bis jetzt sind 4 Experimente durchgeführt worden. Die beiden ersten Versuche (CORA-B und CORA-C) enthielten  $\text{Al}_2\text{O}_3$ -Pellets /3,4,5/ in Simulatoren, die in ihren Abmessungen denen der  $\text{UO}_2$ -Stäbe entsprachen. Diese Experimente gestatteten die Hochtemperatur-Erprobung der Anlage ohne Kontamination. Die Verwendung von  $\text{Al}_2\text{O}_3$  liefert darüber hinaus auch Informationen zum Verhalten von  $\text{Al}_2\text{O}_3$ -Pellets in Zry-Hüllrohren, die in Druckwasserreaktoren mit Borkarbidzusatz als abbrennbare Neutronenabsorberstäbe verwendet werden.

Die beiden weiteren Versuche (CORA-2 und CORA-3) enthielten  $\text{UO}_2$ -Pellets /6/. Als Abstandshaltermaterial wurde Zirkaloy (oben und unten) und Inconel (Mitte) verwendet. Diese Experimente liefern damit Information über das Verhalten von  $\text{UO}_2$ -Pellets in Zry-Hüllrohren die in Kontakt mit Inconel-Abstandshalter sind. Sie dienen als Referenz für spätere Versuche, bei denen zusätzlich der im DWR-Brennelement vorhandene Absorberstab (AgInCd) enthalten ist. Der folgende Beitrag beschreibt den  $\text{Al}_2\text{O}_3$ -Versuch CORA-C und den  $\text{UO}_2$ -Versuch CORA-2.

### Versuchsanlage

Eine Übersicht der CORA-Anlage ist in Abb. 1a wiedergegeben. Das Bündel mit einer Gesamtlänge von 2 m hängt an der Tragplatte des Bündelkopfes. Es wird vom Hochtemperaturschirm umgeben, der aus dem inneren 10 cm starken Keramikfaser-

Isolationsschirm und dem äußeren Druckmantel besteht. Der überhitzte Dampf wird im Dampfgenerator und Dampfüberhitzer erzeugt und strömt am unteren Ende ins Bündel, das von einem Zry-Dampfführungskasten umgeben ist. Vom oberen Ende des Bündels strömen der nicht verbrauchte Dampf und der entstandene Wasserstoff über zwei parallele Kondensatoren in eine Mischkammer, in der die Wasserstoffkonzentration durch Zumischen von Luft ausreichend verdünnt wird. Der sich während des Versuches unterhalb des Bündels befindende und mit Wasser gefüllte Quenchzylinder kann für den Quenchvorgang hydraulisch über das aufgeheizte Bündel geschoben werden. Der Hochtemperaturschirm kann nach Abtrennung der Dampfzuleitung in den Quenchwagen abgesenkt werden, so daß das Bündel vor und nach dem Versuch für den Aufbau und die Auswertung voll zugänglich ist.

Der oberhalb des Hochtemperaturschirms vorhandene Schwallkondensator ist mit dem restlichen Hochdruckteil durch Bruchmembranen verbunden. Mit seiner Hilfe könnte ein im Zusammenhang mit dem Quenchen auftretender zu hoher Überdruck abgebaut werden. Der Auslegungsdruck der Anlage beträgt 10 bar. Dieser Druck ist ausreichend, um die Wechselwirkung zwischen  $\text{UO}_2$  und Zry im festen Zustand zu untersuchen. Die Brennstabsimulatoren können mit einem Überdruck von 100 bar beaufschlagt werden. Damit kann der Einfluß von geblähten und geborstenen Hüllrohren auf das Verhalten im Hochtemperaturbereich untersucht werden.

Abbildung 1b zeigt den Aufbau des Bündels und des umgebenden Hochtemperaturschirms. Die bei den Versuchen CORA C und CORA-2 benutzten Bündel sind aus 25 Brennstabsimulatoren aufgebaut. Hiervon sind 16 Simulatoren beheizt und 9 unbeheizt. Die Verteilung ist aus dem Querschnitt in Abb. 1b zu erkennen. Beide Simulatoren sind auf der vollen Länge mit dem Original Zry-4 Druckwasserreaktorhüllrohr umgeben. Beim beheizten Simulator ist das mittlere Stück von 1 m Länge aus dem 6 mm starken W-Heizer und den umgebenden Ringpellets aufgebaut. Die darüber und darunter liegenden Enden bestehen aus einem 250 mm langem Molybdän-Vollstab der in Kupferelektroden übergeht. Molybdän und Kupferstab sind gegen das Hüllrohr durch eine  $\text{ZrO}_2$ -Schicht isoliert. Die unbeheizten Stäbe enthalten nur Pellets. Sie ragen nach unten 200 mm und nach oben 300 mm über den Wolframstab/Pellet-Bereich der beheizten Stäbe hinaus. Beim Versuch CORA-C wurden  $\text{Al}_2\text{O}_3$  Ringpellets in den beheizten und unbeheizten Stäben verwendet. Beim Versuch CORA-2 werden  $\text{UO}_2$  Ringpellets in dem beheizten und  $\text{UO}_2$ -Vollpellets in den unbeheizten Stäben benutzt. Für alle folgenden Versuche sind ebenfalls Ring- und Vollpellets aus  $\text{UO}_2$  vorgesehen.

Der Gitterabstand der Stäbe beträgt 14,3 mm. Im Bündel sind 3 Abstandshalter enthalten. Beim  $\text{Al}_2\text{O}_3$ -Bündel bestanden alle 3 Abstandshalter aus Zry, während beim  $\text{UO}_2$ -Versuch für den mittleren Abstandshalter Inconel-718 verwendet wurde. Die Oberkanten der Abstandshalter liegen bei -5 mm, + 490 mm, und + 880 mm, bezogen auf den Nullpunkt des Bündelcodes.

Der Nullpunkt der Bündelhöhenlage wurde auf die Unterkante der Pelletsäule der beheizten Stäbe gelegt. Die Unterkante der Bündelkopfplatte, an dem das Bündel hängt, ist damit 1471

mm von diesem Nullpunkt entfernt. Die unbeheizten Stäbe ragen 200 mm und das Hüllrohr der beheizten Stäbe 350 mm unter den Nullpunkt des Bündels. Die axiale Mitte des Dampfeinlaßstutzens liegt ebenfalls auf der Höhe des Nullpunktes.

Das Bündel ist mit einem Zry-Kasten umgeben, der zur Dampfführung dient und gleichzeitig bei den Experimenten in Dampf durch die exotherme Zirkon/Wasserdampf-Reaktion zur Aufheizung beiträgt. Um die Wärmeverluste (Konvektion und Strahlung) klein zu halten, wurde ein  $ZrO_2$ -Fasermantel von ca. 20 mm direkt auf den Dampfführungskasten aufgebracht. Gleichzeitig wurden die Spalte zwischen Bündelisolierung, HTS-Isolierung und Druckmantel durch  $ZrO_2$ -Faserisolierung am oberen Ende des Bündels verschlossen.

### Versuchsdurchführung

Um das Verhalten des  $Al_2O_3/Zry$  Systems in Versuch CORA-C und des  $UO_2/Zry/Inconel$ -Systems im Versuch CORA-2 im Temperaturbereich bis zu  $2000^\circ C$  zu untersuchen, wurde das Bündel jeweils nach einer Gleichgewichtsphase, derart elektrisch aufgeheizt, daß sich ein anfänglicher Temperaturgradient von ca. 1 K/s einstellt. Der Versuchsaufbau kann dabei in drei Phasen unterteilt werden. In den ersten 3000 sec wird das Bündel von dem im Dampfüberhitzer auf ca.  $600^\circ C$  vorgeheizten Argon durchspült. Im Zeitbereich von 3000 s bis 4800 s wird eine zwischen 6 und ca. 30 KW linear steigende elektrische Leistung eingegeben (Abb. 2 + 17a). Ab 3300 s wird zusätzlich zum Argon überhitzter Dampf (ca. 5 g/s) eingespeist. Die Versuche werden durch Leistungsreduktion beendet. Der Überdruck im System betrug 1,2 bar (Abb. 4).

### Ergebnisse mit $Al_2O_3$ -Pellets (CORA-C)

#### Leistungseinspeisung

Der Leistungsverlauf für den Versuch CORA-C ist in Abb. 2 wiedergegeben. Gleichzeitig ist die am Bündel liegende Spannung, der resultierende Gesamtstrom und der aus Spannung und Strom errechnete Widerstand dargestellt. Die Leistung ist als Solleistung vorgegeben. Der Steuerrechner stellt die Spannung so ein, daß sie zusammen mit dem fließenden Strom sich die gewünschte Leistung einstellt. Durch die starke Temperaturabhängigkeit des elektrischen Widerstandes des W-Heizers bleibt der Strom trotz linear steigender Spannung nahezu konstant.

Die Abb. 3 zeigt den Einfluß der zusätzlichen Isolierung beim Versuch CORA-C im Vergleich zum Versuch CORA-B /7/. Um nahezu das gleiche Temperaturniveau zu erreichen, mußten beim Versuch CORA-C nur 30 KW statt 85 KW bei unisoliertem Dampfführungskasten eingespeist werden.

#### Temperaturmessungen

Für die Temperaturmessung im Bündel wurden W/Re-Thermoelemente in Ta/Zry-Hülle im Inneren des unbeheizten Brennstabes auf die verschiedenen Meßhöhen geführt. Die Ergebnisse sind in Abb. 5 dargestellt. In den ersten 1000 s der Transiente steigt die Temperatur in der oberen Hälfte

des Bündels nahezu linear mit ca. 1 K/s an. Durch den Einfluß des am unteren Ende des Bündels eintretenden Dampfs ergeben sich höhere Temperaturen für die obere Hälfte im Vergleich zu äquivalenten Höhen in der unteren Hälfte des symmetrisch aufgebauten Bündels.

Temperatureskalation als Folge der Zry/Dampf-Reaktion kann zuerst in 550 mm Höhe beobachtet werden. Das Einsetzen der Eskalation wird durch das Überwiegen des Energiegewinns im Vergleich zum Energieverlust bei steigender Temperatur bewirkt. Durch die gute Isolation des Bündels im Zusammenspiel mit der Reaktionswärme des Zry-Dampfführungskastens werden die Wärmeverluste des Bündels klein gehalten. Diese Situation stellt eine gute Simulation der Randbedingungen des Bündels im Reaktor dar, das vorwiegend von nahezu gleich warmen Nachbarbrennelementen umgeben ist.

Die Eskalationen im oberen und unteren Bereich des Bündels sind weniger ausgeprägt oder setzen später ein. Sie werden durch Wärmetransport infolge Konvektion für den oberen Bereich und durch herablaufende Schmelze in den unteren Bereich ausgelöst.

Der Temperaturverlauf auf der äußeren Oberfläche der Dampfkastenisolierung ist in Abb. 6a wiedergegeben. Hier nicht wiedergegebene Messungen der Temperatur des Dampfkastens zeigen, dass eine Temperatur während der Eskalationsphase nicht wesentlich von der Bündeltemperatur abweicht. Der Temperaturabfall erfolgt in der Isolationsschicht.

In Abb. 6b ist die Temperatur in verschiedenen Höhen auf der Innenwand des Hochtemperaturschirms wiedergegeben. Auch hier zeichnet sich wieder die höhere Temperatur in der oberen Hälfte für axial symmetrische Positionen ab.

Die Abb. 7a soll die radiale Abnahme der Temperatur im Hochtemperaturschirm von innen nach außen aufzeigen. In Abb. 7b ist schließlich der Temperaturverlauf für 3 Höhen auf der äußeren Oberfläche des Hochtemperaturschirms wiedergegeben. 100°C werden hier nur noch in der oberen Hälfte überschritten. Die maximale Temperatur stellt sich erst über 2000 s nach Abschalten der Leistungseinspeisung ein.

#### Videoskop-Beobachtungen

Um die Entwicklung der Schadensphänomene auch während des Versuchs beobachten zu können, wurden 10 Videoskopsysteme in den Hochtemperaturschirm eingebaut (Abb. 10). Durch Flansche im Druckbehälter und Löcher in der Hochtemperaturschirmisolation blicken die Videoskope auf das Bündel. Löcher in der Bündelisolierung und im Dampfführungskasten erlauben den Einblick auf die Stäbe (Abb. 8). Die Registrierung wird mit Videokameras und Kleinbildkameras durchgeführt. Beispiele für Kleinbildaufnahmen sind in Abb. 9 wiedergegeben.

Die erste Bewegung von Schmelze wurde mit der Videokamera in 400 mm Höhe bei 4150 s registriert. Die Schmelze kam aus dem höher liegenden Bereich. Abbildung 5 zeigt, daß zu diesem Zeitpunkt im Bündel erst eine maximale Temperatur von 1400°C erreicht war.

Diese frühe Schmelzenbildung im Bündel, das nur Zry und  $\text{Al}_2\text{O}_3$  enthielt (es wurden nur Zry-Abstandshalter verwendet), zeigt deutlich den Einfluß der chemischen Wechselwirkung zwischen diesen Materialien.

#### Nachuntersuchungen

Der Zustand des Bündels CORA-C ist in Abb. 10 wiedergegeben. Die Photographie zeigt das Bündel innerhalb des Dampfführungsrohres nach dem Absenken des Hochtemperaturschirms und Entfernen der Bündelisolierung. Der Zry-Kasten ist weitgehend erhalten, aber stark verformt und versprödet. Die Verformung ist im unteren Bereich (unterhalb 650 mm) deutlich stärker.

Ein ähnliches Schadensbild findet sich auch für das eigentliche Bündel. Abb. 11 zeigt von dem Bündel einen Bereich aus der oberen Mitte und Abb. 12 das untere Ende bei weitgehend entfernter Wand des Dampfführungskastens. Man kann erkennen, daß im unteren Bereich des Bündels das Zry und  $\text{Al}_2\text{O}_3$  des Brennstabsimulators komplett geschmolzen sind. Zwischen den Wolframheizern ist nur noch ein Rest erstarrter Schmelze verblieben. Die Schmelze ist unterhalb von 100 mm erstarrt.

Das Bündel wurde in Epoxidharz eingegossen und mit einer Diamantscheibe getrennt. In Abb. 13 sind aus den verschiedenen Höhen 4 Querschnitte wiedergegeben. Abb. 14 enthält einen vertikalen Schnitt zwischen 88 und 209 mm Höhe. Die Schnitte zeigen, daß das Bündel zwischen ca. 100 mm und 650 mm geschmolzen ist. Unter 100 mm hat sich eine Blockade aus der erstarrten Schmelze gebildet. Der Grad der Blockade nimmt mit abnehmender Höhe ab. Bei der oberen Kante des unteren Abstandshalters ist nur noch ca. 20 % der Bündelfläche blockiert. Dies zeigt, daß unabhängig von der Sammlung der Schmelze im Bereich des Abstandshalters eine starke Tendenz zum Erstarren der Schmelze zwischen den Stäben besteht, sofern nur die Temperatur niedrig genug ist.

Die Makroaufnahmen der Abb. 15 geben die erstarrte Schmelze in 88 mm Höhe wieder. Man kann im Kontakt zwischen Zr-Hülle und  $\text{Al}_2\text{O}_3$ -Pellet Bereiche der weggeschmolzenen Hülle, aber auch verflüssigte Bereiche des Pellets erkennen. In der erstarrten Schmelze kann man insbesondere die dunklen dichten metallischen Bereiche und die helleren porösen oxidischen Bereiche unterscheiden.

Die metallographischen Nachuntersuchungen der CORA-Bündel werden im Institut für Material- und Festkörperforschung des KfK durchgeführt. Abb. 16 zeigt am Beispiel des Querschnitts in 71 mm Höhe die typisch auftretenden Mikrostrukturen. Man kann allgemein drei Typen von erstarrtem Material unterscheiden: 1. Eine nach dem Erstarren sehr poröse Keramik, die aus einer eutektischen Mischung der keramischen Phasen  $\text{Al}_2\text{O}_3$  und  $\text{ZrO}_2$  besteht. Sie ist vermischt mit unterschiedlichen Mengen der primären  $\text{Al}_2\text{O}_3$ - und  $\text{ZrO}_2$ -Komponenten. 2. Eine (Zr, Al, Sn, O)-Schmelze, die beim Erstarren in  $\alpha$ -Zr(O) und in eine (Zr, Al, Sn) Legierung zerfällt. 3. Erstarrte Zry-Schmelze mit unterschiedlichem Gehalt an Sauerstoff. Das keramische  $\text{Al}_2\text{O}_3/\text{ZrO}_2$  Eutektikum

wird oberhalb von ca. 1850°C flüssig. Die metallische (Zr, Al, O, Sn) Legierung kann bereits bei 1350°C flüssig sein. Das nicht oxidierte Zry schmilzt bei 1760°C, während der Schmelzpunkt des  $\alpha$ -Zr(o) bei ca. 1975°C liegt.

### Versuche mit UO<sub>2</sub>-Pellets (CORA-2)

#### Versuchsbedingungen

Die Versuchsführung des UO<sub>2</sub>-Versuchs CORA-2 entspricht weitgehend derjenigen von CORA-C. Nach der Vorheizung mit strömendem Argon beginnt bei 3000 s die Transiente. Die eingespeiste elektrische Leistung ist in Abb. 17a wiedergegeben. Bei 3300 s wird wiederum ca. 6 g/s Dampf eingespeist (Abb. 17b). Die Temperatur des einströmenden Gases beträgt ca. 600°C (Abb. 17a).

#### Temperaturmessungen

Der Temperaturverlauf in CORA-2 ist dem von CORA-C sehr ähnlich, wie in Abb. 18a zu erkennen ist. In Abb. 18b sind zusätzlich für zwei Höhen (950 mm und 550 mm) die Temperaturen für verschiedene radiale Meßstellen (beheizter Stab, unbeheizter Stab, Gaskanal, Dampfführungskasten und Oberfläche der Bündelisololation) wiedergegeben. Am Anfang der Transiente sind die Temperaturkurven deutlich getrennt. Sie nehmen, wie erwartet, vom beheizten zum unbeheizten Stab, Gas und Dampfführungskasten ab. Die Temperatur auf der Außenoberfläche der Isolation ist deutlich niedriger. Hier machen sich die guten Isolationseigenschaften der 20 mm Faserschicht bemerkbar. Bei höheren Temperaturen rücken die Temperaturen enger zusammen. Dieses flache radiale Profil zeigt die guten Simulationseigenschaften des Stabes mit Vollpellets. Das flache Temperaturprofil wird durch die Isolation der Teststrecke und die exotherme Zr/Dampf-Reaktion bedingt, die am beheizten Stab, unbeheizten Stab und am Dampfführungskasten auftritt. Anfänglich macht sich auch der mit wachsender ZrO<sub>2</sub>-Schicht wachsende Strahlungsaustausch bemerkbar.

In 950 mm Höhe ist anfänglich die Gastemperatur deutlich niedriger als die Temperatur des beheizten Stabes. Infolge der Temperaturskalation in Stabmitte wird durch Konvektion die Gastemperatur in 950 mm schneller erhöht als die Stabtemperatur. Die steigende Gastemperatur löst in Folge einen schnelleren Temperaturanstieg des Simulators aus.

#### Videoskop Beobachtungen

Auch beim Versuch CORA-2 wurde das Bündel während des Versuches mit der Videoskop-Anlage beobachtet. Abb. 19 zeigt als Beispiel das Abschmelzen des Abstandshalters im Fenster von 500 mm Höhe. Das bei 4179 noch weitgehend vorhandene Oberteil des Abstandshalters ist bei 4192 s, also 13 s später vollkommen geschmolzen. Da der von außen erkennbare Bereich des Abstandshalters, durch die fehlende Isolation im Fenster auch dem größten Wärmeverlusten ausgesetzt ist, schmilzt er zeitlich später als der nicht einsehbare innere Bereich.



Mit den Videokopern konnten Schmelzerscheinungen nur im unteren Bereich des Bündels unterhalb des Abstandshalters beobachtet werden. In Abb. 20 sind die Höhenlagen und Zeiten der Schmelzbewegungen schematisch dargestellt. Es konnten im wesentlichen zwei Typen unterschieden werden: Schnell fallende Schmelztropfen und langsame an den Stäben ablaufende Schmelzbahnen sind in Abb. 20 als offener Tropfen oder als geschlossenes Dreieck dargestellt. Bei geeigneter Position im Bündel konnten frei fallende Tropfen in mehreren aufeinander folgenden Fenstern beobachtet werden. Aus der schematischen Darstellung erkennt man, daß die Ausgangshöhe der Schmelze und die Lage der langsamer abfließenden Schmelze sich in den unteren Bereich verschiebt. Ausgehend vom Inconel-Abstandshalterbereich breitet sich eine "Schmelzfront" nach unten aus.

#### Nachuntersuchungen

Das Erscheinungsbild des unteren Bündelbereiches nach teilweisem Entfernen des Zry-Shrouds ist in Abb. 21a wiedergegeben. Man kann an vielen Stellen die erstarrte Schmelze erkennen. An einigen Stellen haben sich feine  $UO_2$ -Fragmente von puderförmiger Struktur auf der erstarrten Schmelze abgelagert. Die klare Trennung zwischen erstarrter Schmelze und dem darüberliegenden Pulver zeigt, daß die Fragmentierung erst nach dem Erstarren der Schmelze stattgefunden haben muß.

Das Bündel wurde in Epoxidharz eingegossen und mit einer Diamantsäge in horizontaler und vertikaler Richtung getrennt. Ein horizontaler und zwei vertikale Querschnitte sind in Abb. 21b-21c wiedergegeben. Der horizontale Querschnitt bei 253 mm zeigt, daß in dieser Höhe das Bündel nahezu durch erstarrte Schmelze blockiert ist. Aus den vertikalen Querschnitten und horizontalen, in diesem Bericht nicht wiedergegebenen, Querschnitten kann man erkennen, daß die Blockade sich nach unten zwischen 140 und 210 mm Höhe erstreckt und nach oben bis ca. 350 mm ausdehnt. Der obere Bereich zwischen 300 und 350 mm enthält dabei mehr locker liegende Fragmente, im Vergleich zu der kompakten erstarrten Masse im Bereich darunter. Im oberen Bereich des vertikalen Querschnitts (Abb. 21b) kann man deutlich die beginnende Fragmentierung der Vollpellets erkennen.

#### Zusammenfassung und Ergebnisse

- Die durch die exotherme Zry-Wasserdampfreaktion hervorgerufene Temperatureskalation beginnt in der anfänglichen heißesten oberen Hälfte des Bündels. In den angrenzenden oberen und unteren Bereichen wird sie anschließend durch Wärmetransport infolge des aufströmenden heißen Dampfes oder durch die herablaufende Schmelze ausgelöst.
- In den Versuchen mit  $Al_2O_3$ -Pellets, die abbrennbare Neutronenabsorber simulieren, kann die Schmelzbildung deutlich unterhalb der Schmelztemperatur der Ausgangskomponenten beobachtet werden.

- Die Verflüssigung von Zry und  $\text{Al}_2\text{O}_3$  beginnt bei  $1350^\circ\text{C}$  und nimmt ab  $1500^\circ\text{C}$  deutlich zu. Die Bildung der metallischen (Zr, Al, O) Legierung spielt bei diesem Auflösungsprozess eine wichtige Rolle.
- Aus der Untersuchung der erstarrten Schmelze kann man auf drei verschiedene Schmelztypen bei Versuchstemperatur schließen: Eine metallische (Zr, Al, O) Legierung, eine metallische Zry-Schmelze mit variierendem Sauerstoffgehalt und eine keramische ( $\text{ZrO}_2/\text{Al}_2\text{O}_3$ ) Mischschmelze. Die (Zr, Al, O) Legierung verflüssigt sich ab ca.  $1350^\circ\text{C}$ , sauerstoffarmes Zry schmilzt bei ca.  $1760^\circ\text{C}$  und das  $\text{Al}_2\text{O}_3/\text{ZrO}_2$  verflüssigt sich bei ca.  $1850^\circ\text{C}$ .
- Durch die erstarrende Schmelze werden im unteren Bereich des Bündels starke Blockaden gebildet. Die erstarrte Schmelze ist mit während der Abkühlung abgestürzten Bruchstücken von Hülle und Pellets bedeckt.
- Die frühe Schmelzbildung der  $\text{Al}_2\text{O}_3/\text{Zry}$ -Stäbe wird zu einer starken zusätzlichen Verflüssigung der  $\text{UO}_2$ -Brennstäbe führen.
- Bei den Versuchen mit  $\text{UO}_2$ -Brennstäben beginnt der Schmelzvorgang im Bereich des Inconel-Abstandshalters. Die eutektische Wechselwirkung zwischen Zry und Inconel läßt die Verflüssigung des Zry schon unterhalb des Schmelzpunktes des Inconels beginnen.
- Die Wechselwirkung der Inconel/Zry-Schmelze mit dem  $\text{UO}_2$  resultiert in einer teilweisen Auflösung des Pellets bereits unterhalb des Schmelzpunkts des Zry.
- Das Erstarren der Schmelze führt zu Blockaden im unteren Bereich des Bündels. Die Blockade bildet sich im  $\text{UO}_2$ -Bündel in höheren Lagen (unterhalb 300 mm) als beim  $\text{Al}_2\text{O}_3$  Bündel (unterhalb 100 mm).
- Im  $\text{UO}_2$  Versuch kommt es während des Abkühlens zur Fragmentierung des Stabes mit Bildung von  $\text{UO}_2$ -Pulver.

#### Nachrechnungen mit dem SCDAP-Programm

Parallel zu den CORA-Experimenten werden Nachrechnungen mit dem Severe Core Damage Analyses Package (SCDAP), entwickelt am Idaho National Engineering Laboratory (INEL) USA, durchgeführt. Dieser Code kann die Aufheizphase, die Eskalation der Temperatur durch Oxidation, das Schmelzen der Brennstäbe, sowie die darauf folgende Schmelzverlagerung berechnen.

SCDAP war für die Berechnung von Reaktoren und Inpilleexperimenten entwickelt worden. Für die Nachrechnung der CORA-Versuche mußten deshalb einige Erweiterungen vorgenommen werden. Simuliert wird der beheizte Abschnitt des CORA-Bündels, wobei in radialer Richtung die Shroud isolation mit eingeschlossen ist.

In diesem Beitrag sollen die Änderungen des Codes diskutiert werden, die sich bei der Anpassung der Rechenergebnisse an die experimentellen Daten ergeben haben. Abb. 22 zeigt die Ergebnisse der Rechnung vor dem Beginn der Optimierungsphase. Die Meßergebnisse werden als gestrichelte und die Rechnung als ausgezogene Linie dargestellt. Als axiale Höhe wurde für den Vergleich 750 mm gewählt. Die höhere Temperatur entspricht der Oberflächentemperatur des beheizten Stabes und die niedrigere der Temperatur des Shrouds. Die Differenz dieser Temperaturen ist ein Maß für den radialen Temperaturgradienten im Bündel. Die berechneten Daten zeigen im Vergleich zum Experiment eine deutliche stärkere radiale Temperaturabnahme vom beheizten Stab zum Shroud. In der Rechnung werden die Wärmeverluste überschätzt. Hieraus resultierend setzt in der Rechnung die Temperatureskalation zu spät ein.

In Abb. 23 sind Rechenergebnisse für die gleichen Positionen mit verbesserten Daten für die Wärmeleitfähigkeit wiedergegeben. Es zeigt sich eine Verbesserung. Der radiale Temperaturgradient beträgt aber immer noch ca. 200 K im Vergleich zu 50 K im Experiment und die Eskalation setzt noch 200 s zu spät ein.

Als nächster Schritt wurde daher die Berechnung der Wärmeverluste durch Strahlung verbessert. Hierbei wurden zwei Veränderungen durchgeführt: 1. Durch Berücksichtigung der sich verändernden Oxidschichtdicke ist jetzt eine genaue Berechnung des Hüllrohr-Emissionskoeffizienten in Abhängigkeit von der Temperatur möglich. 2. Es wurde die Aufteilung der Strahlungsenergie auf die unterschiedlichen Komponenten des Bündels (view factors) verbessert. Die Ergebnisse sind in Abb. 24 dargestellt. Bis 1200 K ergibt sich eine akzeptable Übereinstimmung von Rechnung und Messung. Die Rechnung liefert aber immer noch einen etwas zu späten Einsatz der Temperatureskalation.

Die Nachuntersuchung des Bündels zeigte, daß der Dampfführungskasten nicht nur von innen sondern auch von außen oxidiert ist. Berücksichtigt man diese zusätzlichen Wärmequellen durch die Oxidation einer großen Fläche von Zry, so ergibt sich eine weitere leichte Verbesserung der Rechenergebnisse. Der Einsatz der Eskalation erfolgt aber immer noch etwas zu spät im Vergleich zur Messung. Als nächster Schritt soll eine verbesserte Beschreibung des Einflusses des Dampf/Argon-Gemisches erprobt werden.

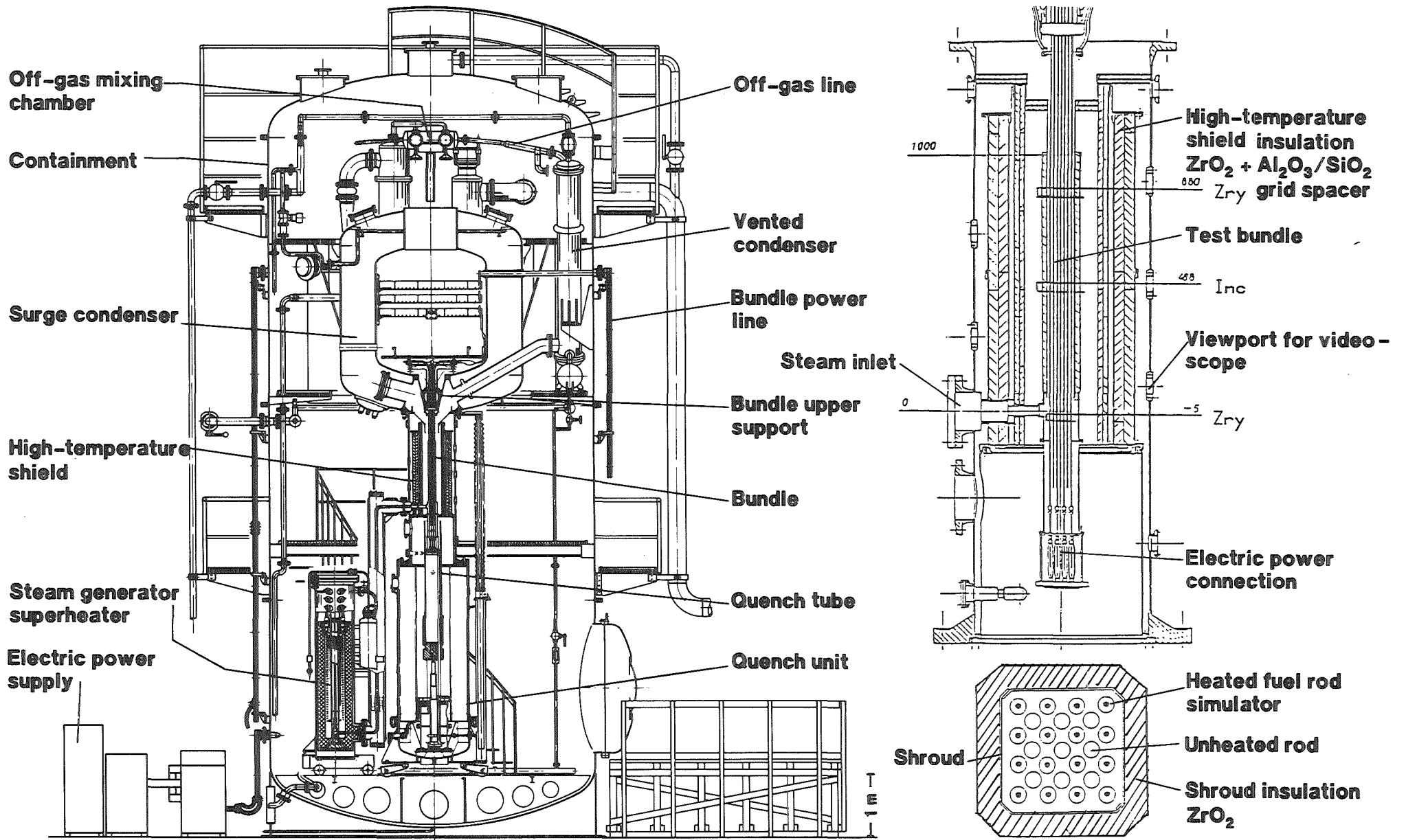
#### Weitere Versuche

Im nächsten CORA-Versuch soll der Einfluß von DWR-Absorbermaterial untersucht werden. Im Bündel ist dann ein AgInCd-Absorberstab mit Zry-Führungsrohr eingebaut. Um Informationen über die Schadensentwicklung beim Wiederfluten des Kerns zu erhalten wird das übernächste Experiment als Quenchversuch ausgeführt. Der darauf folgende Versuch soll unser Wissen zum Schadensverhalten von Siedewasserreaktoren verbessern. Borcarbidstäbe in einer plattenförmigen Simulation des Absorberkreuzes, durch eine Zry-Wand gegen die Brennstab-simulatoren getrennt, sollen ein realistisches Verhalten der Materialien ermöglichen.

Bei der Anwendung des SCDAP-Codes soll als nächster Schritt eine verbesserte Beschreibung des Einflusses des Dampf/Argon-Gemisches erprobt werden, um den Beginn der Temperatur-  
eskalation realistischer beschreiben zu können. Anschließend soll versucht werden, den Einfluß  
der Wechselwirkung der Zry-Hülle mit dem Abstandshalter zu berücksichtigen.

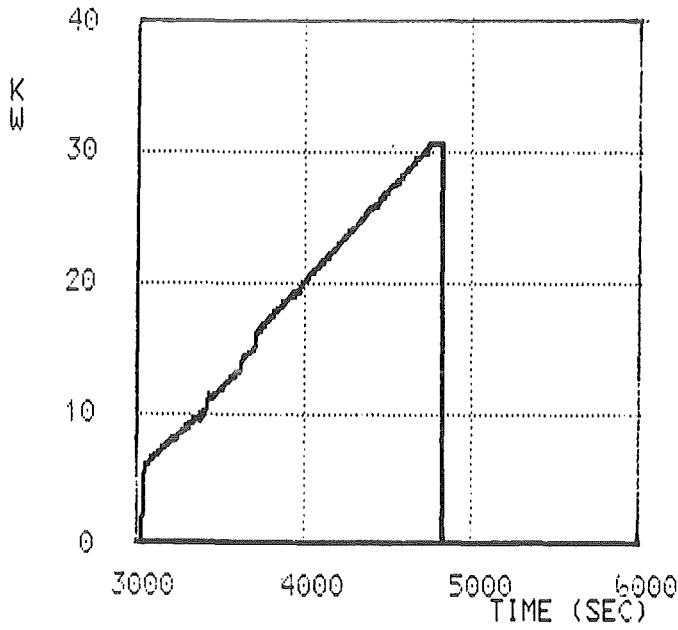
#### Literatur

- [1] FIEGE, A.; Severe Fuel Damage Investigations of KfK/PNS, KfK 3431B, 1983
- [2] HAGEN, S., HAIN, K.; Out-of-pile Bundle Experiments on Severe Fuel Damage;  
CORA-Program, KfK 3677, 1986
- [3] HAGEN, S., HERING, W., VOGEL, K.; CORA-SCOPING TEST-B, Test Results Report,  
KfK 4171, 1988
- [4] HAGEN, S., HERING, W., VOGEL, K.; CORA-SCOPING TEST-C, Test Results Report,  
KfK 4312, 1988
- [5] HAGEN, S., HOFMANN, P., SCHANZ, G., SEPOLD, L.; Interaction between Zry-Cladding and  
Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>-Pellets, Post Test Results of Test CORA-B and CORA-C, KfK 4313, 1988
- [6] HAGEN, S., HERING, W., VOGEL, K.; CORA-2; Test Results Report, KfK 4342, 1988
- [7] HAGEN, S. et al., in PRS-Jahresbericht 1986, KfK 4450, 1987

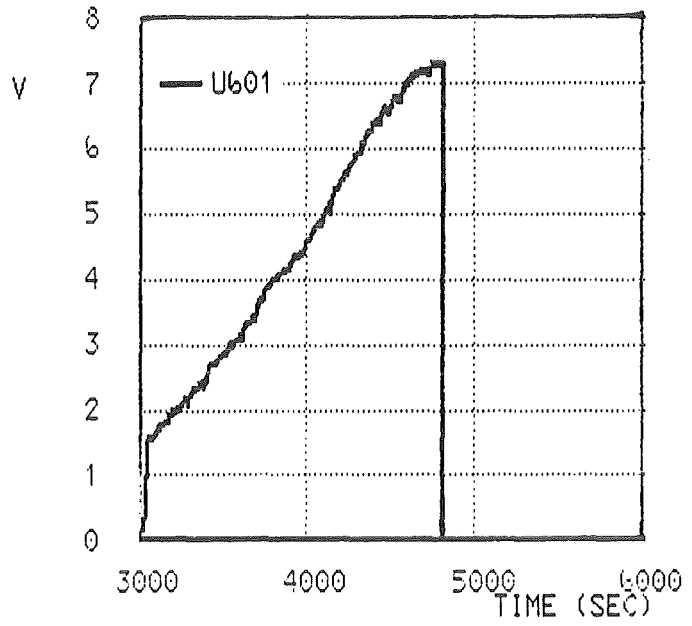


12.07.01

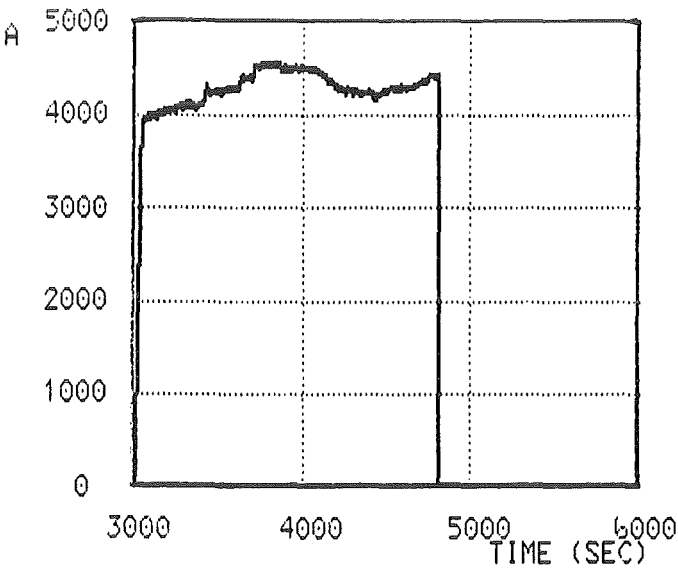
**Fig. 1: SFD test facility CORA and bundle within high-temperature shield**



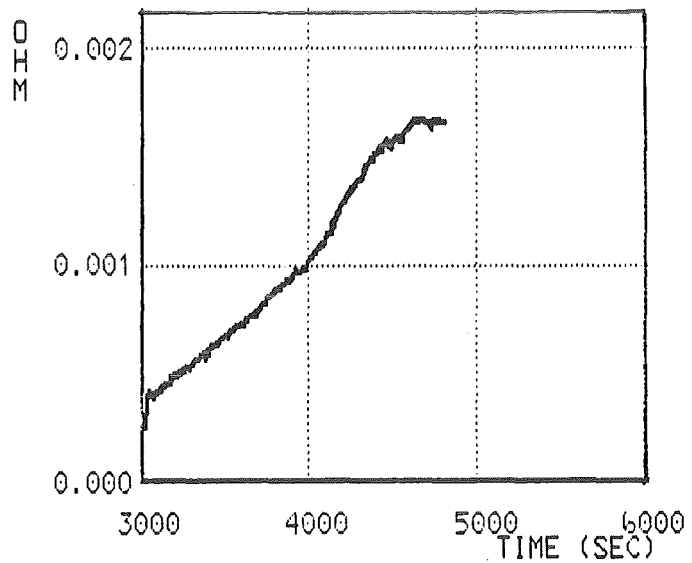
a Power



b Voltage



c Current

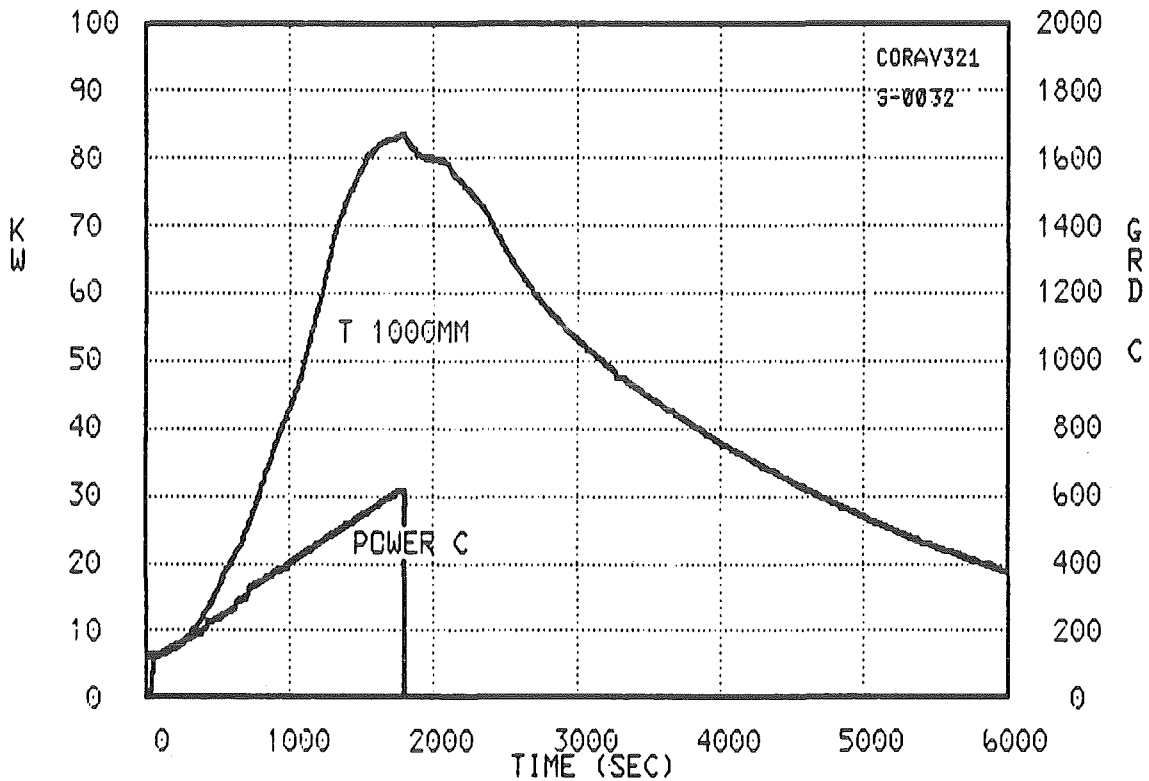
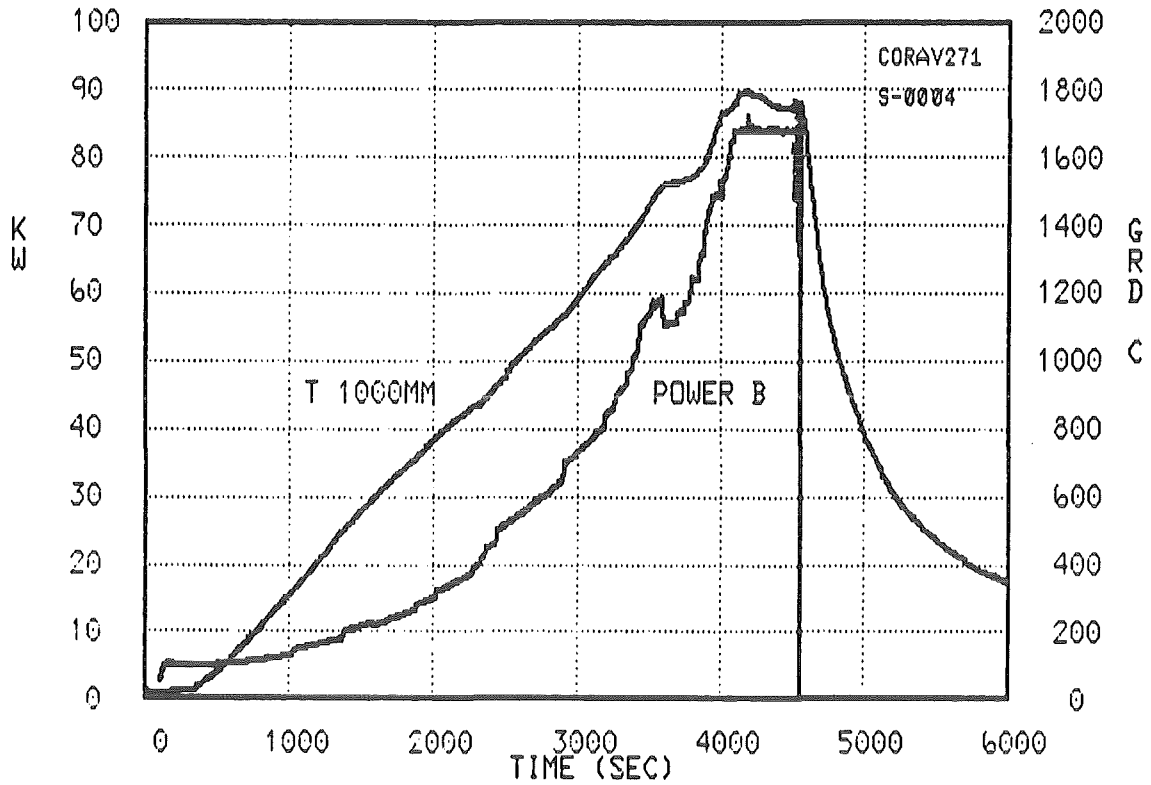


d Total Resistance

Fig. 2 :

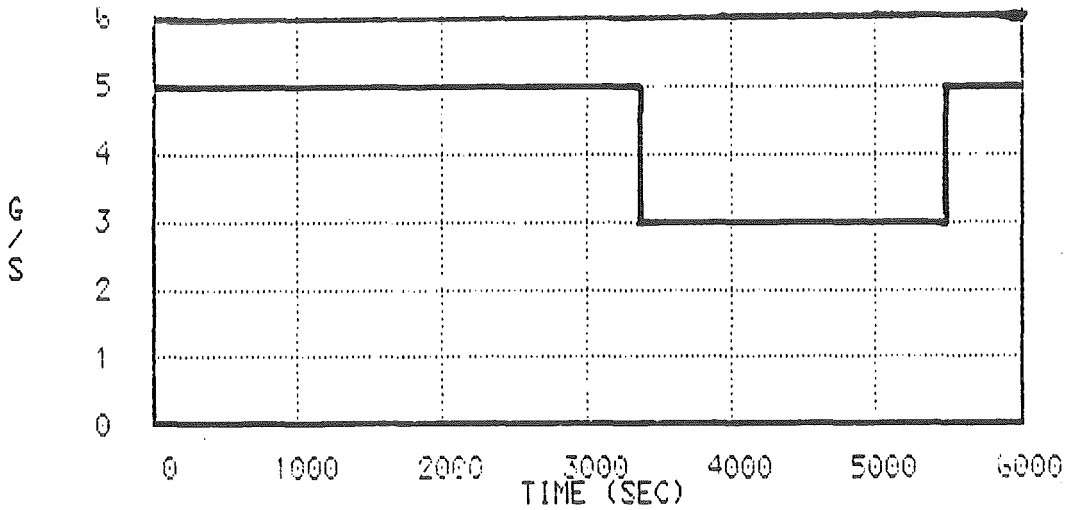
12.07.01

Power (a), voltage (b), current (c) and total resistance (d) for high temperature test CORA bundle C.

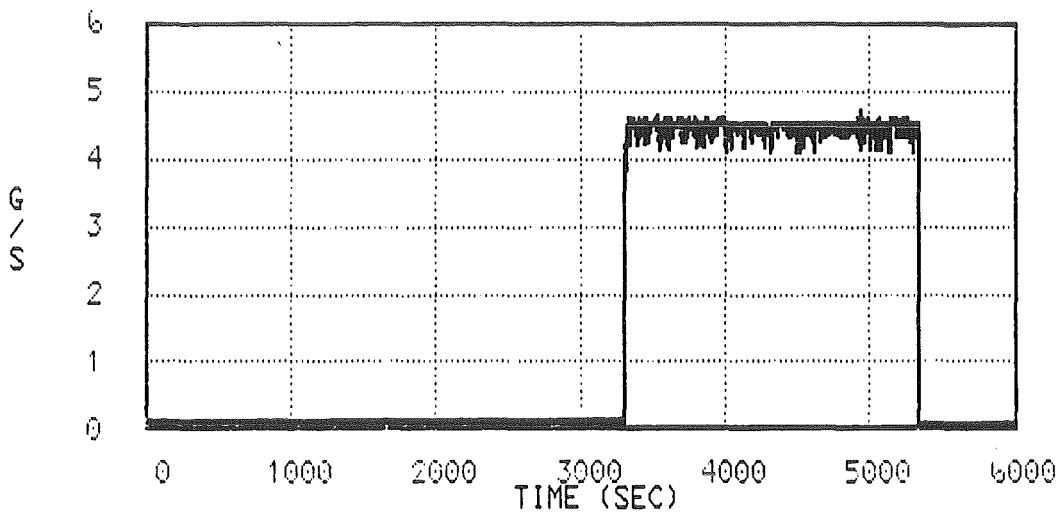


12.07.01

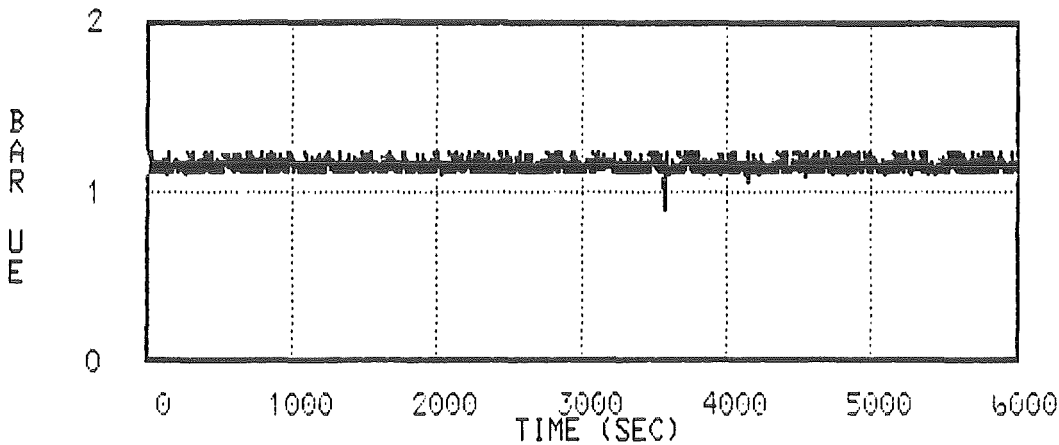
Fig. 3:  
Comparison of power and temperature at 1000 mm elevation for CORA tests B and C.



Argon flow through steam superheater for transient test CORA C



Steam flow for transient test CORA C

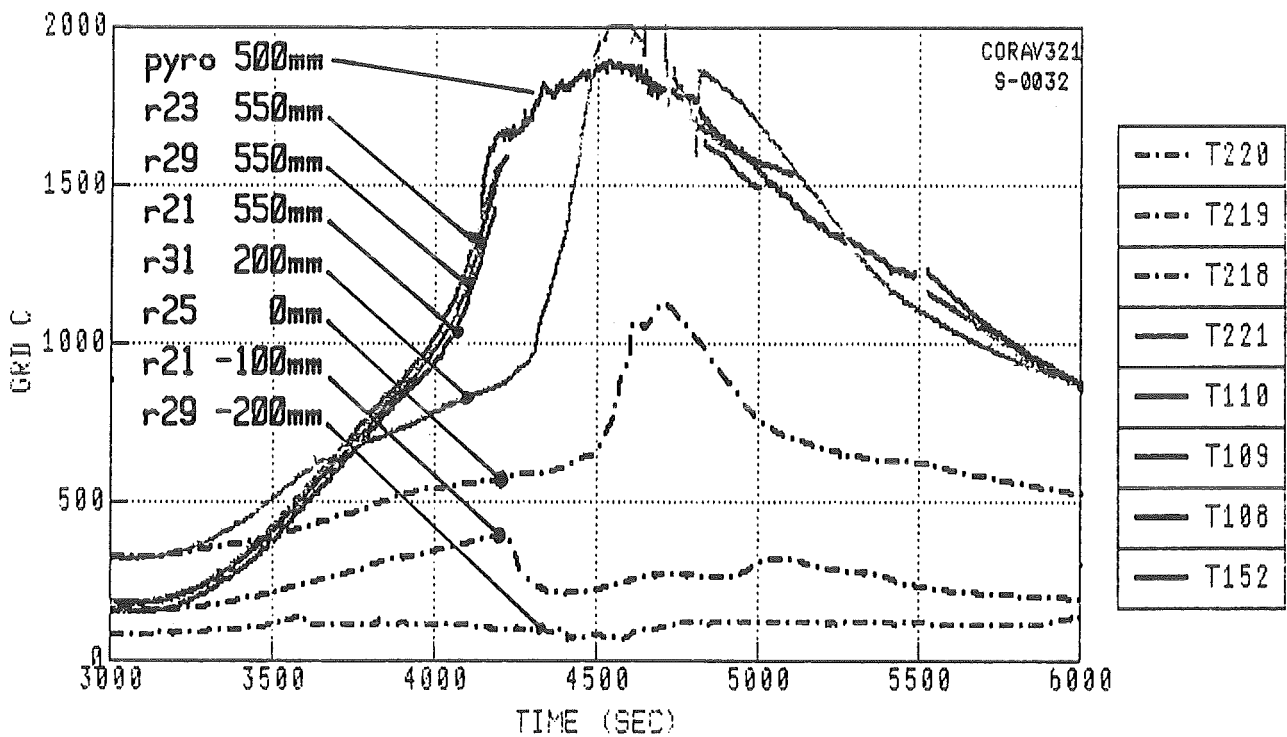
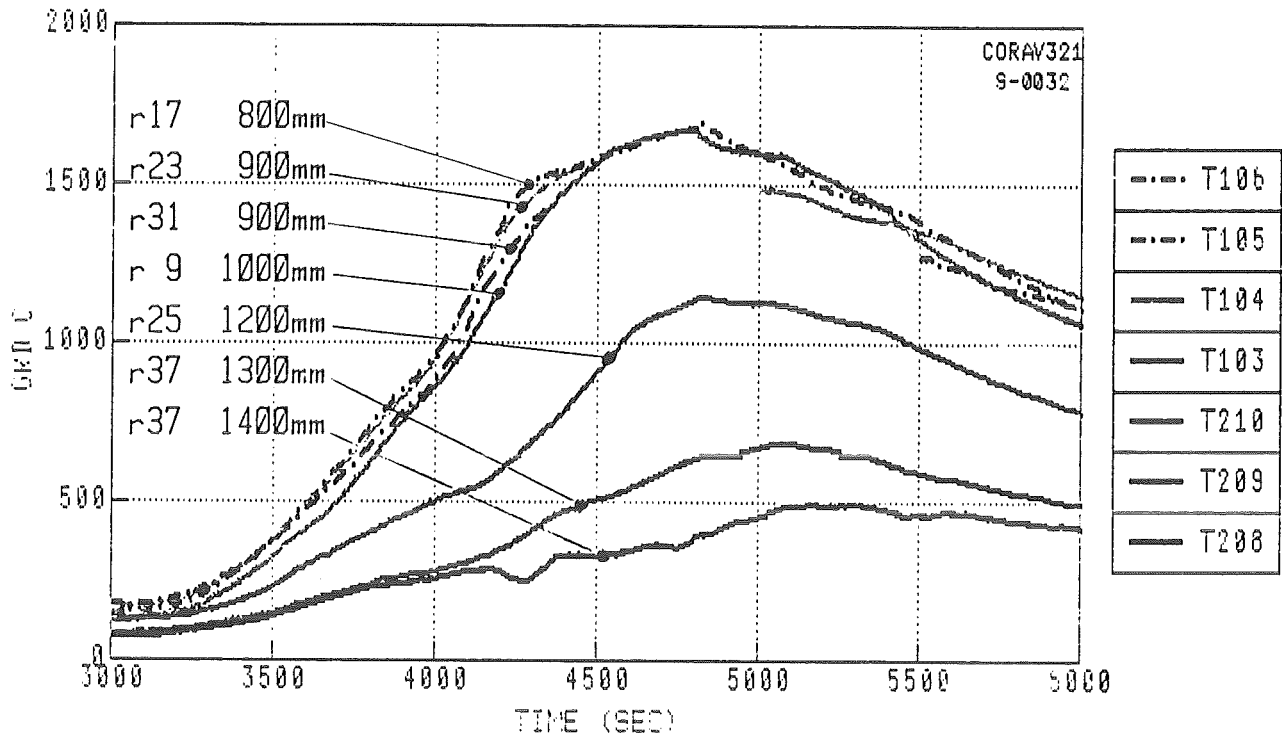


System pressure for transient test CORA C

Fig. 4:

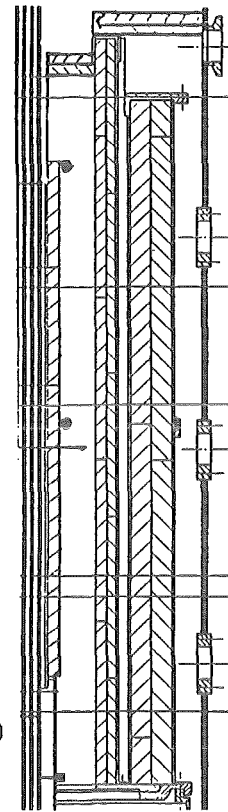
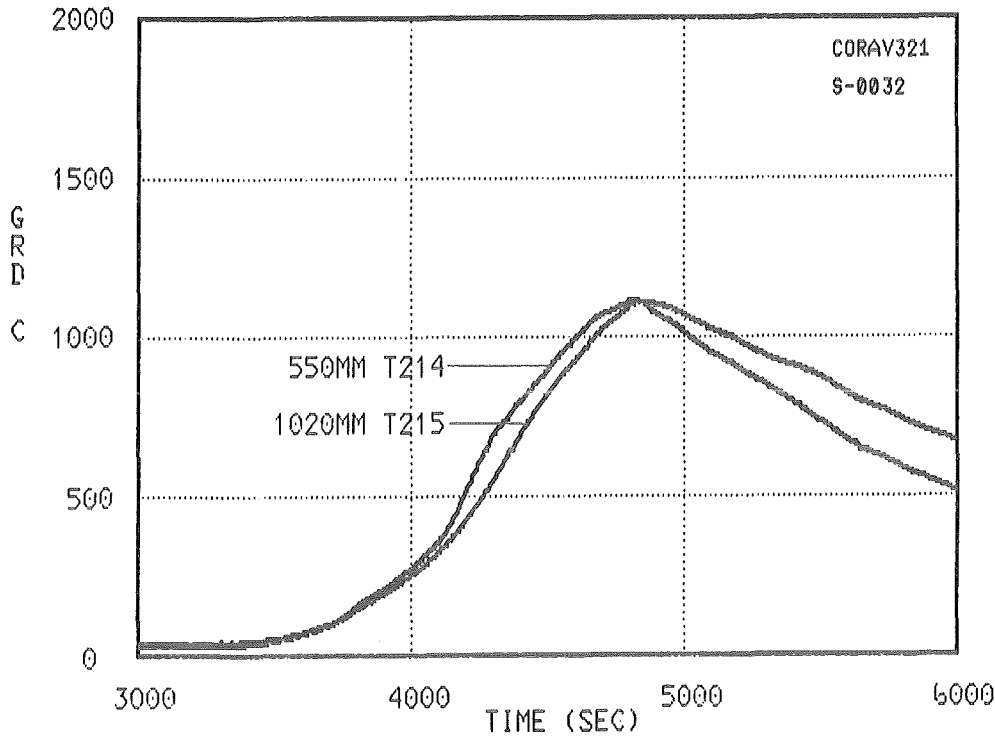
12.07.01





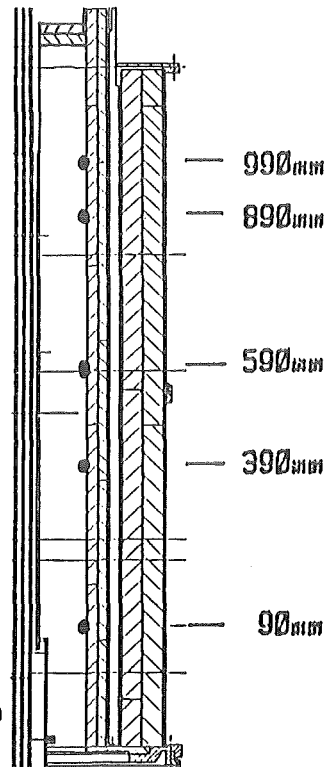
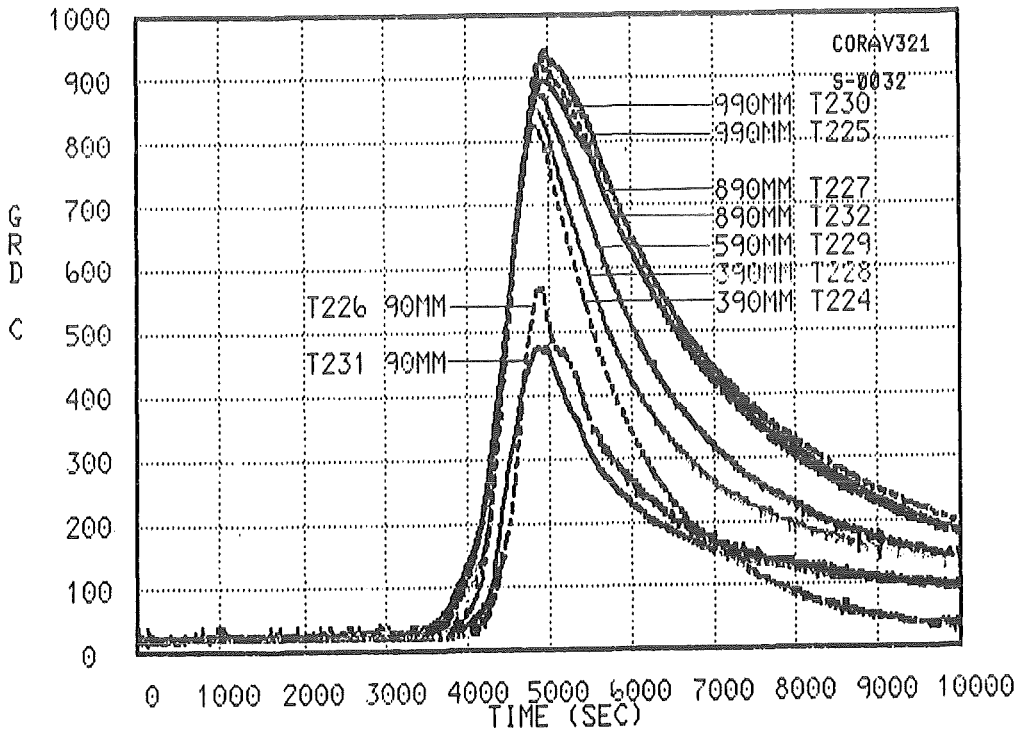
12.07.01

Fig. 5:  
Temperatures for unheated fuel rod simulators  
at elevations given ( transient test CORA C )



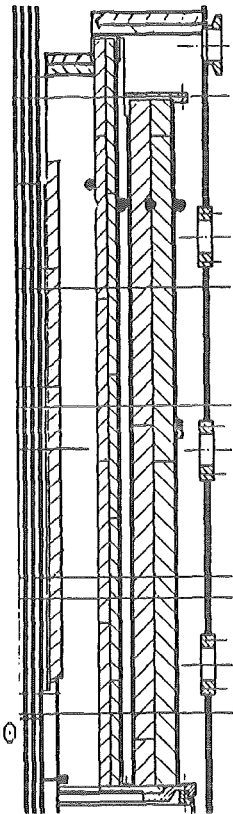
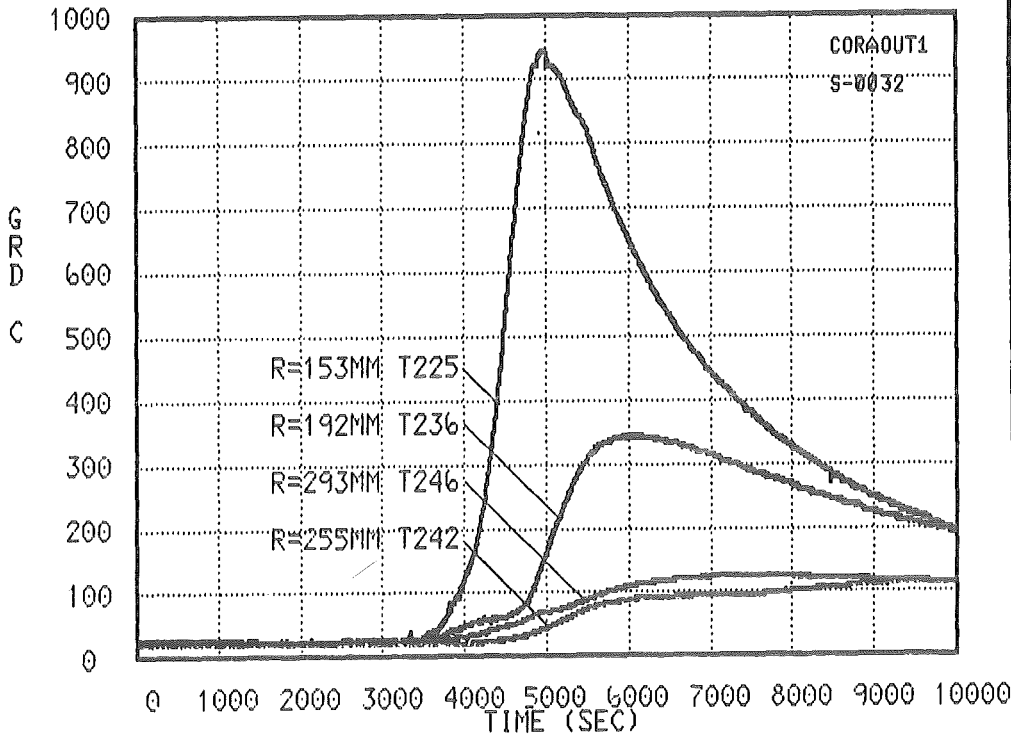
12.07.01

Fig. 6a:  
Temperatures on the outside of shroud insulation  
(transient test CORA C)



12.07.01

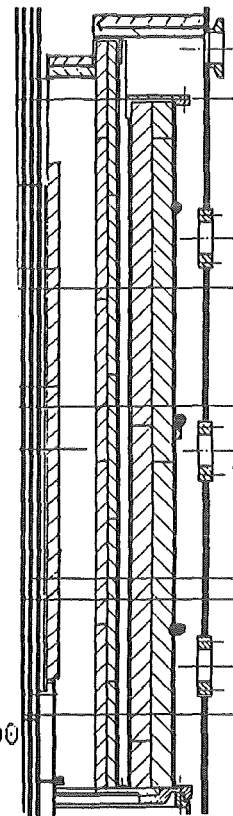
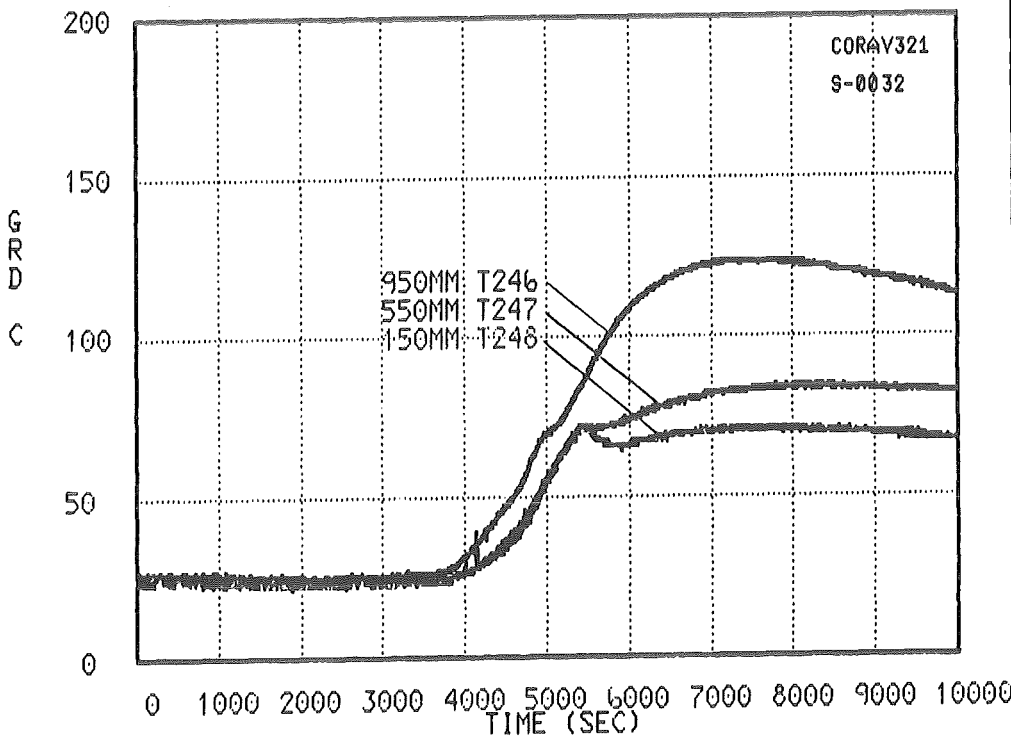
Fig. 6b:  
Temperatures on the inner wall of high temperature  
shield insulation; 153mm radius (CORA bundle C)



12.07.01

Fig. 7a:

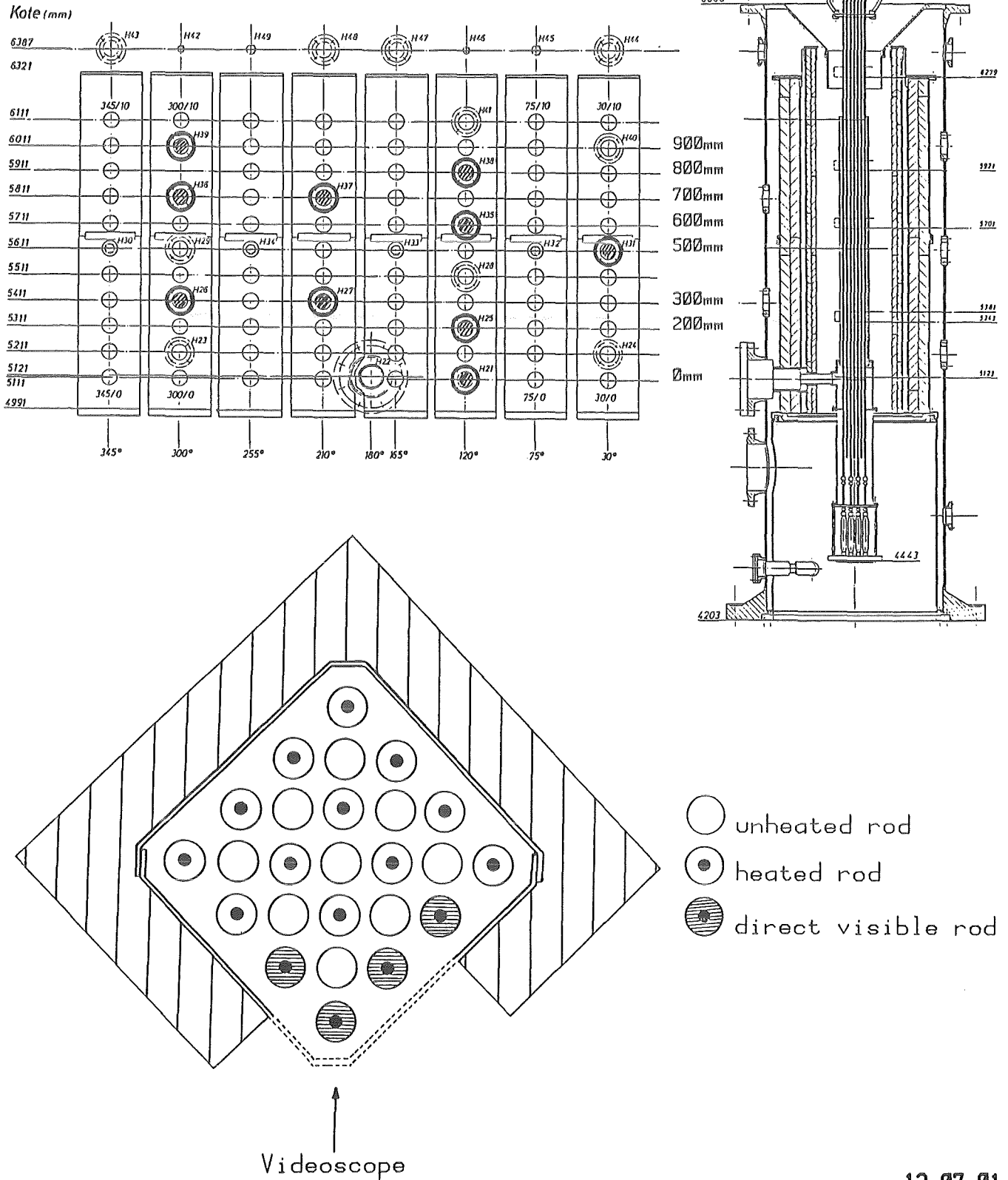
Temperatures in insulation of HTS at 950mm elevation, 345°; R=153mm at 990mm elevation (transient test CORA C)



12.07.01

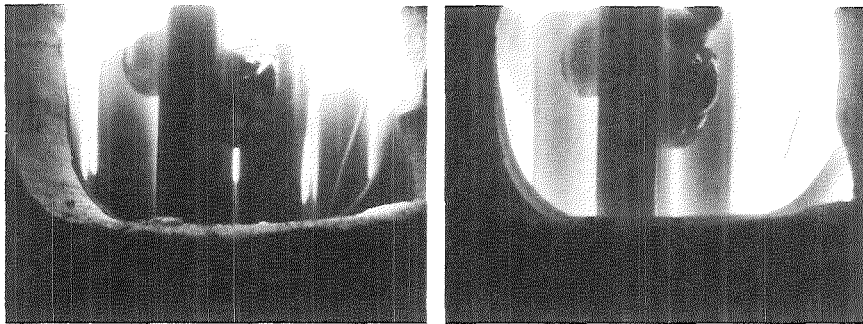
Fig. 7b:

Temperatures in insulation of HTS at 293mm radius, 345°; (transient test CORA C)



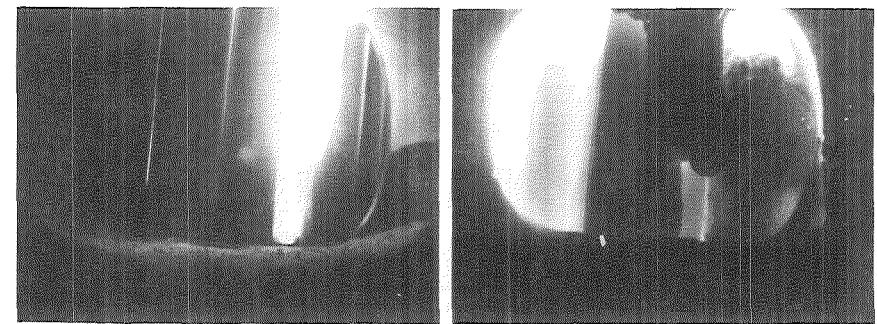
12.07.01

Abb. 8 :  
Lage der Videoskope am Hochtemperaturschirm und Darstellung des vom Videoskop erfassten Ausschnitts.



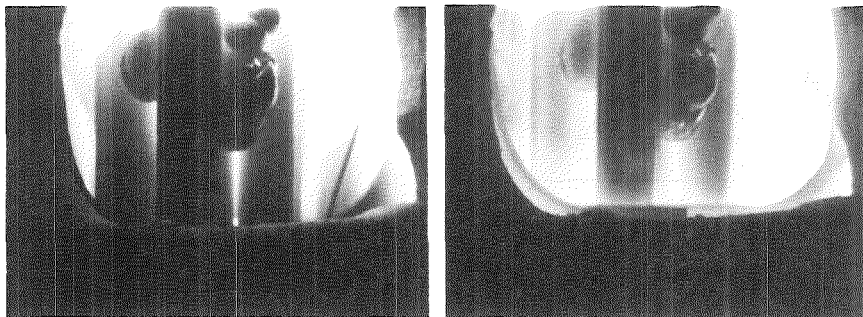
4244s

4393s



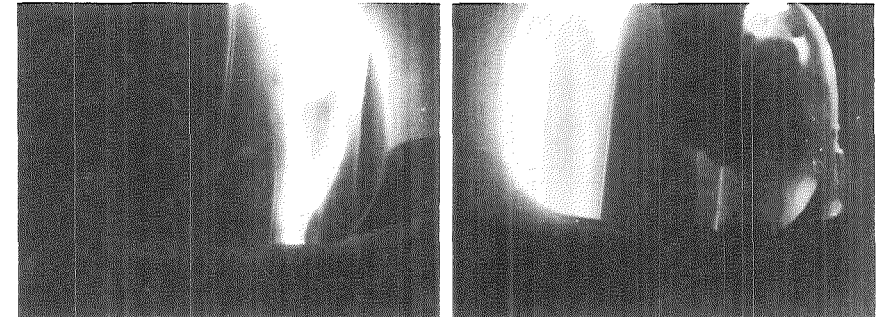
4280s

4444s



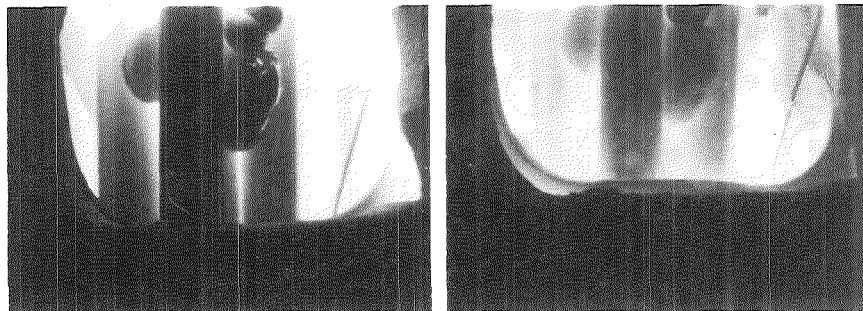
4280s

4444s



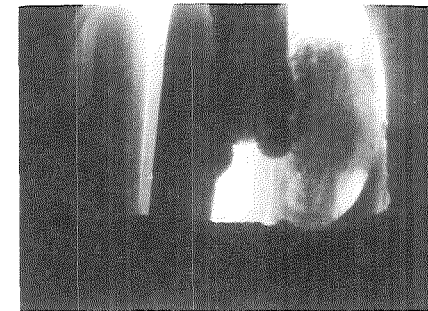
4296s

4661s



4296s

4661s

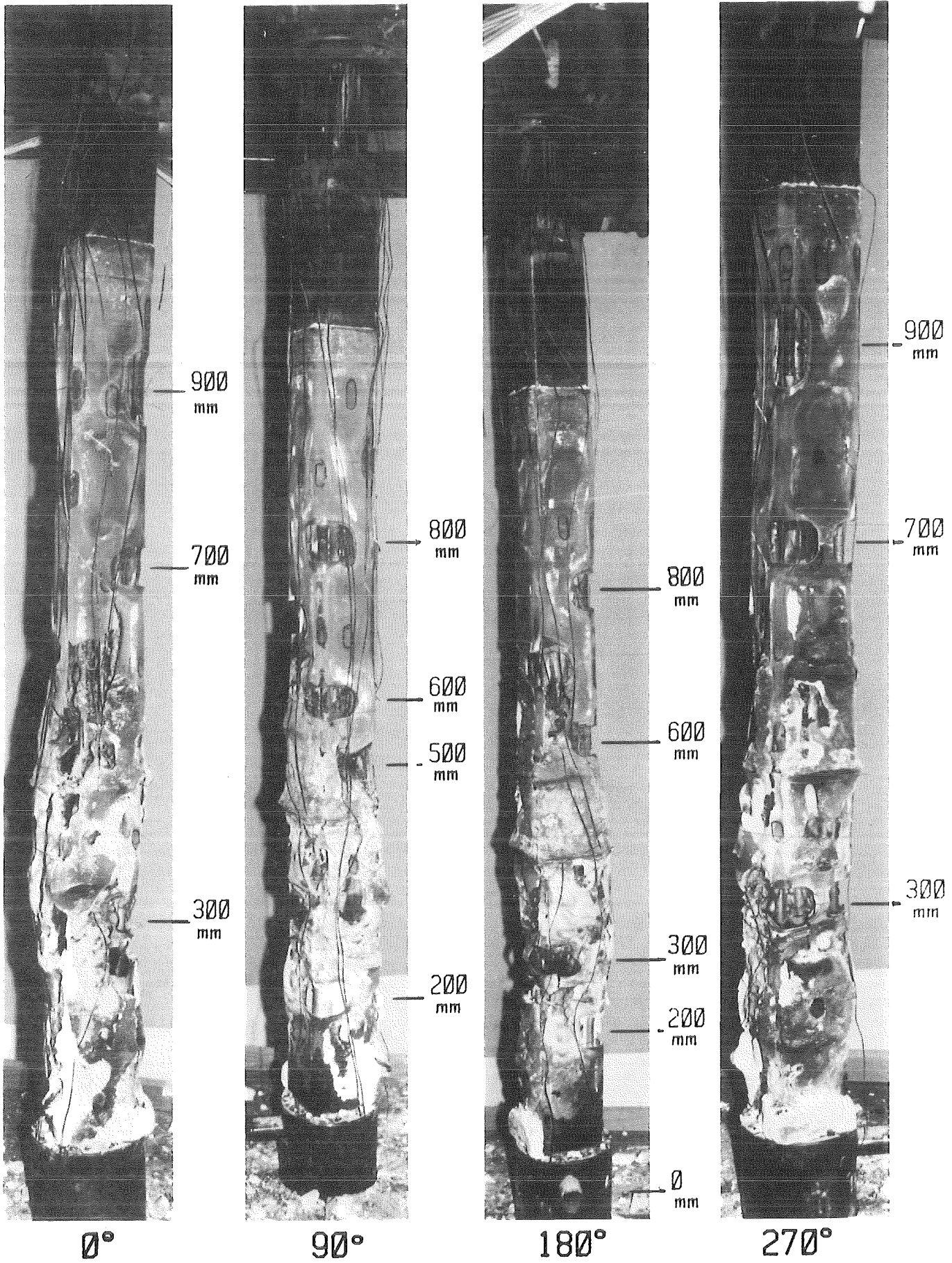


4393s

12.07.01

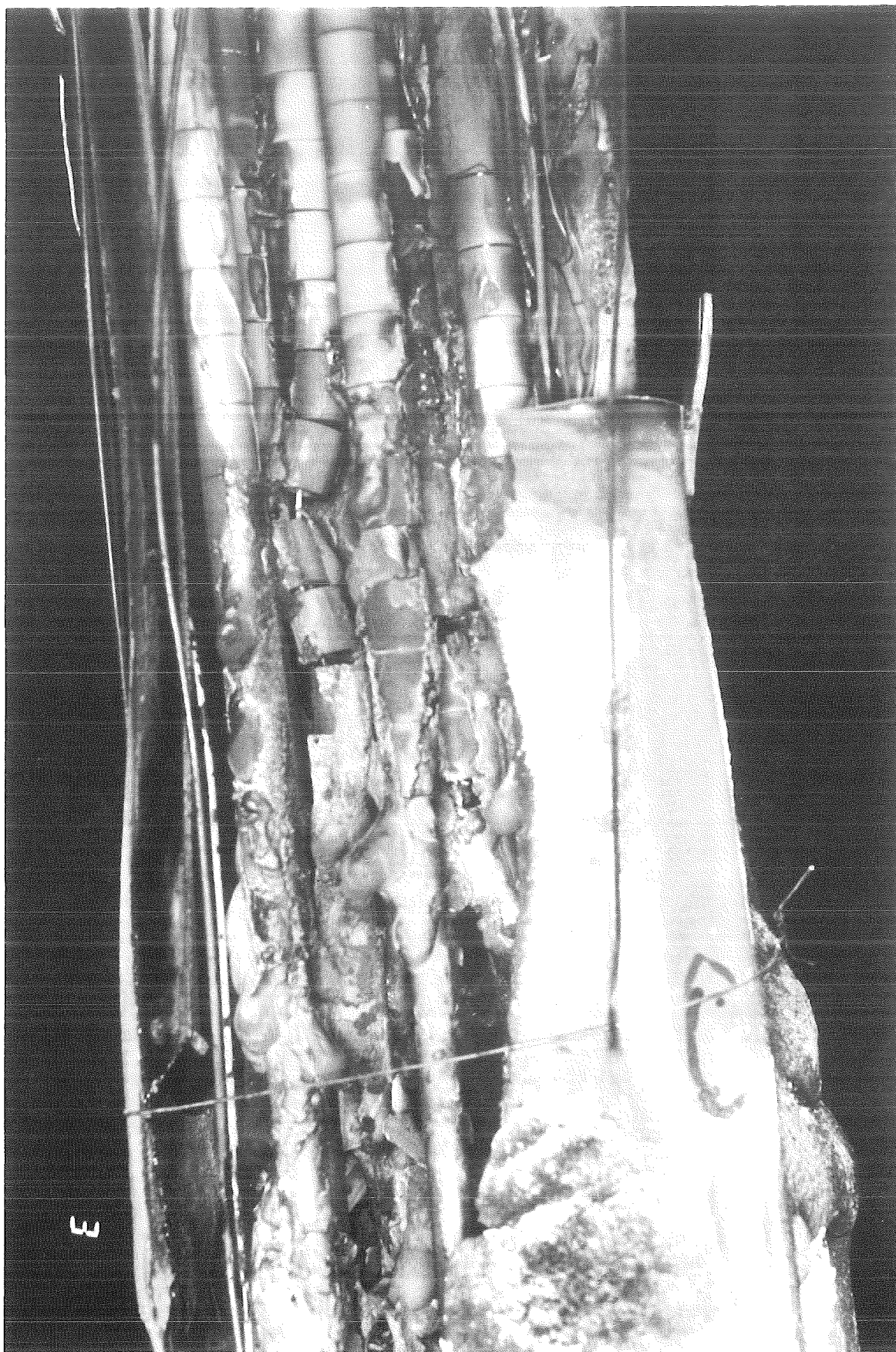
Fig. 9a: Videoscope pictures of fuel rod simulators 32, 26, 18, 10 taken at 300mm elevation, 210°, H27; (transient test CORA C)

Fig. 9b: Videoscope pictures of fuel rod simulators 10, 3, 8, 14 taken at 200mm elevation, 120°, H25; (transient test CORA C)



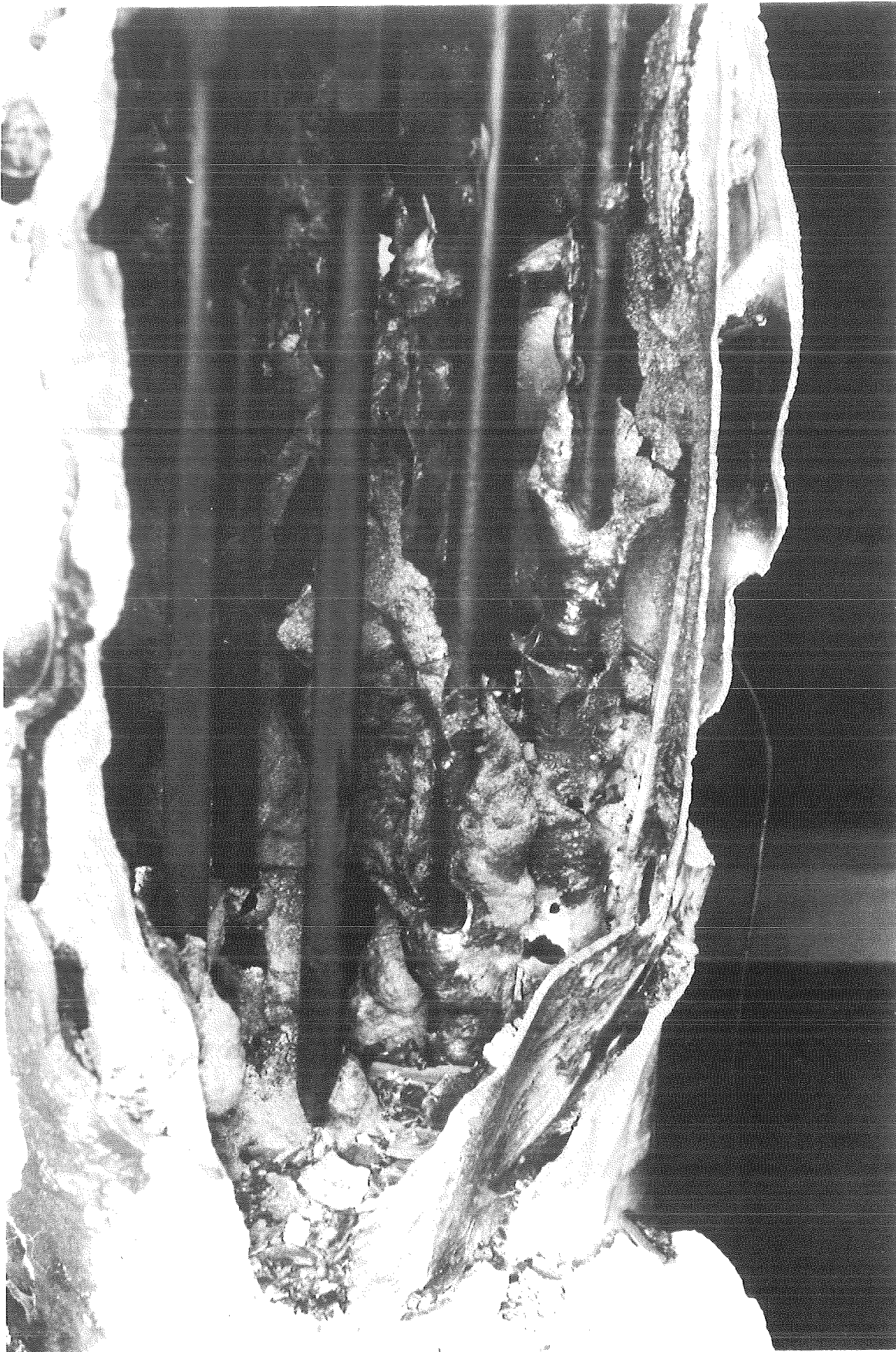
12.07.01

Fig.10: Post test appearance of CORA-bundle C after removal of shroud insulation



12.07.01

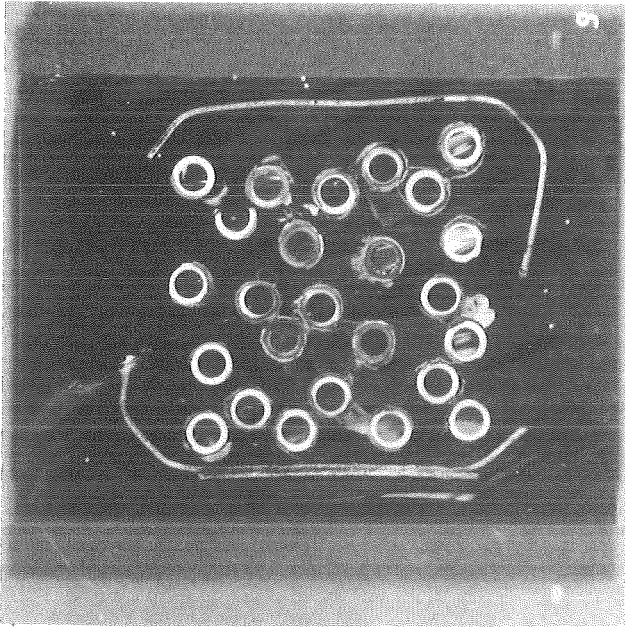
Fig. 11: Details of CORA-bundle C at 540 mm to 760 mm elevation (340°)



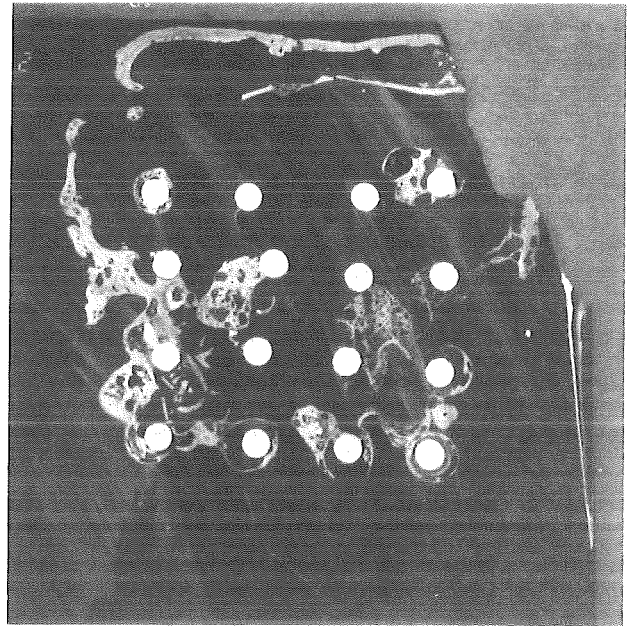
12.07.01

Fig. 12: CORA bundle C after removal of shroud at about 200 mm elevation.

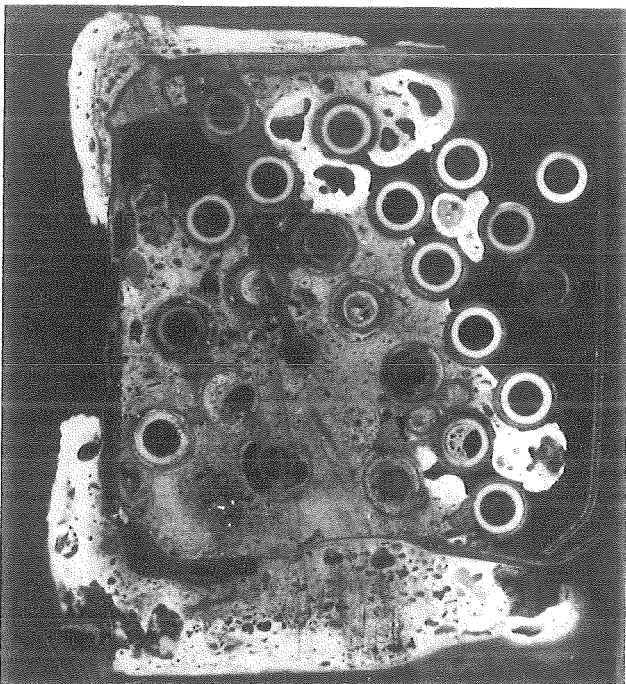




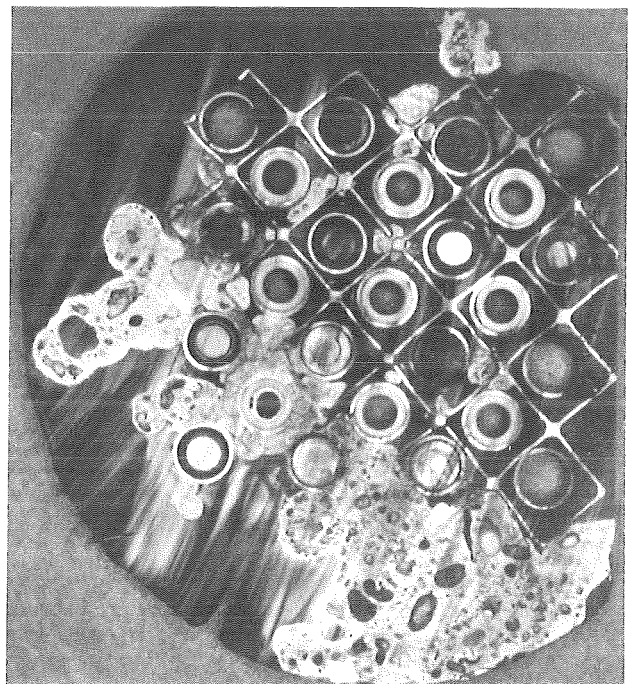
679mm



314mm



86mm

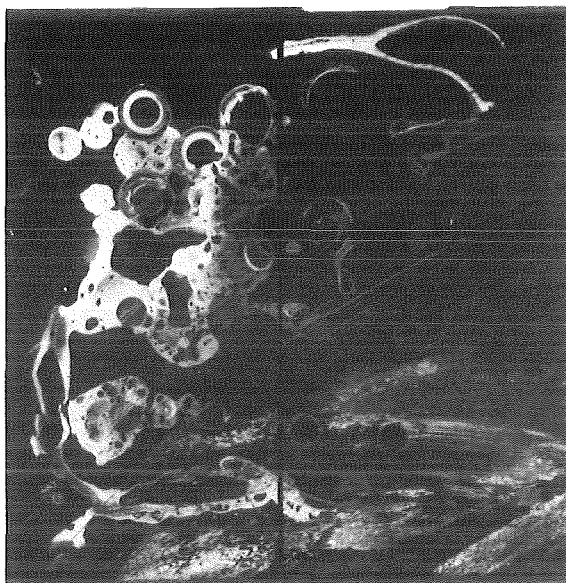


-4mm

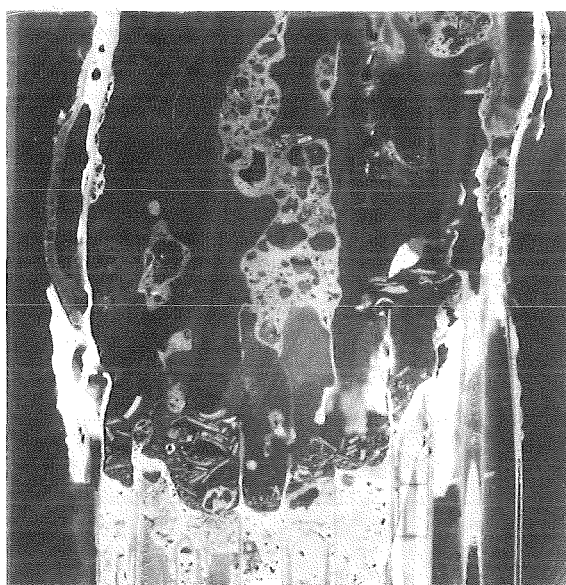
12.07.01

Fig. 13:

Cross sections of CORA bundle C at elevations given.



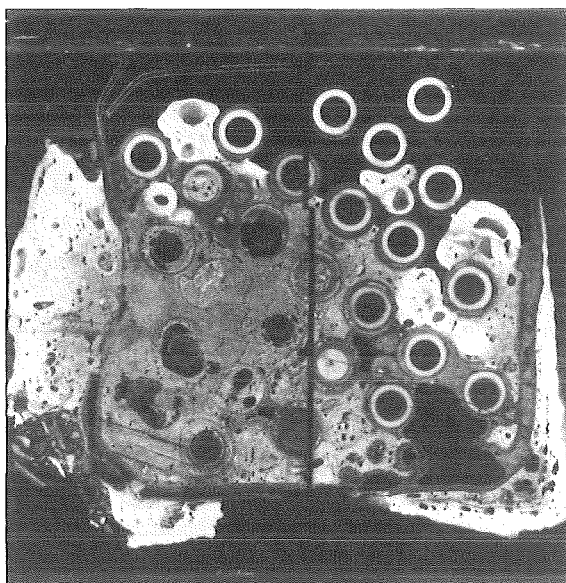
cross section at  
209mm elevation



209mm

vertical  
cross section

88mm



cross section at  
88mm elevation

Fig. 14: 12.07.01  
Bundle CORA C between 88mm and 209mm elevation

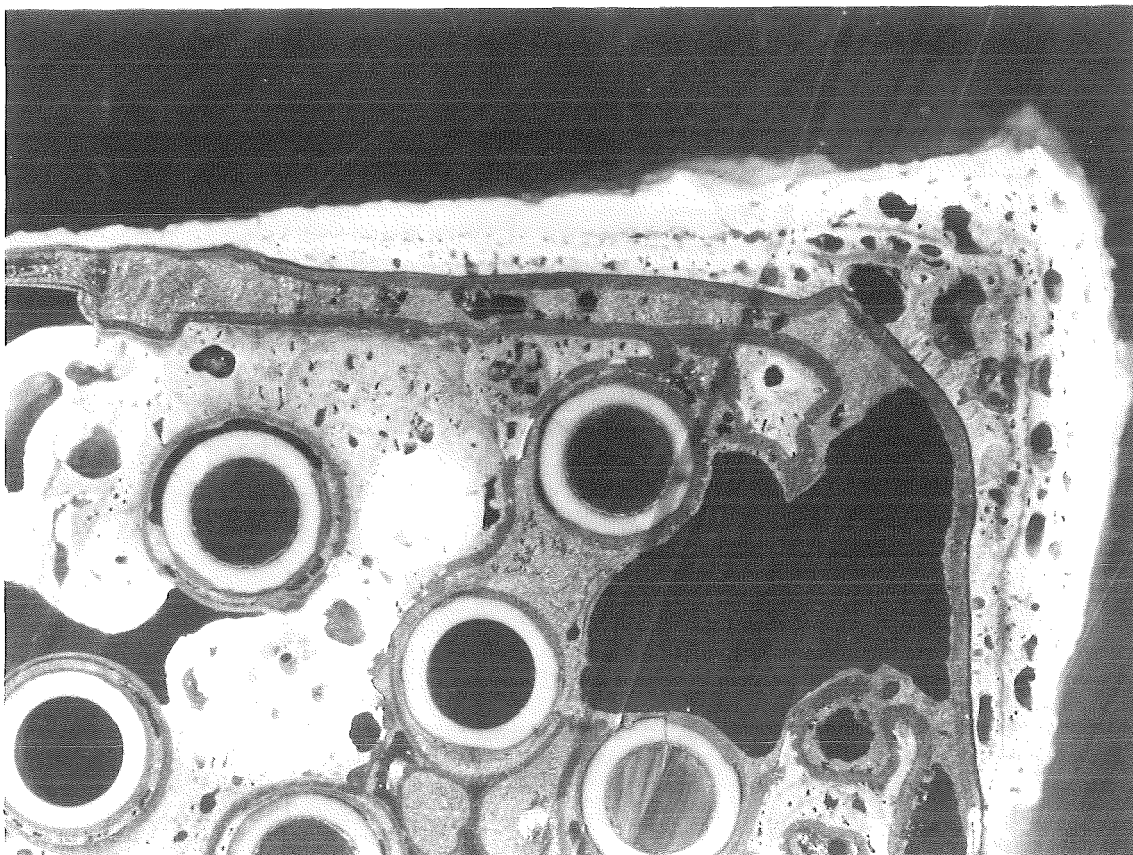
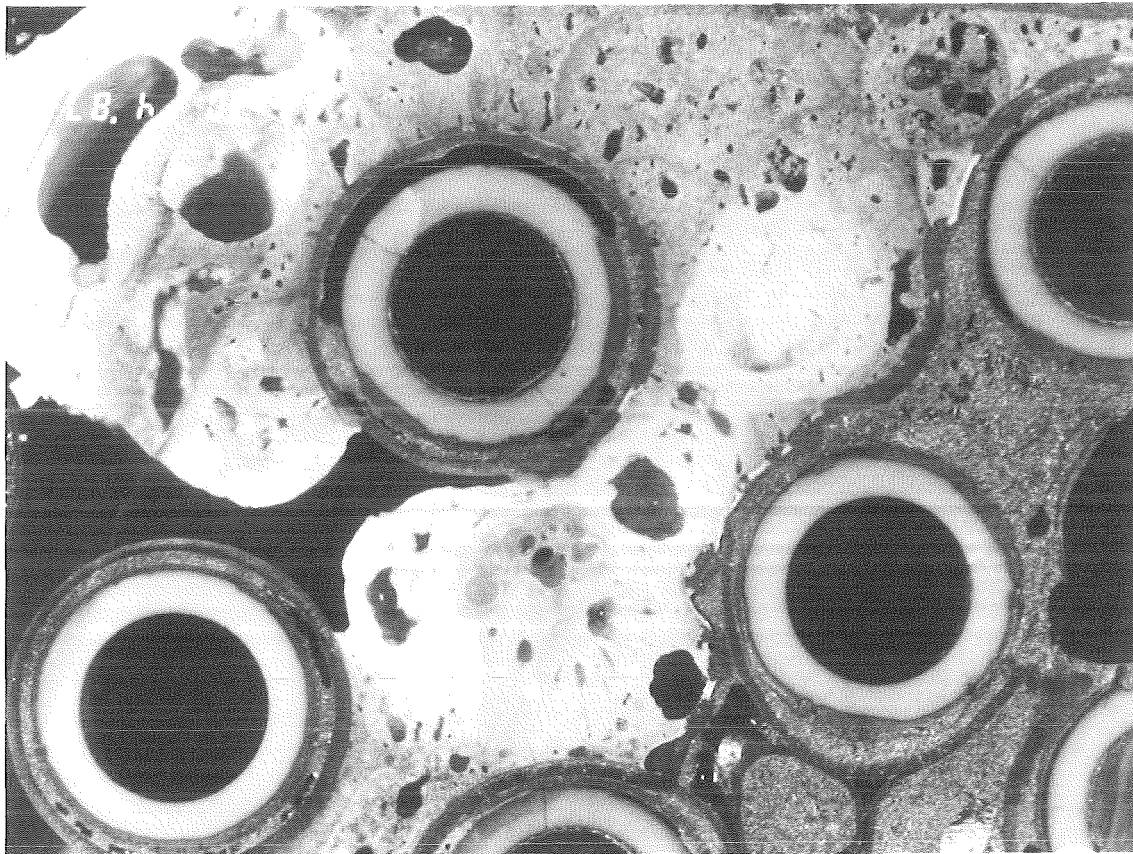
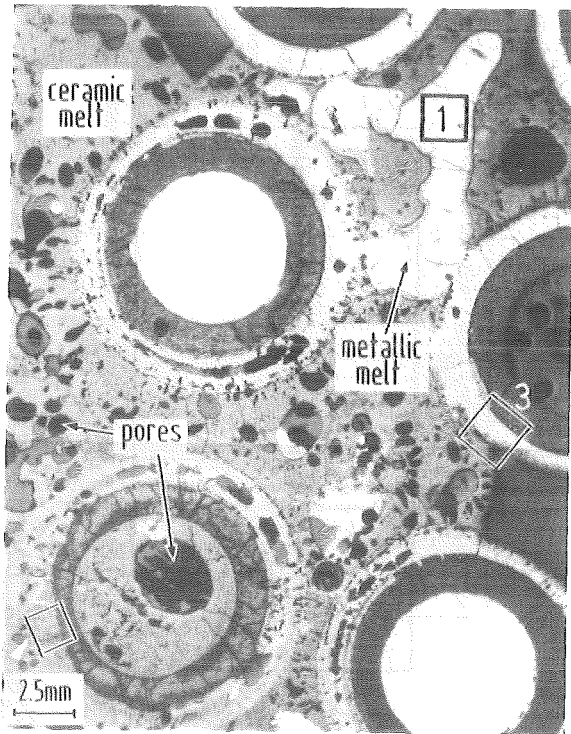
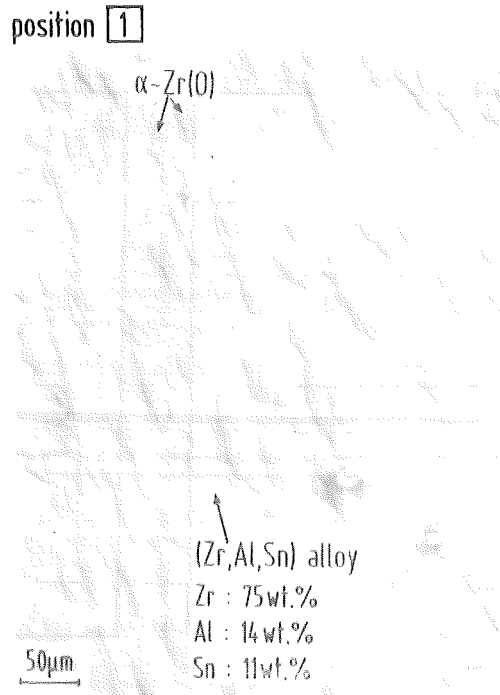


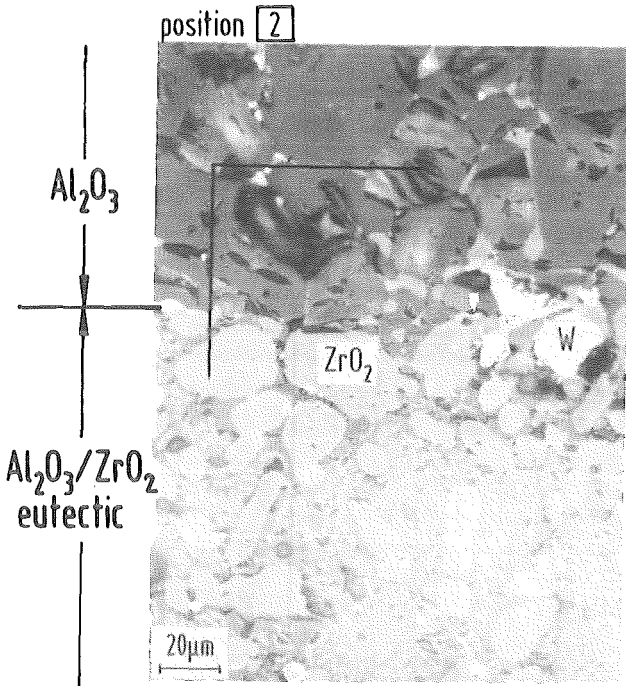
Fig. 15: 12.07.01  
Details of horizontal cross section at 88 mm elevation ; side b2 ;  
CORA C



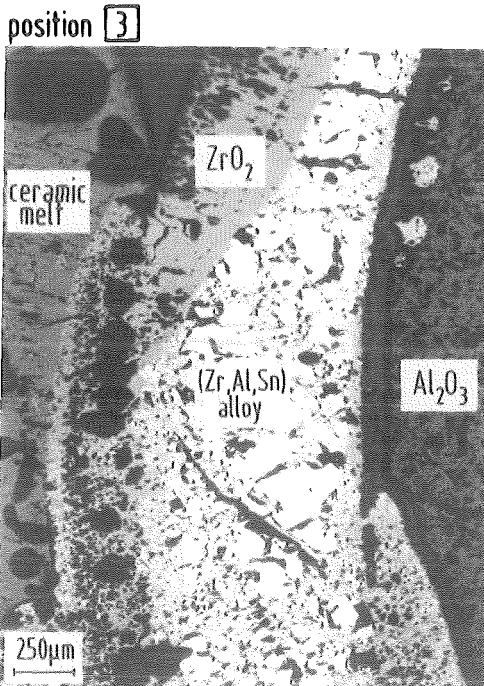
detail of cross-section C7 (71mm)



Al/Zr eutectic



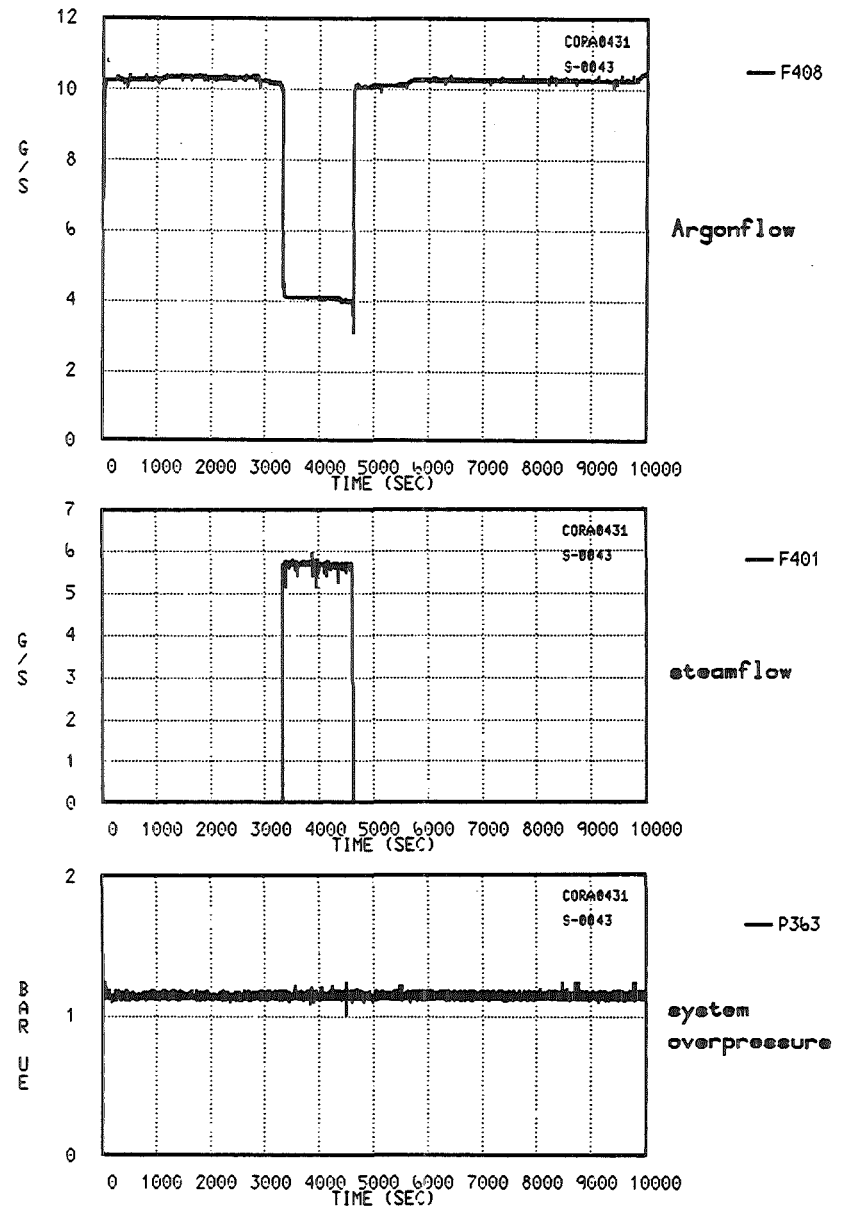
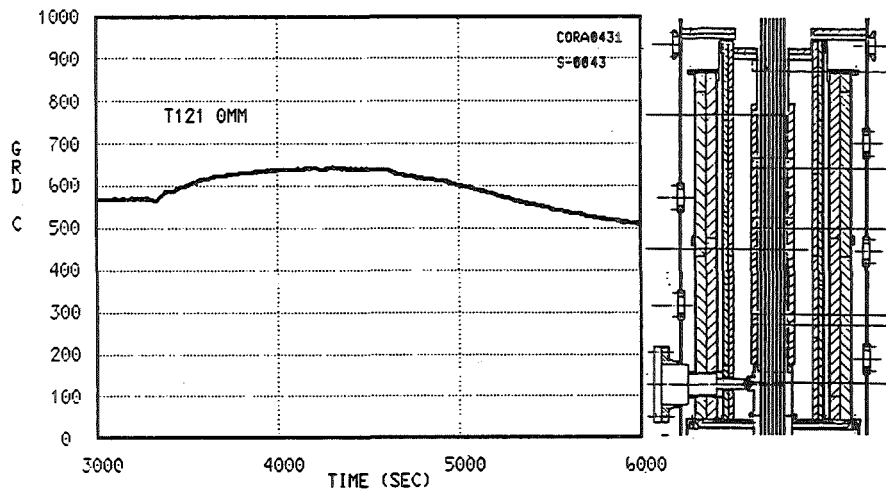
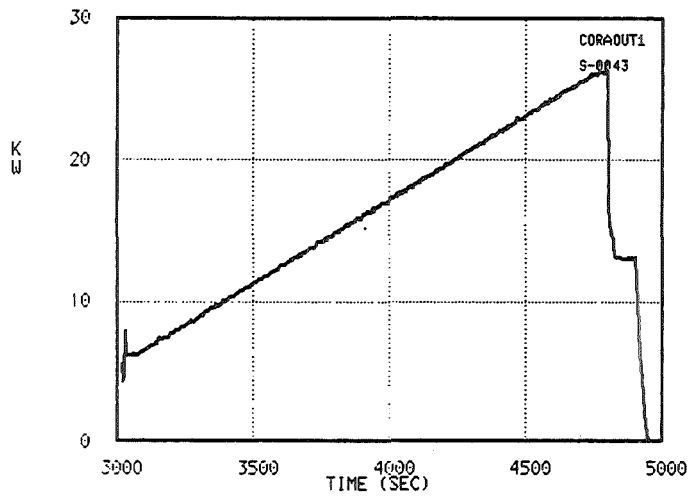
attack of Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> pellet



molten Zry/Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> interaction

12. 07. 01

Fig. 16: Microstructures of CORA bundle cross section C7 (71mm).



12.07.01

Fig. 17a: Electric power input and steam temperature at bundle entrance.

Fig. 17b: Argon-, steamflow, and system overpressure for CORA-2.

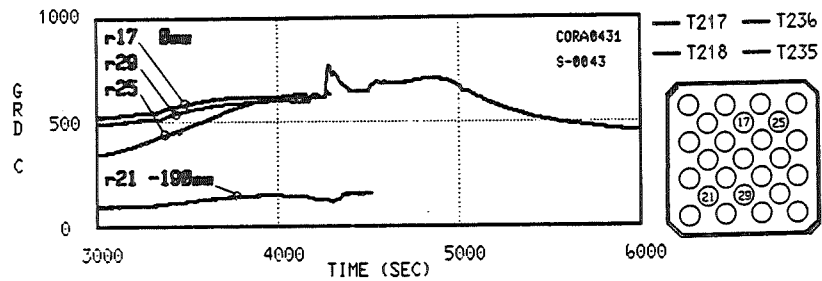
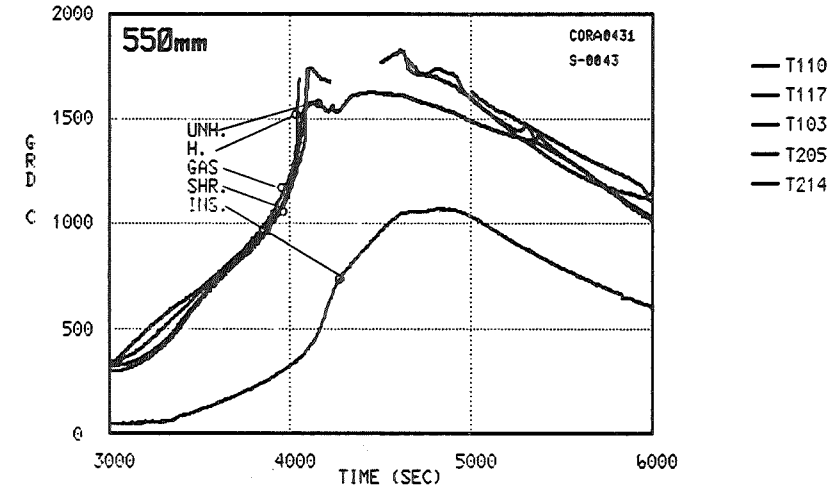
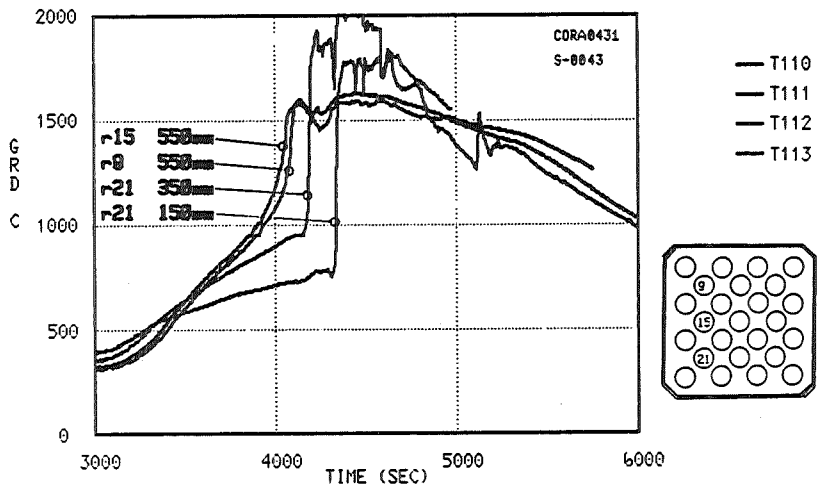
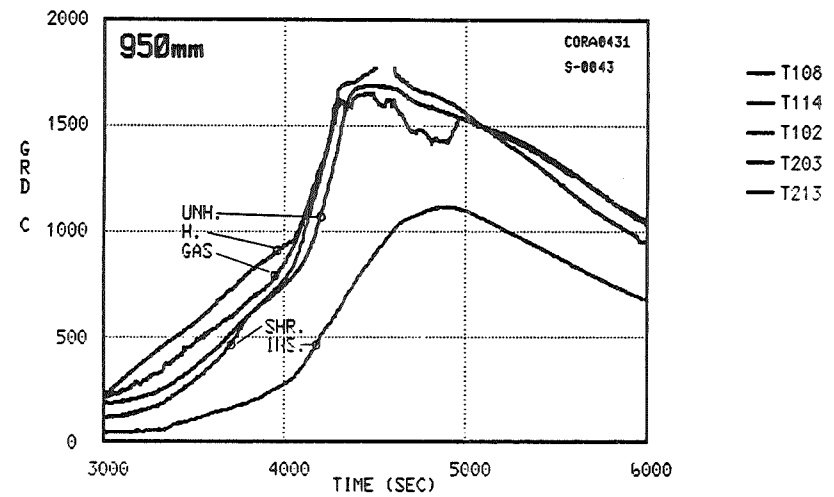
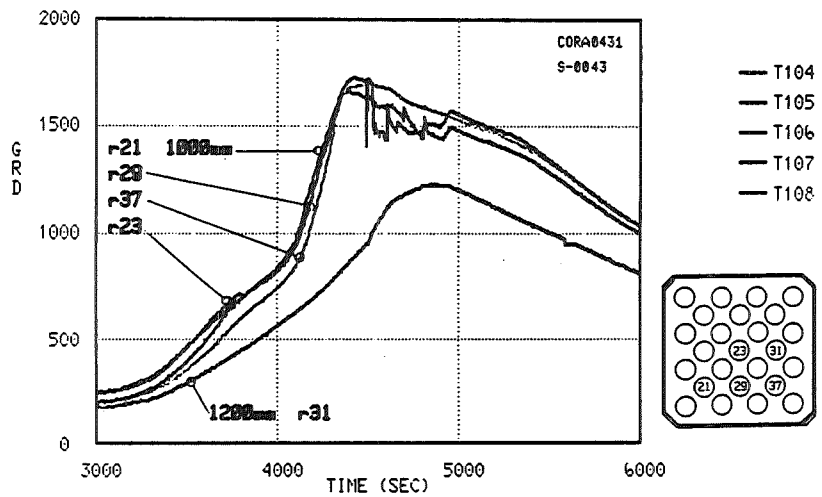
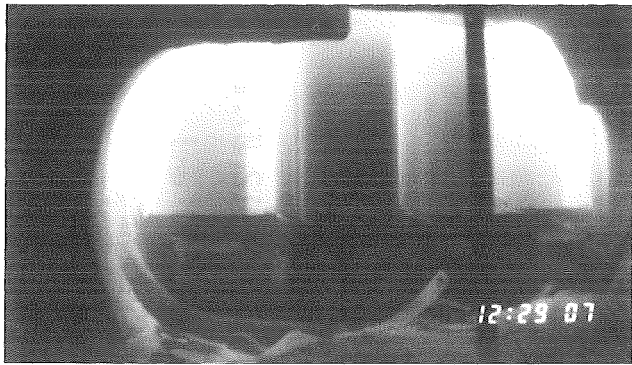


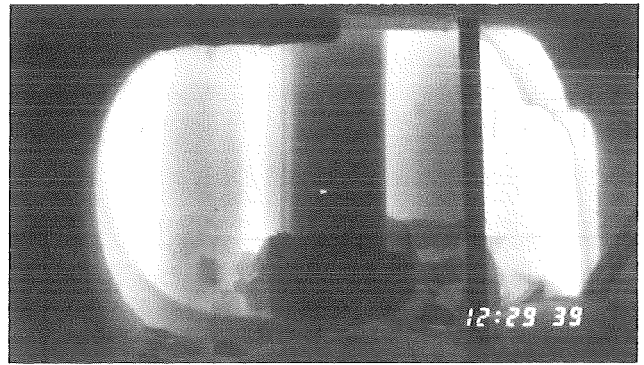
Fig. 18a: Temperatures of unheated fuel rod simulators at elevations given (CORA-2).

Fig. 18b: Comparison of temperatures of heated (H) and unheated (UNH) rod, gas, shroud (SHR) and outer surface of shroud insulation (INS) at 950mm and 550mm elevation (CORA-2).

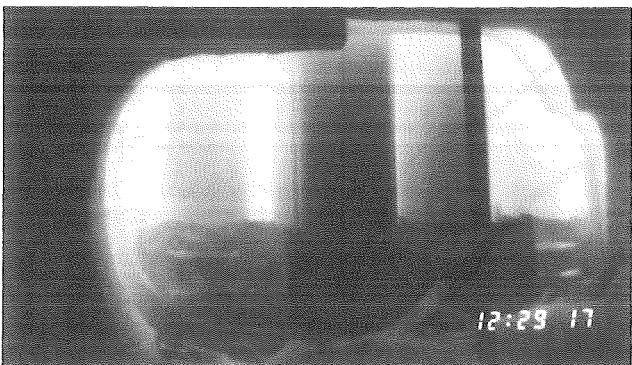
12.07.01



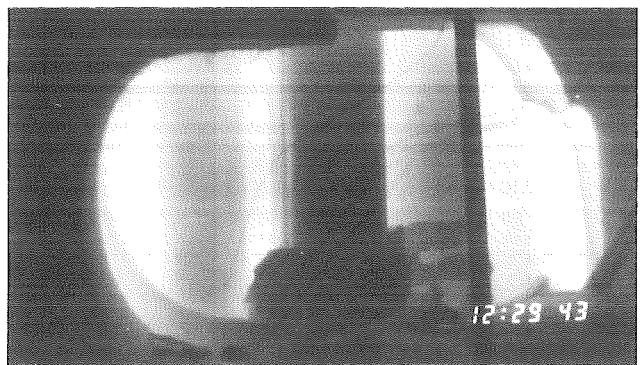
4147 sec



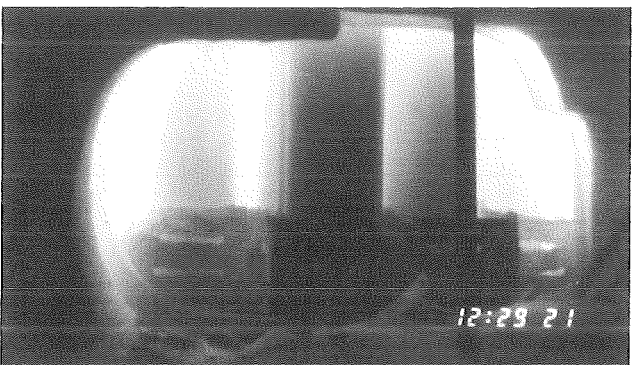
4179 sec



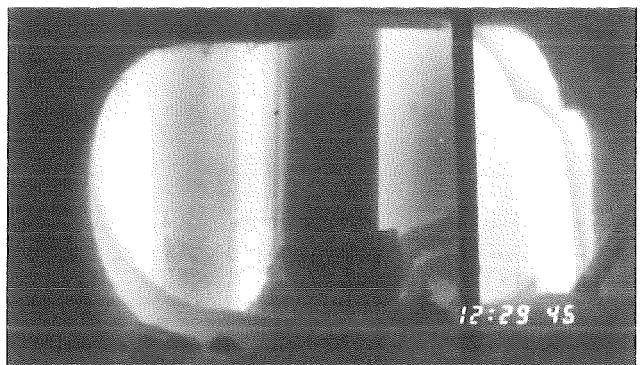
4157 sec



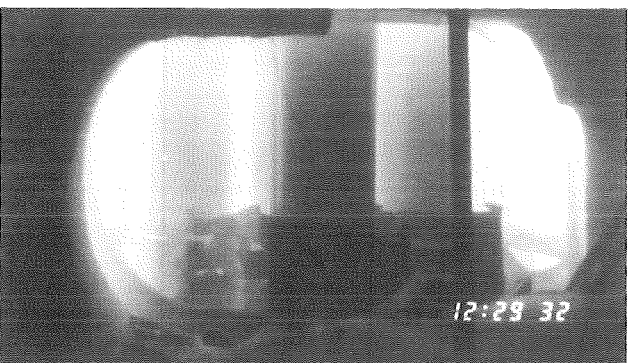
4183 sec



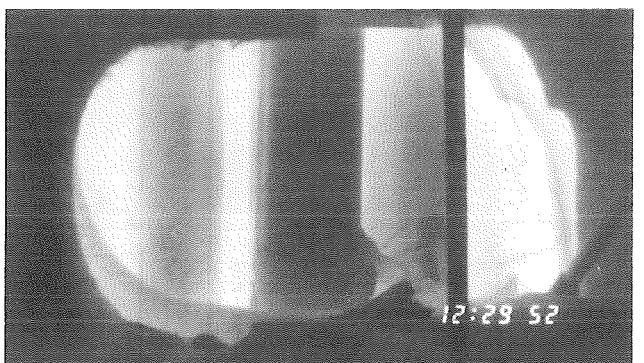
4161 sec



4186 sec



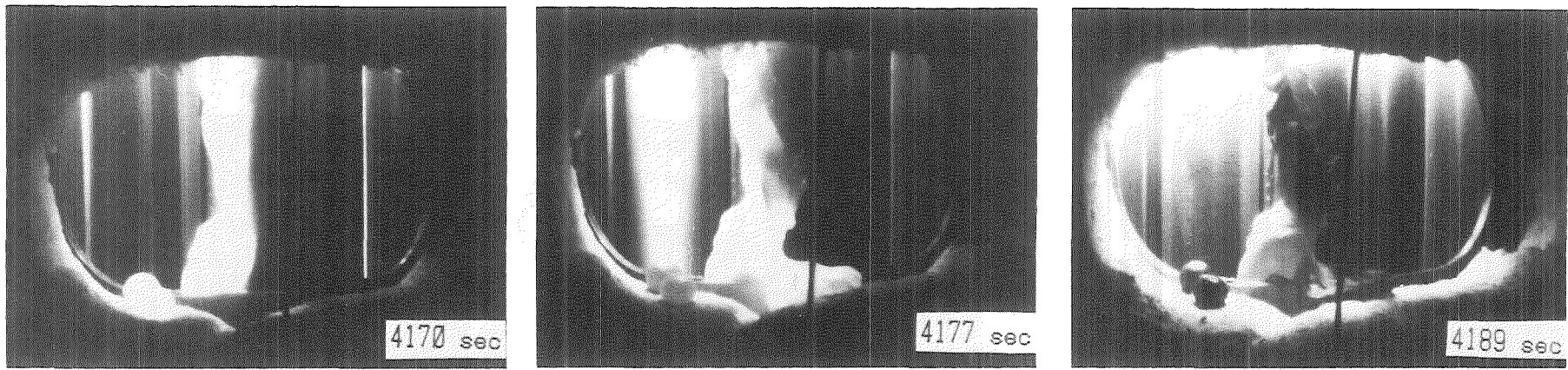
4172 sec



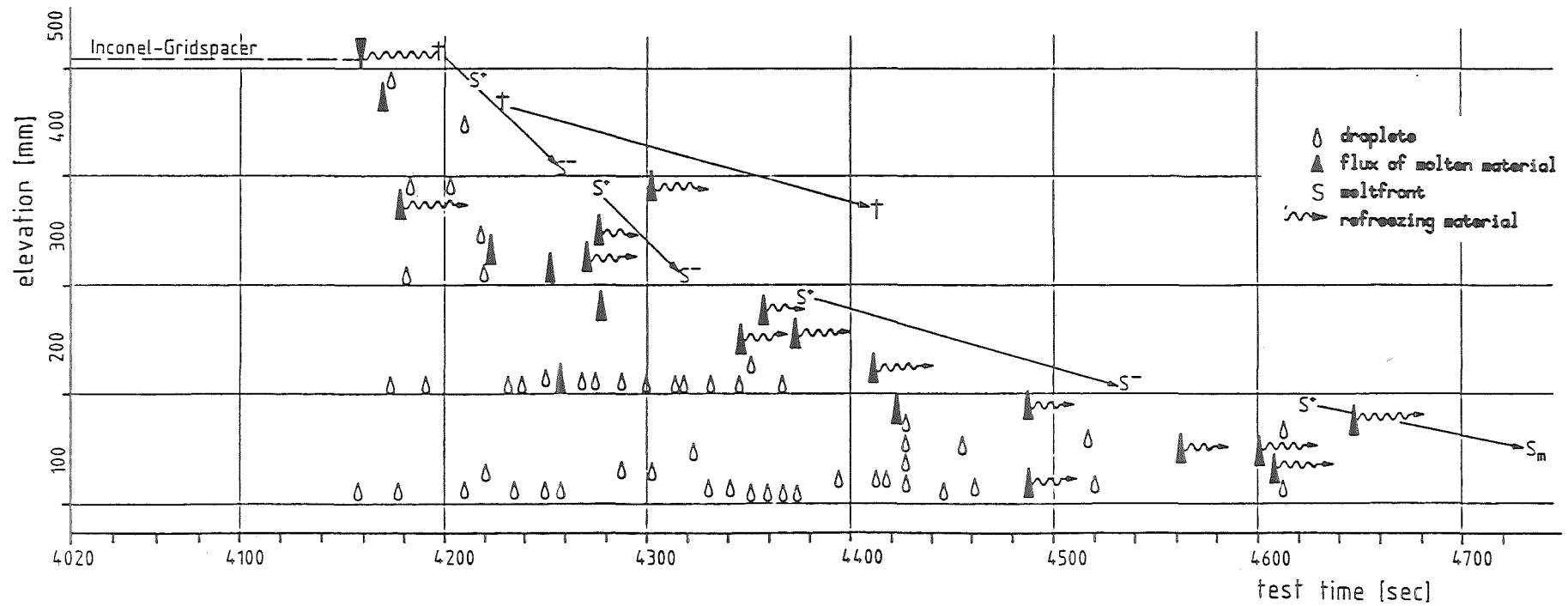
4192 sec

12.07.01

Fig. 19: Melting of Inconel spacer seen by videoscope at 500 mm elevation (CORA-2).



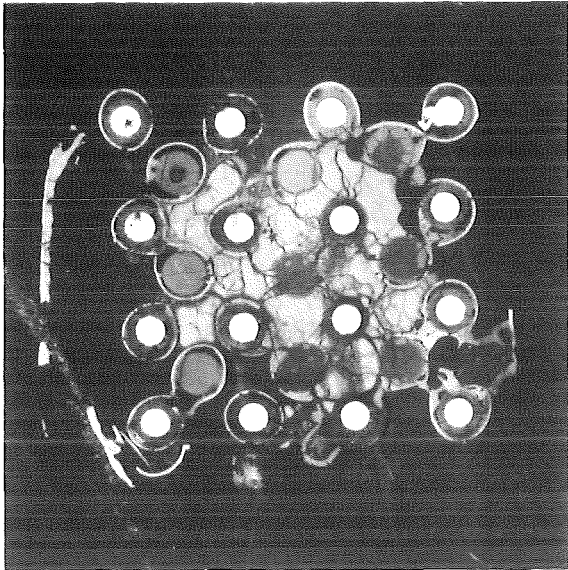
Pictures taken at 400mm elevation



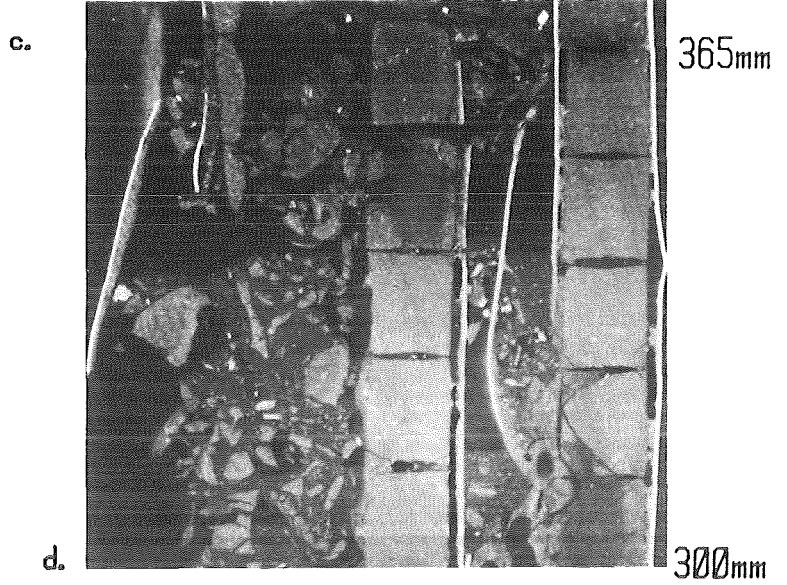
12.07.01

Fig. 20: Melt movement in test CORA-2 registered by video cameras.

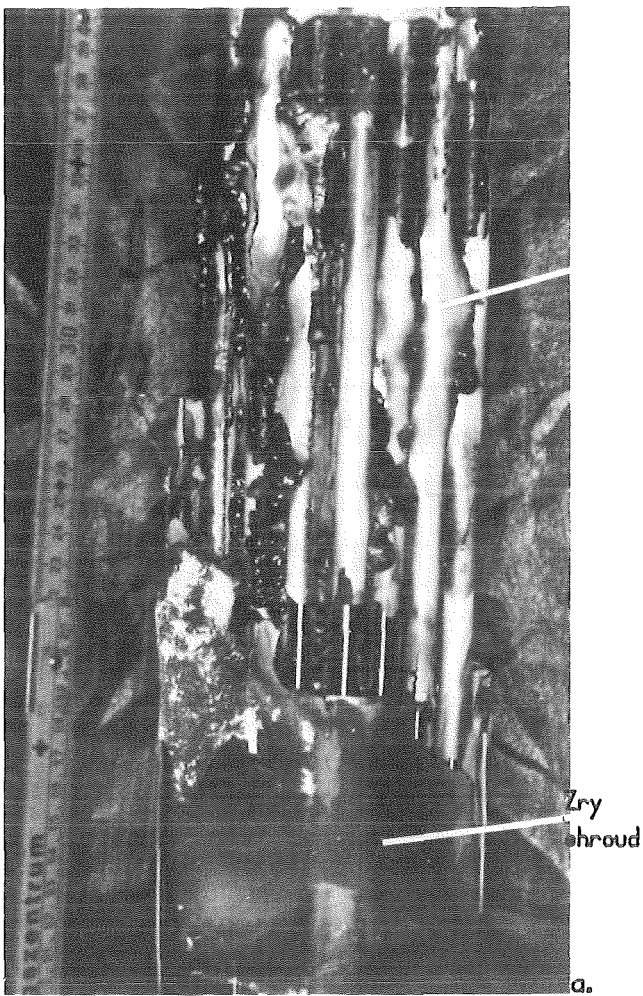




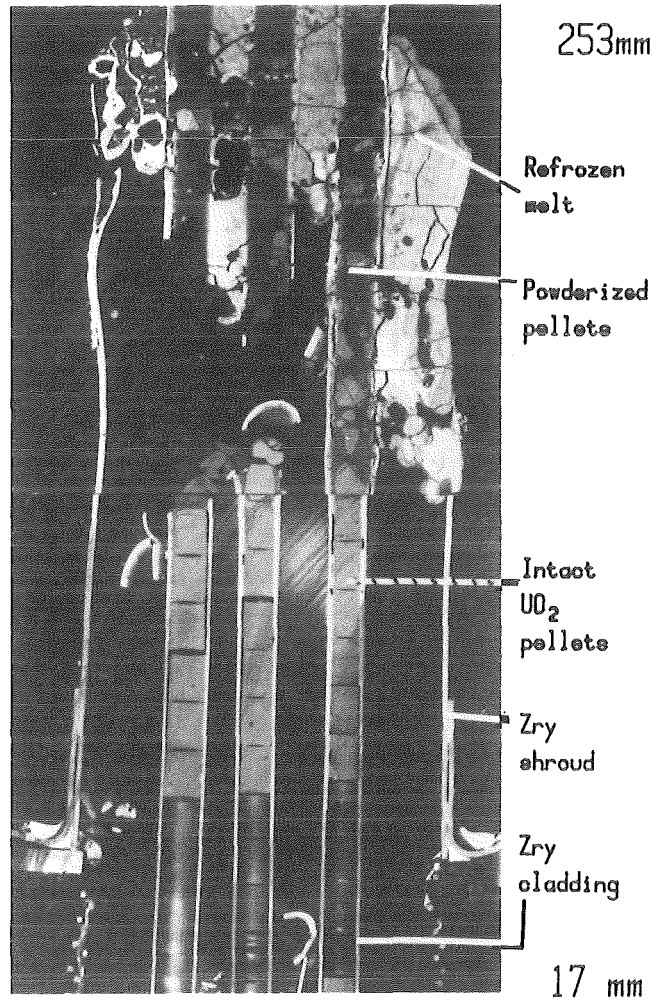
Horizontal cross section at 253mm.



Vertical cross section



Lower end of bundle with shroud removed

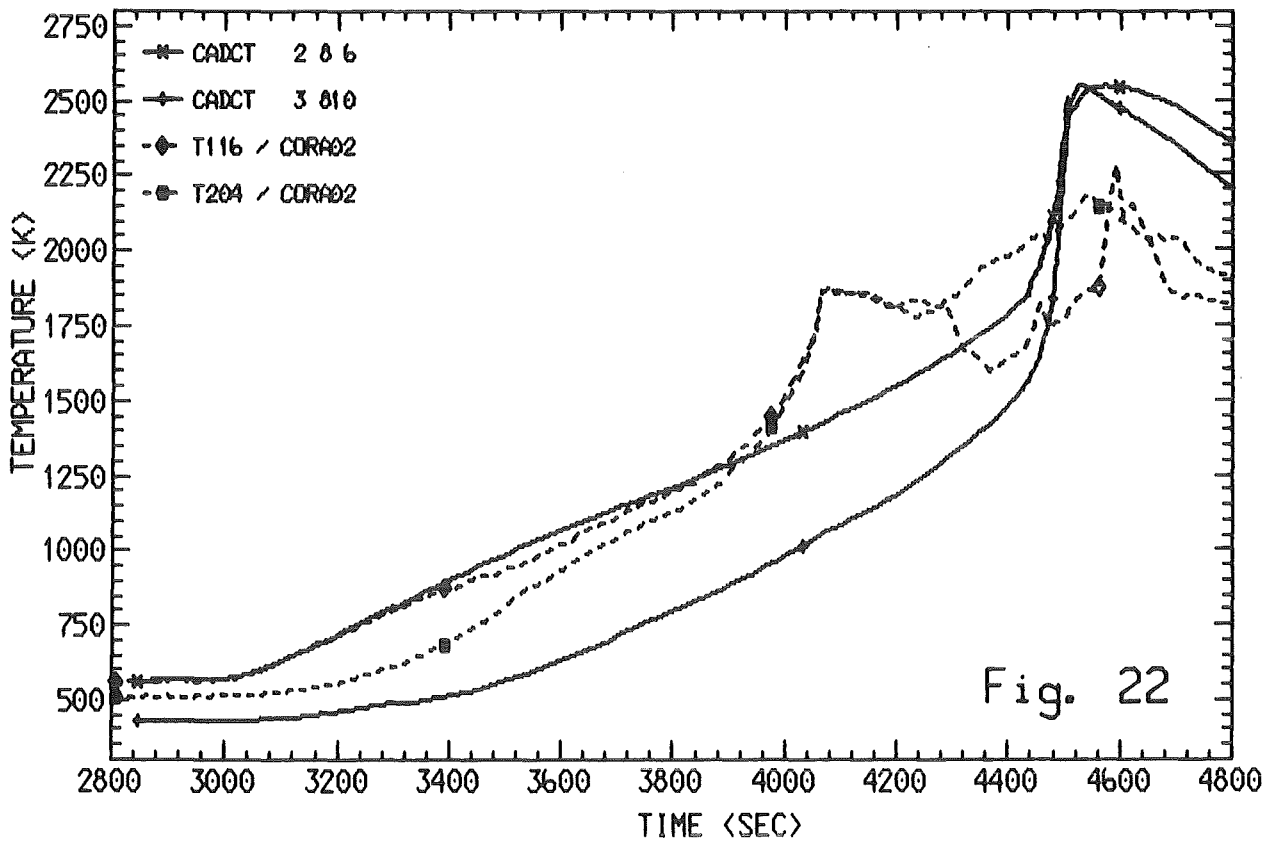


Vertical cross section

12.07.01

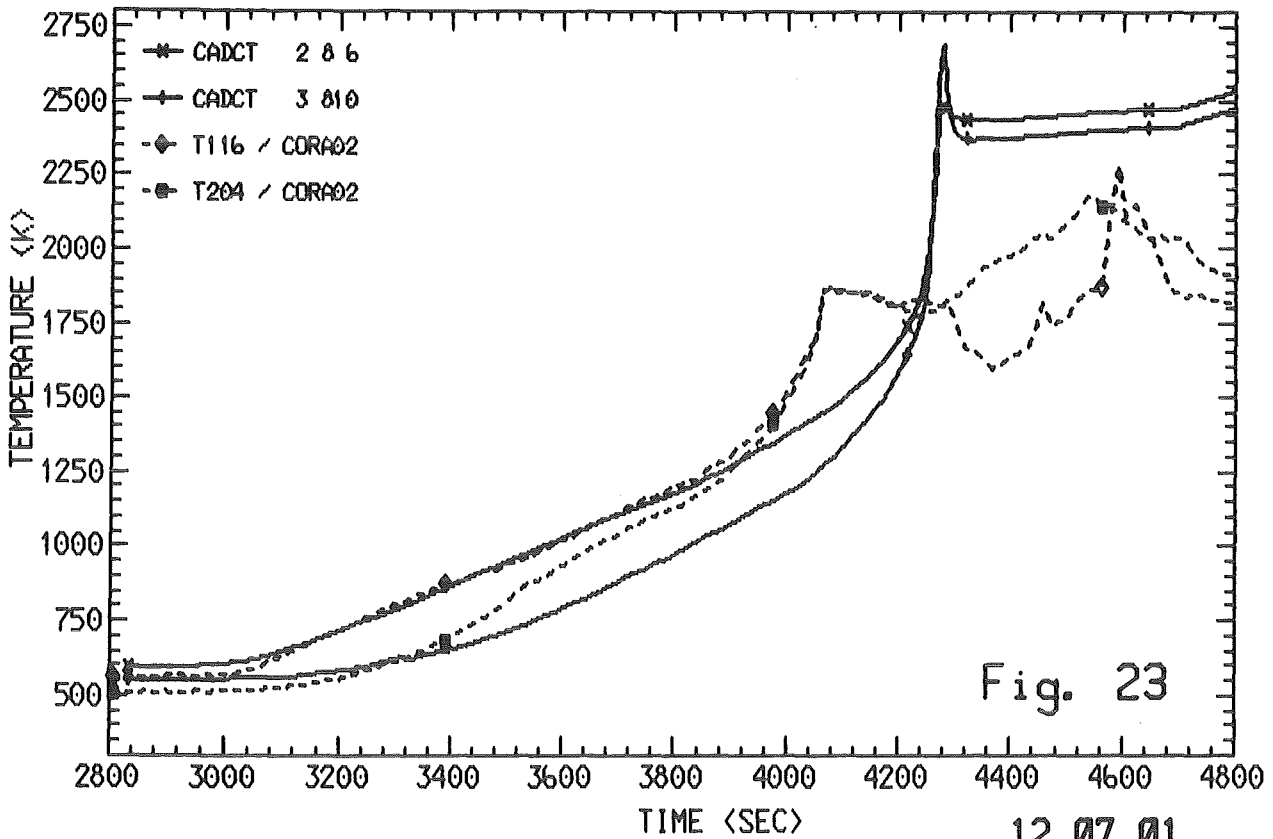
Fig. 21: Post test appearance of UO<sub>2</sub>-bundle CORA-2.

KFK-IAEA01, CORA-U2A.01 TG=VAR T.ST=413/353 (10. G/S AR) 21.08.ALFA=500 < WH >



CORA EXPERIMENTAL DATA

KFK-IAEA02, CORA-U2.D01 TG=VAR T.ST=413/353 ( 8. G/S AR) 28.08.ALFA=500 < WH >

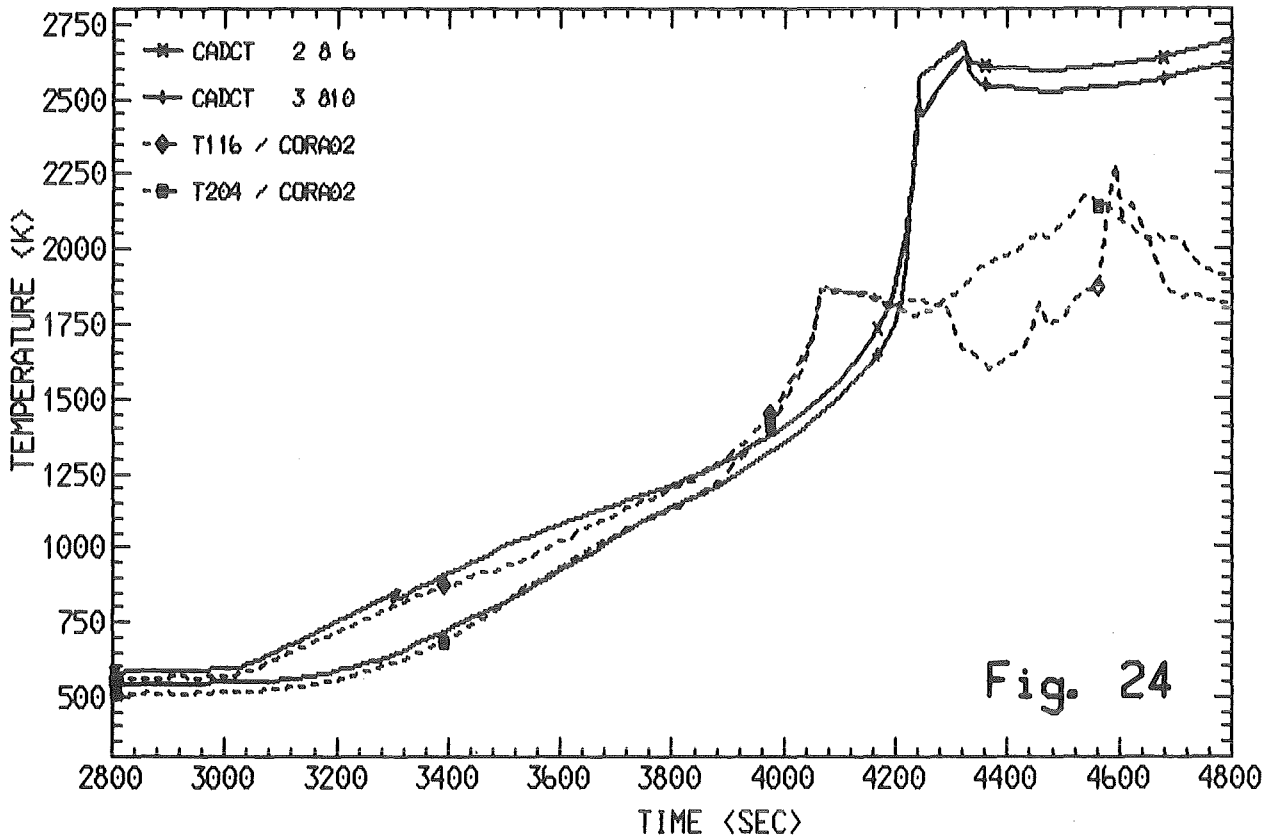


CORA EXPERIMENTAL DATA

12.07.01

KFK-IAEA03, CORA-U2.L02 \*\*\*IMPROVED. RAD. HEAT TRANSFER\*\*30.01.1988

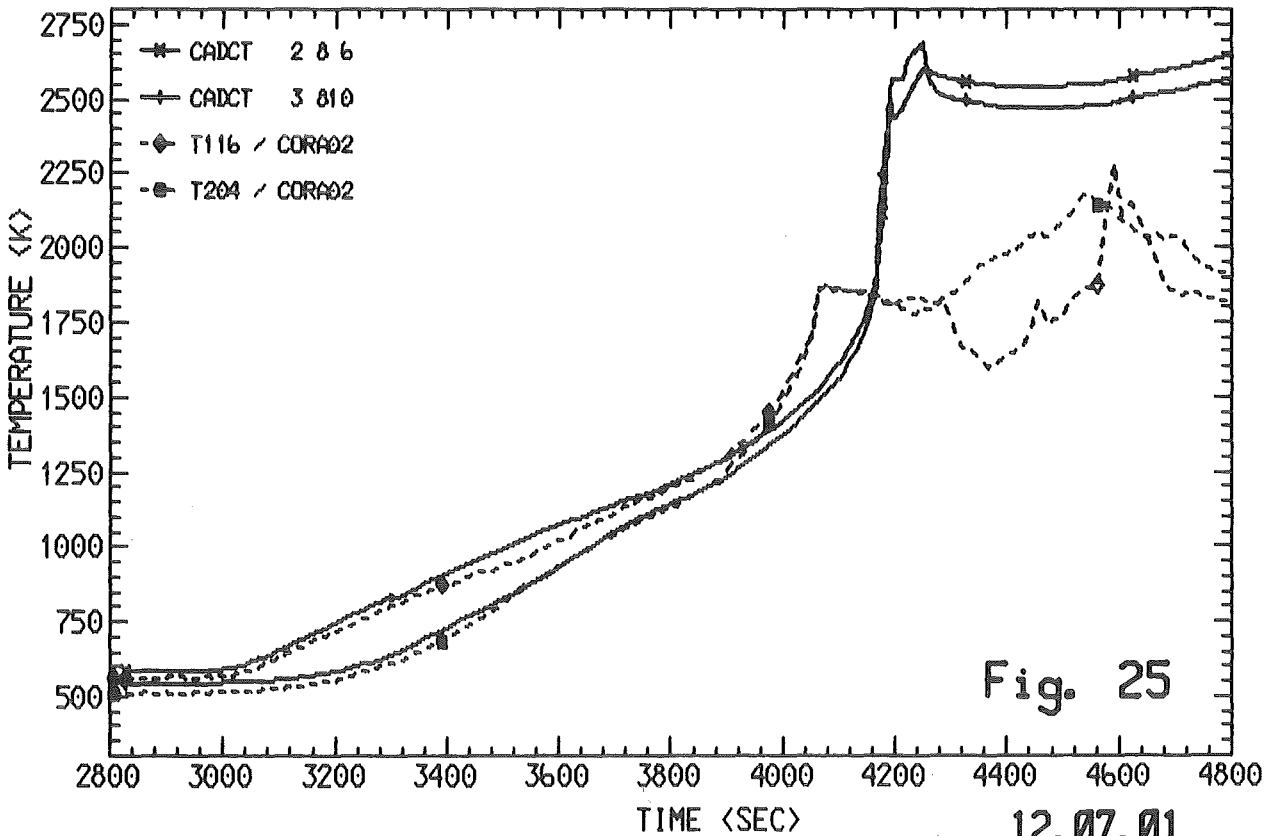
< WH >



CORA EXPERIMENTAL DATA

KFK-IAEA04, CORA-U2.M02 \*\*SHROUD DOUBLE SIDE OXIDATION\*\* 30.01.1988

< WH >



CORA EXPERIMENTAL DATA

12.07.01/03A Mechanical and chemical behaviour of LWR-fuel elements  
PRS 0D5D at high temperatures

In the CORA-test facility first experiments were performed with  $\text{Al}_2\text{O}_3$  fuel rod simulators.  $\text{Al}_2\text{O}_3$  was used in the tests CORA-B and CORA-C instead of  $\text{UO}_2$  to test the facility with non-radioactive material; at the same time the high temperature behaviour of "burnable poison rods" could be studied. In these experiments fuel elements were subjected to temperature transients with heatup rates in the order of 1 K/s and peak temperatures of about 2000 °C. Failure of the test rods started at about 1350 °C and strong melt formation and relocation was noticed at temperatures above 1500 °C.

After the tests, specimens of once molten relocated materials and fragments were taken from the test bundles and were examined metallographically and by SEM/WDX.  $\text{Al}_2\text{O}_3$  has been chemically reduced by metallic Zircaloy to form  $\alpha\text{-Zr(O)}$  and (Al,Zr) compounds which are liquid above 1350 °C. The chemical interaction between  $\text{Al}_2\text{O}_3$  and Zircaloy becomes very fast above 1500 °C. The observed relocated ceramic phase consists of an  $\text{Al}_2\text{O}_3/\text{ZrO}_2$  eutectic.

In parallel to the CORA tests, separate effects tests have been performed to study the reaction kinetics between  $\text{Al}_2\text{O}_3$  and Zircaloy. Also, liquid  $\text{Al}_2\text{O}_3$ /liquid Zircaloy and liquid  $\text{Al}_2\text{O}_3$ /liquid  $\text{ZrO}_2$  interaction experiments have been performed to get information on the resulting reaction products.

12.07.01/03A     Reaktionen in LWR-Brennelementen bei sehr hohen  
PRS 0D5D        Temperaturen  
                      (P. Hofmann, M. Markiewicz; J. Burbach, H. Metzger, IMF I)

## **1. Metallographische Nachuntersuchung der Bündelabschmelz- experimente CORA-B und CORA-C**

### **1.1 Allgemeines**

Bei den Experimenten CORA-B und CORA-C handelt es sich um out-of-pile Versuche, die in der CORA-Anlage durchgeführt worden sind [12.07.01/03A-1, -2]. Jeweils 16 elektrisch beheizte und 9 unbeheizte Brennstabsimulatoren bildeten dabei eine Bündelanordnung mit quadratischem Querschnitt und wurden einer Temperaturtransiente bis ca. 2000 °C unterworfen. Die Simulatorstäbe bestanden bei CORA-B und -C aus einem Zircaloy-4 Hüllrohr, ringförmigen Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>-Pellets und ggf. dem zentralen Wolfram-Heizstab. Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> wurde bei diesen ersten beiden Versuchen verwendet, um einerseits die Anlage zu testen, andererseits konnte aber bei dieser Gelegenheit auch das Materialverhalten von "Burnable poison rods" untersucht werden, die aus Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> + 1,4 Gew.% B<sub>4</sub>C bestehen. Bei allen weiterführenden Versuchen werden UO<sub>2</sub>-Brennstoffpellets verwendet.

CORA-B wurde in einer Argon-Atmosphäre durchgeführt, das untere Ende des Bündels war jedoch wassergekühlt, so daß sich im Verlauf des Versuches eine Wasserdampfströmung ergab. CORA-C wurde in strömender Dampf Atmosphäre und mit zusätzlicher Wärmeisolation des Bündels durchgeführt. Trotz der genannten Unterschiede zeigten die beiden Versuchsbündel prinzipiell vergleichbare Schädigung durch Dampf-Oxidation, Aufschmelzen und chemische Wechselwirkung der beteiligten Bündelmaterialien.

Der folgende Bericht beschränkt sich auf die Nachuntersuchung von Fragmenten. Die Nachuntersuchung von Querschliffen durch die Bündel ist in Abschnitt 12.07.01/05A beschrieben. Außerdem werden die Ergebnisse von den CORA-Experimenten begleitenden Einzeleffektuntersuchungen dargestellt.

## 1.2 Untersuchung von Schmelzphasen und Fragmenten

Vor dem Einbetten der zerstörten Testbündel in Harz, das einen weiteren Zerfall des Bündels während der nachfolgenden Handhabung verhindern soll, wurden einzelne Schmelzphasen und Fragmente von dem äußeren Bereich des Bündels bzw. dem unteren Teil der Teststrecke entnommen, um erste Informationen über deren chemische Zusammensetzung zu erhalten. Die verschiedenen verlagerten Materialien der beiden CORA-Versuche B und C können in 3 Typen eingeteilt werden, wie sie in Abb. 12.07.01/03A-1 dargestellt sind. Diese Abbildung zeigt eine typische Auswahl von Schmelzphasen und Fragmenten vom CORA-Test B. Ähnliche Proben Typen wurden bei dem CORA-Test C beobachtet und untersucht. Die verschiedenen Materialtypen sind:

- **Typ A:** weiß aussehende, runde keramische Schmelzkörper von geringer Dichte
- **Typ B:** schwarz aussehende, metallische Schmelzkörper von großer Dichte, und
- **Typ C:** teilweise oder vollständig oxidierte Hüllrohrfragmente mit anhaftendem ungeschmolzenem oder geschmolzenem  $\text{Al}_2\text{O}_3$ .

## 1.3 Materialproben vom Bündeltest CORA-B

Von den verschiedenen verlagerten Materialtypen (A, B, C) wurden Proben für metallographische sowie für chemisch analytische Untersuchungen mit dem Rasterelektronenmikroskop (REM) genommen.

**Typ A:** Die Makro- und Mikrostruktur eines weiß aussehenden keramischen Schmelzkörpers (CORA-B-1) ist in Abb. 12.07.01/03A-2 wiedergegeben. Ein Schnitt durch den Schmelzkörper zeigt die poröse Struktur des keramischen Materials, die die niedrige Dichte bewirkt. Wie energiedispersive (EDX) und wellenlängendispersive (WDX) Untersuchungen mit dem REM gezeigt haben, handelt es sich um ein  $\text{Al}_2\text{O}_3/\text{ZrO}_2$ -Eutektikum mit primären  $\text{Al}_2\text{O}_3$ -Ausscheidungen. Die Phasen entstehen durch chemische Wechselwirkungen zwischen dem  $\text{Al}_2\text{O}_3$  und dem Zirkonium des Hüllmaterials (Zircaloy-4) bzw.  $\text{ZrO}_2$ . Es bildet sich bei den im Bündel auftretenden hohen Temperaturen eine (Al,Zr,O)-Schmelze, die bei der Abkühlung bei etwa 1800 °C eutektisch in  $\text{Al}_2\text{O}_3$  und  $\text{ZrO}_2$  erstarrt. Eine genaue Beschreibung des Reaktionsablaufs und der dabei entstehenden Phasen wird in Abschnitt 2 gegeben.

Die chemische Zusammensetzung von CORA B-1 beträgt etwa 63 Gew.%  $\text{Al}_2\text{O}_3$  und 27 Gew.%  $\text{ZrO}_2$ . Die chemische Zusammensetzung der keramischen Schmelzen variiert von Probe zu Probe, wie man leicht der Mikrostruktur von einigen untersuchten Proben entnehmen kann (Abb. 12.07.01/03A-3). Im  $\text{Al}_2\text{O}_3/\text{ZrO}_2$ -Eutektikum sind unterschiedliche Mengen an Primärausscheidungen ( $\text{Al}_2\text{O}_3$ ) zu erkennen. Das Eutektikum, d.h. die ausgeschiedenen  $\text{Al}_2\text{O}_3$ - und  $\text{ZrO}_2$ -Phasen sind z.T. sehr klein und können nur mit dem REM bei hohen Vergrößerung erkannt werden. Teilweise enthalten die erstarrten (Al,Zr,O)-Schmelzen noch nicht chemisch aufgelöste Fragmente von  $\text{ZrO}_2$  bzw.  $\text{Al}_2\text{O}_3$  sowie metallische Einschlüsse.

**Typ B:** Die schwarz aussehenden Fragmente mit glasartiger Oberfläche wurden als geschmolzenes metallisches Zircaloy-Hüllmaterial identifiziert. Abb. 12.07.01/03A-4 zeigt die Mikrostruktur einer erstarrten, metallischen (Zr,Al,O,Sn)-Schmelze, die bei der Abkühlung in sauerstoffstabilisiertes  $\alpha$ -Zr(O) und eine (Zr,Al,Sn)-Legierung zerfällt. Bei höheren Sauerstoffgehalten können auch noch keramische  $\text{ZrO}_2$ -Ausscheidungen festgestellt werden. Die chemische Zusammensetzung der Probe CORA-B-5 beträgt etwa 68 Gew.% Zr, 30 % Al sowie geringe Mengen an Sn und O. Die Bildung dieser metallischen Phase ist ein eindeutiger Hinweis für die Reduktion des  $\text{Al}_2\text{O}_3$  durch das Zircaloy-Hüllmaterial. Nach dem Al/Zr-Phasendiagramm (Abb. 12.07.01/03A-10) werden erste flüssige Phasen bei etwa 1350 °C erwartet (Eutektikum zwischen  $\beta$ -Zr und  $\text{Zr}_5\text{Al}_3$ , siehe Abschnitt 2), was in Übereinstimmung mit dem chemischen Verhalten des Bündels während der Temperaturtransiente ist. Erste flüssige Phasen wurden bei den Tests CORA-B und -C bei etwa 1350 °C beobachtet, d.h. deutlich unterhalb des Schmelzpunktes von Zircaloy ( $\approx 1760$  °C) und  $\text{Al}_2\text{O}_3$  ( $\approx 2050$  °C) bzw. der eutektischen Temperatur des  $\text{Al}_2\text{O}_3/\text{ZrO}_2$ -Eutektikums bei ca. 1800 °C. Das bedeutet, daß sich die metallischen und keramischen Schmelzen bei unterschiedlichen Temperaturen und unterschiedlichen Zeiten bilden und verlagern. Die Erstarrung erfolgt daher, aufgrund des axialen Temperaturgradienten im Bündel, in unterschiedlichen Höhen und führt zu mehrstufigen Blockaden bzw. zu einer Trennung der Schmelzen während der Abkühlung.

**Typ C:** Die Makro- und Mikrostruktur von vollständig oxidierten Zircaloy-Hüllmaterialfragmenten mit anhaftendem geschmolzenem Material ist in den Abb. 12.07.01/03A-5 und -6 dargestellt. Abb. 12.07.01/03A-5 ist ein Hüllrohr-Fragment, das von außen "intakt" aussieht, auf der Hüllrohrinnenseite jedoch geschmolzenes Material enthält. Für den untersuchten Querschnitt A-B ist in der

Teilabbildung A eine Abfolge der unterschiedlichen Mikrostrukturen von außen nach innen wiedergegeben. Die äußerste Struktur besteht aus  $ZrO_2$ , dem oxidierten Hüllmaterial, das nicht die Schmelztemperatur von  $ZrO_2$  erreichte ( $\approx 2700\text{ °C}$ ). Die großen  $ZrO_2$ -Kristalle in diesem Bereich sind ein Anzeichen dafür, daß die Oxidation bei hohen Temperaturen erfolgte und daß das  $ZrO_2$  stöchiometrische Zusammensetzung besitzt. Die ebenfalls feststellbare Porosität wurde durch Materialausbüche bei der metallographischen Probenpräparation verursacht. Die dem  $ZrO_2$  benachbarte Reaktionszone ist sehr inhomogen und besteht aus einem  $Al_2O_3/ZrO_2$ -Eutektikum und  $Al_2O_3$ -Primärausscheidungen sowie nicht geschmolzenen Reststücken von  $Al_2O_3$ -Pellets. Diese Reaktionszone bildete sich infolge chemischer Wechselwirkungen zwischen dem  $Al_2O_3$  und Zircaloy bzw.  $ZrO_2$  bei Temperaturen oberhalb  $1800\text{ °C}$ , der eutektischen Temperatur der  $Al_2O_3/ZrO_2$ -Mischung. Bei einer ähnlichen Probe (Abb. 12.07.01/03A-6) kann man bei hoher Vergrößerung deutlich die eutektische Struktur der Reaktionszone erkennen. Die nächste Reaktionszone in Abb. 12.07.01/03A-5 stellt eine Wechselwirkungszone innerhalb des  $Al_2O_3$ -Pellets dar. In dieser Zone waren, infolge chemischer Wechselwirkungen mit der eindringenden Zircaloy-Schmelze, nur die Oberflächen der  $Al_2O_3$ -Körner angeschmolzen. Die Reaktionszone ist porös und enthält noch geringe Mengen an metallischen Einschlüssen. Die nächste Reaktionszone in Richtung Innenseite zeigt das nahezu unveränderte  $Al_2O_3$ -Pellet mit seiner ursprünglichen Gefügestruktur. Die innerste Reaktionszone besteht aus einer eutektisch erstarrten  $Al_2O_3/ZrO_2$ -Schmelze. Die  $(Al,Zr,O)$ -Schmelze lief an der Innenseite der  $Al_2O_3$ -Ringpellets herunter und reagierte dabei mit dem  $Al_2O_3$  unter gleichzeitiger Auflösung (Abb. 12.07.01/03A-5).

Beim Bündelabschmelzexperiment CORA-C wurden ähnliche geschmolzene Materialien und Fragmente beobachtet wie bei CORA-B, die sich ebenfalls in die drei Materialtypen A, B und C einordnen lassen. Darüberhinaus wurden weitere Fragmente vom Dampfrohr und dem total versprödeten Zircaloy-Hüllrohr entnommen, um Aussagen über die chemischen Wechselwirkungen und den damit verbundenen maximalen Temperaturen machen zu können. Die Ergebnisse dieser Untersuchungen sind ausführlich in [12.07.01/03A-3] beschrieben.

Die metallographischen Untersuchungen der Querschliffe von CORA-B und -C sind in Abschnitt 12.07.01/05A und in [12.07.01/03A-3] beschrieben, deshalb soll an dieser Stelle nicht näher darauf eingegangen werden. Eine Deutung der bis-



herigen Nachuntersuchungsergebnisse wird in Abschnitt 3, nach der Darstellung der Einzeleffektuntersuchungen, gegeben.

## 2. Einzeleffektuntersuchungen

Zur quantitativen Beschreibung des Materialverhaltens bei integralen Experimenten wie den CORA-Tests mittels entsprechender Codes, ist es erforderlich, in Einzeleffektuntersuchungen das Reaktionsverhalten der verschiedenen Bündelkomponenten unter definierten Randbedingungen zu studieren. Neben der chemischen Charakterisierung der Reaktionsprodukte sowie der Abschätzung ihrer Schmelztemperaturen ist die Bestimmung der Reaktionskinetik von Bedeutung. Aus diesem Grunde wurden die chemischen Wechselwirkungen zwischen  $\text{Al}_2\text{O}_3$  und Zircaloy und die zwischen  $\text{Al}_2\text{O}_3$  und  $\text{ZrO}_2$  im festen und z.T. auch im flüssigen Zustand untersucht. Wie bereits in Abschnitt 1 erwähnt, wird  $\text{Al}_2\text{O}_3$ , zusammen mit 1,4 Gew.%  $\text{B}_4\text{C}$ , als abbrennbares Neutronen-Absorbermaterial benutzt, um die in einem frischen Reaktorcore bestehende anfängliche Überschußreaktivität zu reduzieren.

In Vorversuchen wurde geklärt, daß die geringe Borkarbid-Konzentration im  $\text{Al}_2\text{O}_3$  praktisch keinen Einfluß auf die chemischen Wechselwirkungen besitzt. Es wurde deshalb bei den nachfolgend beschriebenen Experimenten reines  $\text{Al}_2\text{O}_3$  verwendet.

### 2.1 Ermittlung der Reaktionskinetik zwischen $\text{Al}_2\text{O}_3$ und Zircaloy

$\text{Al}_2\text{O}_3$  ist gegenüber Zircaloy thermodynamisch nicht stabil, es können daher bei guten Festkörperkontaktbedingungen chemische Wechselwirkungen ablaufen. Um die Reaktionskinetik zu bestimmen, wurden Glühexperimente mit Zircaloy-Näpfchen, die  $\text{Al}_2\text{O}_3$ -Pulver enthielten, durchgeführt. Das  $\text{Al}_2\text{O}_3$  wurde in die Näpfchen gepreßt, die anschließend durch einen konischen Stöpsel gasdicht verschlossen wurden. Die Glühungen erfolgten zwischen 1000 und 1550 °C mit maximalen Glühzeiten von 25 h. Nach den Glühungen wurden die Proben mechanisch getrennt und metallographisch präpariert, um die Dicke der Reaktionszonen mit dem Lichtmikroskop auszumessen. Eine detaillierte Beschreibung der Experimente und der Versuchsergebnisse ist in [12.07.01/03A-4] gegeben.

Die wesentlichen Versuchsergebnisse sind in Abb. 12.07.01/03A-7 dargestellt. Die chemischen Wechselwirkungen zwischen  $\text{Al}_2\text{O}_3$  und Zircaloy erfolgen nach

einem parabolischen Zeitgesetz. Die Arrhenius-Auftragung der Wachstumsrate der Reaktionszonendicke in Abhängigkeit der reziproken Temperatur zeigt eine Unstetigkeit bei ca. 1350 °C (Abb. 12.07.01/03A-8). Der Grund ist, daß sich oberhalb dieser Temperatur eine flüssige Al/Zr-Phase bildet, die zu einer Beschleunigung der Wechselwirkungen führt. Diese flüssige Phase, bzw. deren Verlagerung, konnte auch stets metallographisch nachgewiesen werden. Abb. 12.07.01/03A-9 zeigt Versuchsproben nach der Glühung bei 1500 °C für unterschiedliche Zeiten. Die Hohlräume wurden durch die weglaufenden flüssigen Phasen verursacht.

Oberhalb 1550 °C waren keine Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>/Zircaloy-Reaktionsexperimente mehr möglich, da es bereits beim Hochheizen zu einem Zusammenschmelzen der Versuchsproben infolge chemischer Wechselwirkungen kommt. Diese Ergebnisse sind in Übereinstimmung mit den experimentellen Beobachtungen während der CORA-B und -C Tests, bei denen erste makroskopische Schmelzerscheinungen und -verlagerungen bei ca. 1500 °C auftraten.

Die chemischen Wechselwirkungen des keramischen Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> mit dem metallischen Zircaloy resultieren in einem Austausch von Sauerstoff von der keramischen Komponente zu der metallischen Komponente unter der Bildung einer sauerstoffstabilisierten α-Zr(O)-Phase und einer (Zr,Al)-Legierung; Zirkonium besitzt eine größere Affinität zum Sauerstoff als Aluminium. ZrO<sub>2</sub> bildet sich nicht bei den Reaktionen im festen Zustand. Dem (Al-O)-Phasendiagramm (Abb. 12.07.01/03A-10) kann man entnehmen, daß der Entzug von Sauerstoff vom Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> sofort zur Bildung von metallischem Al führt, das oberhalb 660 °C flüssig ist. Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> hat praktisch keinen Homogenitätsbereich. Bei der Reduktion von Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> wird das entstehende Al nicht als reines Element vorliegen sondern sofort mit dem Zirkonium unter Bildung einer metallischen (Zr,Al,Sn)-Phase reagieren, die auch noch etwas gelösten Sauerstoff enthält. Die (Zr,Al,Sn)-Legierungsbildung führt zu einer Erniedrigung des Schmelzbeginns des Zircaloy-4 von ca. 1760 °C (Schmelzpunkt des Zircaloy) bis zu 1350 °C, der eutektischen Temperatur von β-Zr/Zr<sub>5</sub>Al<sub>3</sub>. Das β-Zr/Zr<sub>5</sub>Al<sub>3</sub>-Eutektikum ist das Zr-reichste im (Zr-Al)-System (Abb. 12.07.01/03A-10). Bei den oben beschriebenen Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>/Zircaloy-Reaktionsexperimenten wurde oberhalb 1350 °C eine flüssige Phase beobachtet, die zu einer beschleunigten Reaktion führte.

Die Sauerstoffaufnahme der eutektischen (β-Zr/Zr<sub>5</sub>Al<sub>3</sub>)-Schmelze führt zu einer Erhöhung der Erstarrungstemperatur. Gleichzeitig verbessert sich mit zuneh-

mentem Sauerstoffgehalt der metallischen Schmelze die Benetzung gegenüber den keramischen  $\text{Al}_2\text{O}_3$ -Pellets. Dies führt zu einer größeren Kontaktfläche und damit zu einer scheinbaren Erhöhung der Reaktionsrate bzw.  $\text{Al}_2\text{O}_3$ -Auflösung. Mit zunehmendem Sauerstoffgehalt geht allerdings die chemische Triebkraft für die  $\text{Al}_2\text{O}_3$ -Reduktion zurück.

## 2.2 Chemische Wechselwirkung zwischen $\text{Al}_2\text{O}_3$ und Zircaloy im flüssigen Zustand

Es war die Frage zu klären, wie sich  $\text{Al}_2\text{O}_3$  und Zircaloy chemisch verhalten wenn beide flüssig vorliegen, d.h. oberhalb  $2050\text{ }^\circ\text{C}$ , dem Schmelzpunkt von  $\text{Al}_2\text{O}_3$ . Aus diesem Grund wurden  $\text{Al}_2\text{O}_3/\text{Zr}$ -Mischungen unterschiedlicher  $\text{Al}_2\text{O}_3/\text{Zr}$ -Verhältnisse im Lichtbogenofen geschmolzen und danach die entstandenen Reaktionsprodukte chemisch charakterisiert. Je nach  $\text{Al}_2\text{O}_3/\text{Zr}$ -Verhältnis bildet sich entweder eine homogene oder eine heterogene (zwei nicht mischbare) Schmelze. Abb. 12.07.01/03A-11 zeigt das makroskopische Verhalten der erstarrten Schmelzen in Abhängigkeit des  $\text{Al}_2\text{O}_3$ -Gehaltes. Bis zu etwa 20 Gew.%  $\text{Al}_2\text{O}_3$  können vollständig in der metallischen Zr-Schmelze gelöst werden, bevor bei Raumtemperatur auch keramische Phasen auftreten. Die homogene (Al,Zr,O)-Schmelze zersetzt sich bei der Abkühlung in  $\alpha\text{-Zr(O)}$  und eine (Al,Zr)-Legierung, die noch etwas Sauerstoff enthält. Bei höheren  $\text{Al}_2\text{O}_3$ -Gehalten bilden sich zusätzlich  $\text{ZrO}_2$ -Ausscheidungen, die z.T. eine dendritische Struktur aufweisen. Die heterogenen Schmelzen zersetzen sich unabhängig voneinander bei der Abkühlung. Die metallische Schmelze wie oben beschrieben und die keramische Schmelze in ein ( $\text{Al}_2\text{O}_3/\text{ZrO}_2$ )-Eutektikum mit unterschiedlichen Mengen an  $\text{Al}_2\text{O}_3$ - oder  $\text{ZrO}_2$ -Primärausscheidungen, je nach  $\text{Al}_2\text{O}_3/\text{Zr}$ -Verhältnis. Abb. 12.07.01/03A-12 zeigt typische Mikrostrukturen der Schmelzproben.

Die Erstarrungstemperatur für die keramische Phase beträgt ca.  $1800\text{ }^\circ\text{C}$  (eutektische Temperatur von  $\text{Al}_2\text{O}_3/\text{ZrO}_2$ ) und die für die metallische Phase ca.  $1350\text{ }^\circ\text{C}$  (eutektische Temperatur von  $\beta\text{-Zr}/\text{Zr}_5\text{Al}_3$ ). Bei der Abkühlung der  $\text{Al}_2\text{O}_3$ -Bündel (CORA-Tests B und C) kann deshalb eine Trennung der beiden Schmelzen auftreten. Da beim CORA-Test B ein starker radialer und axialer Temperaturgradient im Bündel vorhanden war, bildet sich eine Art keramischer Tiegel im unteren Bereich des zerstörten Bündels, der im Zentrum die metallische Schmelze enthält (Abb. 12.07.01/03A-13). Der Tiegel wirkte gleichzeitig als Behälter für die zahlreichen unterschiedlich großen Bündelfragmente, die sich bei der Abkühlung bildeten und in den Tiegel fielen.

### 2.3 Chemische Wechselwirkung zwischen $\text{Al}_2\text{O}_3$ und $\text{ZrO}_2$ im flüssigen Zustand

Als Folge der Zircaloy-Hüllrohroxidation durch Wasserdampf bildet sich  $\text{ZrO}_2$ , das mit dem  $\text{Al}_2\text{O}_3$  eutektisch reagieren kann.  $\text{Al}_2\text{O}_3$  und  $\text{ZrO}_2$  bilden ein eutektisches System mit einer eutektischen Temperatur, die je nach Literatur, zwischen 1710 und 1850 °C variiert (Abb. 12.07.01/03A-14). Unterhalb dieser Temperatur besteht keine Mischbarkeit zwischen beiden Oxiden. Die keramische (Al,Zr,O)-Schmelze zerfällt daher bei der Abkühlung in reines  $\text{Al}_2\text{O}_3$  und  $\text{ZrO}_2$ .

Je nach  $\text{Al}_2\text{O}_3/\text{ZrO}_2$ -Verhältnis zersetzt sich die homogene (Al,Zr,O)- Schmelze bei der Abkühlung in primäre  $\text{Al}_2\text{O}_3$ - bzw.  $\text{ZrO}_2$ -Ausscheidungen und das  $\text{Al}_2\text{O}_3/\text{ZrO}_2$ -Eutektikum. Die entstehenden Mikrostrukturen der  $\text{Al}_2\text{O}_3/\text{ZrO}_2$ -Schmelzen sind in Abb. 12.07.01/03A-14 dargestellt. Sie dienen als Referenzgefüge bei den CORA-Test-Nachuntersuchungen.

### 3. Vorläufige Deutung der CORA-B- und CORA-C-Experimente

Es ist wichtig darauf hinzuweisen, daß während der Bündelabschmelzexperimente viele komplexe Reaktionen der Bündelkomponenten miteinander gleichzeitig oder nacheinander ablaufen. Infolge z.T. großer Unterschiede der lokalen Temperaturen und des Dampfangebotes entstehen feste und flüssige Reaktionsprodukte sehr unterschiedlicher chemischer Zusammensetzung. Was bei Raumtemperatur beobachtet werden kann ist der physikalische-chemische Zustand der Reaktionsprodukte nach Abkühlung des zerstörten Bündels. Dieser Zustand ist allerdings nur ein Indiz auf den Zustand der Komponenten während des Tests, d.h. bei hohen Temperaturen, der mit Hilfe von verfügbaren Phasendiagrammen abgeschätzt werden kann. Zu beachten ist dabei, daß nur in seltenen Fällen die Reaktionsprodukte im Gleichgewichtszustand vorliegen werden.

Bei den Versuchen CORA-B und -C wurde sowohl das Aufschmelzen des Zircaloy-Hüllmaterials infolge hoher Temperaturen als auch dessen Verflüssigung infolge chemischer Reaktionen mit dem  $\text{Al}_2\text{O}_3$  beobachtet. Die  $\text{Al}_2\text{O}_3$ -Pellets waren z.T. überhaupt nicht, z.T. lokal durch das Zircaloy attackiert. Der Grund für dieses Verhalten mag sein, daß die Temperaturen eventuell relativ niedrig waren bzw. nur lokaler Festkörperkontakt zwischen dem  $\text{Al}_2\text{O}_3$  und dem Zircaloy existierte. Darüberhinaus reduziert die Oxidation des Zircaloy-Hüllrohres von außen durch Wasserdampf die Triebkraft für Reaktionen mit dem  $\text{Al}_2\text{O}_3$ . Außerdem wird mit

zunehmendem Sauerstoffgehalt des Zircaloy und der entstehenden Reaktionsprodukte die Soliduslinie zur höheren Temperaturen verschoben, unterhalb der die chemischen Wechselwirkungen i.a. langsamer ablaufen.

An Stellen, an denen kein Festkörperkontakt zwischen dem  $\text{Al}_2\text{O}_3$  und Zircaloy existiert, erfolgt das Schmelzen des Hüllmaterials beim Erreichen des Schmelzpunktes von sauerstoffarmen  $\beta\text{-Zr}$  und danach bei höheren Temperaturen auch das Schmelzen von  $\alpha\text{-Zr(O)}$ . Die Schmelzen verlagern sich z.T. und hinterlassen die oft beobachteten Hohlräume im teilweise oxidierten Hüllmaterial. Die Bildung von flüssigen Phasen bewirkt i.a. auch einen guten Kontakt mit  $\text{Al}_2\text{O}_3$ , wodurch sich die Schmelzfront relativ rasch ausdehnt und große Teile des Bündels zerstört.

Der Grund für die starke Porosität der erstarrten keramischen Schmelzen ist noch nicht vollständig geklärt. Durch die geringe mittlere Dichte entstehen verhältnismäßig große Blockadezonen im Bündel

#### **4. Untersuchung von Fragmenten aus dem zerstörten TMI-2-Reaktorcore**

Ende 1987 sind einige TMI-2-Fragmente (Brennstababschnitte, Schmelzphasen) aus dem zerstörten Reaktorcore in den Heißen Zellen in Karlsruhe eingetroffen. Nach deren photographischer Dokumentation wurden erste metallographische Untersuchungen durchgeführt. Die Untersuchungsergebnisse dienen als wichtiger Vergleich zu den out-of-pile CORA-Experimenten und anderen in-pile Experimenten in den USA und Frankreich. Der Vergleich soll eine Antwort auf die Frage geben, inwieweit Bündelabschmelzexperimente die Zustände im Reaktorcore bei einem schweren Reaktorstörfall simulieren können.

Die Nachuntersuchungen erfolgen im Rahmen einer OECD/CSNI-Aktion. Die USNRC hat die OECD um Unterstützung bei den TMI-2-Nachuntersuchungen gebeten, da die Erkenntnisse nicht allein für die USA sondern auch für Europa von Bedeutung sind.

## Literatur

- [12.07.01/03A-1] S. Hagen, P. Hofmann; Physical and Chemical Behaviour of LWR Fuel Elements up to very High Temperatures, KfK-4104 (1987)
- [12.07.01/03A-2] S. Hagen et al.; Out-of-pile-Bündelexperimente zur Untersuchung schwerer Kernschäden (CORA-Programm); dieser Jahresbericht, Abschnitt 12.07.01/01A.
- [12.07.01/03A-3] S. Hagen, P. Hofmann, G. Schanz, L. Sepold; Interaction between Zircaloy Cladding and  $\text{Al}_2\text{O}_3$  Pellets. Post-Test Results of Test CORA-B and CORA-C, KfK-4313 (1988)
- [12.07.01/03A-4] P. Hofmann, M. Markiewicz; Chemical Interaction between  $\text{Al}_2\text{O}_3$  and Zircaloy-4, to be published.

## Abbildungen

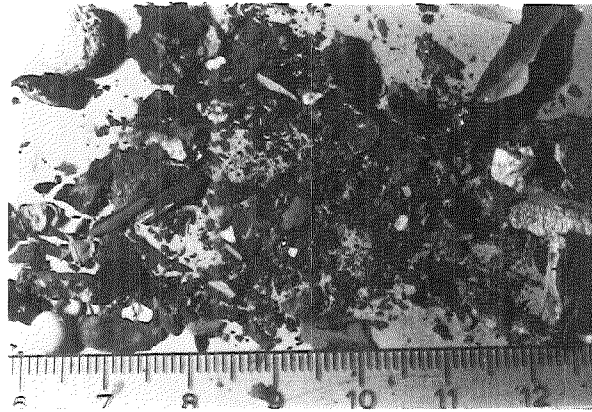
- Abb. 12.07.01/03A-1:** Schmelzkörper und Bündelfragmente vom Bündeltest CORA-B. Die meisten Proben befanden sich im unteren Teil der Teststrecke.
- Abb. 12.07.01/03A-2:** Mikrostruktur eines keramischen Schmelzkörpers vom Typ A (CORA-B). Generell sind diese sehr porös und bestehen aus einer erstarrten keramischen (Al,Zr,O)-Schmelze.
- Abb. 12.07.01/03A-3:** Unterschiedliche Mikrostrukturen von keramischen Schmelzkörpern vom Typ A (CORA-B). In der eutektischen  $\text{Al}_2\text{O}_3/\text{ZrO}_2$ -Matrix sind unterschiedliche Mengen an  $\text{Al}_2\text{O}_3$ -Primärausscheidungen sowie z.T. nicht aufgelöste  $\text{ZrO}_2$ -Fragmente zu erkennen.
- Abb. 12.07.01/03A-4:** Mikrostruktur eines metallischen Schmelzkörpers vom Typ B (CORA-B). Die metallische (Al,Zr,O)-Schmelze zerfällt in  $\alpha$ -Zr(O) und eine (Al,Zr,Sn)-Legierung.
- Abb. 12.07.01/03A-5:** Mikrostruktur eines vollständig oxidierten Zircaloy-Hüllrohrfragments mit anhaftendem, z.T. geschmolzenem  $\text{Al}_2\text{O}_3$ -Pellet (CORA-B).
- Abb. 12.07.01/03A-6:** Mikrostruktur eines vollständig oxidierten Hüllrohrfragments (CORA-B). Eutektische Reaktion zwischen  $\text{ZrO}_2$  und  $\text{Al}_2\text{O}_3$ .
- Abb. 12.07.01/03A-7:** Chemische Wechselwirkung zwischen  $\text{Al}_2\text{O}_3$  und Zircaloy-4 in Abhängigkeit von  $t^{0,5}$  für verschiedene Temperaturen.
- Abb. 12.07.01/03A-8:** Wachstumsrate der Reaktionszonendicken in Abhängigkeit der reziproken Temperatur für  $\text{Al}_2\text{O}_3$ /Zircaloy-Wechselwirkungen.
- Abb. 12.07.01/03A-9:** Mikrostruktur von  $\text{Al}_2\text{O}_3$ /Zircaloy-Versuchsproben nach Glühung bei  $1500^\circ\text{C}$  für unterschiedliche Zeiten. Die Hohlräume entstehen durch die Verlagerung von flüssigen Reaktionsprodukten.
- Abb. 12.07.01/03A-10:** Gleichgewichtsphasendiagramm von Al-O (oben) und Zr-Al (unten).
- Abb. 12.07.01/03A-11:** Makrostruktur von ( $\text{Al}_2\text{O}_3/\text{Zr}$ )-Schmelzproben in Abhängigkeit vom ( $\text{Al}_2\text{O}_3/\text{Zr}$ )-Verhältnis.
- Abb. 12.07.01/03A-12:** Mikrostruktur von ( $\text{Al}_2\text{O}_3/\text{Zr}$ )-Schmelzproben für verschiedene Ausgangszusammensetzungen.
- Abb. 12.07.01/03A-13:** Längsschliff durch den unteren Bereich des CORA B-Bündels (1 - 73 mm). Bildung eines keramischen "Tiegels".

**Abb. 12.07.01/03A-14:** ( $\text{Al}_2\text{O}_3\text{-ZrO}_2$ )-Phasendiagramm und einige ausgewählte Mikrostrukturen unterschiedlicher chemischer Zusammensetzung der Schmelzproben.

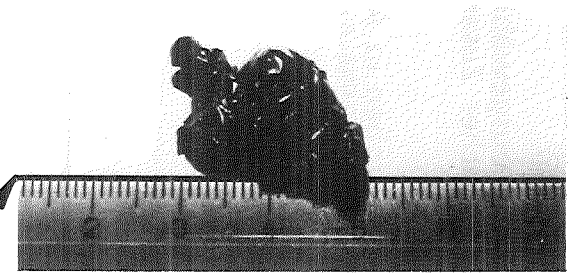
**Abb. 12.07.01/03A-15:** Mikrostruktur von ( $\text{Al}_2\text{O}_3/\text{ZrO}_2$ )-Schmelzproben in Abhängigkeit vom ( $\text{Al}_2\text{O}_3/\text{ZrO}_2$ )-Verhältnis (REM-Aufnahmen).



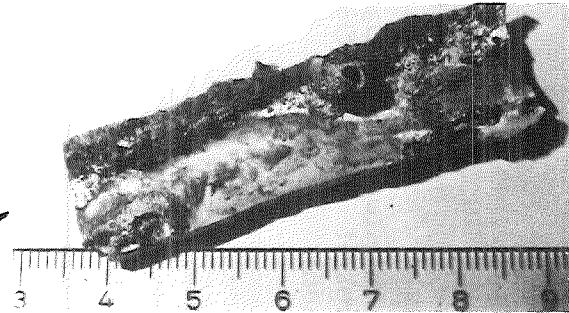
Abb. 12.07.01/03A-1: Schmelzkörper und Bündelfragmente vom Bündeltest CORA-B. Die meisten Proben befanden sich im unteren Teil der Teststrecke.



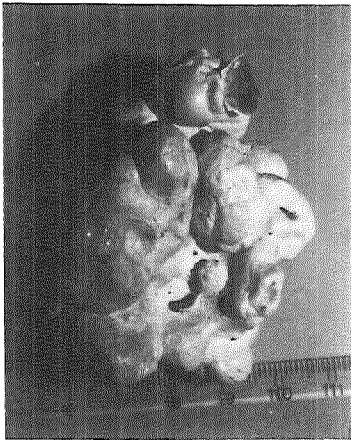
Various rubble



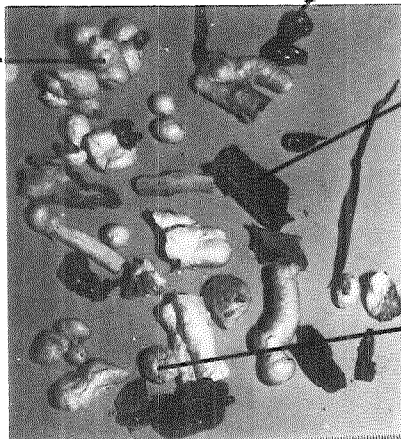
Black shiny particle of metallic composition (Type B)



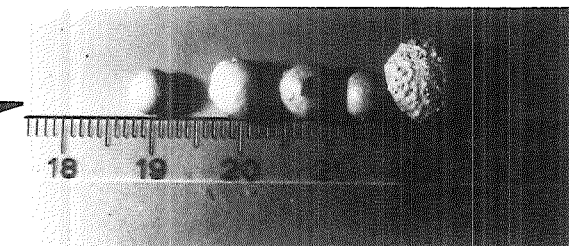
Piece of cladding covered with solidified melt (Type C)



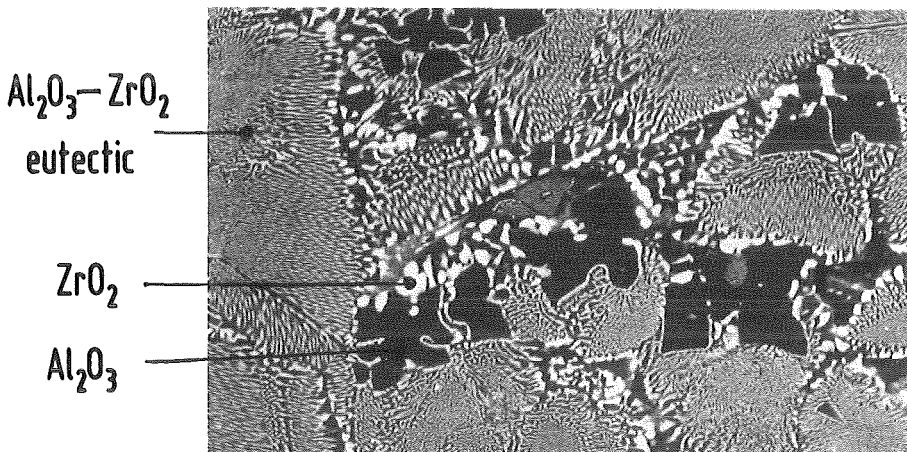
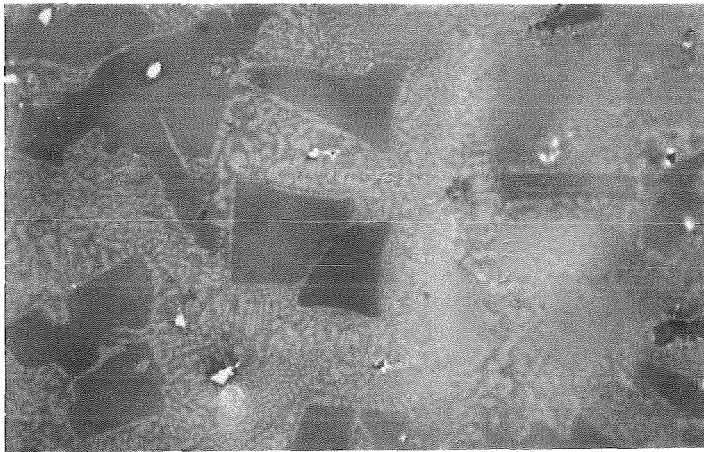
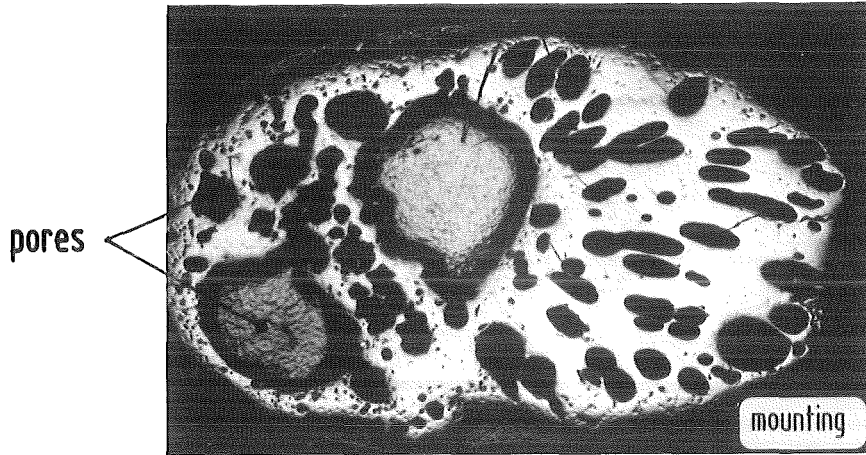
Conglomerate of cemented particles solidified upon cooldown, Type A



Various fragments

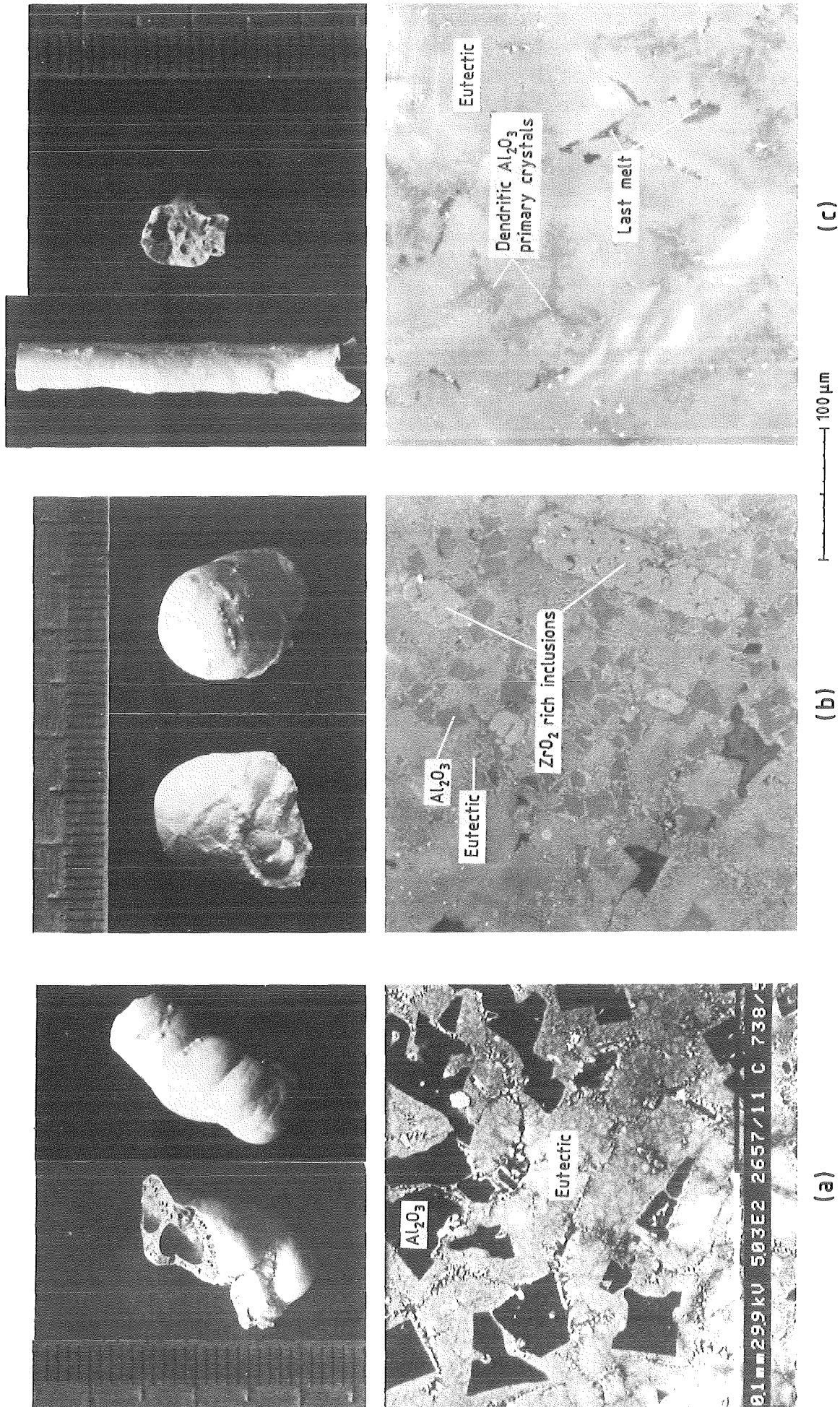


Ball-shaped ceramic material of Type A

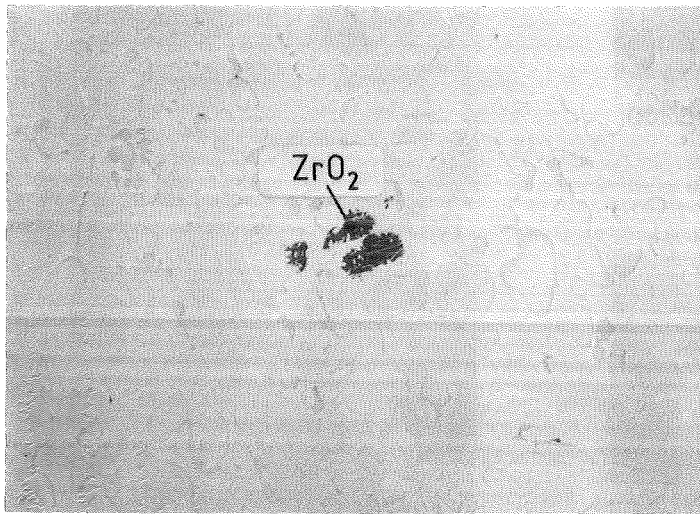


### CORA B-1

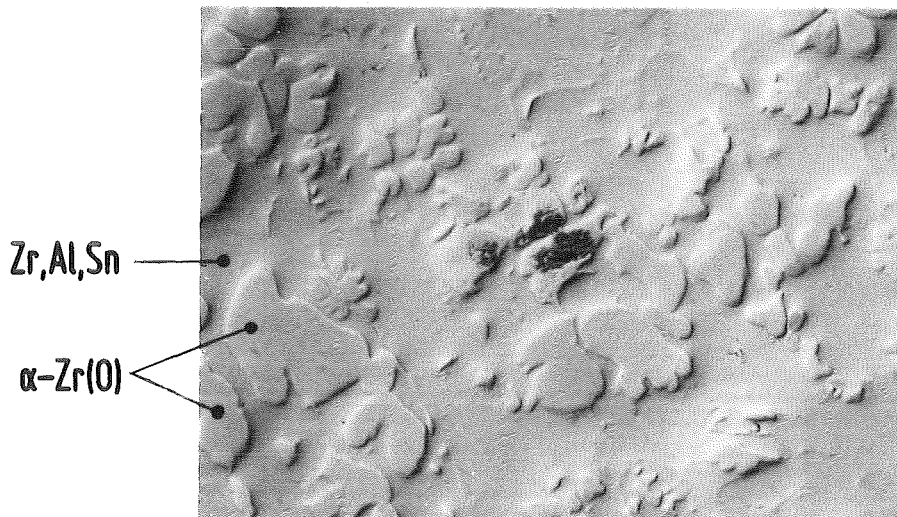
Abb. 12.07.01/03A-2: Mikrostruktur eines keramischen Schmelzkörpers vom Typ A (CORA-B). Generell sind diese sehr porös und bestehen aus einer erstarrten keramischen (Al,Zr,O)-Schmelze.



**Abb. 12.07.01/03A-3:** Unterschiedliche Mikrostrukturen von keramischen Schmelzkörpern vom Typ A (CORA-B). In der eutektischen  $\text{Al}_2\text{O}_3/\text{ZrO}_2$ -Matrix sind unterschiedliche Mengen an  $\text{Al}_2\text{O}_3$ -Primärausscheidungen sowie -z.T. nicht aufgelöste  $\text{ZrO}_2$ -Fragmente zu erkennen.



bright field

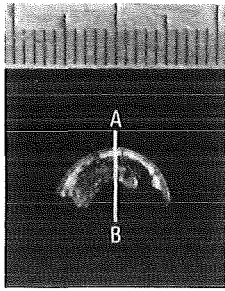


interference contrast

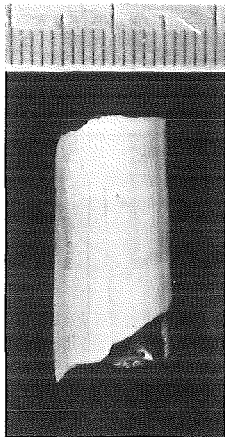
20 $\mu$ m  
┌───┐

CORA B-5

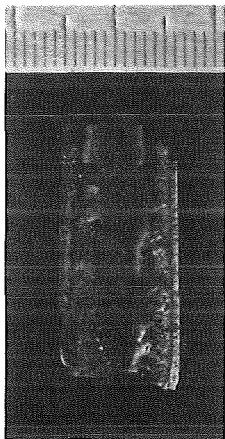
Abb. 12.07.01/03A-4: Mikrostruktur eines metallischen Schmelzkörpers vom Typ B (CORA-B). Die metallische (Al,Zr,O)-Schmelze zerfällt in  $\alpha$ -Zr(O) und eine (Al,Zr,Sn)-Legierung.



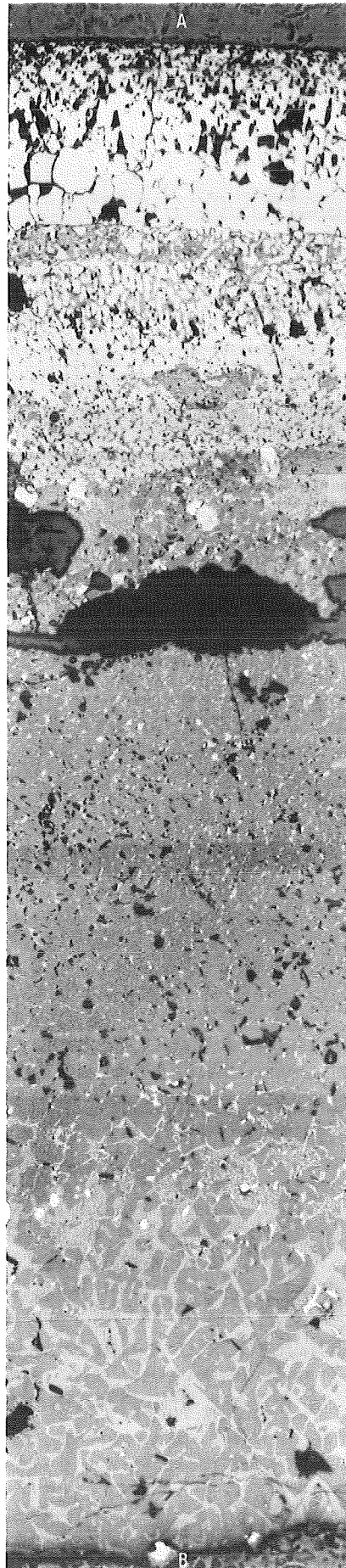
Cross section



External side view



Internal side view



Mounting  
External surface

ZrO<sub>2</sub>

ZrO<sub>2</sub> rich melt

α-Zr(O) rich melt after  
continued oxidation

Metallic inclusions

Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> rich melt plus  
unmolten Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> grains

Porosity

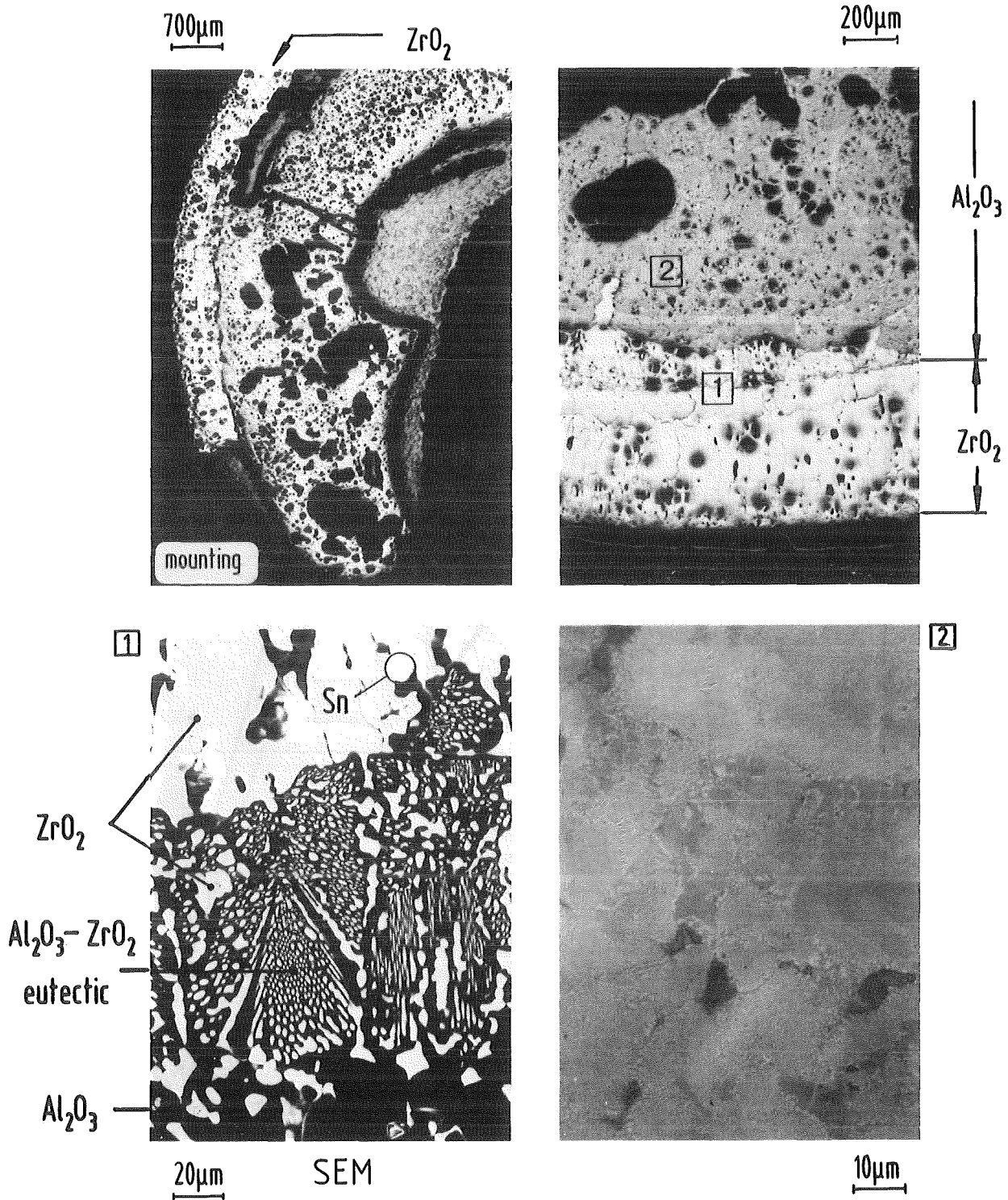
unreacted and porous  
solid Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> pellet

Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> rich melt  
decomposed into  
Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> primary  
crystals and  
eutectic

Internal surface

100 μm

Abb. 12.07.01/03A-5: Mikrostruktur eines vollständig oxidierten Zircaloy-Hüllrohrfragments mit anhaftendem, z.T. geschmolzenem Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>-Pellet (CORA-B).



CORA B-2

Abb. 12.07.01/03A-6: Mikrostruktur eines vollständig oxidierten Hüllrohrfragments (CORA-B). Eutektische Reaktion zwischen  $ZrO_2$  und  $Al_2O_3$ .

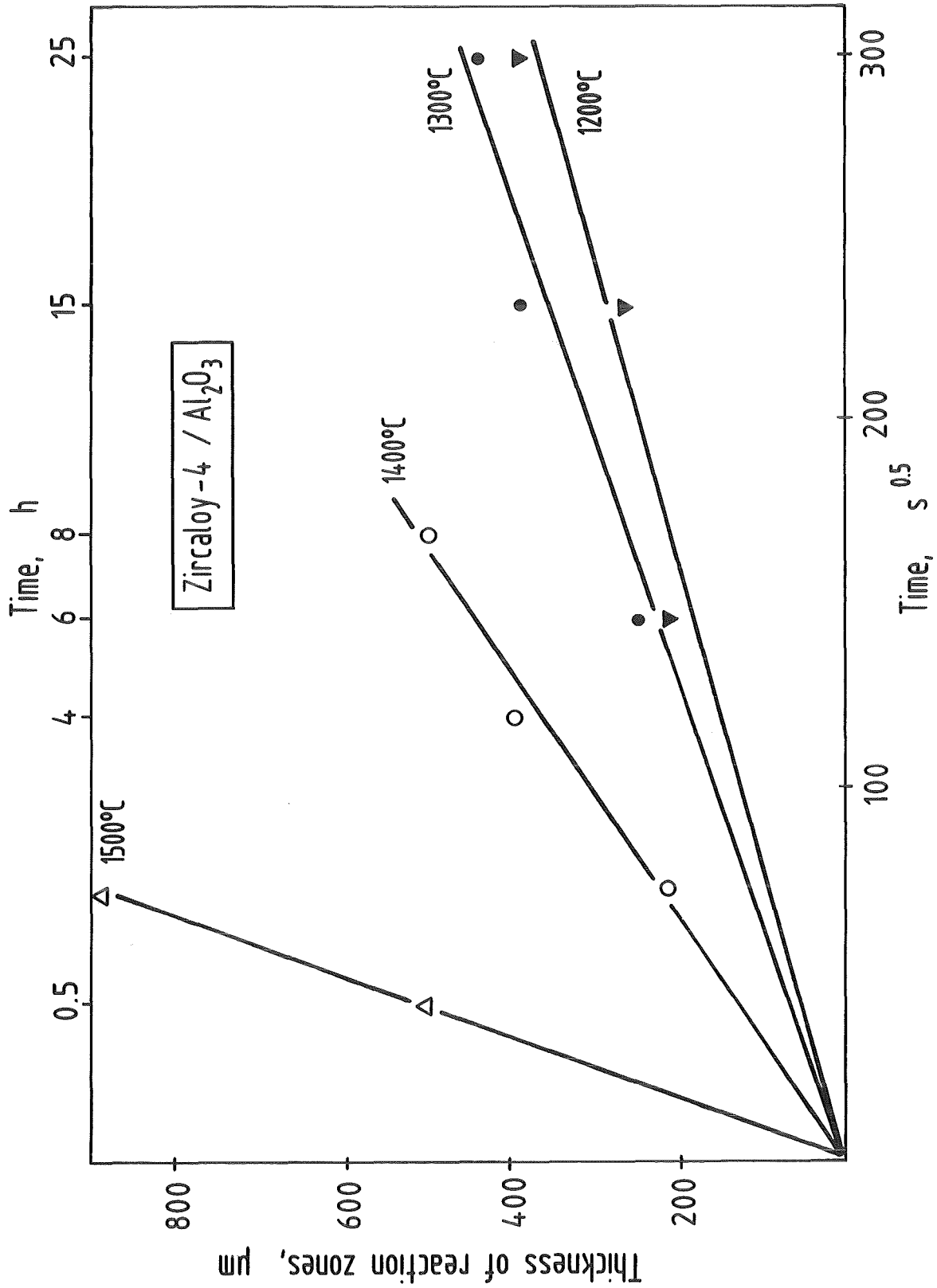


Abb. 12.07.01/03A-7: Chemische Wechselwirkung zwischen Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> und Zircaloy-4 in Abhängigkeit von  $t^{0,5}$  für verschiedene Temperaturen.

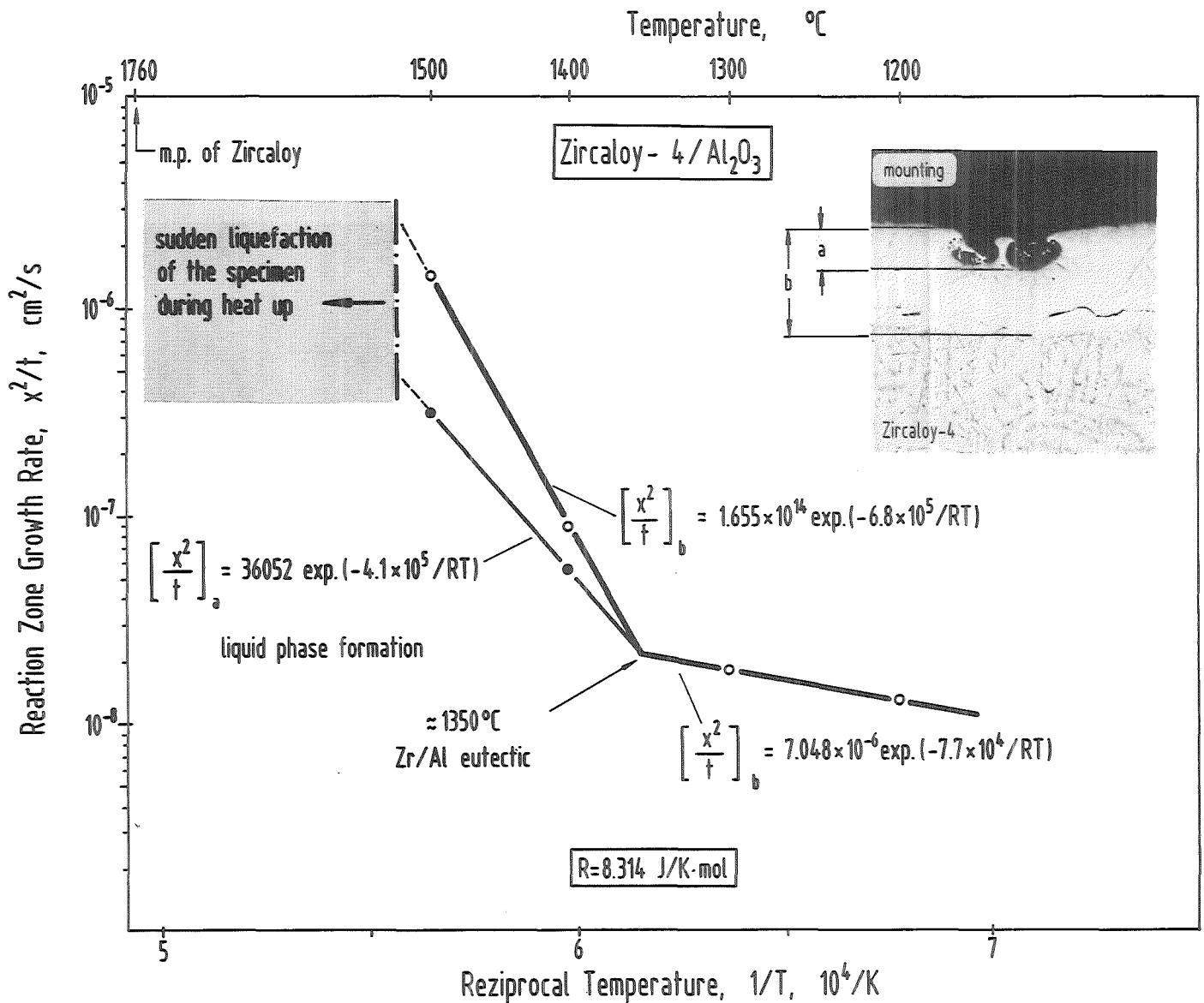
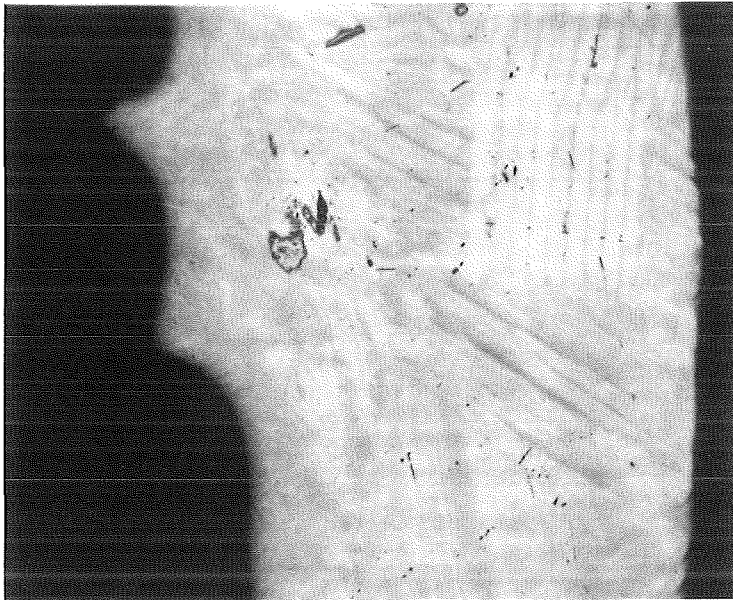


Abb. 12.07.01/03A-8: Wachstumsrate der Reaktionszonendicken in Abhängigkeit der reziproken Temperatur für Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>/Zircaloy-Wechselwirkungen.

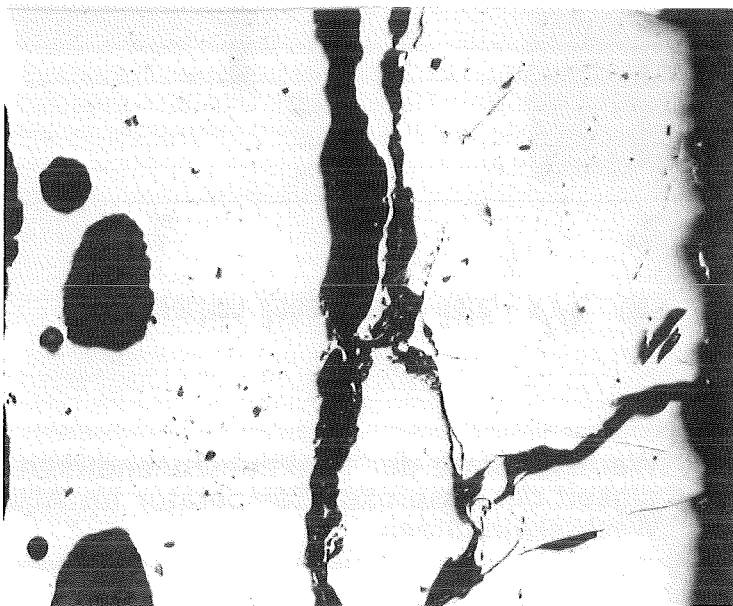




90 min.



30 min.



15 min.

**Abb. 12.07.01/03A-9:** Mikrostruktur von Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>/Zircaloy-Versuchsproben nach Glühung bei 1500 °C für unterschiedliche Zeiten. Die Hohlräume entstehen durch die Verlagerung von flüssigen Reaktionsprodukten.

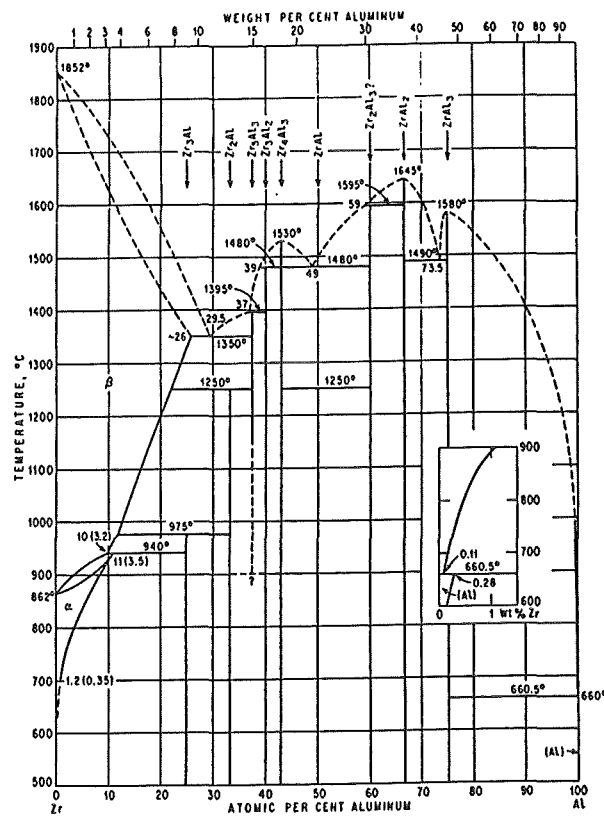
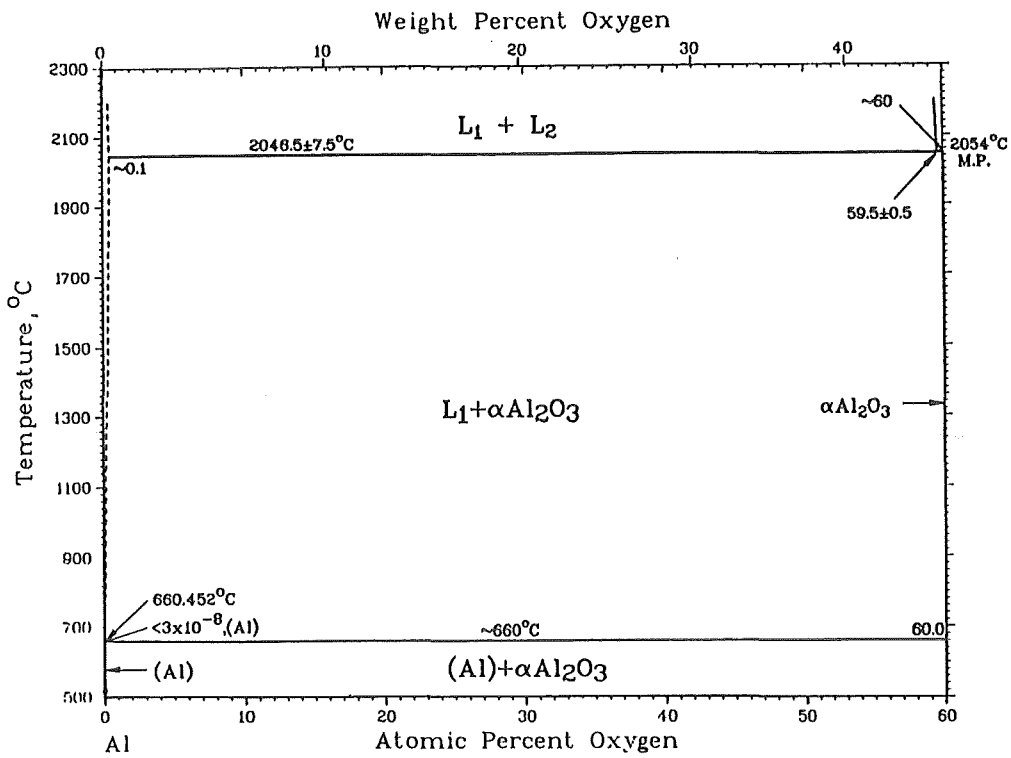
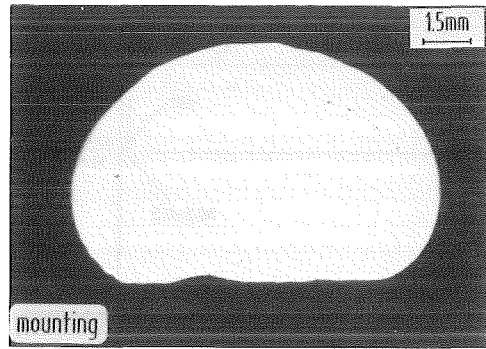
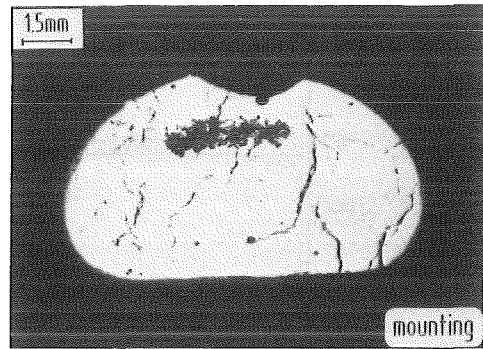


Abb. 12.07.01/03A-10: Gleichgewichtsphasendiagramm von Al-O (oben) und Zr-Al (unten).



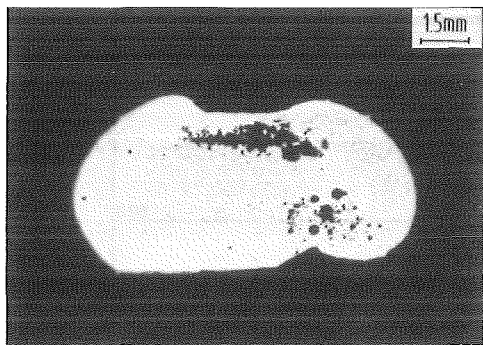
127UZ

pure Zr



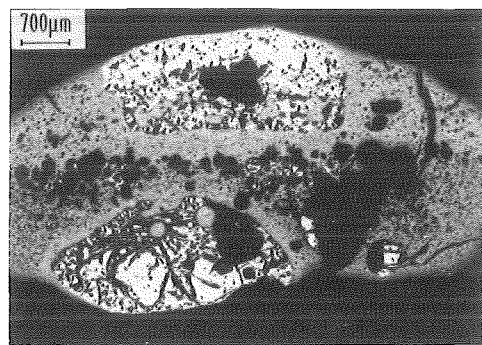
126UZ

90 wt.% Zr + 10 wt.% Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>



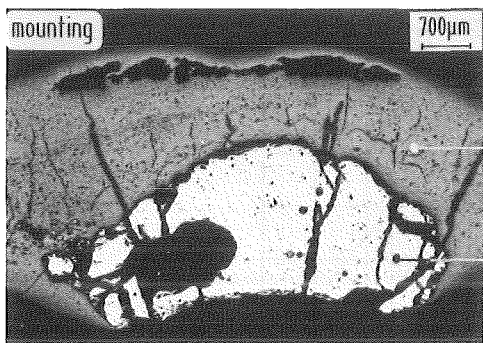
125UZ

80 wt.% Zr + 20 wt.% Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>



124UZ

60 wt.% Zr + 40 wt.% Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>

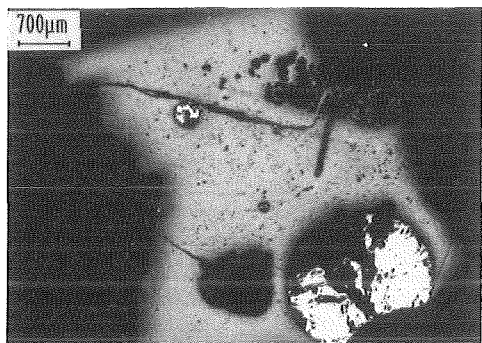


123UZ

40 wt.% Zr + 60 wt.% Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>

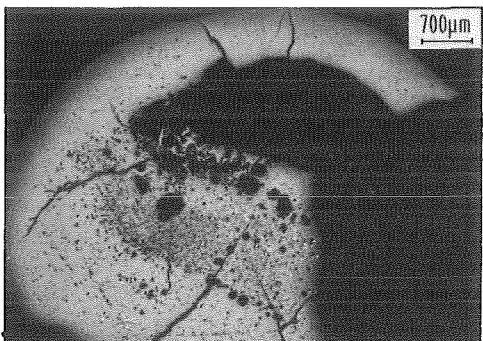
ceramic  
melt

metallic  
melt



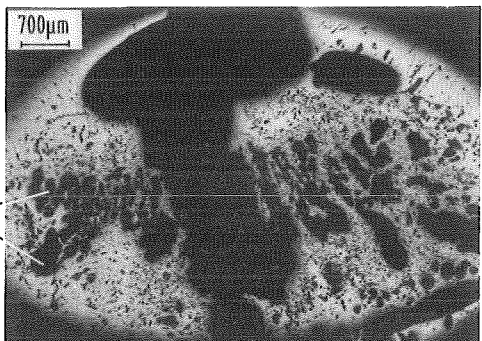
122UZ

20 wt.% Zr + 80 wt.% Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>



121UZ

10 wt.% Zr + 90 wt.% Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>

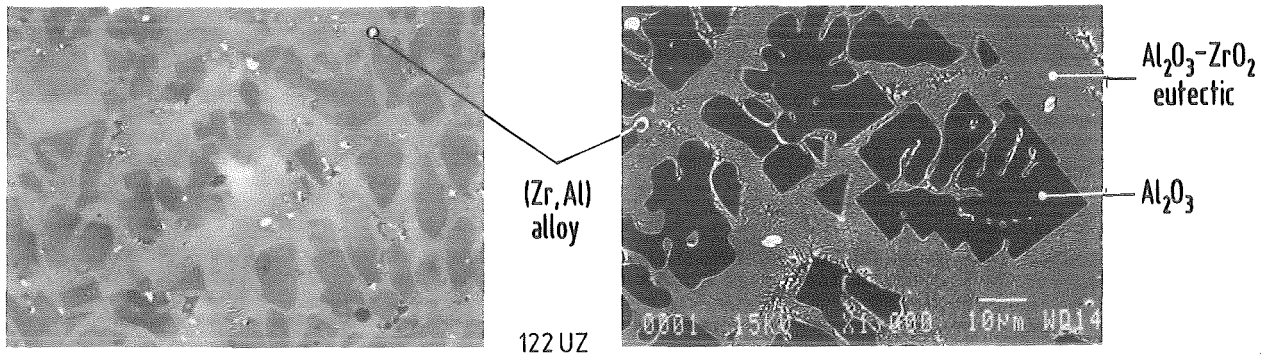


120UZ

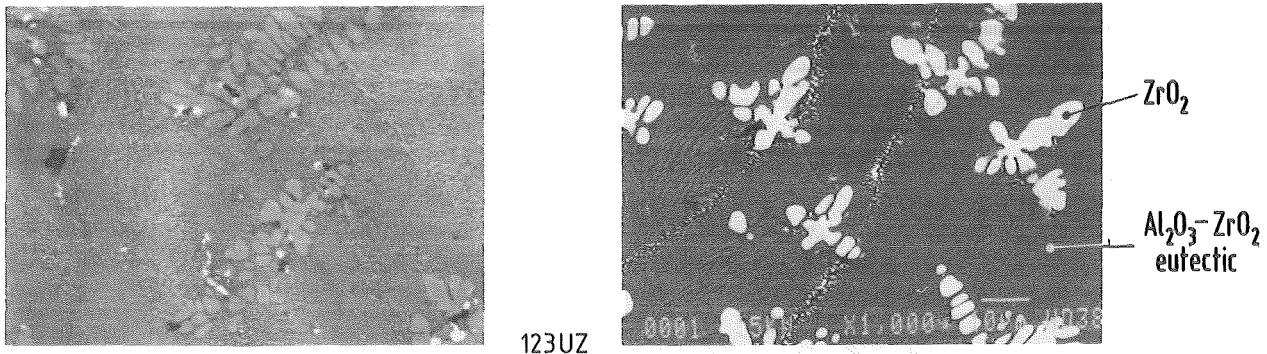
pure Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>

pores

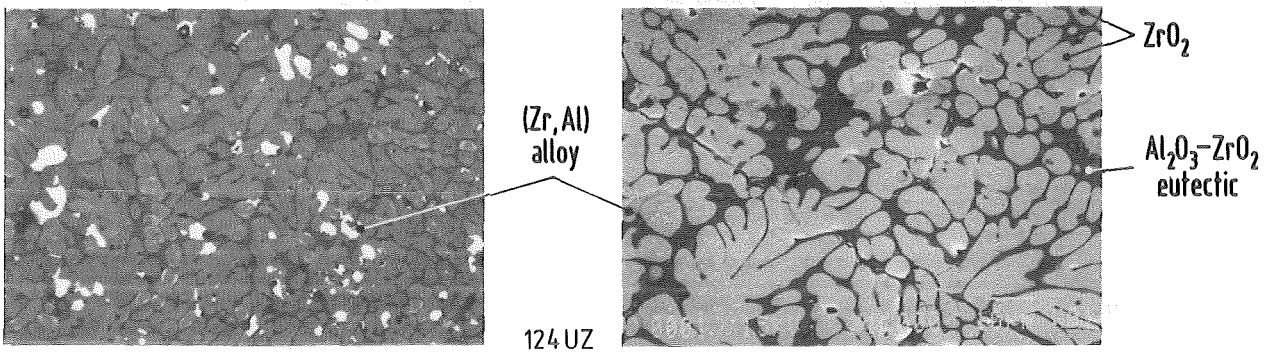
Abb. 12.07.01/03A-11: Makrostruktur von (Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>/Zr)-Schmelzproben in Abhängigkeit vom (Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>/Zr)-Verhältnis.



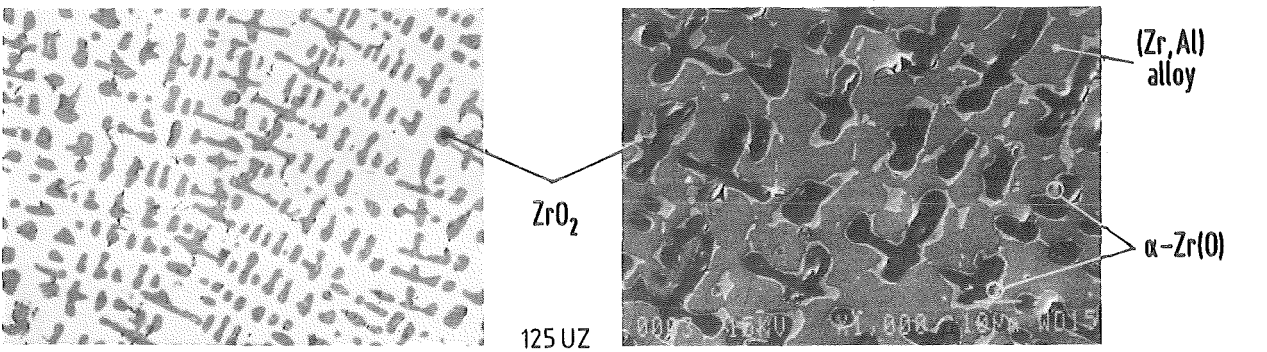
20 wt.% Zr + 80 wt.% Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>



40 wt.% Zr + 60 wt.% Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>



60 wt.% Zr + 40 wt.% Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>



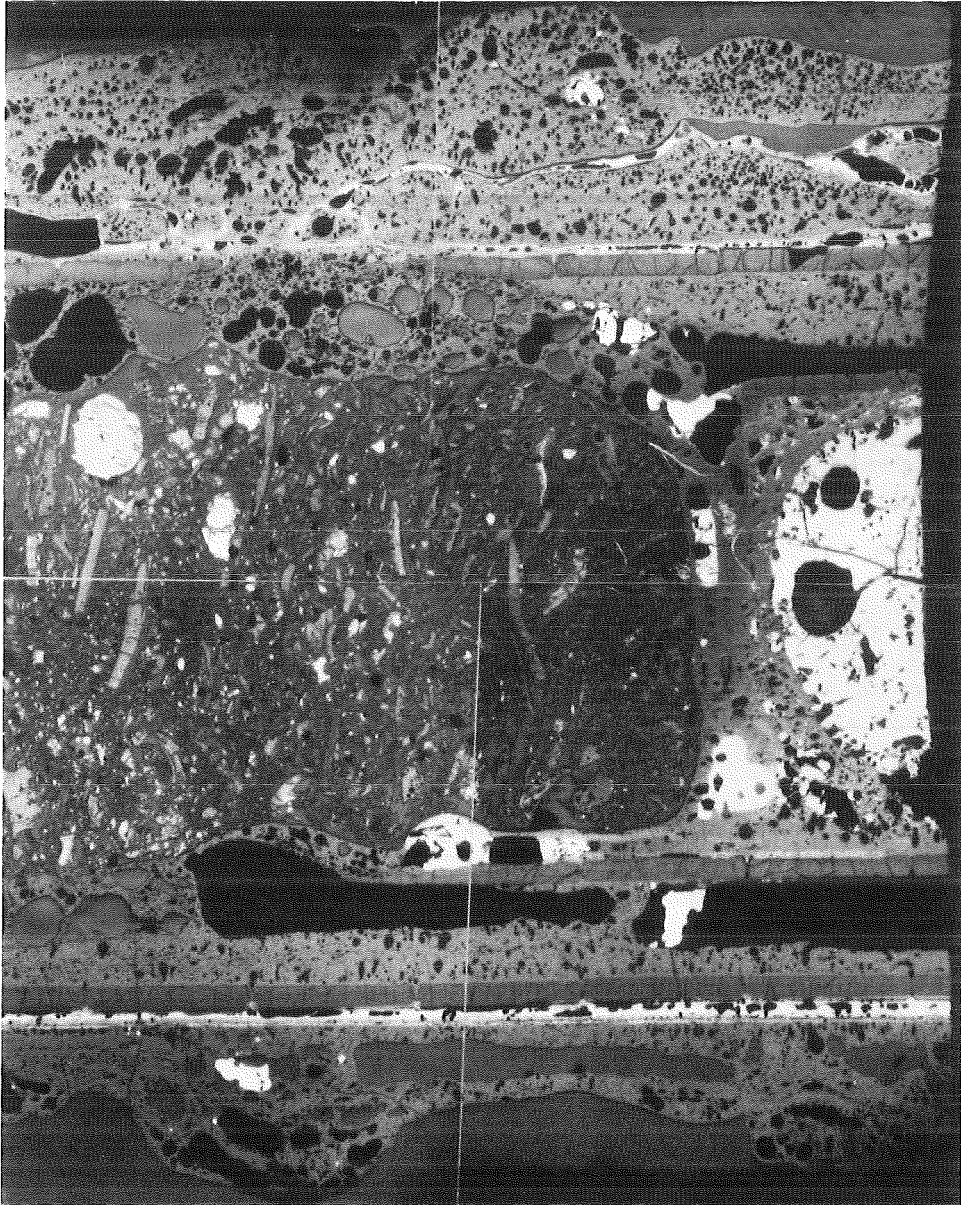
80 wt.% Zr + 20 wt.% Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>

optical photographs: 20µm

SEM photographs: 10µm

Abb. 12.07.01/03A-12: Mikrostruktur von (Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>/Zr)-Schmelzproben für verschiedene Ausgangszusammensetzungen.

5 mm



CORA bundle B (C1)

Abb. 12.07.01/03A-13: Längsschliff durch den unteren Bereich des CORA B-Bündels (1 - 73 mm). Bildung eines keramischen "Tiegels".

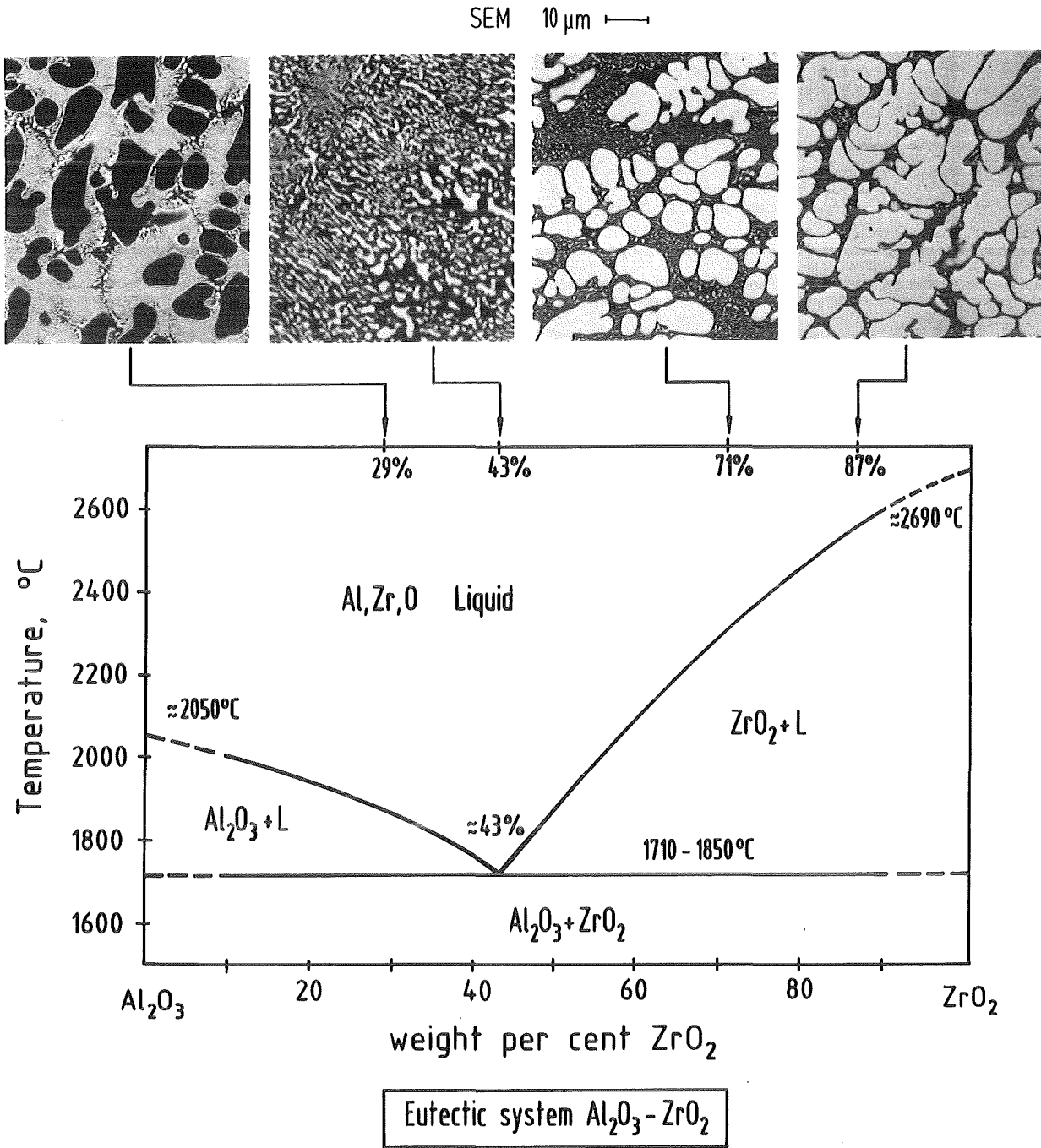


Abb. 12.07.01/03A-14: (Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>-ZrO<sub>2</sub>)-Phasendiagramm und einige ausgewählte Mikrostrukturen unterschiedlicher chemischer Zusammensetzung der Schmelzproben.

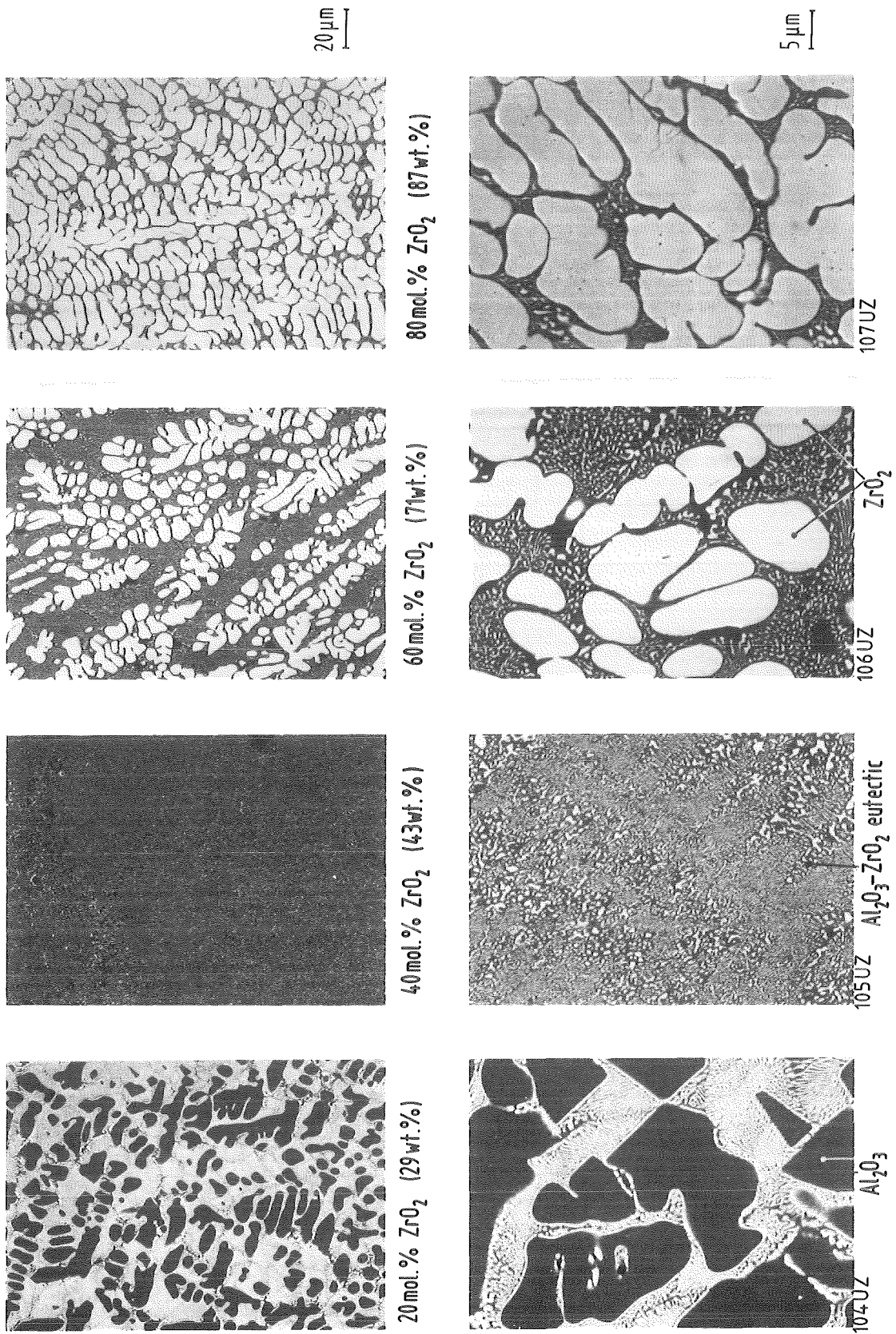


Abb. 12.07.01/03A-15: Mikrostruktur von (Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>/ZrO<sub>2</sub>)-Schmelzproben in Abhängigkeit vom (Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>/ZrO<sub>2</sub>)-Verhältnis (REM-Aufnahmen).

12.07.01/05A  
PRS 0D5E

## Post-test examination and evaluation of the CORA experiments

### Abstract

A contribution to the post-test examination and evaluation of CORA-B and CORA-C, out-of-pile experiments performed in the CORA test facility, is reported. In both tests a bundle of 9 unheated and 16 electrically heated fuel rod simulators (the latter consisting of Zircaloy-4 cladding, annular alumina pellets, and central heater rod) had been submitted to a temperature-transient of roughly 2000°C peak temperature. CORA-B was run under argon atmosphere but with a water-cooled lower bundle head, CORA-C was performed under steam.

Both bundles showed comparable damage from steam oxidation, melting and chemical interaction of the component materials, as revealed by the investigation of the metallographically prepared cross sections. Formation of liquid phases was due to Zircaloy-4 melting and Zircaloy-4/alumina interaction. The latter results in the formation of eutectic melts of the metallic Zr-Al and ceramic  $ZrO_2-Al_2O_3$  system. These phenomena were interpreted according to binary phase diagrams, results of other separately reported investigations, and CORA test evaluations. Thus, the central and higher bundle elevations consist of remnants of oxidized cladding and unreacted alumina pellets, whereas the metallic and ceramic types of melt have relocated downwards and have formed blockages in the lower parts of the bundle. Some rubble bed formation occurred finally.

Further, microstructures of Zircaloy-4 tube specimens from earlier high-temperature steam oxidation investigations are discussed. The oxide layer formation and the melting and cladding/scale interaction processes are presented in a sequence of microstructural examples, which are similar to results of the CORA test evaluation.



12.07.01/05 A      Nachuntersuchung und Auswertung der CORA-Experimente  
PRS 0D5E            (S. Leistikow, G. Schanz; IMF II)

### **Beitrag zur Nachuntersuchung und Auswertung der Experimente CORA-B und CORA-C**

Bei den Experimenten CORA-B und CORA-C handelt es sich um out-of-pile Versuche, die in der CORA-Anlage durchgeführt worden sind /1/. Jeweils 16 elektrisch beheizte und 9 unbeheizte Brennstabsimulationen bildeten dabei eine Bündelanordnung mit quadratischem Querschnitt und wurden einer Temperaturtransiente bis ca. 2000°C unterworfen. Die Simulatorstäbe bestanden aus einem Zircaloy-4 Hüllrohr, ringförmigen Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>-Pellets und ggf. dem zentralen Wolfram-Heizstab. CORA-B wurde in Argon-Atmosphäre durchgeführt, das untere Ende des Bündels war jedoch wassergekühlt, so daß sich im Verlauf des Versuches eine Wasserdampfströmung ergab. CORA-C wurde in strömender Dampf-Atmosphäre und mit zusätzlicher Wärmeisolation des Bündels durchgeführt. Trotz der genannten Unterschiede zeigten die beiden Versuchsbündel prinzipiell vergleichbare Schädigung durch Dampf-Oxidation, Aufschmelzen und chemische Wechselwirkung der beteiligten Materialien. Der folgende Bericht beschränkt sich auf die Nachuntersuchung von Querschliffen durch die Bündel und eine auf die Einzeleffekt-Untersuchung des Oxidationsverhaltens abgestützte Diskussion des Hüllmaterial-Versagens.

#### **Untersuchung von Querschliffen aus CORA-B**

Ausgewählte Querschnitt-Proben aus dem in Kunstharz eingebetteten Bündel wurden metallographisch präpariert und lichtmikroskopisch untersucht sowie einer energiedispersiven Röntgenanalyse der beteiligten Phasen im Rasterelektronenmikroskop unterworfen. Die Untersuchungsergebnisse können wie folgt zusammengefaßt werden:

Im untersten Bereich ist das Bündel weitgehend durch poröses keramisches und sprödes metallisches Material blockiert, das nach Abschmelzen dort erstarrt ist. Das Hüll- und Abstandshaltermaterial hat in begrenztem Umfang mit den

Schmelzen reagiert. In höheren Schnittebenen wurde bei den höheren dort erreichten Temperaturen ein teilweises Einschmelzen fester Komponenten nachgewiesen. In höheren Niveaus war nach Hüllrohrversagen der Kontakt zwischen  $\text{Al}_2\text{O}_3$ -Pellets und den Schmelzen häufiger und intensiver. Im axial und radial mittleren Bereich des Bündels sind sowohl Hüllen als auch Pellets weitestgehend abgeschmolzen, während in den kühleren Randbereichen oxidativ versprödete Hüllrohrstücke und Pellet-Säulen stehen geblieben bzw. in der Abkühlphase noch abgestürzt sind. Diese haben ein Schüttbett aufgebaut, das einen Teil des aus erstarrter Schmelze gebildeten Tiegels ausfüllt. Während der Hauptanteil der Schmelze keramischen Charakters ist, weist das im untersten Bereich der Blockade häufige metallische Material darauf hin, daß sein Abschmelzen zuerst oder zumindest frühzeitig erfolgt sein muß.

In Höhe des unteren Abstandshalter-Gitters (Querschnitt B4, -71 mm) haben sich folgende Details ergeben (Abb. 1): Das Zircaloy-4 Hüllrohr- und Abstandshalter-Material läßt beträchtliche Wasserdampf-Oxidation und lokales Aufschmelzen der gebildeten  $\alpha$ -Zr(O)-Phase erkennen. Die eutektische Wechselwirkung zwischen dem  $\alpha$ -Zr(O) eines Hüllrohres und seiner internen Oxidschicht wurde ebenfalls beobachtet, an der das möglicherweise durch einen Spalt getrennte  $\text{Al}_2\text{O}_3$ -Pellet nicht maßgeblich beteiligt gewesen sein dürfte. Das metallische Material, das sich durch Abschmelzen angesammelt hat, muß gemäß seines Aluminium-Gehaltes aus der Wechselwirkung zwischen Zry-4-Hülle und  $\text{Al}_2\text{O}_3$ -Pellet stammen. Bei der Erstarrung haben sich zweiphasige Gefüge aus einer (Zr, Al, Sn)-Phase und  $\alpha$ -Zr(O) oder eutektische Gefüge des Zr-Al-Systems ergeben. Das abgeschmolzene keramische Material zeigt das eutektische Gefüge des  $\text{Al}_2\text{O}_3$ -ZrO<sub>2</sub>-Systems mit kantigen  $\text{Al}_2\text{O}_3$  Primärkristallen.

In Höhe der stärksten Blockade (B7, 0 mm, Abb. 2) wurden zwei Typen metallischer Schmelze unterschieden. Zwischen Bündel und umgebendem shroud wurde die  $\alpha$ -Zr(O)-Phase mit ZrO<sub>2</sub>-Nebenbestandteil identifiziert. Im zentralen Bereich des Bündels hat sich bei der Erstarrung einer Zr-Al-Schmelze (mit Anteilen von Mo, W und Sn) ein zweiphasiges Gefüge ergeben. Die keramische Schmelze zeigt außer eutektischen Gefügebereichen kantige  $\text{Al}_2\text{O}_3$ - oder rundliche ZrO<sub>2</sub>-Primärkristalle. Aus Nebenbestandteilen der keramischen Schmelze haben sich Sn-reiche metallische Partikel ausgeschieden. Häufig sind in der betrachteten Ebene oxidierte Hüllrohre mit den Schmelzen in Kontakt gekommen und die betreffenden Wechselwirkungen haben stattgefunden. Die Reaktion zwischen Hülle und Pellet war nur von örtlicher Bedeutung, so daß die

Pellets überwiegend intakt geblieben sind. Dies läßt sich aus der Barrierewirkung einer inneren Oxidschicht der Hülle erklären, die häufig nachzuweisen ist. Schmelzen der Hülle und Hohlrumbildung durch Verlagerung von Schmelze ist von der Wandmitte des Hüllrohres ausgegangen. Dies beweist ebenfalls den erhöhten Sauerstoffgehalt auch der inneren Hüllrohr-Oberfläche.

### Untersuchung von Querschliffen aus CORA-C

Im Bereich des unteren Abstandshalters überwiegt bei diesem Bündel deutlich die keramische Schmelze, während im Bereich der stärksten Blockade ein vergleichbarer Anteil metallischer Schmelze erstarrt ist. Die Schmelzmassen haben sich in mehreren noch nachweisbaren Verlagerungsströmen angesammelt. Keramische Schmelze wird selbst außerhalb des flow shroud identifiziert. Mit zunehmender Höhe nimmt auch in diesem Bereich die Zerstörung der Simulatoren durch interne Reaktion und externe Wechselwirkung mit Schmelzen zu. Der Übergang zu der Zone, in der neben den Wolfram-Heistäben nur einige Fragmente der Simulatorstäbe verblieben sind, wurde in einem Längsschliff durch das Bündel untersucht. Auch in diesem Versuch besteht die Blockade vorwiegend aus porösem keramischem Material, auf dem sich nach dem Erstarren der Schmelze Fragmente später abgefallener spröder Materialien und kleinere Schmelztropfen angesammelt haben. Die Gesamtmenge an Schüttbett-Material ist wesentlich kleiner als bei CORA-B. Dies ist hauptsächlich darauf zurückzuführen, daß die radiale Temperaturverteilung hier flacher als bei CORA-B war, so daß auch die äußeren Stäbe in den Abschmelzprozeß einbezogen waren, anstatt bis zu ihrer späteren oxidativen Versprödung stehen zu bleiben. Wo dies dennoch geschah, waren die Hüllrohre dem sog. "flowering" unterworfen, einem Aufreißen und Aufweiten unter dem Einfluß von Oxidwachstums-Spannungen.

Die in untere Bereiche verlagerten Schmelzen wurden hauptsächlich in der oberen Hälfte des Bündels gebildet. Hier ist die Reaktion zwischen Pellets und Hüllmaterial abgelaufen bzw. in Anfängen nachweisbar, die zunächst zur Bildung einer metallischen (Zr, Al)-Schmelze und bei höherer Temperatur zur Bildung einer keramischen (Zr, Al, O)-Schmelze ( $ZrO_2-Al_2O_3$ -Eutektikum) geführt hat. Konkurrierend zu der Wechselwirkung mit dem Pelletmaterial ist das Aufschmelzen der Hülle und die Verlagerung der Zircaloy-Schmelze ( $\alpha-Zr(O)$ ) fortgeschritten. Die Zircaloy- $Al_2O_3$ -Wechselwirkung kann bis zu höheren

Niveaus, also niedrigeren Maximaltemperaturen, verfolgt werden als das Aufschmelzen der Hüllrohre. Im oberen Endbereich des Bündels verbleiben unbeschädigte Reste der Pellet-Säulen und nicht abgeschmolzene Reststücke oxidativ versprödeten Hüllmaterials.

In Höhe des Querschnitts C7 (71 mm) liegen, wie Abb. 3 zeigt, einige Brennstabsimulatoren frei, während andere von keramischer Schmelze bzw. metallischer Schmelze benetzt sind. Im Bild ist weiterhin zu erkennen, daß starke Wechselwirkung zwischen Pellet und Hülle nur örtlich beobachtet wird, hauptsächlich an Stellen, an denen das Hüllmaterial aufgeschmolzen war, und durch Verlagerung der Schmelze ein guter Kontakt zum Pellet zustande kam.

In Höhe des Querschnitts C13 (484 mm) werden nur noch Reste der Brennstäbe gefunden (Abb. 4). Das beschriebene "flowering" der äußeren Hüllrohre ist deutlich sichtbar. Dagegen sind die Pellets vollständig aufgeschmolzen worden und nur Reste der Schmelze haften noch am Hüllmaterial und den Wolfram-Heizstäben.

Im Verlauf starker Wechselwirkung zwischen Pellets und erschmolzenem Hüllmaterial ergeben sich komplizierte Mikrostrukturen, wie sie Abb. 5 als Beispiel für Querschnitt C26 (984 mm Höhe) zeigt. Im Kontakt mit  $\text{Al}_2\text{O}_3$  wird wohl zunächst eine metallische Zircaloy-Schmelze an Al angereichert (im Maximum wurde etwa 17% Massenanteil analysiert), später kommt jedoch immer mehr der gleichzeitig aufgenommene Sauerstoff zum Tragen, der bei der Abkühlung zur Ausbildung teilkeramischer Gefüge führt. Dabei entwickelt sich die für die keramische Schmelze typische Porosität.

### **Hochtemperaturverhalten des Hüllmaterials nach Ergebnissen aus Einzeleffekt-Untersuchungen**

Ergebnisse früherer Untersuchungen der isothermen und temperaturtransienten Wasserdampf-Oxidation bis zum Schmelzen von Zircaloy-4 Hüllrohrmaterial /2/ wurden zum Vergleich mit den Vorgängen in CORA-Bündelexperimenten diskutiert.

Oxidation von Zircaloy-4 führt zur Bildung eines Schichtverbundes aus (von der Oberfläche) einer Oxidschicht aus tetragonalem  $\text{ZrO}_2$ , bei Temperaturen über ca.

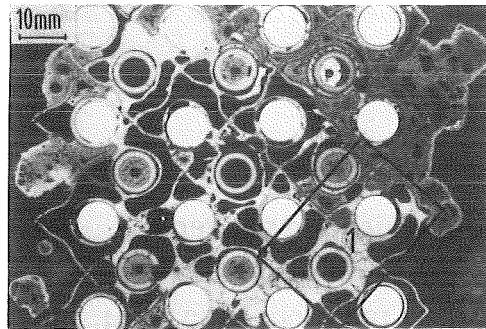
1525°C einer weiteren Oxidschicht aus kubischem  $ZrO_{2-x}$  und einer sauerstoffreichen metallischen  $\alpha$ -Zr(O) Schicht auf dem Ausgangsmaterial  $\beta$ -Zr, das sich an Sauerstoff anreichert und mit dem Wachstum der genannten Schichten konsumiert wird. Anreicherung von Zinn im unoxidierten Rest der Legierung führt zur Bildung niedrigschmelzender Eutektika. Davon abgesehen ist  $\beta$ -Zr die bei ca. 1760°C zuerst aufschmelzende Phase. Mit höherem Sauerstoffgehalt steigt ihr Schmelzpunkt bis zum Peritektikum bei ca. 1940°C. Die  $\alpha$ -Zr(O) Phase beginnt ab ca. 1900°C  $ZrO_2$  eutektisch einzuschmelzen und ist bei ca. 1975°C voll erschmolzen, während dies für  $ZrO_2$  erst bei etwa 2700°C der Fall ist (Abb. 6).

In Abb. 7 wird ein beidseitig durchoxidiertes Hüllrohrabschnitt einem überwiegend äußerlich oxidierten und teilgeschmolzenen Abschnitt gegenübergestellt. Abb. 8 zeigt, daß aus aufgeschmolzenem Material bei der Wiedererstarrung  $ZrO_2$  ausgeschieden werden kann. Das geschmolzene Material verlagert sich, wie Abb. 9 zeigt, unter Ausbildung von Hohlräumen. Wie aus Abb. 10 ersichtlich, spielen hierbei nicht nur mechanische Defekte der Oxidhülle sondern auch die Auflösung der Oxidschicht ("chemical thinning") und das Ausspritzen von metallischer Schmelze eine Rolle. Durch Fragmentierung und teilweises Einschmelzen der Oxidschicht (Abb. 11) entsteht sauerstoffangereicherte  $\alpha$ -Zr(O)-Schmelze, deren Erstarrungsgefüge je nach Sauerstoffgehalt und Abkühlgeschwindigkeit zwischen eutektisch und dendritisch variieren können (Abb. 12).

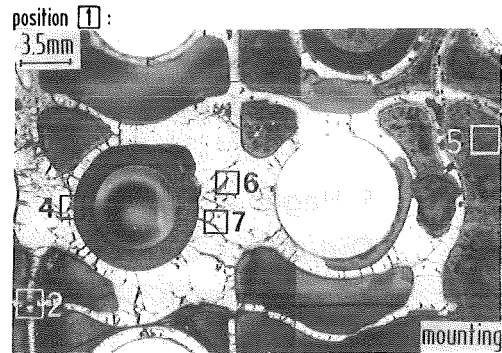
Die beschriebenen Gefügeausbildungen konnten auch in den untersuchten CORA-Bündeln nachgewiesen werden. Wie Abb. 6 zeigt, ergibt sich aber bei Anwesenheit von  $Al_2O_3$  Pellets bereits oberhalb von 1350°C die Bildung einer metallischen Schmelze aus der Wechselwirkung mit Zry, so daß die Schmelzerscheinungen des Hüllrohrs mit denen aus der Pellet-Wechselwirkung in der beobachteten Weise konkurrieren. Eine ausführlichere Beschreibung der Versagensmechanismen der Bündel CORA-B und -C wird in /3/ erfolgen.

## Literatur

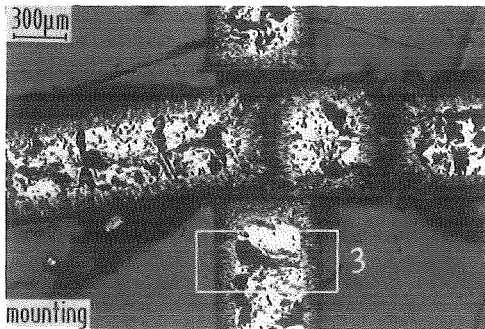
- /1/ S. Hagen et al.  
Out-of-pile Bündelexperimente zur Untersuchung schwerer  
Kernschäden (CORA-Programm): Versuch B mit  $\text{Al}_2\text{O}_3$  - Pellets  
Projekt Nukleare Sicherheit, Jahresbericht 1986, KfK 4100, Sept. 1987,  
Seite 4200/28-55
- /2/ S. Leistikow et al.  
Untersuchungen zur Hochtemperatur-Wasserdampf-Oxidation an  
Zircaloy-Hüllrohren  
Projekt Nukleare Sicherheit, Jahresbericht 1980, KfK 2950 (1981) Seite  
4200/43-69
- /3/ S. Hagen, P. Hofmann, G. Schanz, L. Sepold  
Interaction between zircaloy cladding and  $\text{Al}_2\text{O}_3$  pellets. Post test results  
of CORA-B and CORA-C, KfK 4313, 1988



spacer grid (-71 mm)

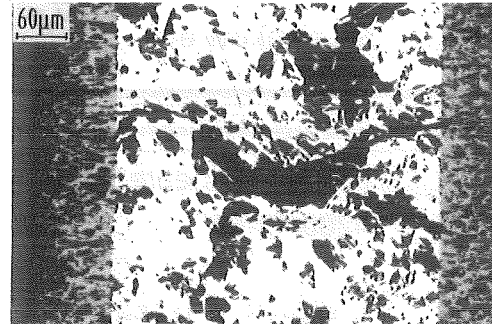


position [2] :



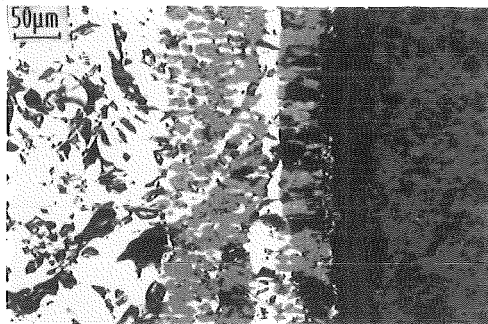
spacer grid

position [3] :



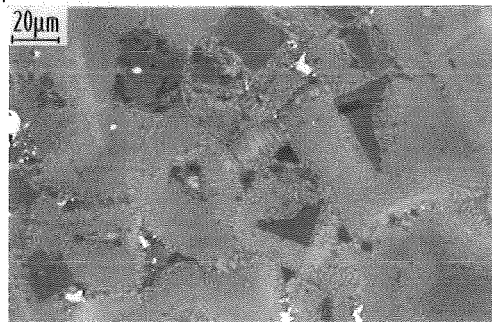
$ZrO_2$  ←  $\alpha-Zr(O)$  →  $ZrO_2$

position [4] :



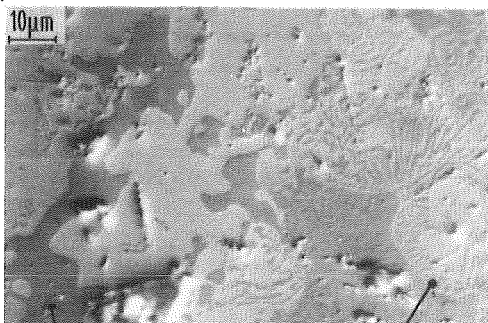
$\alpha-Zr(O)$  → |  $\alpha Zr+ZrO_2$  | gap | ←  $Al_2O_3$

position [5] :



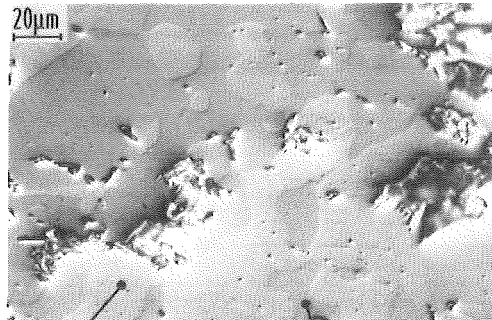
$Al_2O_3-ZrO_2$  eutectic

position [6] :



Zr,Al,Sn phase, Al-Zr eutectic  
metallic melt

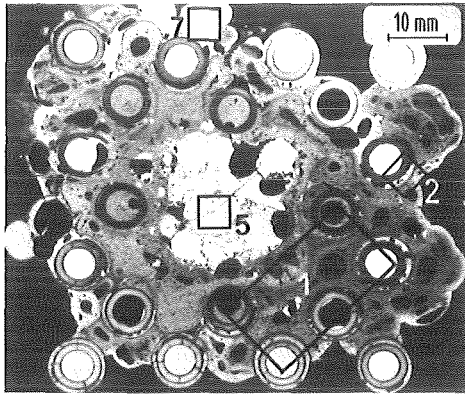
position [7] :



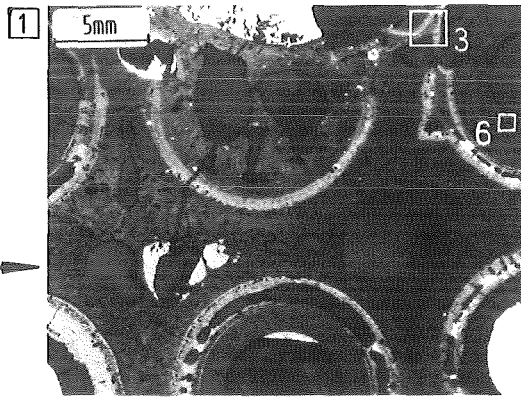
$\alpha-Zr(O)$  Zr,Al,Sn phase  
metallic melt

Abb. 1

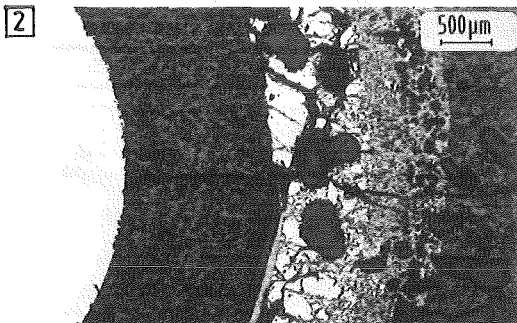
Microstructures of the CORA bundle cross-section B 4 (-71mm)



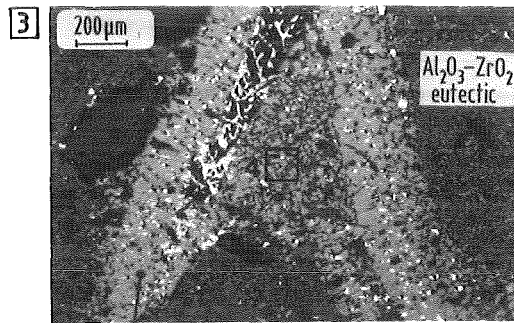
cross-section B 7



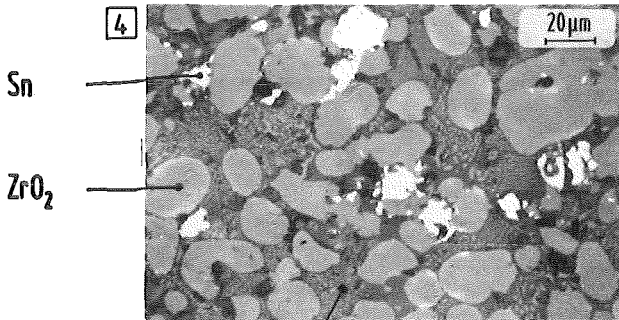
oxidized cladding



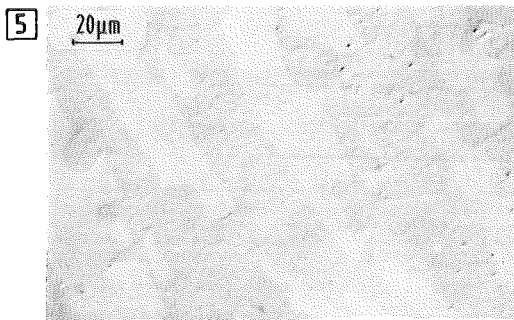
W | Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> | α-Zr + ZrO<sub>2</sub> | Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>-ZrO<sub>2</sub> eutectic



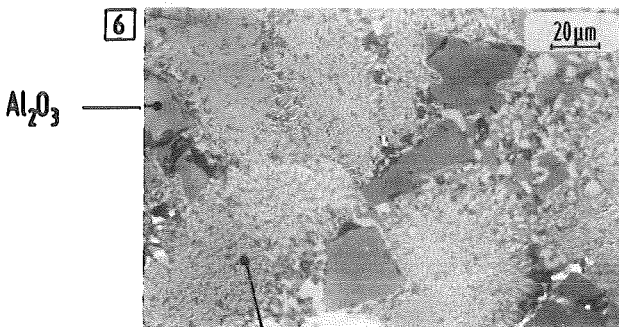
Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>-ZrO<sub>2</sub> eutectic



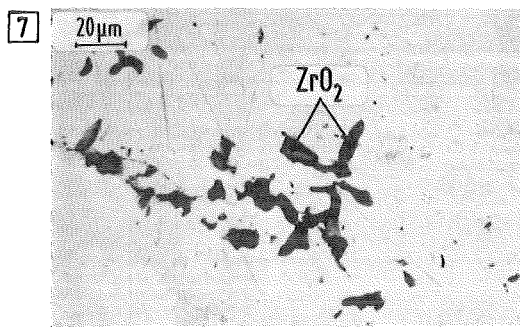
Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>-ZrO<sub>2</sub> eutectic



Al-Zr eutectic (+ Mo, W, Sn)



Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>-ZrO<sub>2</sub> eutectic



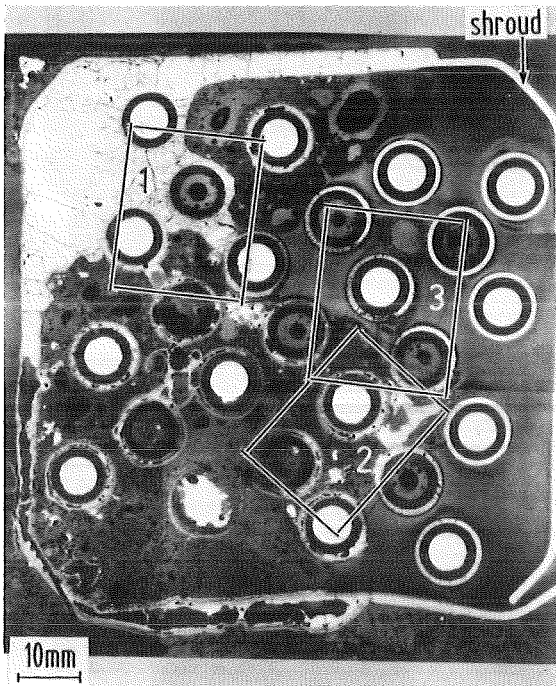
α-Zr(O) + ZrO<sub>2</sub>

CORA bundle B

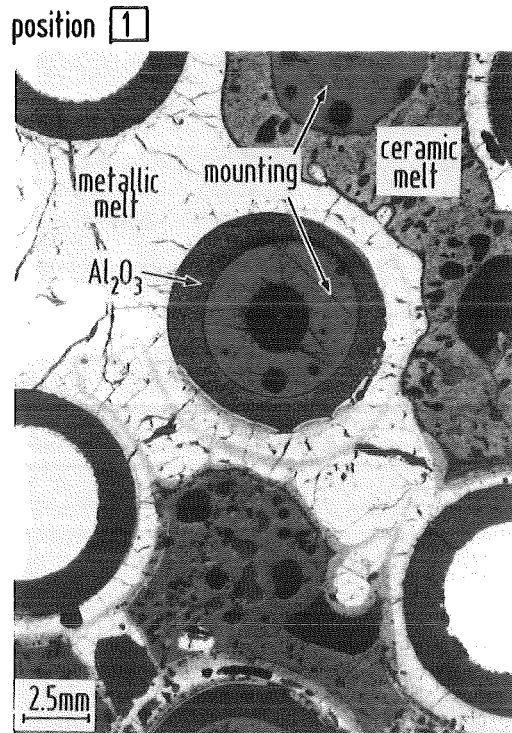
Abb. 2

Microstructures of CORA bundle cross-section B 7 (0mm)

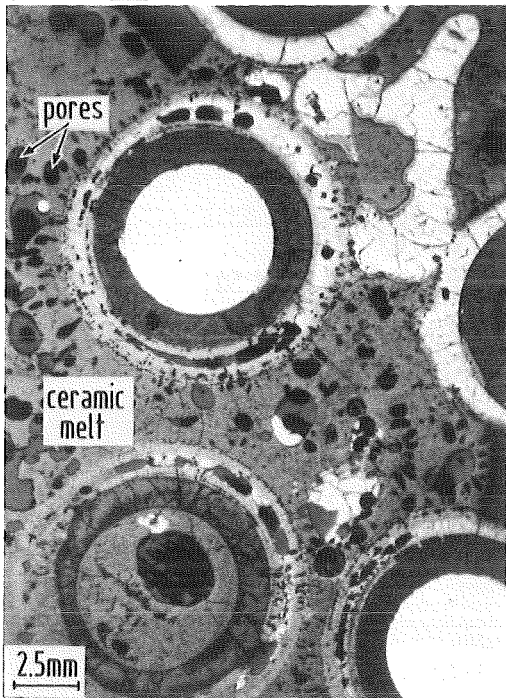




cross-section C7 (71mm)



position 2



position 3

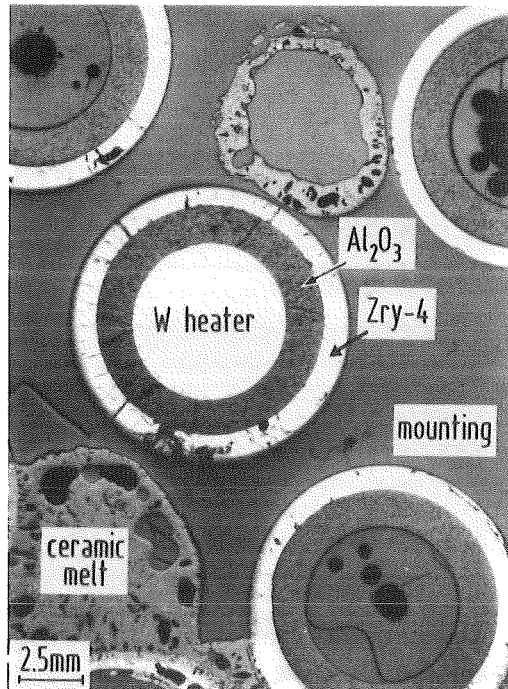
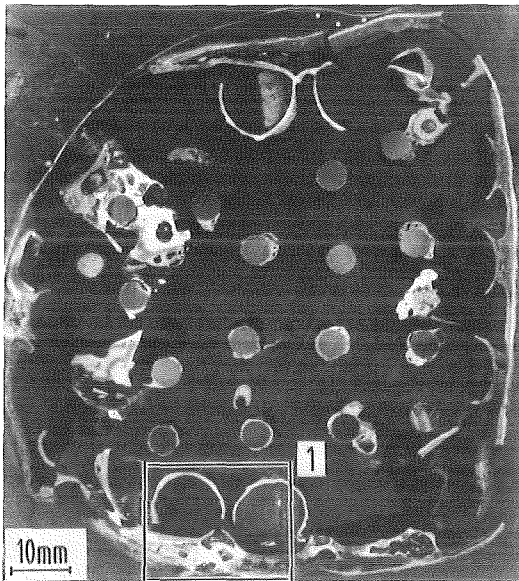
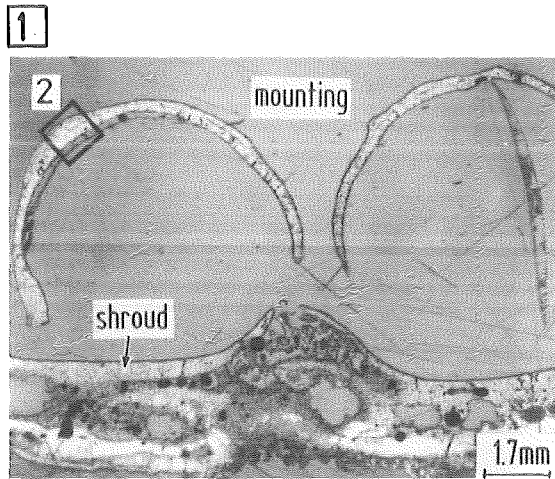


Abb. 3

Macrostructures of CORA bundle cross-section C7 (71mm)



cross-section C13 (484mm)



completely oxidized cladding

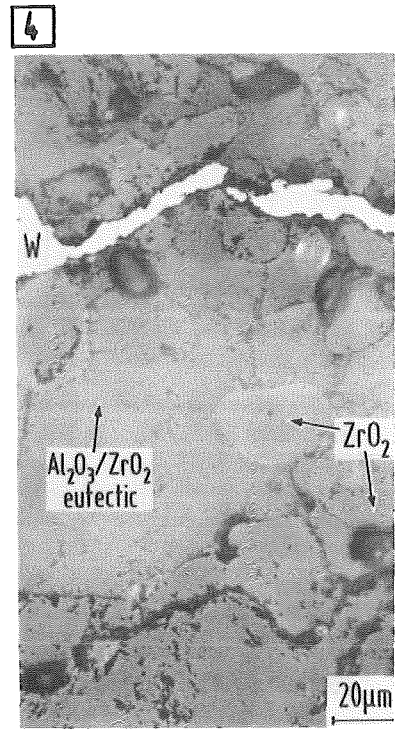
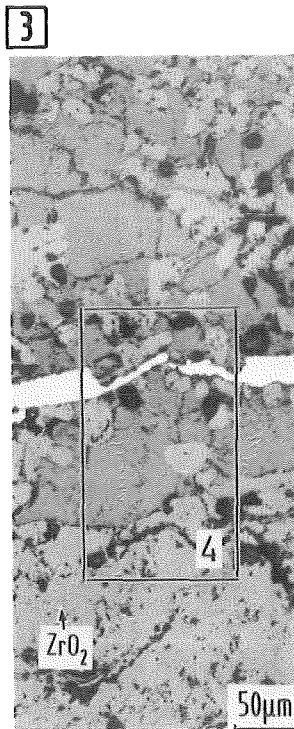
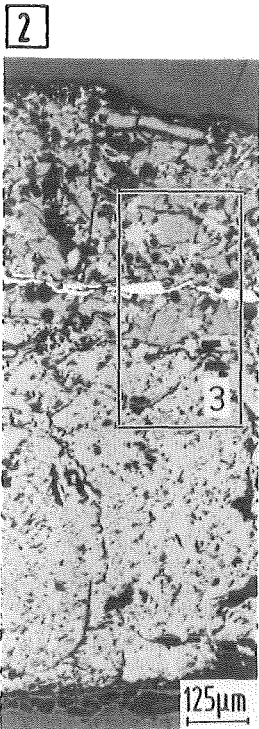
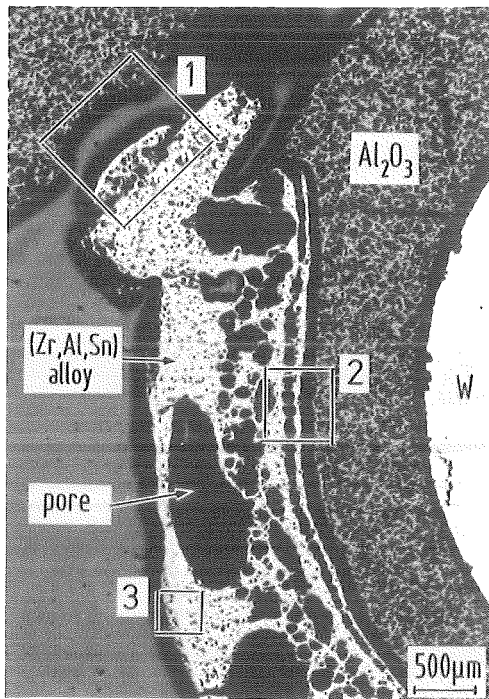
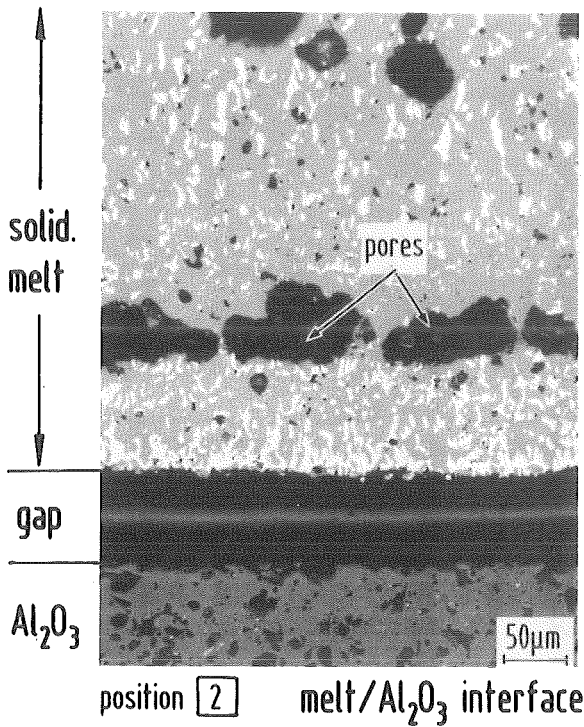
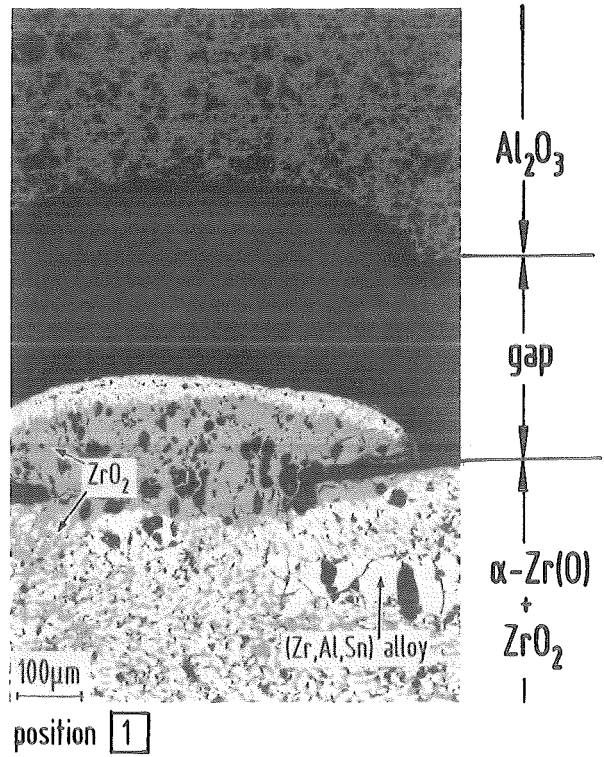


Abb. 4

Microstructures of CORA bundle cross-section C13 (484mm)



Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> attack by molten Zry



melt/Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> interface

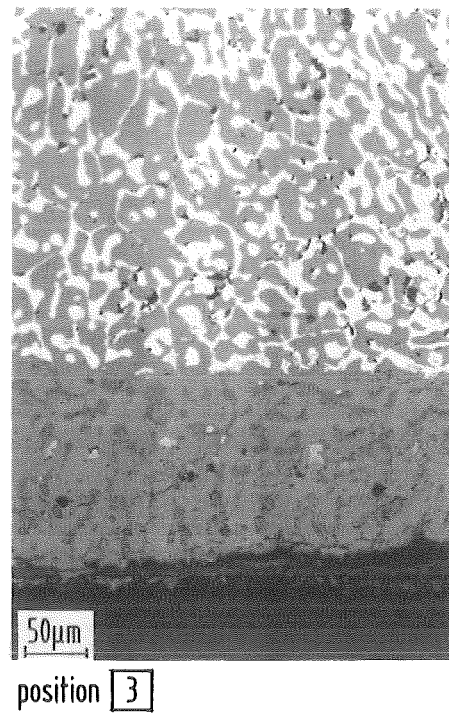


Abb. 5

Microstructures of CORA bundle cross-section C 26 (984mm)

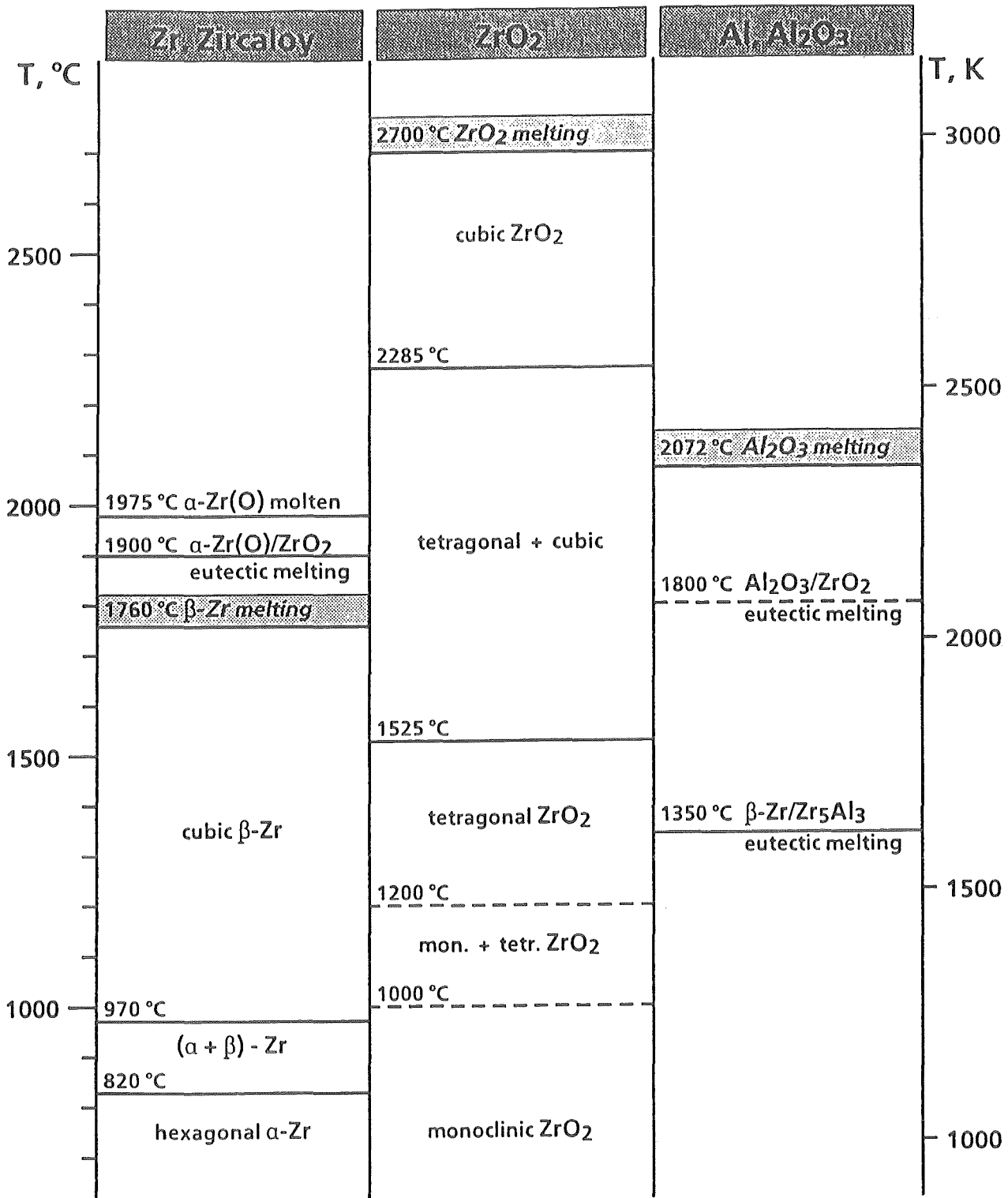
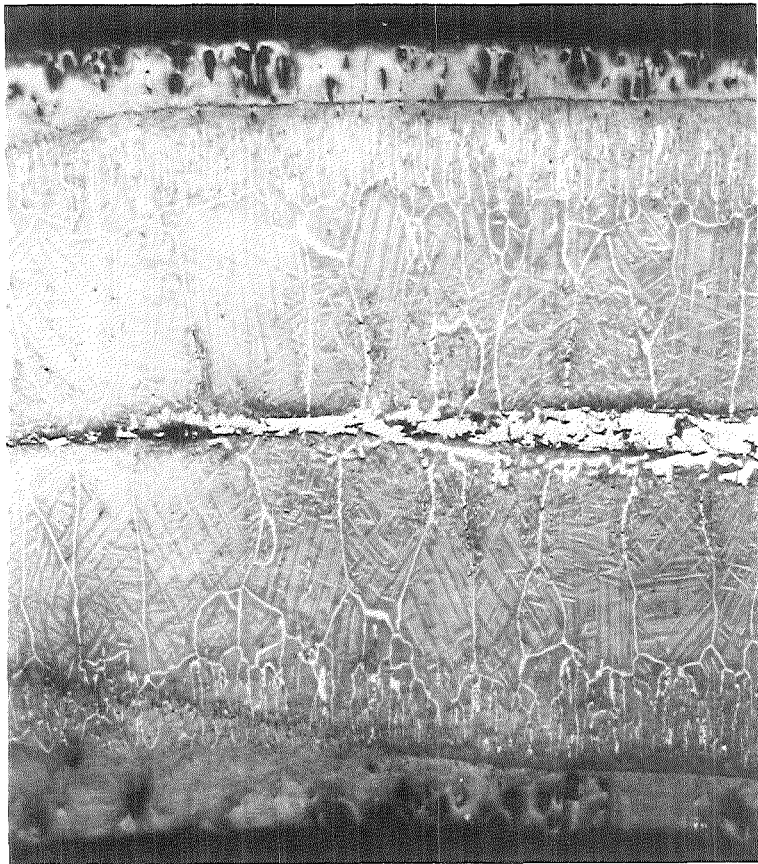


Abb. 6 Phase transformation temperatures concerning Zircaloy cladding, its oxidation, and its interaction with  $Al_2O_3$  (burnable poison rod material)



100 μm

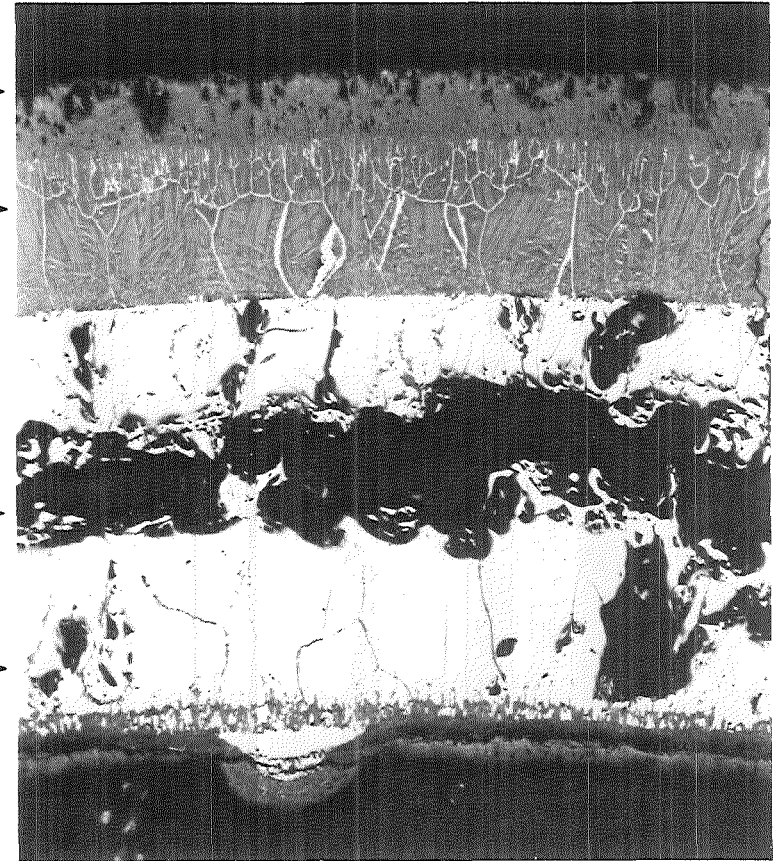
← Tetragonal  $ZrO_2$  →

← Originally cubic  $ZrO_2$   
decomposed under  
 $\alpha$ -Zr(O) precipitation →

←  $\alpha$ -Zr(O) enriched in  
tin

→ Cavities from  
partial melting

→  $\alpha$ -Zr(O)



100 μm

Abb. 7

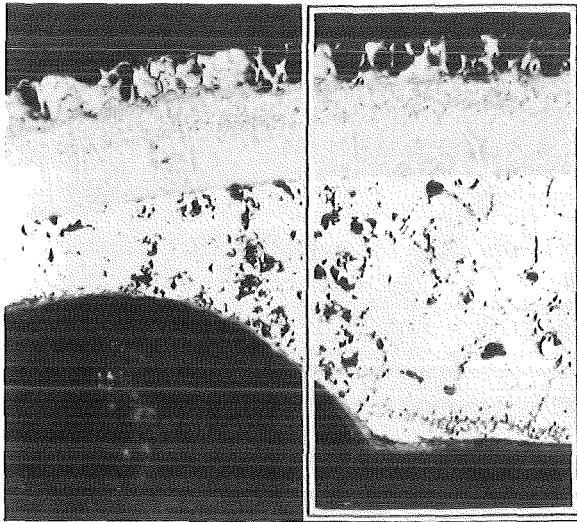
HT oxidation of Zircaloy-4 without and with formation of metallic melt



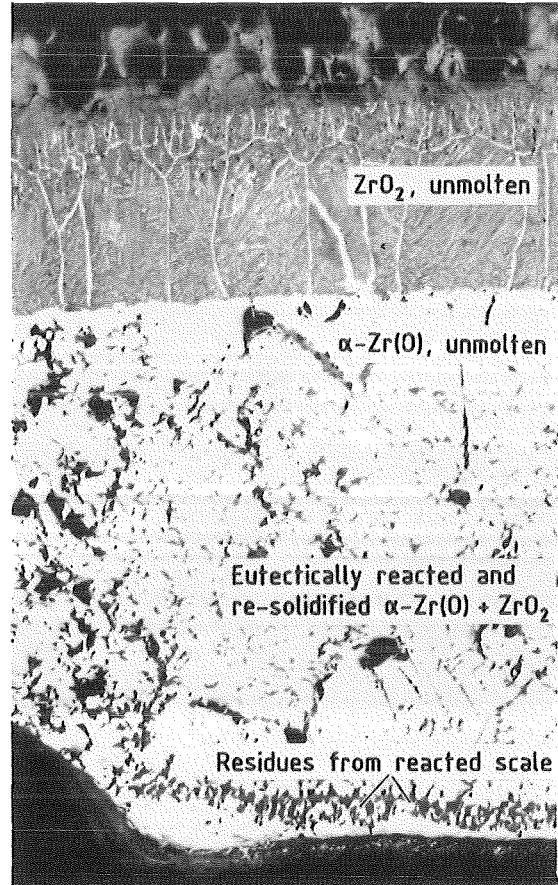
IMF/II, PRS

S. Leistikow et al.,

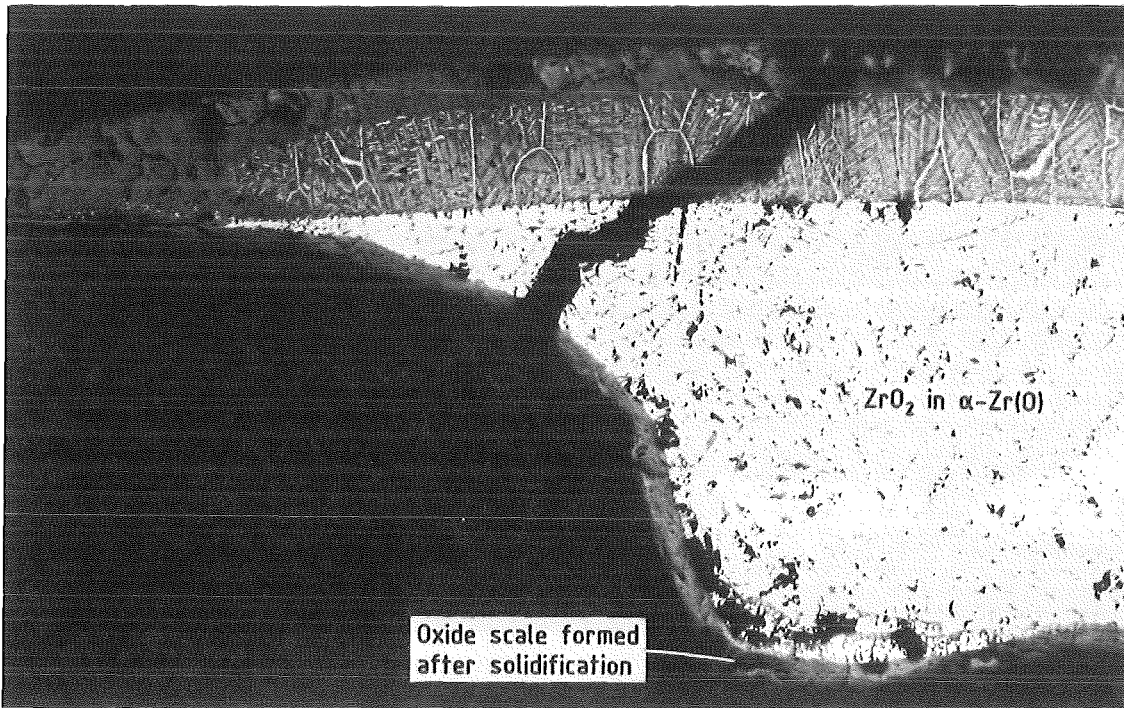
KfK 2950, 4200/43-69, 1981



200 μm



100 μm



100 μm

Abb. 8

# Boundary region between unmolten and re-solidified Zircaloy-4 cladding

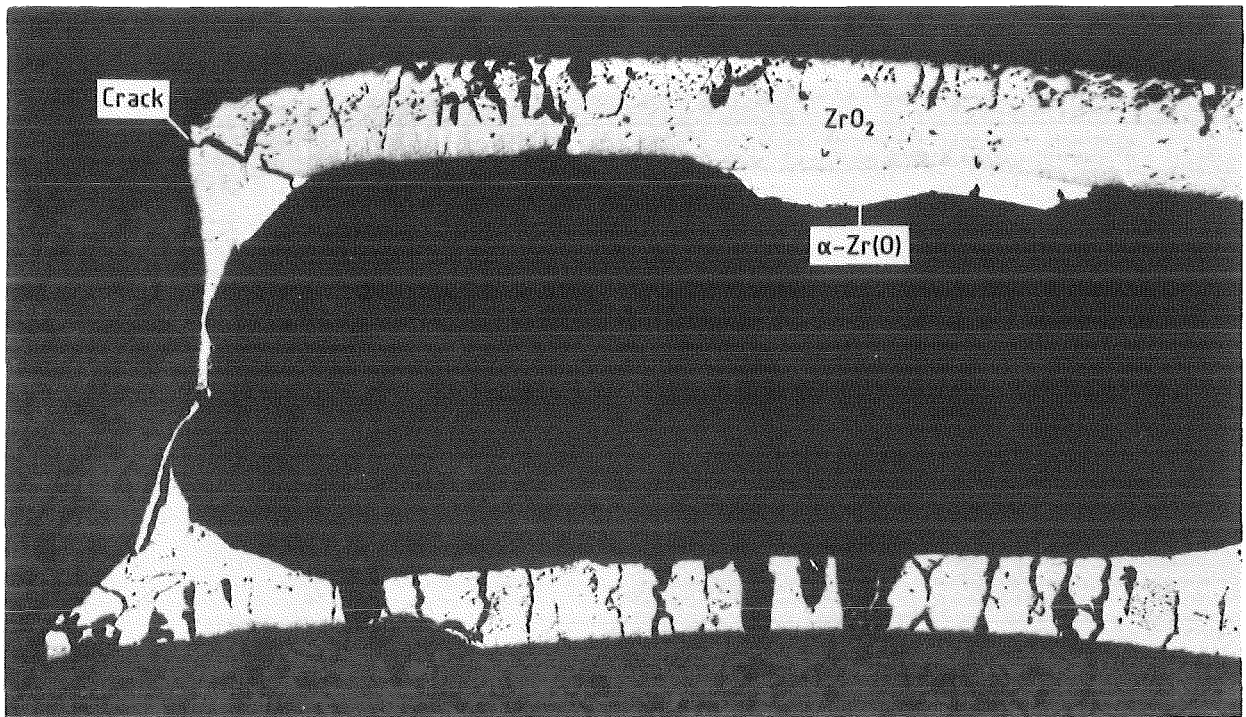
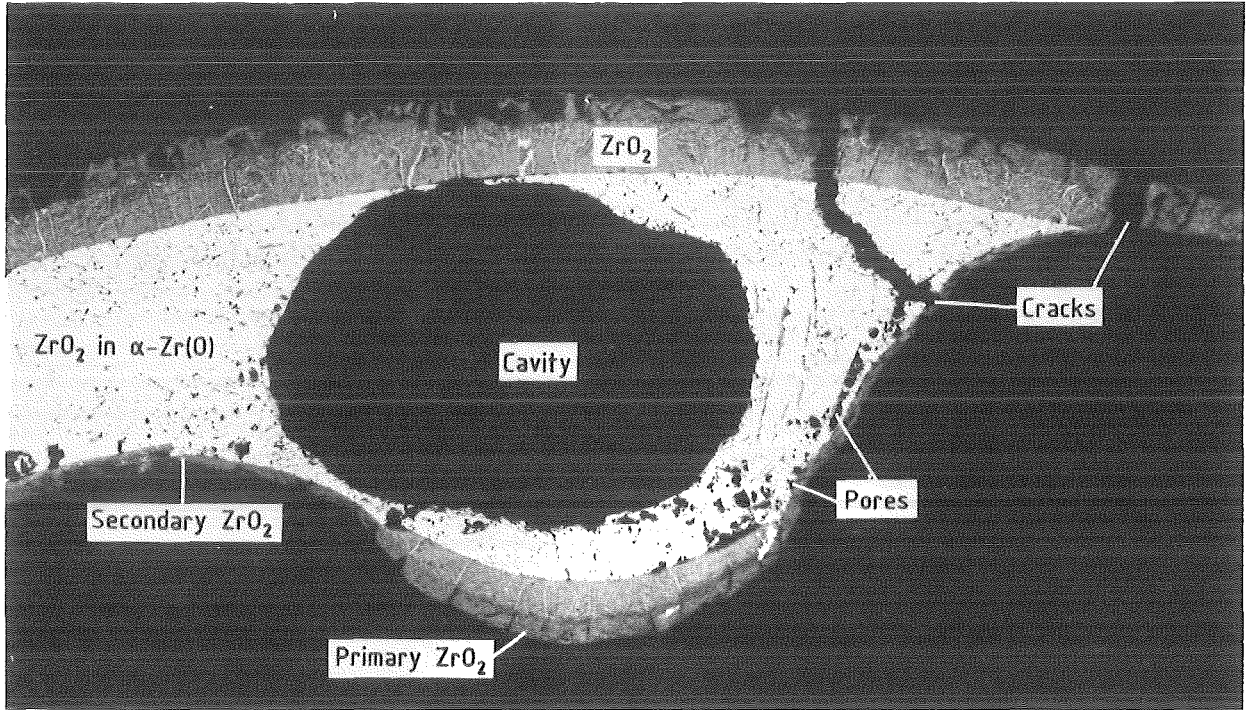


Abb. 9

## Relocation of Zircaloy-4 melt



IMF/II, PRS

S. Leistikow et al.,

KfK 2950, 4200/43-69, 1981

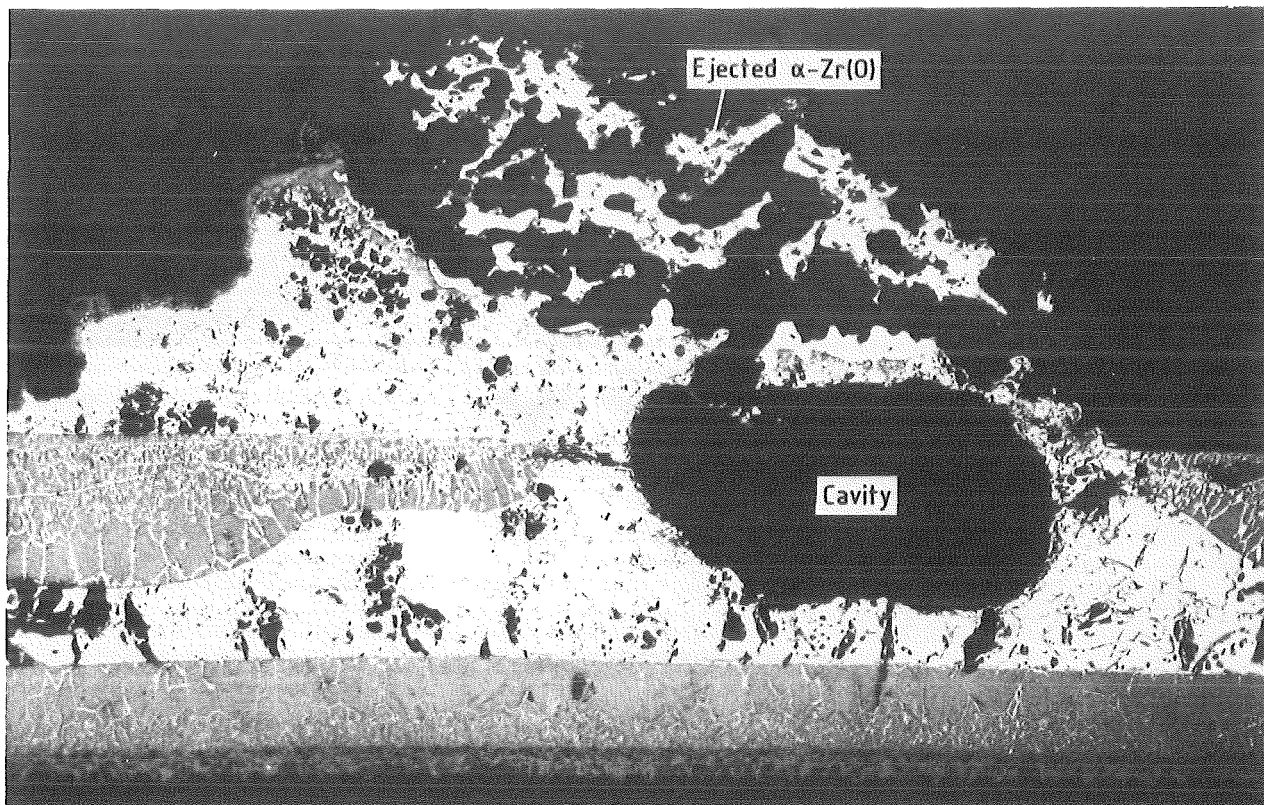
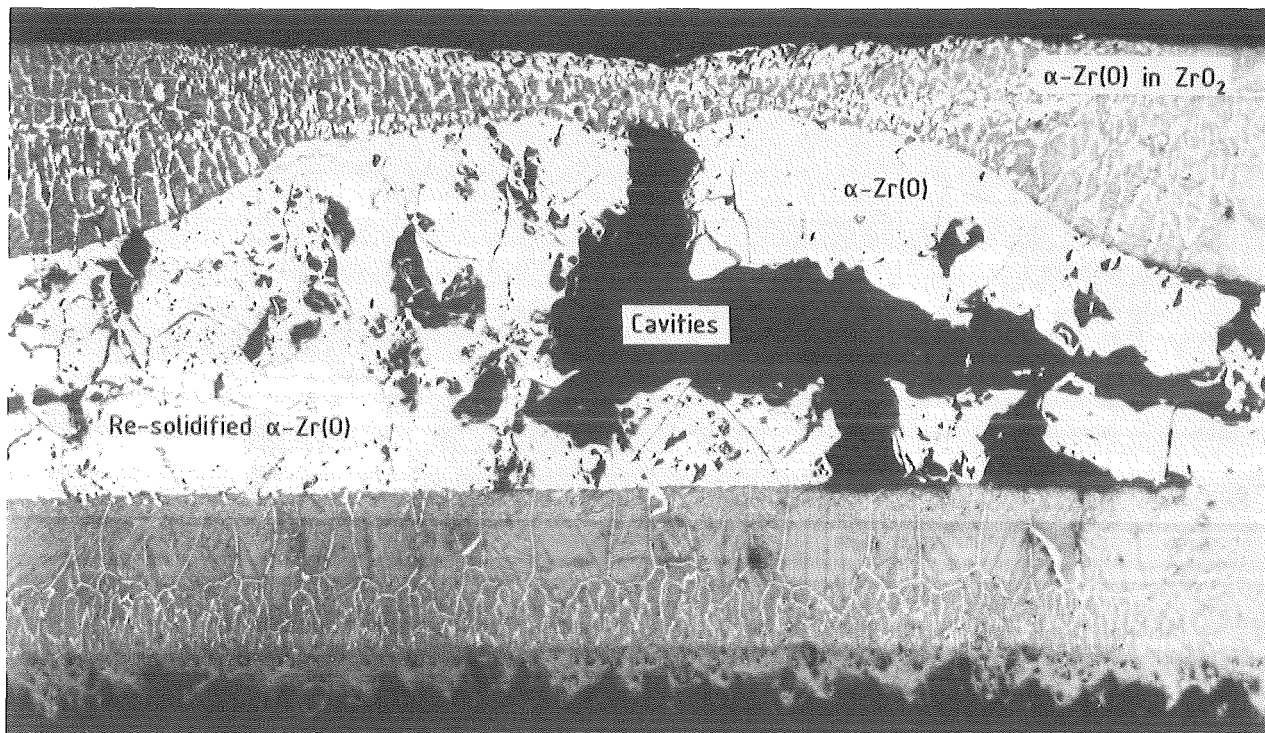


Abb. 10

kfk

IMF/II, PRS  
S. Leistikow et al.,

KfK 2950, 4200/43-69, 1981

# Penetration of Zircaloy-4 melt through dissolved oxide scale



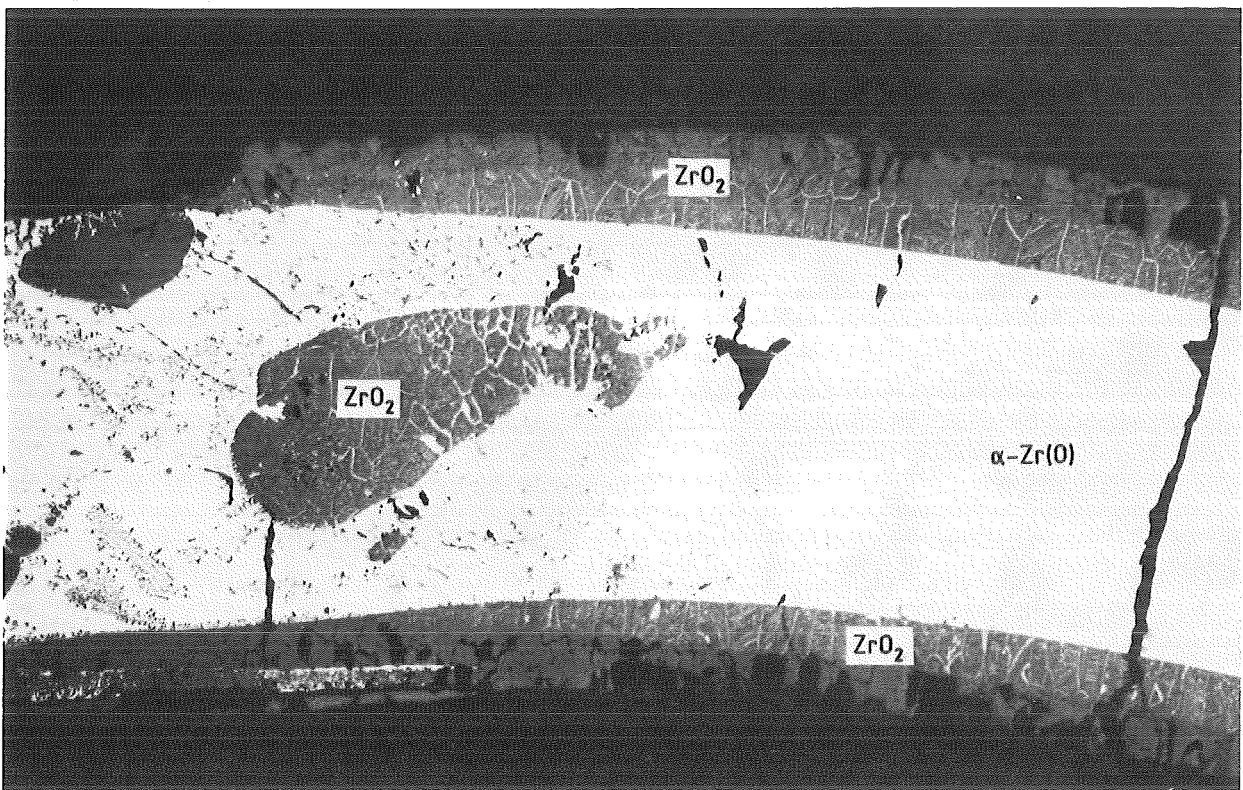
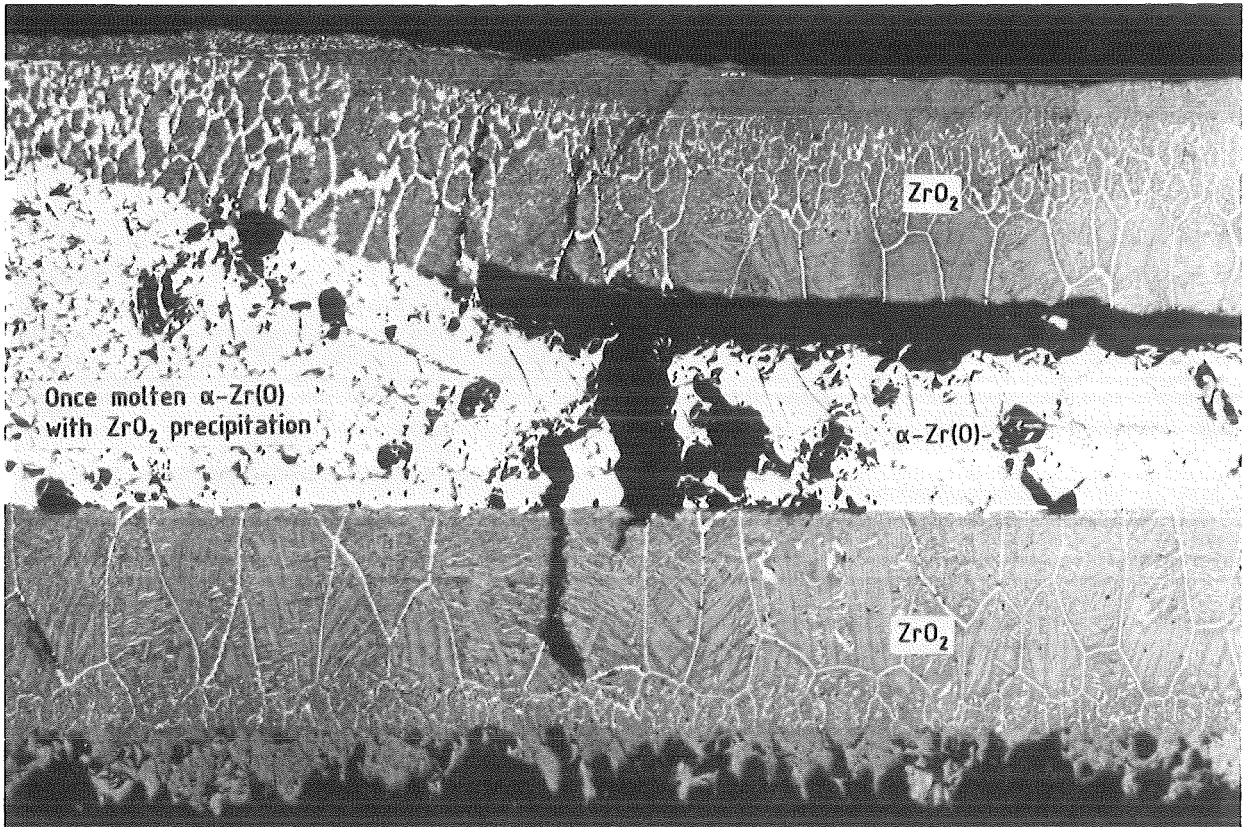


Abb. 11

KfK

IMF/II, PRS

S. Leistikow et al.,

KfK 2950, 4200/43-69, 1981

# Liquefaction of $ZrO_2$ scale by eutectic formation with metallic Zircaloy-4

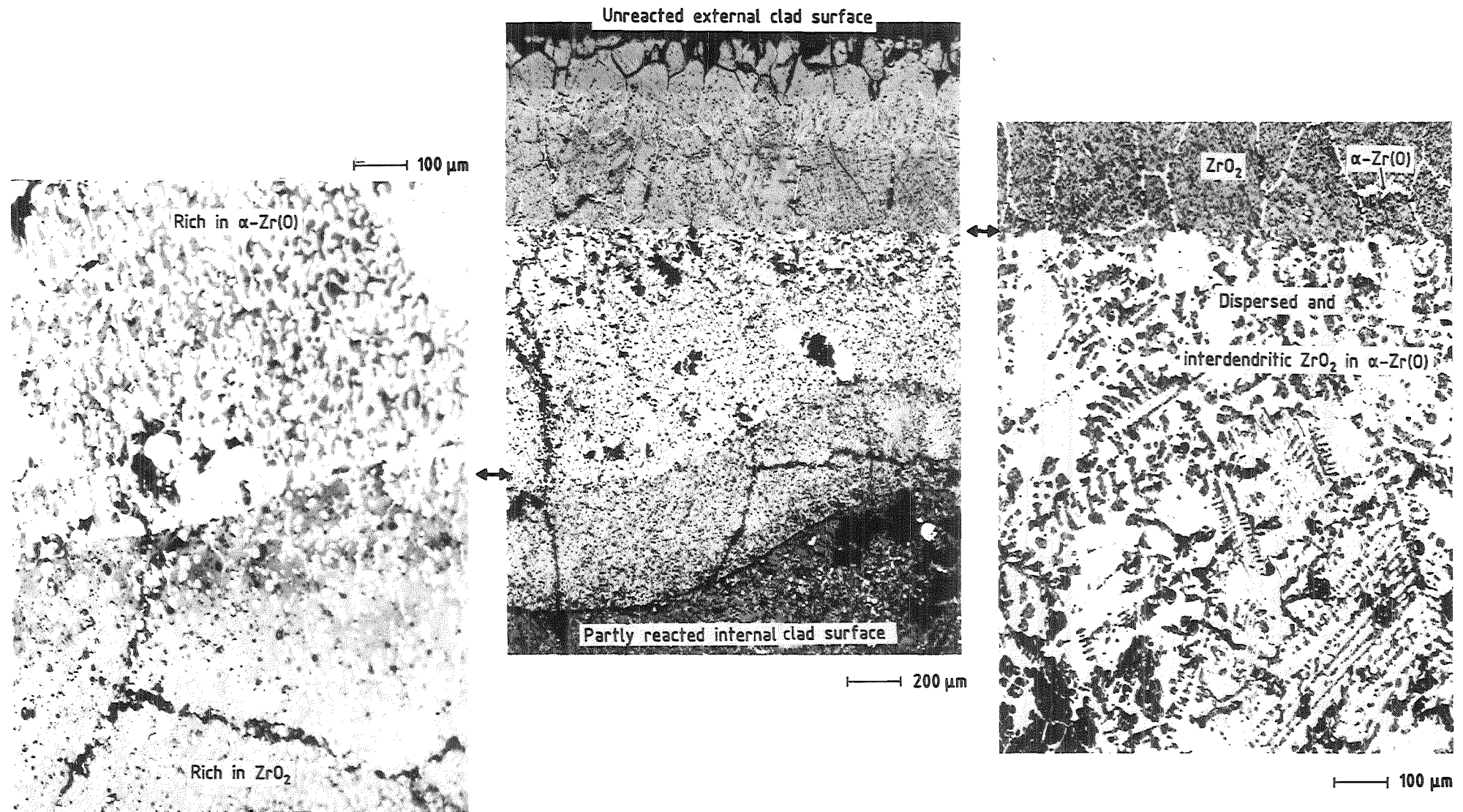


Abb. 12

Microstructure of the  $\alpha$ -Zr(O)/ $ZrO_2$  eutectic

12.07.01/06A Analysis of the CORA-Experiments with the SFD-Code SCDAP  
PRS OD5F

**Summary**

Beside the out-of-pile bundle experiments on Severe Fuel Damage (SFD) of Light Water Reactor (LWR) fuel elements in the CORA-facility calculations were performed using the Severe Core Damage Analysis Package (SCDAP). Before using this code efforts were necessary to adapt the in-core Code to the CORA facility. Therefore new models to consider out-of-pile features were introduced like models for electric heater rods, Alumina-oxide pellets and a coolant model with Argon.

Furthermore some physical models in SCDAP have been improved. The post-test calculations performed so far show a good agreement with the experimental data as far as classical thermodynamics is involved. The deviation of the start of oxidation excursion can be explained in assuming a material interaction of the Inconel grid spacer with the Zircaloy cladding which may trigger rod failure. Future activities will be focused on a better description of the coolant and the consideration of additional material interactions.

**12.07.01/06A Analyse der CORA-Versuche mit dem SFD-Code SCDAP**  
**PRS 0D5F (W. Hering; IT)**

## **2.1 Einleitung**

Die out-of-pile Bündelexperimente des CORA-Programmes /1/ werden ergänzt durch Analysen mit dem Severe Core Damage Analysis Package (SCDAP), entwickelt vom Idaho National Engineering Laboratory (INEL, USA).

Die Entwicklung dieses Severe Fuel Damage (SFD) Codes dient der Untersuchung von Kernschmelzunfällen. Da dieser Code hauptsächlich zur Nachrechnung von in-core-Situationen entworfen wurde, fehlen ihm einige wichtige Modelle, um einen out-of-pile-Versuch richtig simulieren zu können.

Während für die Analyse der NIELS-Experimente diese Anpassungen in SCDAP/MOØ /2,3/ eingebaut wurden, wird für die Nachrechnung von CORA-Versuchen SCDAP/MOD1 verwendet, da diese weiterentwickelte Version eine bessere Modellierung der Anlage erlaubt.

## **2.2 Aufbau des SCDAP-Codes**

Um die Bedingungen in einem Leichtwasser-Reaktor detailliert beschreiben zu können, werden mehrere Typen von Modellen benötigt, die man folgendermaßen einteilen kann:

### **1. Komponentenmodelle.**

Sie definieren den mechanischen, thermodynamischen und chemischen Aufbau der Komponente. Sie rufen ihrerseits Modelle auf, die wichtige Eigenschaften und Wechselwirkungen berechnen, wie z.B.:

- zweidimensionale Wärmeleitung in (r, z) Geometrie
- mechanische und thermodynamische Materialeigenschaften
- chemische Wechselwirkungen
- Materialverlagerungen bei Schmelzerscheinungen
- nukleare oder elektrische Wärmequellen
- Spaltproduktfreisetzung

In der out-of-pile Version von SCDAP werden folgende Komponentenmodelle verwendet (Fig. 1)

- |                                    |           |
|------------------------------------|-----------|
| 1. unbeheizter Brennstab:          | fuel rod  |
| 2. elektrisch beheizter Brennstab: | simulator |
| 3. Absorberstab mit Ag-In-Cd:      | abs       |
| 4. Dampfführungsrohr:              | shroud    |

## 2. Kopplungsmodelle

Die verschiedenen Komponentenmodelle werden miteinander gekoppelt durch

- Thermohydraulikmodell: Es muß sowohl flüssige als auch gasförmige Kühlfluids, und den Übergang von flüssig nach gasförmig, die Zweiphasenströmung berechnen können. In SCDAP wird ein eindimensionales, einkanaliges Kühlkanalmodell für Wasser bzw. Wasserdampf und Wasserstoff verwendet.
- Strahlungsmodell: Anhand des Bündelquerschnittes (Fig. 2), den Oberflächentemperaturen und der Kühlkanaltemperatur berechnet dieses Modell den Energieaustausch zwischen den Komponenten und dem Kühlkanal.

## 3. Sonstige Modelle:

- Modellierung der Abstandshalter
- Randbedingungen, Randtemperaturen
- Plenamodelle an den axialen Enden des Bündels
- Steuerung des Zeitschrittes
- Input/Output und Plotroutinen.

## Anpassung an die CORA-Anlage

Wie in Fig. 2 zu sehen ist, werden im CORA-Bündel 25 Stäbe eingesetzt, davon bilden die 16 Simulatoren ein 4x4 Gitter und die 9 Fuel-rods ein 3x3 Gitter, das die Zwischengitterplätze einnimmt. Umgeben wird das Bündel von einem Dampfführungsrohr, das außen mit einer ca 2 cm dicken Schicht  $ZrO_2$ -Fasermaterial isoliert ist /1/. Zur Simulation dieser Verbesserung mußte das Shroudmodell um diese Isolationsschicht erweitert werden.

Das CORA-Experiment ist in drei Phasen unterteilt:

- Gas-Heizphase; hierbei wird das CORA-Bündel von heißem Argon durchströmt, um alle Komponenten über die Kondensationstemperatur von Wasserdampf aufzuheizen.

- Transiente Phase

3000 sec nach Beginn des Versuches wird mit dem Einschalten der elektrischen Heizung die transiente Phase gestartet. Weitere 300 sec später wird zusätzlich Wasserdampf eingespeist.

- Abkühlphase

ca. 4800 sec nach dem Start des Experiments wird mit der Leistungsrücknahme die Abkühlphase begonnen. Der Wasserdampfstrom wird reduziert und das Bündel langsam abgekühlt.

Alternativ ist hier quenchen, d.h. mit kaltem Wasser das Bündel von unten fluten, vorgesehen.

Die Gas-Heizphase wird mit einem Argon-Kühlfluid-Modell simuliert, die Oxidation des Zircaloy ist dabei ausgeschaltet.

Der Übergang zu Wasserdampf wird durch Austausch des Argon-Kühlmittelmodells gegen das Originalmodell bei einem Restart erreicht. Dies ist ein sehr grobes Verfahren, da hier der Übergang schlagartig erfolgt im Gegensatz zur Anlage, bei der der Wasserdampf bis zu 100 sec brauchen kann, um in das Bündel zu gelangen. Ein Argon/Dampf-Gemisch kann damit nicht simuliert werden. Dennoch kann man durch Anpassung des Dampfstromes etwa gleichartige Verhältnisse erzielen.

Die ersten CORA-Versuche, CORA-B und CORA-C, wurden mit  $Al_2O_3$ -Pellets gefahren /6,8/. Daher wurde ein Modell erstellt, das die unterschiedliche Geometrie und die thermodynamischen Materialeigenschaften von  $Al_2O_3$  berücksichtigt.

$Al_2O_3$  Pellets werden im Reaktor als Trägermaterial für  $B_4C$  verwendet, das als abbrennbares Neutronengift wirkt und für ein flacheres axiales Leistungsprofil sorgen soll. Leider konnte noch keine Modellierung des Schmelzverhaltens oder der Wechselwirkung mit dem Hüllrohrmaterial erstellt werden, so daß die Nachrechnung dieser Versuche einstweilen zurückgestellt wurde.

#### 4. Verbesserungen des Codes

Wie schon früher beschrieben /2,3/, wurde 2D Wärmeleitung für alle Komponenten eingeführt. Dies wird evident, wenn man die große Wärmeleitfähigkeit des Wolfram-Heizstabes betrachtet.

Auffallend war auch der zu große Temperaturgradient in radialer Richtung zwischen Simulator und Shroud gegenüber den Meßdaten (Fig. 3a,b). Eine Analyse des Strahlungsmodells erbrachte zwei Verbesserungen:

- o Eine Kopplung der Zirkonoxidschichtdicke mit der Berechnung des Emissionskoeffizienten des Hüllrohres.  
Der Wert war bisher fest auf 0.327 gesetzt, während schon ca. 5  $\mu\text{m}$   $\text{ZrO}_2$  den Wert auf 0.8 ansteigen lassen kann.
- o Die diagonale Stabanordnung des CORA-Bündels erfordert zur Beschreibung der Strahlungskopplung über view-factors ein 7x7 Gitter, wobei in jeder Ecke 6 Plätze frei bleiben. Daher wird die Kopplung des Shrouds an das Bündel falsch beschrieben, denn das Modell setzt einen Shroud voraus, der alle 7x7 Plätze einschließt, während der CORA-Shroud nur 25 Plätze enthält. Die view-factors wurden deshalb von Hand berechnet in das Programm eingeführt (Fig.2).

Die ersten Ergebnisse der Untersuchungen des CORA-Bündels zeigten, daß der Shroud teilweise von beiden Seiten oxidiert war. Um den Beitrag dieser zusätzlichen Oxidation zu analysieren, kann der Shroud sowohl innen als auch außen in gleicher Weise oxidiert werden.

## 5. Ergebnisse

Anhand der Nachrechnungen des CORA-2-Versuchs, des ersten Versuchs mit  $\text{UO}_2$ -Pellets, sollen hier die Auswirkungen der einzelnen Verbesserungen dargestellt werden.

Die Ergebnisse von SCDAP sind durchgezogen, die Meßwerte von CORA-2 gestrichelt dargestellt. Die Differenz zwischen den durchgezogenen Linien verdeutlicht den radialen Temperaturgradient, die höhere Temperatur ist die Oberflächentemperatur eines Simulators, die niedrigere die der Shroudoberfläche an der Innenseite. Alle Temperaturen wurden im oberen Drittel des Bündels bei 750 mm bestimmt. /7,9/.

Die Ausgangssituation wird in Fig. 3a wiedergegeben. Hier sieht man ca 400 K Temperaturdifferenz in radialer Richtung, während im Experiment max. 50 K für  $t = 3600$  sec gemessen wurde.

Der Temperaturverlauf nach dem Einsetzen der Eskalation soll hier nicht diskutiert werden. Allgemein kann jedoch festgestellt werden, daß diese Temperaturen zu hoch sind.

Neue genauere Materialdaten für die  $ZrO_2$ -Faserisolation mit Argon als Füllgas ergaben die in Fig. 3b dargestellte Situation.

Der radiale Temperaturgradient wurde damit auf ca. 200 K erniedrigt und die Zeit zwischen Einsetzen der Eskalation im Experiment und in der Nachrechnung von 350 sec (Fig. 3a) auf 200 sec verkürzt.

Im nächsten Schritt wurde der Strahlungsaustausch besser modelliert (s.Kap.4). Nach Berücksichtigung der  $ZrO_2$ -Schichtdicke und der Änderung der view-factors erhält man den in Fig. 3c gezeichneten Verlauf. Deutlich demonstriert der drastisch reduzierte radiale Temperaturgradient den Einfluß des Strahlungsaustausches im Bündel. Der Verlauf der Temperaturen bis ca. 4000 sec liegt innerhalb der Fehlertoleranzen der Thermoelemente im CORA-Experiment. Der Zeitpunkt der Eskalation bleibt jedoch weiterhin bei ca. 4250 sec.

Den Einfluß der doppelseitigen Shroudoxidierung kann man anhand Fig. 3d ablesen. Bedingt durch die gute Shroud-Isolierung herrschen auf einem axialen Niveau fast isotherme Verhältnisse. Kurz vor dem Einsetzen der Eskalation an der heißesten Komponente, dem Simulator, wird auch an der kältesten Stelle, am Shroud, merkliche Oxidationswärme frei, die in das Bündel gestrahlt wird, da der Shroud nach außen fast adiabat isoliert ist. Ferner hat der Shroud eine sehr geringe Wärmekapazität und eine sehr große Oberfläche, d.h. geringe Energiemengen genügen schon, um ihn aufzuheizen. Die zusätzliche Energie durch die Oxidation der Shroud-Außenseite beschleunigt das Einsetzen der Eskalation um ca. 80 sec.



Die doppelseitige Shroudoxidation läßt sich erklären, wenn man die Porosität des Fasernmaterials von 92% betrachtet und die Beobachtungsfenster berücksichtigt, die es dem Dampf erlauben, aus dem Bündelinneren in den Ringraum zwischen Shroud isolation und Hochtemperaturschirm (HTS) zu strömen.

Neben der Temperaturinformation erlaubt die eingebaute Videoanlage das Bündel an 10 Stellen zu beobachten. Die daraus gewonnenen Informationen wurden in einem Diagramm zusammengefaßt. Für den Versuch CORA-2 gibt Fig. 4 die beobachteten Vorgänge wieder. Eingetragen sind die Positionen und Zeiten von Schmelzereignissen, Verlagerungen und Wiedererstarren verlagelter Schmelzen. Zusammen mit den Bündel-Nachuntersuchungen kann man ein recht gutes Bild von dem Schmelzfortschritt im Bündel gewinnen. Die Temperaturdaten belegen, daß beobachtete Schmelzen im Zeitraum vor 4200 sec geschmolzenes Inconel bzw. Inconel Zircaloyphasen vom Inconel Abstandshalter sein müssen, da hier die erforderliche Temperatur zum Schmelzen von Zircaloy noch nicht erreicht wurde. Nach 4200 sec können zusätzliche Zircaloy/Uranoxidschmelzen auftreten.

Durch die Anordnung der Video-Informationen in Fig. 4 ist ein Vergleich mit den Versagensdaten aus der Nachrechnung mit SCDAP möglich.

In Fig. 5 sind die Zeitpunkte und axialen Höhen für beide SCDAP-Komponenten, Simulator und Fuel-rod dargestellt.

Deutlich erkennbare Unterschiede gegenüber den CORA-2 Schmelzprozessen:

- Start des Stabversagens bei ca. 750 mm, d.h. ca. 200 mm höher als bei CORA-2
- Schmelzfront bzw. Stabversagensfront breitet sich in der Nachrechnung sowohl nach oben als auch nach unten aus.

Letzteres ist sehr wichtig, da in SCDAP keine Inconel/Zircaloy-Wechselwirkungen modelliert sind. Die Bildung von Eutektika, z.B. Zr und Ni senkt die Schmelztemperatur drastisch (von ca. 1760°C auf ca. 940°C), so daß nur im Einflußbereich des geschmolzenen Abstandshaltermaterials Stabversagen vorzeitig auftreten kann.

Anhand der Materialbilanz der Fuel-rods wird die Schmelzverlagerung über die ganze Bündellänge deutlich, Fig. 6.

Das geschmolzene Material bildet in den untersten zwei Ebenen (50-150 mm) Schmelzkrusten und blockiert damit teilweise den Kühlkanal.

Diese Blockagen findet man auch im CORA-2-Experiment wieder, jedoch muß für einen quantitativen Vergleich die Wechselwirkung der Komponenten mit einem Inconel Abstandshalter modelliert werden.

## 6. Zusammenfassung

Es hat sich gezeigt, daß nur sorgfältige Modellierung der Randbedingungen der CORA-Anlage zu verlässlichen Ergebnissen der Nachrechnung mit SCDAP führen. Mit den hier beschriebenen Modifikationen kann der Code das Experiment bis zum Einsetzen der Eskalation der Oxidation beschreiben.

Die Hilfslösung zur Nachbildung des Überganges von Argon auf Argon/Dampf-Gemisch muß durch ein erweitertes Kühlkanalmodell ersetzt werden, das Argon, Dampf und Wasserstoff in beliebiger Anfangsmischung am unteren Ende des Bündels behandeln kann. Dennoch ist die Extrapolation der CORA-Testergebnisse auf in-core-Situationen in einem Leichtwasserreaktor sehr schwierig.

## References

- /1/ Hagen, S., Hain, K.  
Out-of-pile Bundle Experiments on Severe Fuel Damage  
CORA-Program, KfK 3677, 1986
- /2/ PNS-Jahresbericht 1985, KfK 4000, S. 4200/ 1-4
- /3/ PNS-Jahresbericht 1986, KfK 4100, S. 4200/ 28-52
- /4/ Allison, C.M. et al.; SCDAP/MOD1 Theory and Models, Draft  
preliminary report; Idaho National Engineering  
Laboratory (INEL), January 1985
- /5/ Hagen, S., Hofmann, P.  
Physical and Chemical Behaviour of LWR Fuel Elements up to  
very High Temperatures, KfK 4104, 1987
- /6/ Hagen, S., Hering, W., Vogel, K.  
CORA-Scoping Test-C, Test Results Report, KfK 4312, 1988
- /7/ Hagen, S., Hering, W., Vogel, K.  
CORA-2 Test Results Report, KfK 4342, 1988
- /8/ Hagen, S., Hofmann, P., Schanz, G., Sepold, L.  
Interactions between Zry-cladding and Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>-pellets,  
Post Test Results of Test CORA-B and CORA-C,  
KfK 4313, 1988
- /9/ Hagen, S., Hofmann, P., Schanz, G., Sepold, L.  
Interactions in Zry-UO<sub>2</sub> Fuel Rod Simulator Bundles with Inconel  
Spacers at High Temperatures; Post Test Results of Test  
CORA-2 and CORA-3, KfK 4378, 1988

## LIST OF FIGURES

- Fig.1: SCDAP/MOD1 out-of-pile version
- Fig.2: CORA test section and SCDAP heater model
- Fig.3: Comparison of measured and calculated temperatures
- Fig.4: CORA-2 melt progression
- Fig.5: SCDAP meltfront progression
- Fig.6: SCDAP material relocation

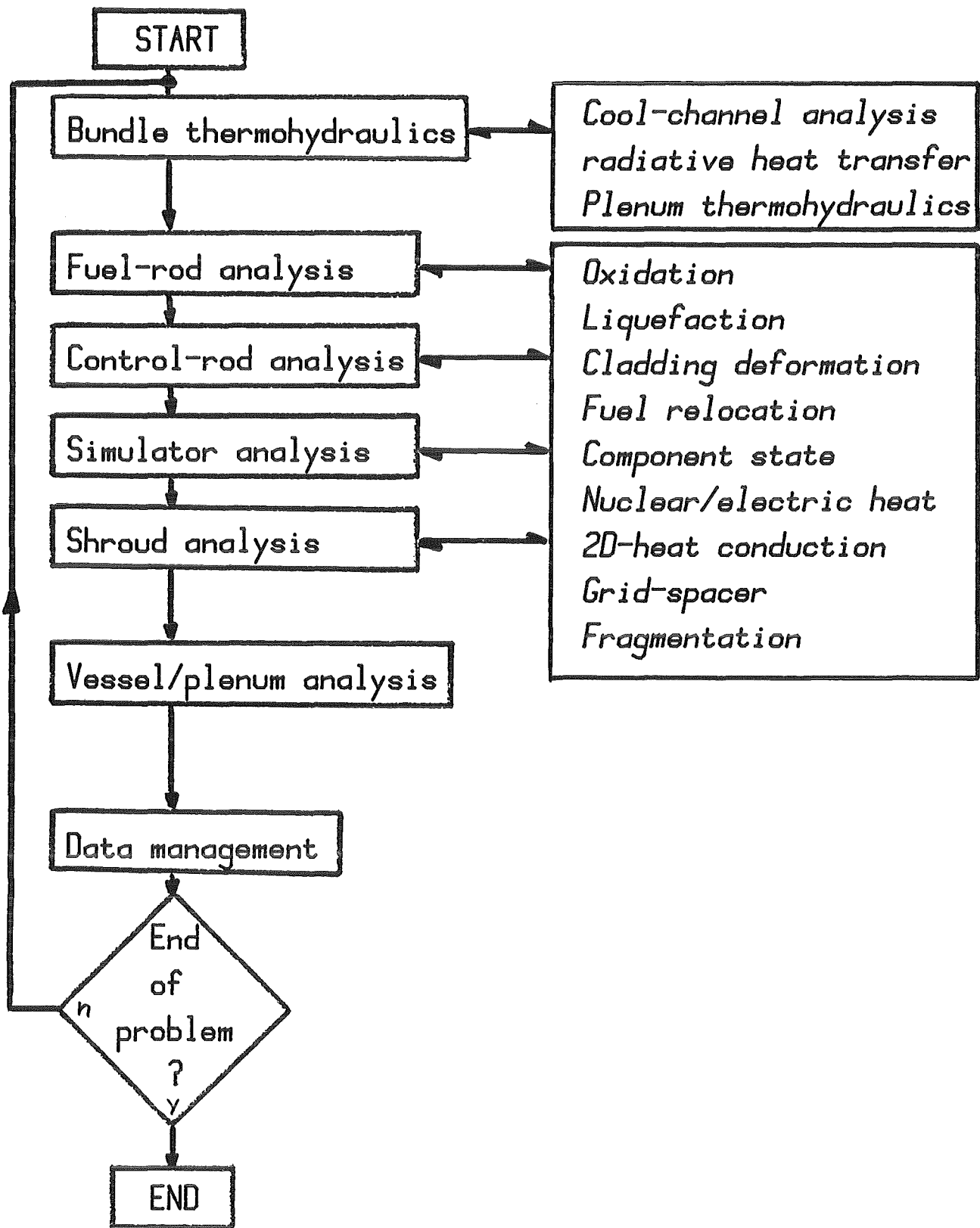
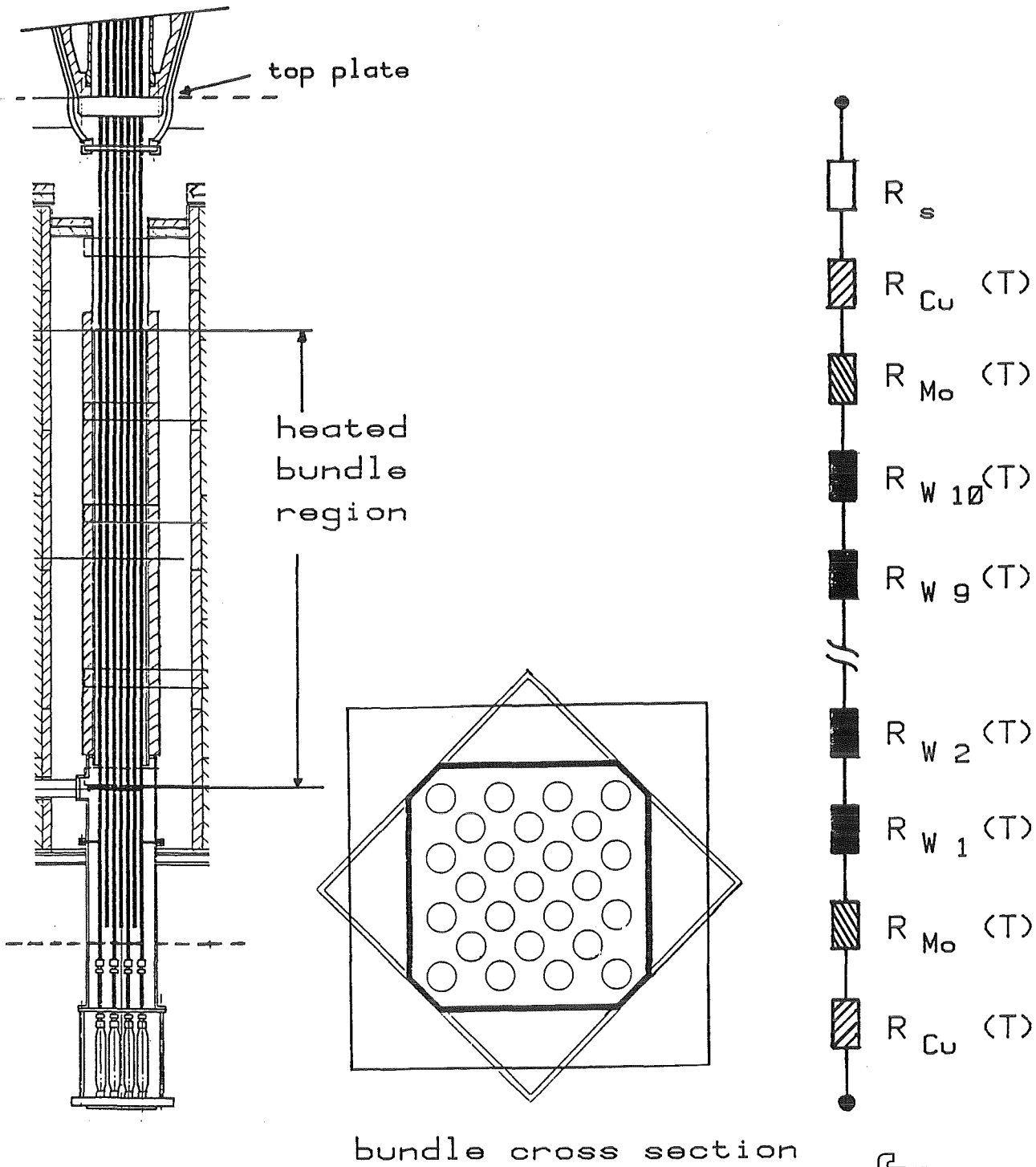


Fig. 1 : SCDAP/MOD1 out-of-pile version



PRS **KJK** IT

Fig. 2 : CORA test section and SCDAP heater model

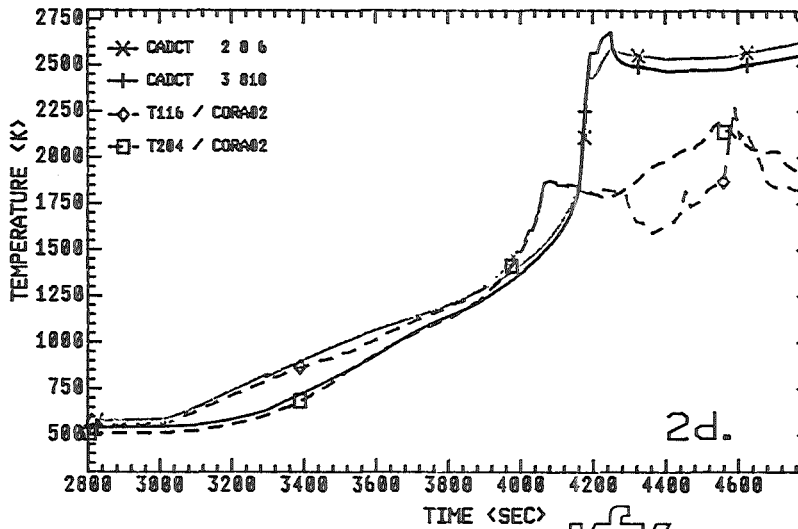
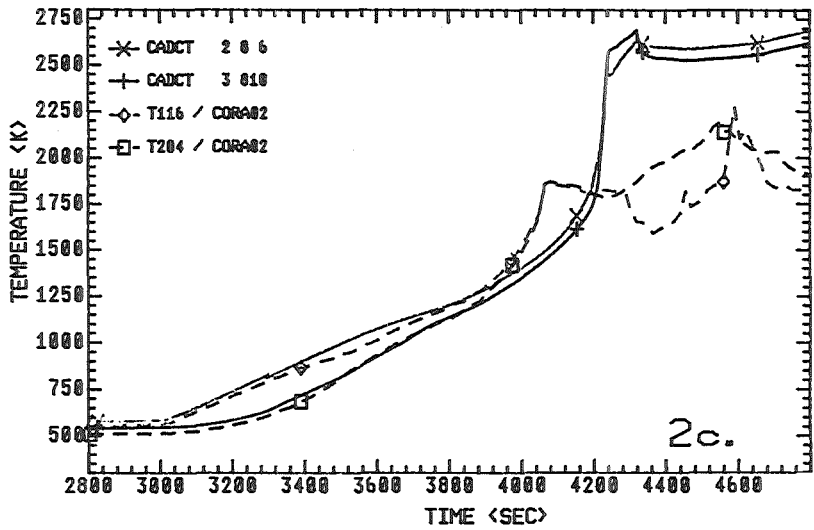
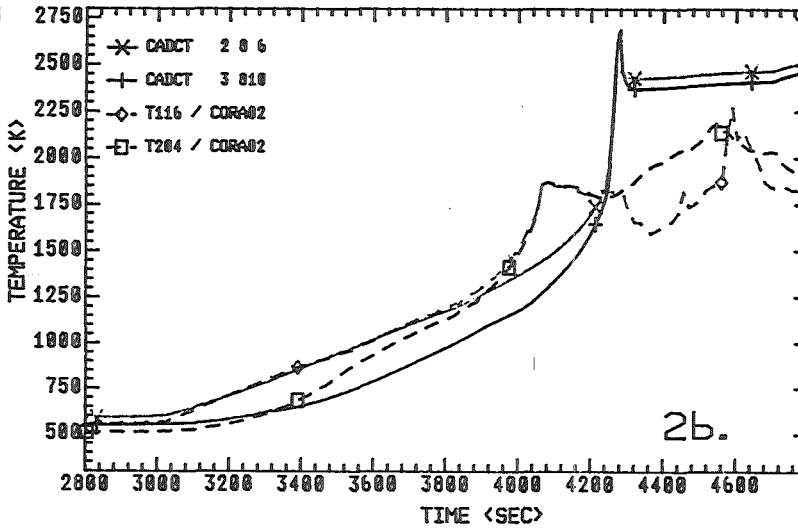
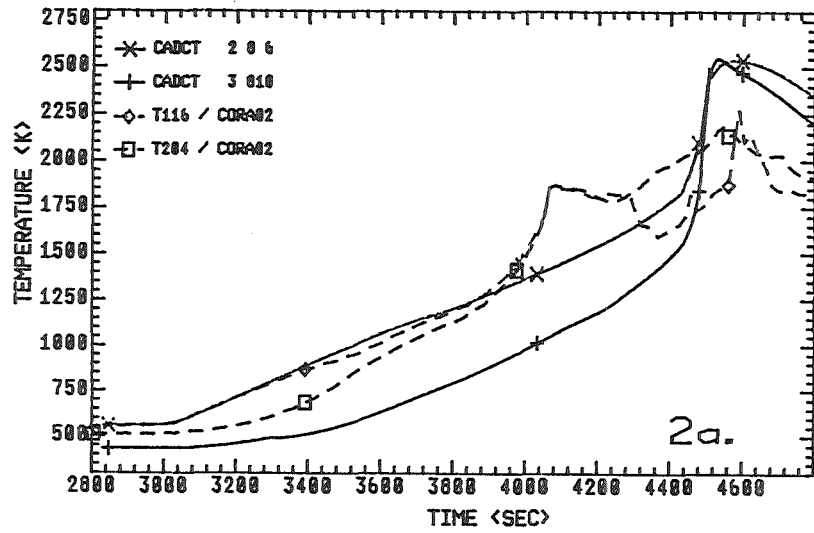


Fig. 3 : Comparison of measured and calculated temperatures

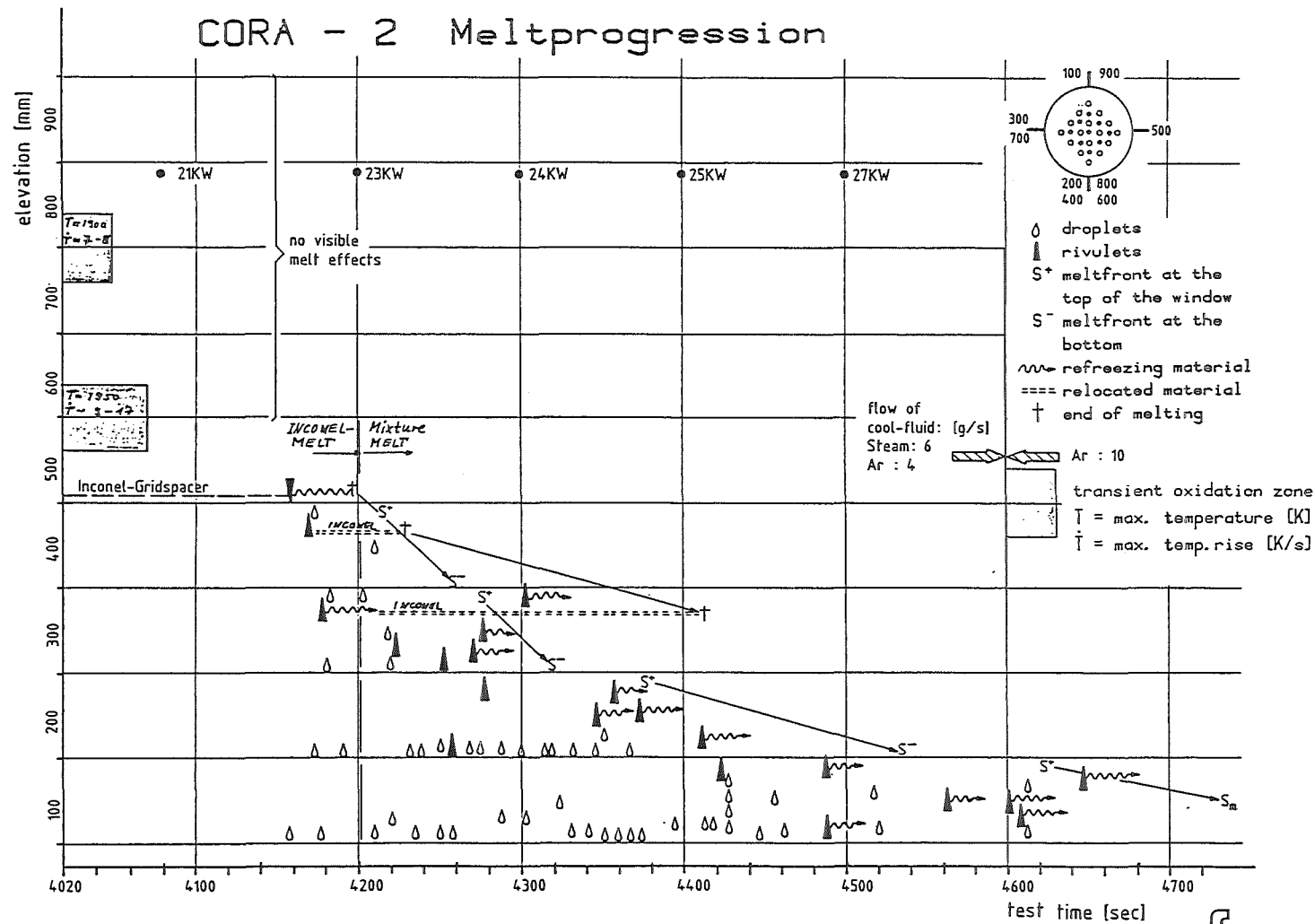


Fig. 4 : CORA-2 melt progression



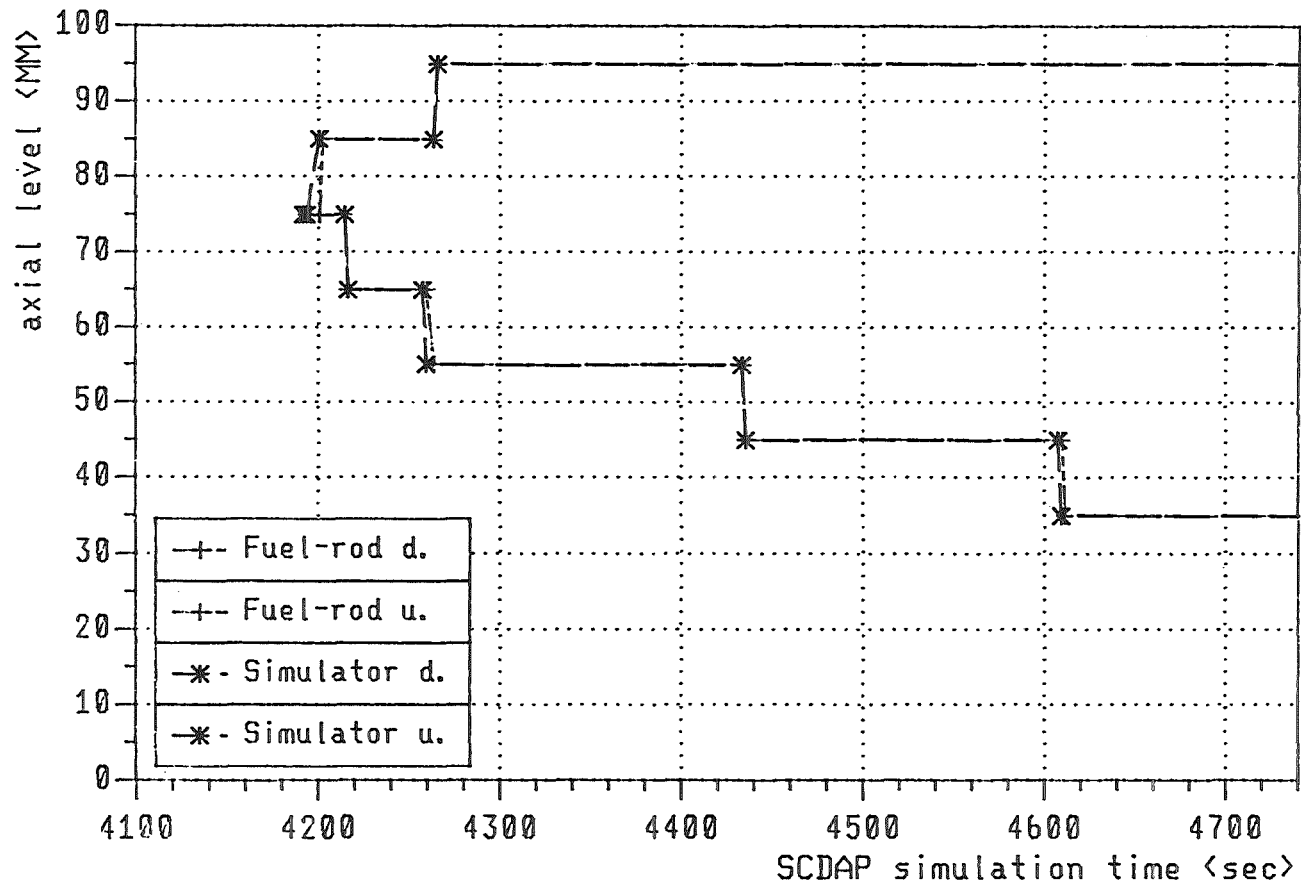
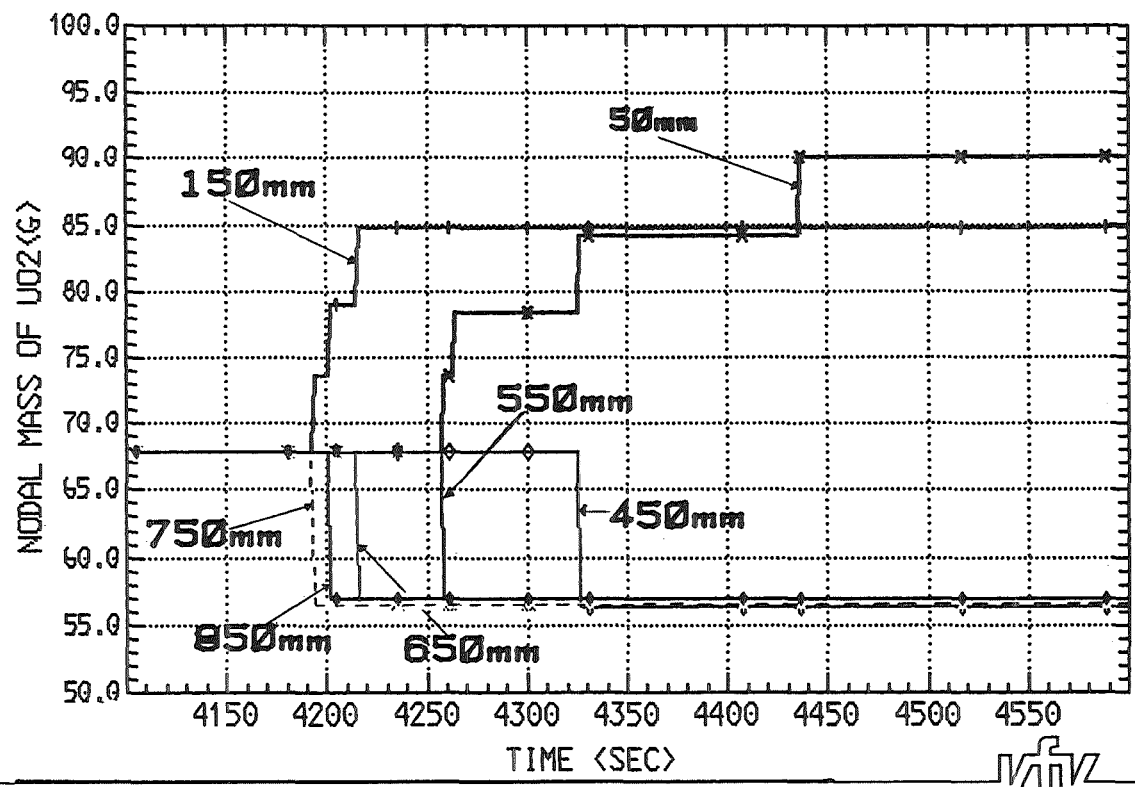


Fig. 5 : SCDAP meltfront progression

CORA-U2.M02 \*\*SHROUD DOUBLE SIDE OXIDATION\*\*



PRS **KIK** IT

Fig. 6 : SCDAP material relocation

12.07.02            LWR-Kernschmelzen

12.07.02/01A      Aerosol behaviour under core meltdown accident  
PRS 0D5G           conditions

The DEMONA program was concluded with a Final Colloquium. The aims of DEMONA were reached, the NAUA code is considered to be verified for its intended application to calculate aerosol behavior in the containment during core meltdown accidents, a documentation was published.

An international code comparison of aerosol behavior codes with a DEMONA experiment showed a good agreement of all calculations with the experiment, and an even better agreement of the calculations with each other. The state of the art in aerosol behavior code development appears to be well advanced. More work needs to be done in the field of interfacing with thermal-hydraulics.

Experimental activities in The REST program werestarted. The objective of the program is to develop and to apply to source term calculations a mechanistic model of revolatilization of fission products from the sump pool in an LWR during severe accidents. The model is to be based on release fractions and size spectra which will be determined in an experimental program accompanying the modelling work.

The existing experimental facility was overhauled. Some modifications on the vessel were performed. A sump boiling unit and its auxiliary components were constructed and tested. The instrumentation for operation and control of the facility was installed. Several shakedown test series have been performed in order to check the layout calculations and to establish a method of analysis for the tests with soluble materials.

12.07.02           LWR-Kernschmelzen

12.07.02/01A    Aerosolverhalten beim Kernschmelzen

PRS OD5G        (H.Bunz, M.Koyro, B.Propheter, W.Schöck, M.Wagner-Ambs)

Work in the reporting period was focussed on two main topics:

- Application of the NAUA Code and
- Start of the REST Program

which are reported in the following.

## 1. NAUA

### 1.1 Applications of NAUA

After the successful end of the DEMONA program, which was terminated with the Final Kolloquium in June, the NAUA code is considered to be verified and the code development was completed in principle; a documentation [1] of the versions Mod 5 and Mod 5-M was published.

The application of the NAUA code was focussed on BWR scenarios, the calculations have been made in cooperation with KWU. For the BWR applications it was necessary to implement into the code preliminary models for the removal of particles by containment sprays and for pool scrubbing. Both mechanisms may cause significant effects in BWRs.

For PWRs the area of application shifts towards long term effects. The contribution of long term aerosol sources, which had been neglected in our calculations up to date, may become important for the radiological source term as well as for the layout of vent filter systems. Two long term aerosol sources are being considered: the aerosol from core concrete interaction and the resuspended aerosol from the boiling sump water. Preliminary assessments show that, at least for vent filter loading, the contribution of these sources may become important.

### 1.2 Code Comparison Study

The objective of a Study [2], supported by the Commission of the European Communities, was to perform a comparison of aerosol behavior codes used in the CEC member states with a DEMONA experiment. This was a follow up study to earlier exercises comparing codes to each other in which rigid benchmark cases of more or less artificially detailed nature had been used. In the Study the comparison to the DEMONA experiment was to be oriented only at the experimental results without additional help provided. It should thus provide a basis for judging the practical applicability of the codes to a situation which is real but, maybe, less well defined than a theoretical benchmark case.

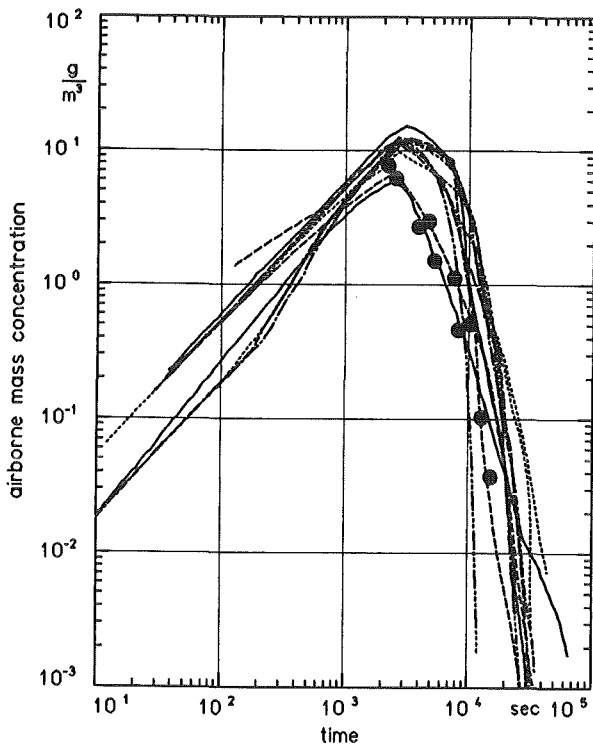


Fig.1: Comparison of 11 aerosol code post-test calculations with DEMONA B3 results

Fig.1 shows an overlay of the airborne mass concentrations calculated by all participants. The agreement of the different calculations was much better than had been expected, having in mind the outcome of many of the earlier comparison studies. The good agreement is also a result of earlier studies in so far as that work led to elimination of errors and to a common consensus about the modelling of some aerosol phenomena.

Two of the calculations stand out as giving a better fit to the experimental points. One differs from the others by virtue of being a multi-compartment treatment. Taking into account the initial confinement of the aerosol to a smaller volume than the total containment volume will enhance agglomeration and hence lead to a faster fall-out. However, this calculation omits condensation of steam onto particles, which was observed to occur. It is difficult to see how simply having a more realistic model

of agglomeration can lead to better results in a meaningful way than those calculations which take into account the growth due to condensation. A more likely explanation of the result is that the calculation started with a considerably larger initial mass median radius for the source particles than the other calculations.

The other calculation was done with the MAAP code, which unlike the other codes in the exercise calculates aerosol fall-out using empirical correlations rather than mechanistic models based on the particle size distributions. However one may note that the MAAP calculation underestimates the peak value, so its agreement during the early fall-out phase may in part be due to an over-prediction of deposition during the source phase. At long times the agreement with the experiment becomes worse.

Generally the results of the calculations with six different aerosol codes and six different versions of one code (NAUA) agree closely to each other, especially the airborne, leaked and settled masses which are the dominating parameters of aerosol behavior in the case considered. The agreement is still better if one compares only the results of the discrete single volume codes. Then the differences in leaked mass are within a factor of 2. This illustrates the state of development of such codes which is obviously very similar for all of them.

Also, a pronounced sensitivity of results to thermodynamic input parameters, especially to those needed for calculation of condensation phenomena, was found. The effect of small changes in these sensitive quantities can be larger than the differences found among the results of calculations with the individual codes. For applications of aerosol behavior during severe accidents - for which all of the participating codes have been developed - further improvements are considered to be necessary more on the side of thermal-hydraulics codes and their coupling to aerosol codes than on the side of the aerosol codes themselves.

## **2. REST**

### **2.1 General objectives**

The objective of the REST (REsuspension Source Term) program is to develop and to apply to source term calculations a mechanistic model of resuspension of fission products from the sump pool in an LWR during severe accidents. The model shall contain both the mechanisms of re-entrainment of dissolved and resuspension of particulate material in a generalized formulation and shall be applicable in the full range of conditions that may occur during a core melt accident in an LWR.

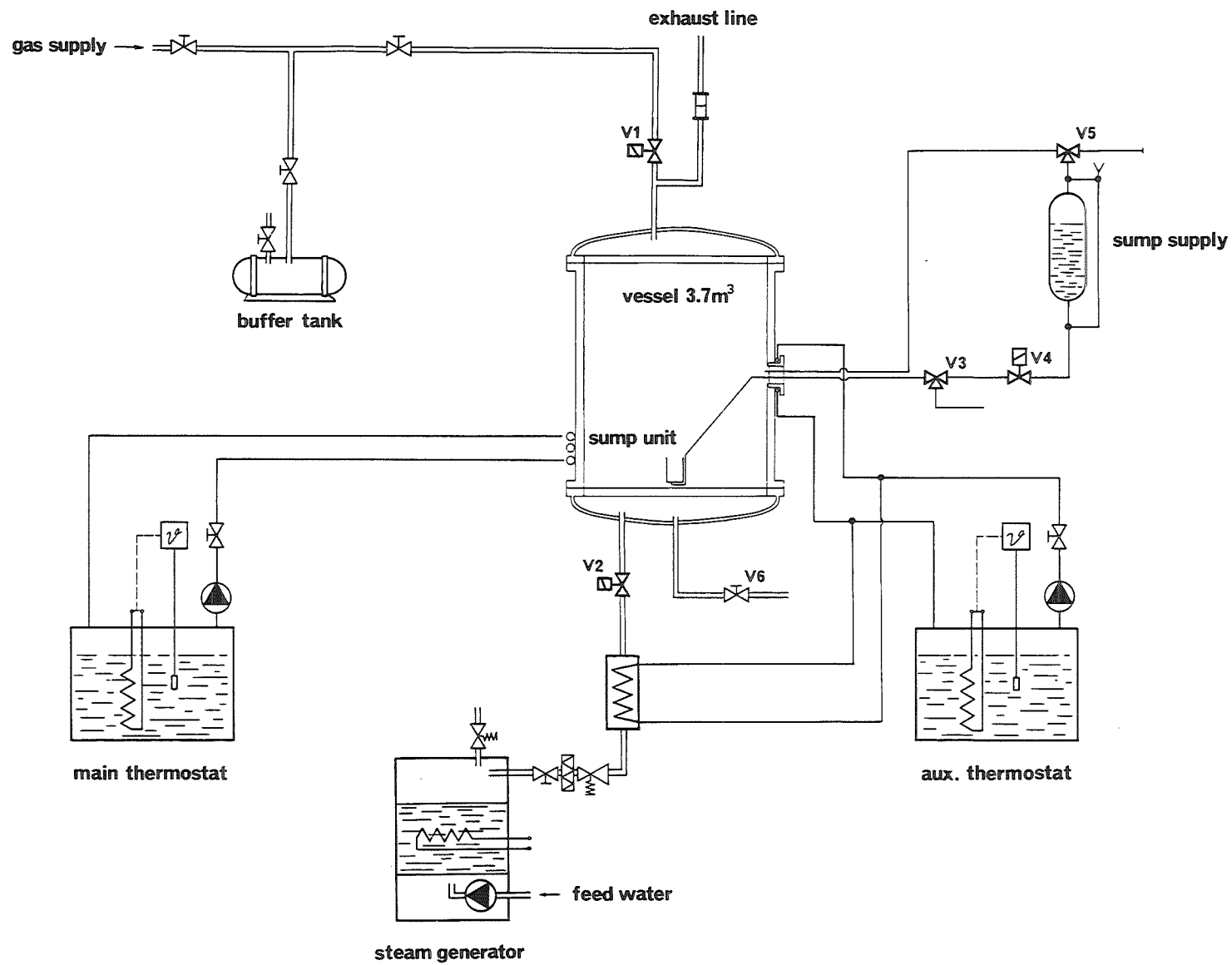
The model is to be based on release fractions and size spectra which will be determined in an experimental program accompanying the modelling work. Finally the application of the model together with the aerosol behavior code NAUA to typical core melt accident scenarios will be carried out to determine the contribution of resuspension phenomena to the radiological source term. Funding of this program is shared between Euratom and KfK.

### **2.2 Reconstruction of the facility**

The existing facility, which was used for the experimental investigation of condensation and diffusio-phoresis earlier, is being used for the REST program after overhaul and modification. The facility was described in detail in [3].

Fig.2 shows a schematic diagram of the vessel and auxiliary equipment after the reconstruction. The vessel is a stainless steel cylindrical volume of 3.7 m<sup>3</sup> with minimized surface area. The pressure rating is 6 bar, during the planned experiments 4 bar will not be exceeded. The vessel is heated by copper tubes on its outer surface which give a very homogeneous temperature over the entire surface. Two bath type thermostating units are used for heating.

The thermostating units were completely overhauled by the manufacturer. This comprised the exchange of the thermostating fluid, silicone oil is



**Fig.2: Schematic drawing of the REST facility**



used now which has some advantages over the mineral oil used before, the whole system had to be cleaned from crack and oxidation products of this mineral oil. The cleaning was first attempted by flushing the system with solvents. This procedure was only partly successful. Therefore, mechanical cleaning had to be done in a second attempt, treating every tube individually. The final check of the facility was done successfully in December.

### 2.3 Construction of the sump unit

The second group of activities concerns the construction of the sump boiling unit and its auxiliary components. As was already assessed in a precursor study [4] an area specific power density of  $250 \text{ kW/m}^2$  is typical for the sump heating during the late phases of a core melt accident in a German PWR of the KWU 1300 MW class. The boiling unit to be constructed should be capable of reaching this level, although during most of the experiments much lower power will be used.

Commercial heaters do not reach this power density, so a separate development of heaters was conducted. It was recognized early that only direct electrical heating of a suitable metal surface will supply the necessary power density. This involves a low voltage high current power supply unit to operate the heater in the aqueous environment inside the vessel.

A lengthy series of test were performed to find a suitable material and geometry for the heater. The present best compromise consists of a titanium foil which is heated at 1 kW maximum electric power with an a.c. current of approximately 60 A. The power can be continuously regulated. Titanium was chosen because it combines high specific resistance with excellent mechanical properties and acceptable chemical resistance against the electrolytic solutions used for the re-entrainment measurements.

The sump unit was constructed, tested and installed. Fig.3 shows photographs of the unit. It consists of a cylindrical vessel with a volume of one liter. The filling tube is simultaneously used for support. Also seen on the photograph are the power supply cables for the heater. On the top view photograph the heater can be seen.

Preliminary energy balances show that 1 kW power input into the vessel is about the maximum feasible rate which does not lead to an unacceptable pressure increase. The linear boiloff rate at 1 kW power is then 0.125 mm/s. Therefore, it is necessary to regulate the liquid level in the sump boiling unit automatically. The difference between maximum and minimum level has to be small so that the boiling is not interrupted when cold refills occur. On the other hand small level differences are not easily detectable due to the vigorous motion of the surface during boiling. A refill volume of 50 ml proved to be a good compromise. Attempts to develop a passive level control failed due to the two phase conditions which can occur. The task is now performed by an automated regulating unit with two surface level detectors and a valve in the feed line (cf. Fig.2).

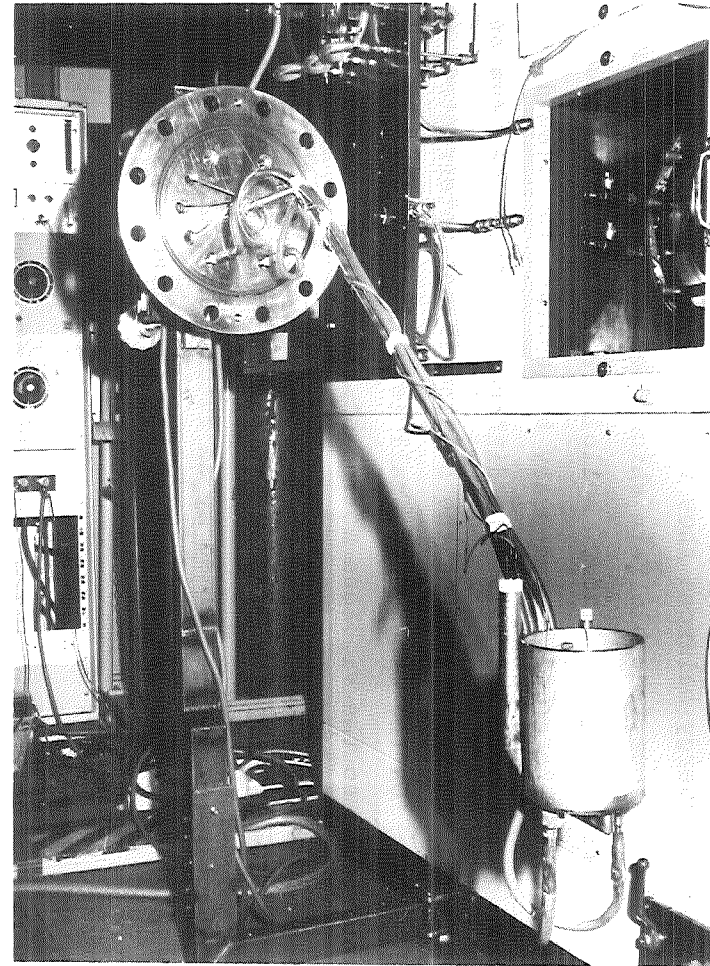
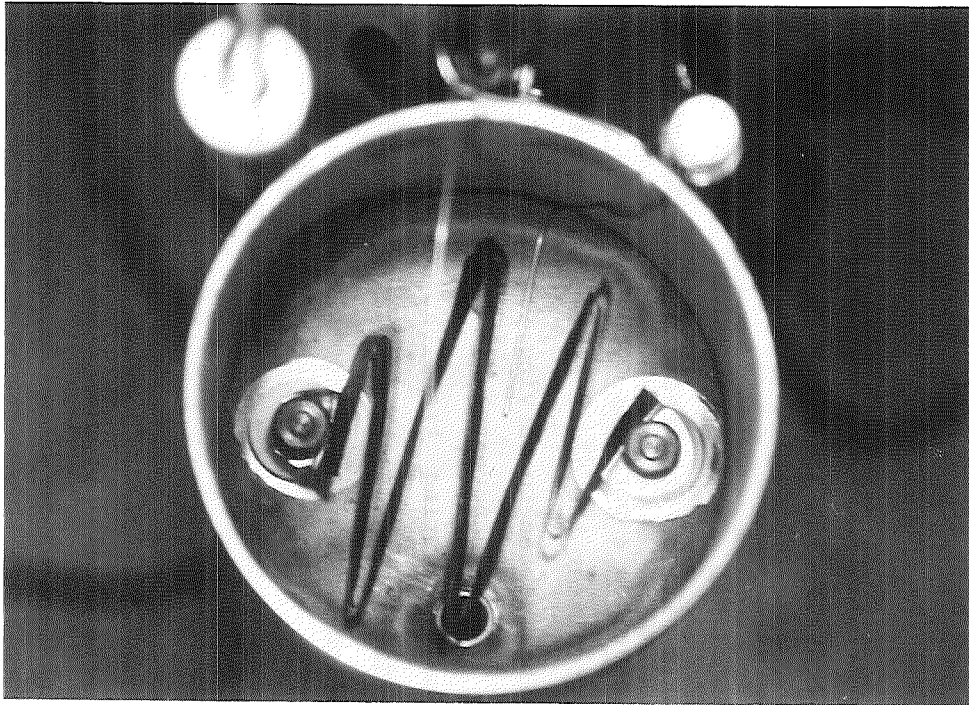
#### **2.4 Control instrumentation and data acquisition**

To control the operation of the vessel and the thermostating units a series of thermocouples has been fabricated and installed in addition to the controls of the thermostats themselves. This is mainly for controlling the homogeneity of the temperature and has no bearing on the actual aerosol measurements. Further control data are pressure in the vessel, ambient conditions and sump unit refill data.

All electrical signals will be acquired and processed with a central data acquisition system based on a personal computer. This system which was already used in DEMONA replaces the older system at the facility. It is more flexible and can be adapted to varying tasks easily through mere software modifications. The main advantage is the on line computation of crucial operating parameters during transient experiments. Controller functions for the experiment can also be performed. The old system was removed and the installation of the new one completed.

#### **2.5 Aerosol sampling**

The schedule of the experimental program consists of three main series of tests. First the measurement of resuspension of dissolved material (e.g.



**Fig.3: Photographs of the sump boiling unit**  
right: total assembly  
above: top view

NaNO<sub>3</sub> to start with), second the measurement of resuspension of particles (UO<sub>2</sub>) and finally combined experiments.

For aerosol measurement in the first series of experiments on resuspension of dissolved material collection of bulk atmospheric samples was chosen as the method. The basic principle is as follows:

During the boiling process, steam is generated and re-entrained solution droplets are transferred from the sump state (index s) to the aerosol state (index a). The re-entrainment fraction R is defined as the ratio of the two concentrations of the dissolved material on both sides of the sump surface. In the sump the concentration is C<sub>s,d</sub>, above the surface the concentration is given as the ratio of the entrained dissolved material d<sub>ma,d</sub> to the sum of entrained liquid water d<sub>ma,w</sub> plus boiled-off steam d<sub>ms team</sub>.

$$R = \frac{d_{ma,d} / (d_{ma,w} + d_{ms\ team})}{C_{s,d}} \quad (1)$$

Since  $d_{ma,w} \ll d_{ms\ team}$

$$R = \frac{d_{ma,d} / d_{ms\ team}}{C_{s,d}} \quad (2)$$

or

$$d_{ma,d} / dt = R C_{s,d} d_{ms\ team} / dt \quad (3)$$

If, at this point, a sample of the aerosol were taken then R could be determined directly from (3). This is, however, not recommended because the particle size distribution directly above the boiling surface contains very large droplets which will fall back after a short distance. The size spectra taken at different elevations above the surface vary rapidly. In principle this variation of the size spectra can be predicted by aerosol mechanics. This would require a space dependent model with many nodes close to the surface. This cannot be done with the widely used single node codes

and goes beyond the resolution of even the multi compartment codes which are in use. On the other hand, the size distribution stabilizes at some distance away from the boiling surface and no good reason is seen not to determine it at that distance and then use it as input to either single node or multicompartment codes.

So, let the boiled off steam and the entrained particles mix with the gas and steam in the vessel atmosphere for a while and look at the aerosol later. An aerosol mass concentration  $C_{a,d}$  builds up in the vessel which is a time function of the source and aerosol behavior processes. After some time a steady-state concentration will be reached as the consequence of the competition between production and depletion. This is the maximum concentration that can be obtained with a given set of experimental conditions. The NAUA code calculates the resulting concentration  $C_{a,d}$  from the source rate  $dm_{a,d}/dt$  and the experimental conditions

$$dm_{a,d}/dt \text{ ----> NAUA ----> } C_{a,d} \quad (4)$$

For layout of the experiments the aerosol mass concentration time functions have been parametrically assessed with a stripped version of the NAUA code.

When a sample from the atmosphere is taken it consists of aerosol particles with the concentration of dissolved material  $C_{a,d}$ , incondensable gases (air) and water vapor with density  $q_v$ . This atmospheric sample is condensed in a cooler, the air volume measured and the condensate collected. The condensate contains the aerosol particles and the condensed water vapor of the atmosphere. The concentration of dissolved material in the sample condensate is

$$C_{c,d} = C_{a,d} / (C_{a,w} + q_v)$$

Here again  $C_{a,w}$  (typically  $< 0.1g/m^3$ ) is much less than 0.1% of  $q_v$  ( $500 g/m^3$  at  $100^\circ C$ ) and can be neglected giving

$$C_{c,d} = C_{a,d} / q_v \quad (5)$$

In the set of eqs (3) and (5) and the calculation (4) the only unknown is  $R$ .  $C_{s,d}$ ,  $C_{c,d}$ ,  $q_v$  and  $dm_{steam}/dt$  can be measured and preliminary assessments of  $C_{a,d}$  can be obtained with NAUA by parameter variations. The unknown size distribution introduces a not too large error under the given conditions. The analysis of the sample condensate was done with ion chromatography which is capable of retrieving both ions,  $Na^+$  and  $NO_3^-$ . The sensitivity of the apparatus is well below 1 ppm.

## 2.6 On line optical monitoring

Laser extinction photometry is used as an on line monitoring technique. A laser beam passes through the vessel and its attenuation by aerosol particles is measured. The sensitivity of this device is roughly  $10 \text{ mg/m}^3$  which is good enough for the purpose of deciding at what time a sample shall be taken. In combination with an independent mass measurement the extinction can be used to evaluate an average particle diameter of the aerosol, too.

## 2.7 Results of first tests

Five pre tests for instrumentation testing have been performed in July and August. The main efforts were aimed at optimizing and calibrating the sampling apparatus.

Five resuspension tests were performed from October to December:

| #    | Temp.            | solution conc. | Power |
|------|------------------|----------------|-------|
| V001 | sump unit failed |                |       |
| V002 | 100 °C           | 1 %            | 500 W |
| V003 | 100,120 °C       | 1 %            | 500 W |
| V004 | 100 °C           | 1 %            | 500 W |
| V005 | 100 °C           | 3, 5, 10 %     | 500 W |

A test runs over at least one week, including heat up and cool down procedures, and can comprise more than one experiments with differing conditions (cf. V003 and V005). In an individual experiment the sump solution was boiled for at least one hour in order to reach the maximum concentration of aerosols. During the boiling, samples were taken in regular intervals.

The samples from V002 and V003 showed signals from both ions which were however inconsistent with each other and with the expectations. Therefore, V004 was done to test the overall procedure in all details. The result was that all previous signals were caused by impurities introduced during handling of the samples. So V005 was conducted using extreme care in taking and handling the samples. The signals obtained with the IC were all too small to be evaluated.

This result was very surprising. The layout conditions for the experiment were such that an airborne concentration  $C_{a,d}$  of some hundreds of  $\mu\text{g}/\text{m}^3$   $\text{NaNO}_3$  should be reached at a temperature of  $100^\circ\text{C}$ . Such a low concentration is certainly not easy to measure, but should be clearly seen with the IC used for evaluating the samples. However, no trace of material at all was found.

The inability to retrieve re-entrained dissolved material after boiling of the solution has both positive and negative aspects. In view of the contribution of resuspension phenomena to the overall source term it is certainly a positive result. With respect to the aims of the REST program it is, however, not satisfactory. Bulk atmospheric sampling is a very convenient and quick method for determining the mass resuspension fraction. Now, more sensitive methods have to be used to sample and analyse the small quantities of resuspended aerosol. Such techniques are available and have to be tested one after the other until a sufficiently reliable procedure will have been established.

### 3. References

- [1] H.Bunz, M.Koyro, W.Schöck  
NAUA Mod5 und NAUA Mod5-M, Zwei Computerprogramme zur Berechnung  
des Aerosolverhaltens im Containmentsystem eines LWR  
nach einem Kernschmelzunfall, KfK 4278 (1987)
  
- [2] W.Schöck  
Post-test calculations of aerosol behavior in DEMONA experiment B3  
with various computer codes  
EUR 11374 EN (1988)
  
- [3] W.Schöck, H.Bunz, M.Koyro  
Messungen der Wasserdampfkondensation an Aerosolen  
unter LWR-unfalltypischen Bedingungen  
KfK 3153 (August 1981)
  
- [4] R.Borkowski, H.Bunz, W.Schöck  
Resuspension of Fission Products during Severe Accidents in LWRs  
KfK 3987, EUR 10391 EN (Mai 1986)



**12.07.02/02A Development of Models for the Analytical Determination  
PRS OD5H of Core Meltdown Accidents**

Further development of the WECHSL code has been concentrated on the long term behavior of melt/concrete interaction. Application to the reactor accident gives a slow downward and sideward propagation also after solidification of the metallic melt while the oxidic melt remains liquid. The basemat of 6 meters is calculated to be penetrated after 5 days of interaction. Even if sumpwater ingress is anticipated due to failure of the biological shield after 8 hours, the consequences on downward erosion are very small, and basemat penetration is not prevented as coolability of the melt is not achieved.

Model experiments to simulate the sumpwater ingress and melt/coolant interaction over several hours show a limited fragmentation of the upper melt surface only, with a minor effect on downward heat transfer and basemat erosion. The high viscosity of the oxide melt favours the formation of a stable gas-permeable crust several centimeters thick, separating the liquid corium melt and the relatively thin fragmented layer atop.

12.07.02/02 A Modellentwicklung zur analytischen Beschreibung von Kern-  
PRS 0D5H schmelzunfällen  
(H. Alsmeyer, K. Dres, M. Reimann, S. Stiefel, IRB)

### 1. WECHSL-Codeentwicklung und Anwendungsrechnungen für den Kernschmelzunfall

Im Berichtszeitraum wurde das Rechenprogramm WECHSL zur Beschreibung der Schmelze-Beton-Wechselwirkung weiterentwickelt und für Anwendungsrechnungen eingesetzt. Der Schwerpunkt lag dabei auf der Weiterentwicklung und den Ergebnissen zum Langzeitverhalten einer Schmelze bei der Fundamenterosion bis zur Fundamentdurchdringung.

Die Zielsetzung der Langzeitmodellierung in WECHSL ist, ähnlich wie bei der frühen Phase der Betonerosion, im wesentlichen durch drei Fragestellungen bestimmt:

- . Gasfreisetzung und Zusammensetzung, wichtig für Druckanstieg im Sicherheitsbehälter und Brennbarkeit der Gase sowie eventuelle Druckentlastung des Sicherheitsbehälters.
- . Zusammensetzung und Temperatur des Schmelzbades, insbesondere im Hinblick auf langfristige Aerosol- und Spaltproduktfreisetzung.
- . Erosion des Fundaments in verschiedene Richtungen. Dabei interessiert insbesondere das Versagen radialer Strukturen wie biologischer Schild und die Frage der Durchdringung der Fundamentunterseite.

Das Langzeitverhalten der Schmelze im Fundament aus silikatischem Beton ist, wie weiter unten ausführlicher dargestellt, durch Temperaturen des Schmelzbades im Bereich 1400 °C bis 1500 °C charakterisiert. Dabei beinhaltet die oxidische Schmelze den überwiegenden Anteil der Nachwärmequellen. Da die vorwiegend silikatischen Bestandteile des erschmelzenden Betons wie auch die Metalloxide - hier vor allem  $ZrO_2$  und  $Fe_2O_3$  - sich in die Oxidphase einmischen, hat diese langfristig eine niedrige Erstarrungstemperatur, die unterhalb der Schmelztemperatur des unzerstörten Betons liegt. Dies wurde experimentell von Skokan /1/ gefunden und in den BETA-Experimenten bestätigt. Daher bleibt die Oxidschmelze, mit Ausnahme der freien Oberfläche, mindestens so lange flüssig, wie die Betonerosion anhält und die Nachwärme noch nicht über reine Wärmeleitung abgeführt werden kann. Dies ist nach abschätzenden Rechnungen über viele Monate der Fall /2/.

Demgegenüber liegt der metallische Anteil der Schmelze, im wesentlichen in der Zusammensetzung Eisen und Nickel, erstarrt oder weitgehend erstarrt auf dem Boden der Schmelzkaverne auf. Da auch die Metallphase Spaltprodukte enthält, muß deren Nachwärme, teilweise über Aufschmelzen von Beton, teilweise durch Wärmeabgabe an die Oxidschmelze, abgeführt werden, wobei sich die Metalltemperatur dicht unterhalb ihrer Erstarrungstemperatur, aber oberhalb der Schmelztemperatur von Beton stabilisiert. Damit dringt ein im wesentlichen erstarrter Metallregulus mit einer Geschwindigkeit von wenigen cm/h in den aufschmelzenden Beton vor. In Sandia-Experimenten wurde ein solches Verhalten über mehrere Stunden beobachtet /3/.

Ein Ende der Betonerosion kann erst erwartet werden, wenn die langsam fallende Nachwärme über die Ränder der Schmelzenkaverne stationär abgeführt werden kann. Die Modellierung im WECHSL-Programm berücksichtigt die oben geschilderten Vorgänge.

Die Anwendung des WECHSL-Codes auf den Kernschmelzunfall bezieht sich auf solche Unfallszenarien wie sie in der Deutschen Risikostudie Phase B betrachtet werden. Als Beispiel sei hier der Referenzfall DRS 10 in Tab. 1 diskutiert. Die Ausgangskonfiguration ist der Schmelze-Beton-Kontakt im 1300 MW<sub>el</sub>-Standard-Druckwasserreaktor mit einer Reaktorkaverne von 6,4 m Durchmesser. Der Beton besteht aus silikatischen Zuschlagstoffen. Die Schmelze mit einer Anfangstemperatur von 2400 °C hat eine Metallmasse von 70,4 t Stahl (Cr, Fe, Ni) und 16,2 t Zirkonium. 40 % der Brennelementhüllen sind im RDB oxidiert, so daß die Oxidschmelze aus 103 t UO<sub>2</sub> und 19 t ZrO<sub>2</sub> besteht. Der Beginn der Betonerosion liegt 7 Stunden nach der nuklearen Abschaltung. Entsprechend ist das Nachwärmee-Niveau festgelegt.

In der Anfangsphase der Schmelze-Beton-Wechselwirkung liefert die Zirkonium-Oxidation den dominierenden Beitrag zur Energiefreisetzung in der Schmelze. Sie ist typisch um den Faktor 10 höher als die Nachwärmeleistung und wird durch die Gasfreisetzung aus der Betonzerstörung gesteuert. In dieser frühen Phase dringt die Schmelze vorwiegend nach unten in das Fundament vor, wobei in den ersten 1000 s etwa 80 cm Beton erodiert werden. Mit dieser sehr schnellen Erosion ist eine hohe Freisetzung von Gasen in den Sicherheitsbehälter gekoppelt. Die Gaszusammensetzung, wie in Abb. 1 angegeben, ist durch einen hohen Anteil an Wasserstoff als Reaktionsprodukt aus der Zirkoniumoxidation gekennzeichnet. Diese H<sub>2</sub>-Freisetzung kann zu einem Anstieg des Wasserstoffgehaltes

im Sicherheitsbehälter führen, wenn nicht, wie z.Z. diskutiert, durch gesteuerte Zündung oder katalytische Reduktion ein Abbau der brennbaren Gase eingeleitet wird.

Durch das schnelle Aufschmelzen des Betons nimmt die Temperatur des Schmelzbades kontinuierlich ab, da die Wärmeverluste an den Beton die Energiefreisetzung in der Schmelze deutlich übertreffen. Nach etwa 1000 s ist die Temperatur der Schmelze so weit abgesunken, daß Erstarrungstemperaturen erreicht werden (Abb. 2). Zu diesem Zeitpunkt ist in der Schmelze noch nicht oxidiertes Zirkonium vorhanden.

Mit Einsetzen von Erstarrungsprozessen in der metallischen Phase der Schmelze am Boden der Schmelzkaverne wird die schnelle, abwärtsgerichtete Erosion des Fundamentes stark verlangsamt, da wegen der Existenz einer wachsenden Metallkruste der Wärmeübergang wesentlich reduziert wird. Die Temperaturen in der Schmelze liegen dann bei etwa 1800 K, und die radiale und axiale Erosionsgeschwindigkeit sind etwa gleich groß (Abb. 5). Es besteht ein Gleichgewicht zwischen der in der Schmelze freigesetzten Nachwärme und der durch Aufschmelzen von Beton und Abstrahlung von der Schmelzenoberfläche abgeführten Energie. Trotz reduzierter Gasfreisetzung bleibt der Wasserstoffeintrag in den Sicherheitsbehälter wichtig; er setzt sich auch fort, wenn die Metallschmelze erstarrt ist.

Etwa 7,5 Stunden nach Beginn der Fundamenterosion ist der innere Abschirmzylinder so weit radial erschmolzen, daß mit seinem Versagen zu rechnen ist. Der Zylinder trennt zunächst die Schmelze in seinem Inneren von dem außen anstehenden Sumpfwasser (Abb. 6). Der derzeitige Kenntnisstand läßt jedoch keine Aussage darüber zu, wie weit mit dem Versagen des Zylinders eine Überdeckung der Schmelze durch von außen auffließendes Sumpfwasser verbunden ist. Es erscheint wahrscheinlich, daß durch seitliche Inkrustierung der Schmelze als Folge der scharfen Sumpfwasserkühlung oder durch ein Nachrutschen des Zylinders ein massives Auffließen des Sumpfwassers zumindest zeitlich verzögert, wenn nicht gar verhindert wird. Parameterrechnungen und die weiter unten beschriebenen Experimente zeigen jedoch, daß sich auch bei Annahme eines massiven Flutens mit Sumpfwasser keine wesentlichen Änderungen in der abwärts gerichteten Fundamenterosion ergeben. Jedoch ist die in diesem Fall zu erwartende hohe Dampfbildung für Druckanstieg und Wasserstoffkonzentration im Sicherheitsbehälter von Bedeutung. Daher besteht ein Bedarf, auch

unter dem Aspekt der Druckentlastung des Sicherheitsbehälters, diese Frage gegebenenfalls experimentell zu klären.

Die WECHSL-Rechnung in der jetzigen Version postuliert die Überflutung der Schmelzenoberfläche und ist damit im Hinblick auf die Gasfreisetzung konservativ. Abb. 3 zeigt die Zunahme der Wasserdampffreisetzung als Folge der Sumpfwasserflutung bei  $7,5 \text{ h} = 2700 \text{ s}$ . Die Verdampfungsrate stellt sich längerfristig bei 3 bis 2 kg/s ein, nachdem die oberflächennahe Schicht der Schmelze abgekühlt und erstarrt ist. Von der Flutung unbeeinflusst bleiben radiale und axiale Erosion des Betons, da der Wärmeaustrag an das Sumpfwasser durch die schlecht wärmeleitende Oberflächenkruste der oxidischen Schmelze begrenzt ist. Entsprechend hält auch die Freisetzung der Gase aus der Fundamenterosion an (Abb. 4). Die integrierte Menge von  $\text{H}_2$  aus der Betonerosion beträgt bis zum Schildversagen 860 kg, bis zur Fundamentdurchdringung 1970 kg. Das Überdruckversagen des Sicherheitsbehälters durch langsamen Druckaufbau der freigesetzten Gase wäre nach 4-5 Tagen zu erwarten.

Die Betonerosion erfolgt über mehrere Tage mit einer Geschwindigkeit von wenigen Zentimetern je Stunde, in radialer wie auch in axialer Richtung. Der Stahlanteil der Schmelze ist weitgehend erstarrt und dringt langsamer nach unten vor als die mit dem Hauptteil der Nachwärme belastete oxidische Schmelze, die die Metallschmelze ab etwa 2 Tagen seitlich zu überholen beginnt. Der Beginn eines solchen Vorganges wurde in Modellexperimenten mit der Simulation einer beheizten Oxidphase gezeigt /4/. Mit realen Materialien scheitert eine experimentelle Überprüfung an der Schwierigkeit, die realistische Nachwärmeverteilung im Metall und im Oxid zu simulieren. Nach den WECHSL-Rechnungen wird die Fundamentunterkante bei -6 m nach 5 Tagen durch die vorausseilende Oxidphase erreicht. Unterdrückt man in WECHSL das schnellere Vordringen des Oxids, so verzögert sich die Durchdringung des Fundaments lediglich um 1,3 Tage auf 6,3 Tage. Die radiale Erosion des Fundamentes, die auch nach der Durchdringung anhält, wurde unter Berücksichtigung der Wärmeleitung abgeschätzt /2/. Konsequenzen, die sich möglicherweise für die Gebäudestatik ergeben, müssen gesondert bewertet werden.

Die Langzeittemperaturen der Schmelze liegen bei  $1500 \text{ °C}$  in der noch flüssigen Oxidphase. Dies begrenzt die Freisetzung von Aerosolen, die sich aus BETA-Experimenten auf etwa  $0,1 \text{ g/s}$  abschätzen lassen. Diese Aerosole sind über-

wiegend Si- und Ca-Oxide und enthalten nach VANESA-Abschätzungen nur einen Anteil von wenigen Promille an Spaltprodukten.

Im Hinblick auf die radiologischen Konsequenzen, die sich aus dem Kontakt der Schmelze mit dem Grundwasser nach Fundamentdurchdringung ergeben, wurden bei KfK abschätzende Rechnungen begonnen. Als wichtige Einflußgröße ist dabei die Auslaugrate der Spaltprodukte aus der glasigen, am Rande erstarrten Oxidschmelze anzusehen.

Eine Variation der Anfangsbedingung der Schmelze hat, wie in Tab. 1 dargestellt, nur geringen Einfluß auf die wichtigen Größen. Erst wenn es gelingt, die Masse der mit dem Beton reagierenden Schmelze deutlich zu reduzieren, ergeben sich günstigere Ergebnisse bei der Frage der Fundamentdurchdringung.

## 2. Modellexperimente zu den Auswirkungen einer Sumpfwasserflutung

Bei der Behandlung der Schmelze-Beton-Problematik ergibt sich die Fragestellung, welche Auswirkung eine Flutung der Schmelze mit Sumpfwasser nach etwa 8 Stunden hat. Dies interessiert insbesondere im Hinblick auf die abwärts gerichtete Fundamenterosion und den Dampf- und Energieeintrag in den Sicherheitsbehälter.

Abb. 7 zeigt hierzu schematisch die verschiedenen denkbaren Kühlkonfigurationen. In Skizze a) ist die Konfiguration vor Sumpfwasserflutung wiedergegeben. Das Schmelzbad hat zum Zeitpunkt 8 Stunden nach RDB-Versagen durch die weit fortgeschrittene Betonerosion eine Tiefe von etwa 2 Metern erreicht (WECHSL-Rechnung). Durch die Rührwirkung der aus der Betonzerstörung in der Schmelze aufsteigenden Gase ist die Temperatur in der Oxidphase der Schmelze homogen bei etwa 1500 °C. Lediglich am Boden und auf der Oberfläche der Schmelze sind gasdurchlässige Krusten ausgebildet. Die Oberflächenkruste ist nur wenige Millimeter dick. Sie besitzt sich immer wieder neu öffnende Risse, durch die die unten freigesetzten Gase entweichen. Der wichtigste Wärmeübertragungsmechanismus von der Oberfläche ist die Strahlung.

Mit Fluten der Schmelze ändert sich die Kühlungsbedingung, wobei Konfigurationen nach Abb. 7 b) bis d) denkbar sind. Gemäß Skizze b) bildet die Schmelze durch die scharfe Wasserkühlung eine stärkere Kruste aus, nach WECHSL-Rech-

nungen etwa mit einer Dicke von 3 cm. Auch diese Kruste ist gasdurchlässig und erlaubt damit das Abströmen der Gase aus der weiterhin ablaufenden Betonerosion. Im Inneren der flüssigen Schmelze bleiben jedoch die Wärmeübergangsbedingungen praktisch ungeändert, so daß der nach unten übertragene Wärmestrom, der die Betonerosion bewirkt, in seiner Höhe erhalten bleibt. Die obere Oxidkruste begrenzt auf Grund ihres hohen Wärmeleitwiderstandes die Wärmeabfuhr nach oben, trotz der im Vergleich zur Wärmestrahlung sehr viel höheren Wärmeübergangszahl an der Grenzfläche zum Wasser (Film- oder Blasensieden), so daß der resultierende Wärmestrom im Fall b) praktisch dem von Fall a) entspricht.

Die Ausbildung einer Kruste gemäß b) ist ein idealisierter Grenzfall. Während des Flutens mit Sumpfwasser, vielleicht auch längerfristig, ist eine gewisse Fragmentierung der Schmelze zu erwarten (Skizze c). Unter dem lockeren Fragment, das vom Sumpfwasser gekühlt ist und dessen Temperatur annimmt, befindet sich wiederum eine Kruste, vergleichbar der Situation b). Eine deutliche Verminderung des abwärts gerichteten Wärmestromes ergibt sich aber erst, wenn die flüssige Schmelzenschicht durch weitgehende Fragmentierung in ihrer Höhe wesentlich reduziert ist. Die Betonerosion wird jedoch erst beendet, wenn praktisch die gesamte Corium-Schicht fragmentiert ist (Skizze d). Dann wird die gesamte Nachwärme in Sumpfwasserverdampfung umgesetzt, was Gasfreisetzung und Energieeintrag in den Sicherheitsbehälter erhöht.

Zielsetzung der durchgeführten Modellexperimente ist, zu klären, welche der Konfigurationen b), c) oder d) nach Sumpfwassereinbruch zu erwarten ist und wie stark die Fragmentierung der Schmelze ist. Dabei interessiert insbesondere, ob die Fundamentdurchdringung durch die veränderte Kühlung verhindert werden kann. Für die Ausrichtung der Experimente sind die folgenden Kriterien wichtig:

- a) Die Schmelze ist oxidisch mit hohem Silikatanteil und besitzt eine hohe Zähigkeit und geringe Wärmeleitfähigkeit. Ihre Temperatur liegt nur wenig oberhalb der Erstarrungstemperatur.
- b) Die Schmelze ist von Gasen aus der Betonerosion durchströmt. Sie hat zum Zeitpunkt der Sumpfwasserflutung eine große Badtiefe von etwa 2 m.
- c) Die Schmelze besitzt innere Wärmequellen, die dem System langfristig eine nur langsam abfallende thermische Leistung aufprägen.

- d) Das Fluten der Kernschmelze erfolgt langsam. Es führt zum Sieden des Wassers auf der Badoberfläche bzw. in der fragmentierten Schmelze. Dabei wird eine vollständige Überdeckung mit Wasser angenommen.
- e) Die Badoberfläche hat einen Durchmesser von mehr als 6,4 m.
- f) Fragmentierungsprozesse können sich eventuell über Stunden erstrecken.

Abb. 8 zeigt schematisch den Versuchsaufbau, bestehend aus einem isolierten Behälter mit Vorrichtungen zur Simulation der Gasfreisetzung und der Nachwärme. Versuchsflüssigkeit ist zähes Öl für die silikatreiche Schmelze. Durch Aufgabe von Flüssigstickstoff kann der Sumpfwassereinbruch und die damit verbundene Verdampfung bzw. die Fragmentierung und Erstarrung des Schmelzbades untersucht werden.

Die unter verschiedenen Bedingungen durchgeführten Experimente ergeben stets nur eine geringe Fragmentierung der Schmelzbadoberfläche und darunter die Ausbildung einer stabilen, gasdurchlässigen Kruste, die Fragmentschicht und Schmelze trennt /5/. Diese Konfiguration erwies sich über eine Experimentierzeit von bis zu 5 Stunden als stabil. Als wesentliche Gründe für die Begrenzung der Fragmentierungsprozesse sind zwei Effekte anzusehen:

- a) Die Schmelze bildet unter der Oberflächenkruste auf Grund ihres spezifischen Erstarrungsverhaltens eine kalte, hochzähe Grenzschicht aus, die eine Barriere für ein tieferes Eindringen von Kühlmittel in die Schmelze oder unter die Kruste darstellt und die selbst auf Grund ihrer hohen Zähigkeit praktisch nicht fragmentiert. Das gilt auch, wenn die Krusten an der Schmelzenoberfläche aufbrechen.
- b) Die über der Kruste befindliche Fragmentschicht ist in der Lage, thermische und mechanische Einflüsse auf die Krustenoberfläche zu dämpfen, und trägt damit zur Stabilisierung der Kruste bei.

Die hier durchgeführten Experimente wie auch die übrigen in der Literatur angeführten Experimente lassen keinen Mechanismus erkennen, der die etwa 2 Meter tiefe oxidische Kernschmelze bei Sumpfwasserflutung unter den vorgegebenen Bedingungen in ein kühlbares Partikelbett nach Abb. 7d überführt. Es ist vielmehr damit zu rechnen, daß die Schmelze in die Konfiguration nach Abb. 7c übergeht mit einer Fragmentschicht von typisch 10 cm, einer darunterliegenden gasdurchlässigen Kruste von wenigen Zentimetern Dicke und einer



tiefen, unter dem Einfluß der Gasblasen ideal gerührten flüssigen Oxidschmelze. Wie aus WECHSL-Rechnungen folgt, bleibt damit die abwärtsgerichtete Betonerosion auch bei Fluten mit Sumpfwasser praktisch ungeändert.

Die hier diskutierten Ergebnisse basieren auf Experimenten in einer - bezogen auf die Abmessungen beim Kernschmelzunfall - vergleichsweise kleinen Geometrie. Wie das im Experiment bewußt herbeigeführte Aufbrechen der ausgebildeten Kruste gezeigt hat, wird jedoch auch durch mechanisch weniger stabile Krusten eine Fragmentierung nur wenig verstärkt, da sie lediglich kurzzeitig den Austrag von Schmelze mit der Gasabströmung begünstigen. Auch in großer Geometrie wird daher, wenn auch vielleicht etwas verzögert, die Ausbildung einer stabilen Kruste erwartet.

Literatur:

- /1/ Skokan, A. et al. "Chemical Reaction between Light Water Reactor Core Melts and Concrete", Nucl. Techn. 46 (1979), 255-262.
- /2/ Alsmeyer, H. et al. "Modellentwicklung zur analytischen Beschreibung von Kernschmelzunfällen", Projekt Nukleare Sicherheit, Jahresbericht 1986, KfK 4100, S. 4300-14 - 4300-32.
- /3/ Copus, E.R., Bradley, D.R. "Interaction of Hot Solid Core Debris with Concrete", NUREG/CR-4558 (1986).
- /4/ Alsmeyer, H. "Modelle zur Krustenbildung beim Langzeitverhalten einer LWR-Kernschmelze in Kontakt mit dem Reaktorfundament", Jahrestagung Kerntechnik 1984, 167-170.
- /5/ Alsmeyer, H., Dres, K.  
(unveröffentlichter Bericht)

| Fall      | Metall-Masse             | Oxid-Masse                                     | Beginn WW | Besonderheiten   | Schildversagen Fundament-durchdringung ab Beginn WW | H <sub>2</sub> -Masse [kg] bis 1000 s / Schildversagen / Durchdringung |
|-----------|--------------------------|--|-----------|------------------|---|--|
| KWU       | 37,5 t Stahl + 15 t Zr   | 115 t UO <sub>2</sub> + 20 t ZrO <sub>2</sub>  | 1,8h      | 500 °C SB-Temp.  | 9,7 h / 3,8 d                                       | 464 / 811 / 1431   |
| DRS1      | 70,4 t Stahl + 9 t Zr    | 103 t UO <sub>2</sub> + 29 t ZrO <sub>2</sub>  | 3 h       | 500 °C SB-Temp.  | 8,3 h /   | 411 / 678 /  |
| DRS2      | 70,4 t Stahl + 9 t Zr    | 103 t UO <sub>2</sub> + 29 t ZrO <sub>2</sub>  | 7h        | 500 °C SB-Temp.  | 8,8 h /   | 409 / 670 /  |
| DRS3      | 70,4 t Stahl + 24 t Zr   | 103 t UO <sub>2</sub> + 8,2 t ZrO <sub>2</sub> | 3 h       | 500 °C SB-Temp.  | 9,1 h /   | 436 / 872 /  |
| DRS4      | 70,4 t Stahl + 18 t Zr   | 103 t UO <sub>2</sub> + 16 t ZrO <sub>2</sub>  | 3 h       | 500 °C SB-Temp.  | 9,2 h /   | 450 / 819 /  |
| DRS5      | 70,4 t Stahl + 12 t Zr   | 103 t UO <sub>2</sub> + 12 t ZrO <sub>2</sub>  | 3 h       | 500 °C SB-Temp.  | 8,5 h /   | 455 / 717 /  |
| DRS6      | 50 % von                 | DRS 1  | 3 h       | 500 °C SB-Temp.  | >14 h /   | 249 /  |
| DRS7      | 30 % von                 | DRS 1  | 3 h       | 500 °C SB-Temp.  | >14 h /   | 165 /  |
| DRS8      | 70,4 t Stahl + 18 t Zr   | 103 t UO <sub>2</sub> + 16 t ZrO <sub>2</sub>  | 7 h       | 500 °C SB-Temp.  | 9,3 h /   | 453 / 792 /  |
| DRS9      | 70,4 t Stahl + 18 t Zr   | 103 t UO <sub>2</sub> + 16 t ZrO <sub>2</sub>  | 7 h       | erhöhte SB-Temp. | 8,7 h /   | 467 / 805 /  |
| DRS10-ND* | 70,4 t Stahl + 18 t Zr   | 103 t UO <sub>2</sub> + 16,5t ZrO <sub>2</sub> | 7 h       | erhöhte SB Temp. | 7,5 h / 5,0 d                                       | 501 / 862 / 1972   |
| DRS11-V   | 70,4 t Stahl + 16,2 t Zr | 103 t UO <sub>2</sub> + 19 t ZrO <sub>2</sub>  | 3,1 h     | erhöhte SB Temp. | 7,0 h / 4,9 d                                       | 522 / 877 / 1982   |
| DRS10a    | wie                      | DRS 10   | 7 h       | Void im Oxid     | 7,5 h / 6,3 d                                       | 501 / 862 / 2355   |
| DRS11a    | wie                      | DRS 11   | 3,1 h     | zugelassen       | 7,0 h / 6,1 d                                       | 522 / 877 / 2282   |

Tab. 1: Überblick der WECHSL-Rechnungen zur Schmelze-Beton-Wechselwirkung

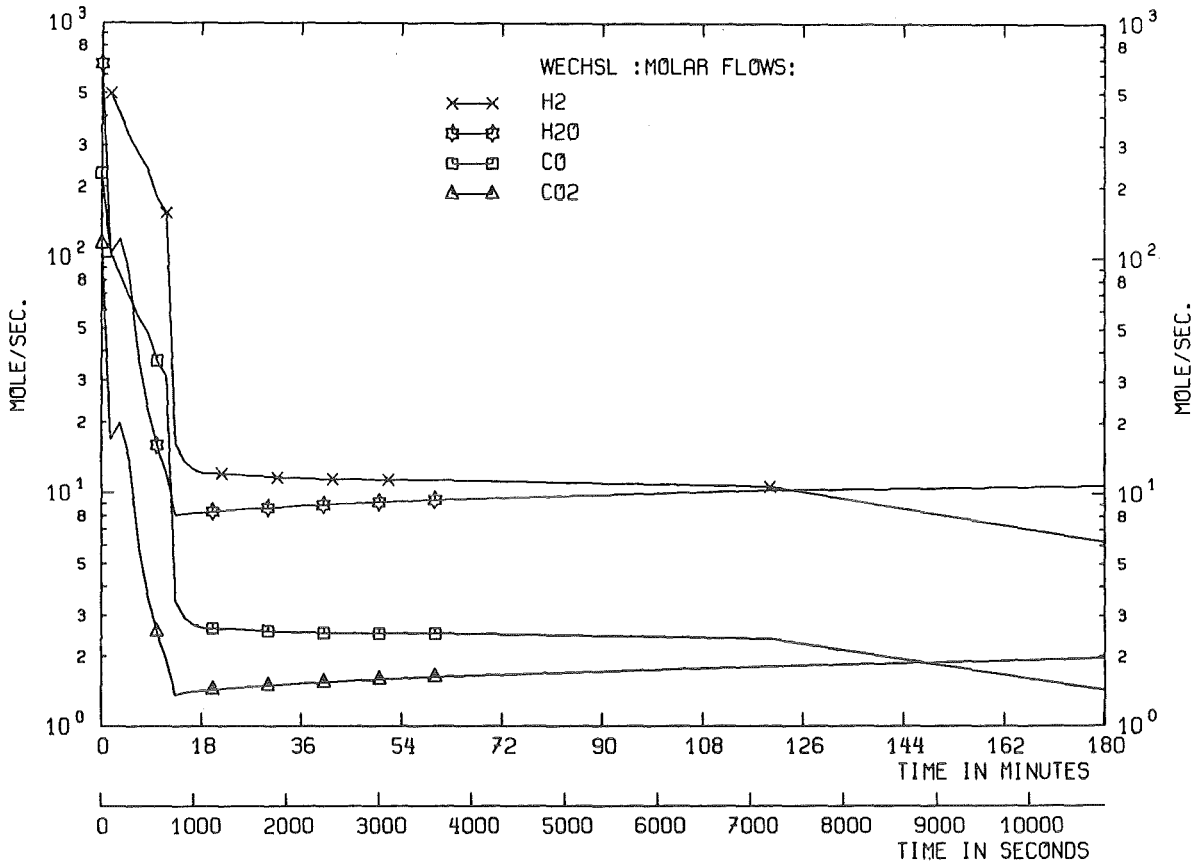


Abb. 1: Gasfreisetzungsraten bei der frühen Fundamenterosion, DRS-10

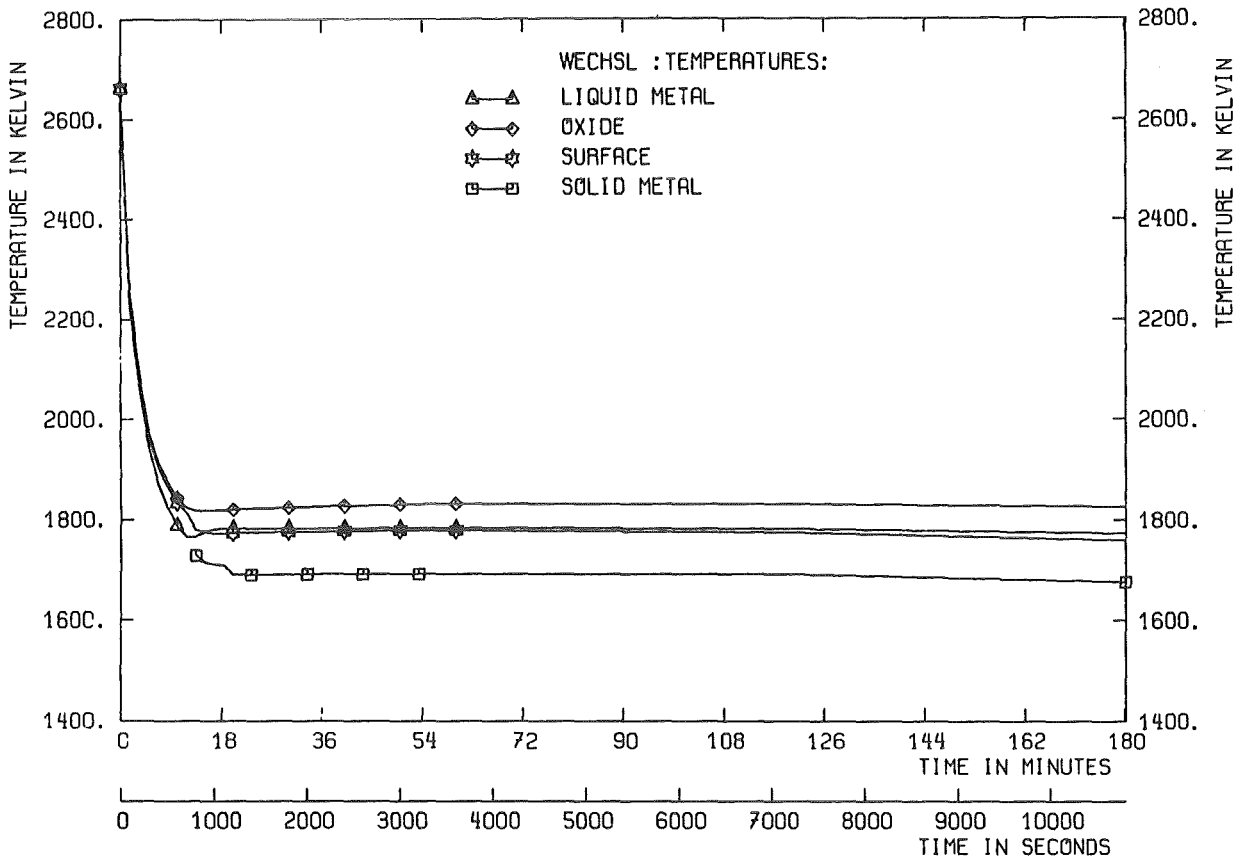


Abb. 2: Schmelzbadtemperaturen bei der frühen Fundamenterosion, DRS-10

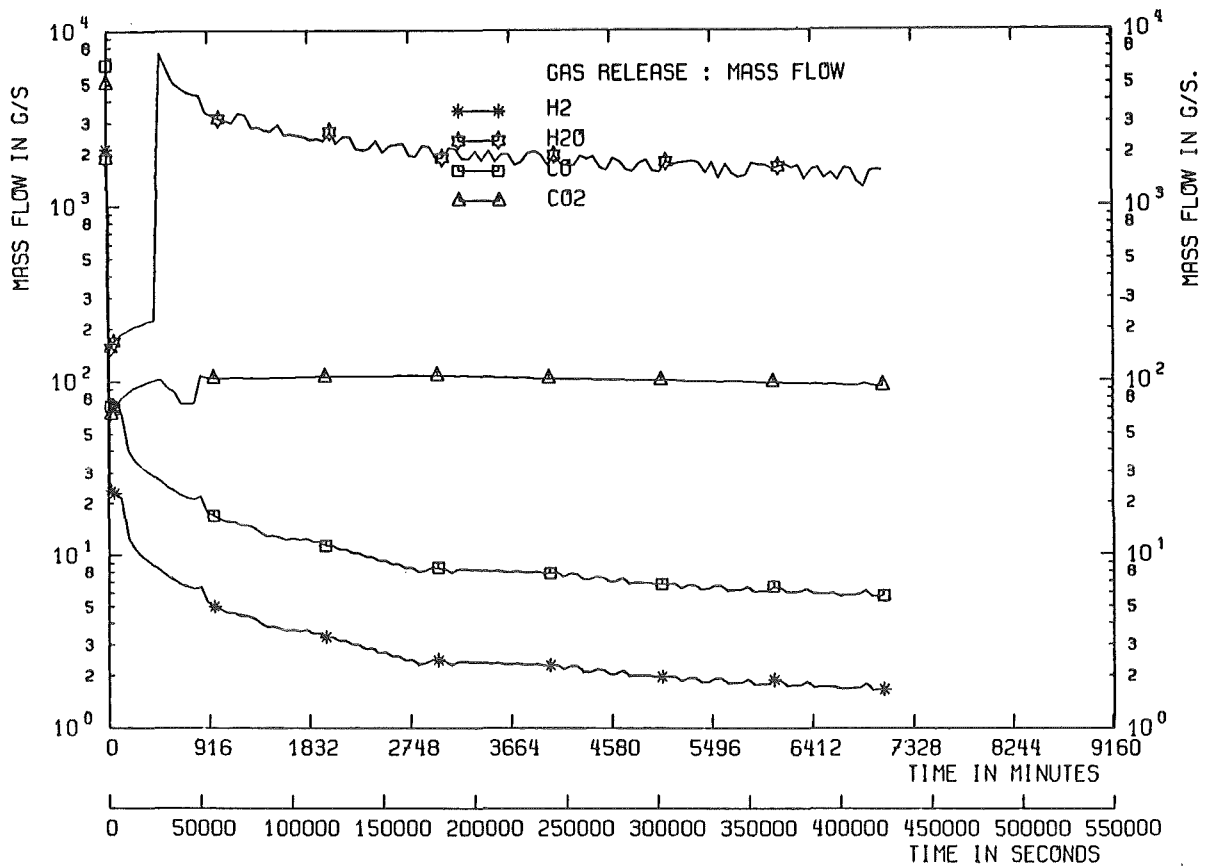


Abb. 3: Gasraten bis Fundamentdurchdringung mit Sumpfwasserverdampfung, DRS-10

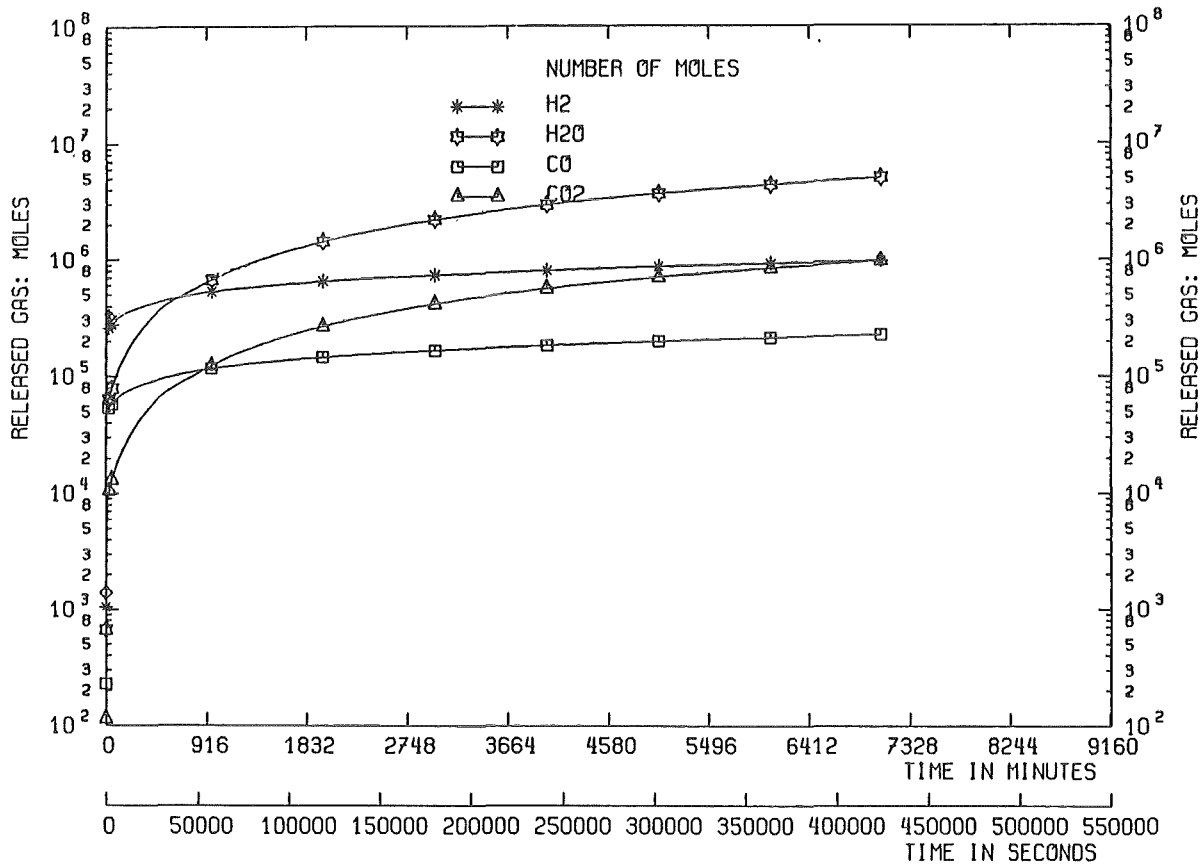
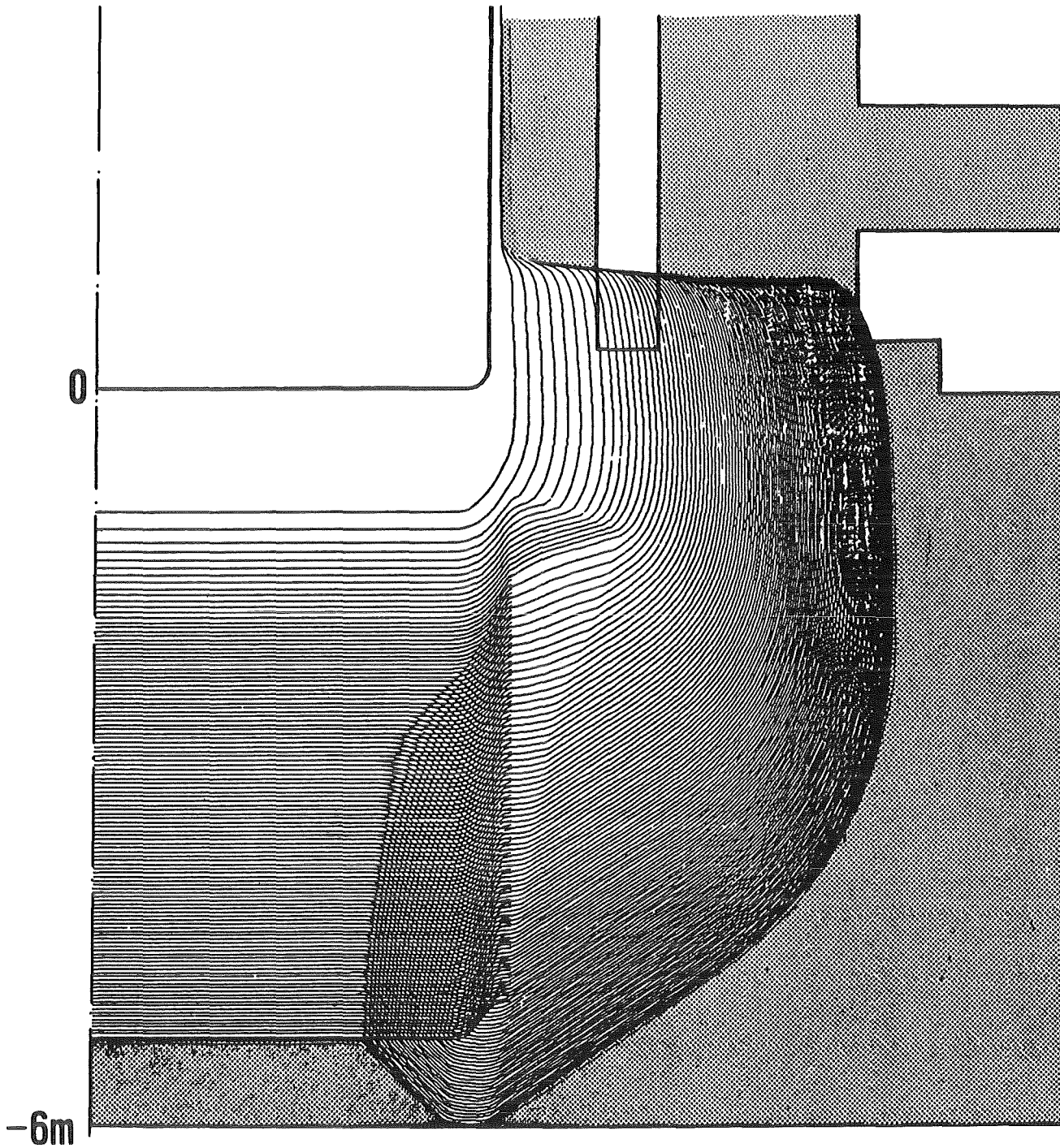


Abb. 4: Integrierte Gasfreisetzung bis Fundamentdurchdringung ohne Sumpfwasserverdampfung, DRS-10



**Zeitschritt = 3600s, Maßstab: 0 1 2m**

**DWR, ND-Pfad, Anfangstemperatur der Schmelze = 2400°C**

**(DRS: B10 -Daten)**

Abb. 5: Fundamenterosion bis zur Durchdringung bei 5 Tagen, WECHSL-Rechnung, DRS-10

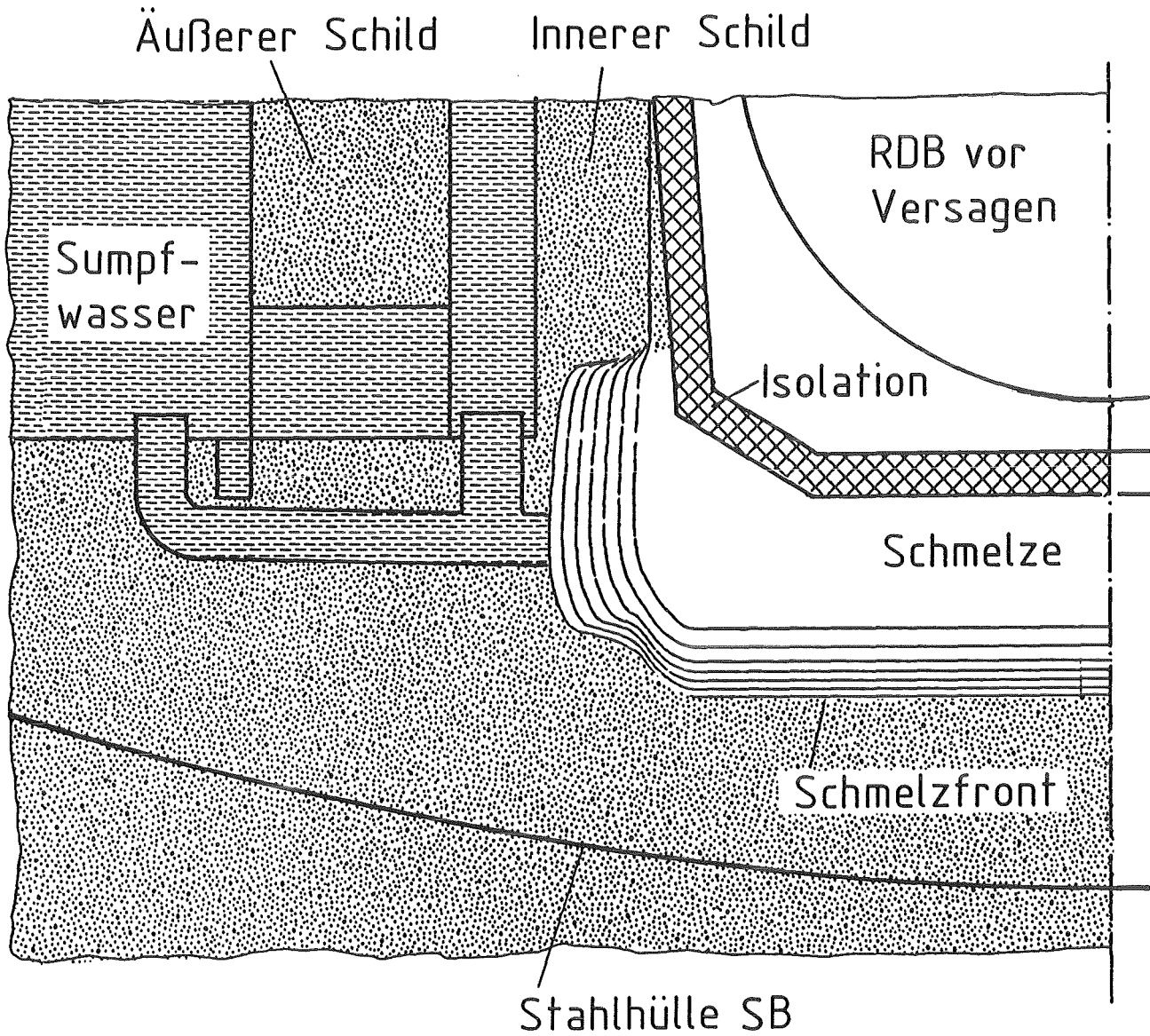


Abb. 6: Fundamenterosion beim Versagen des inneren Schildes bei 7,5 Stunden, DRS-10

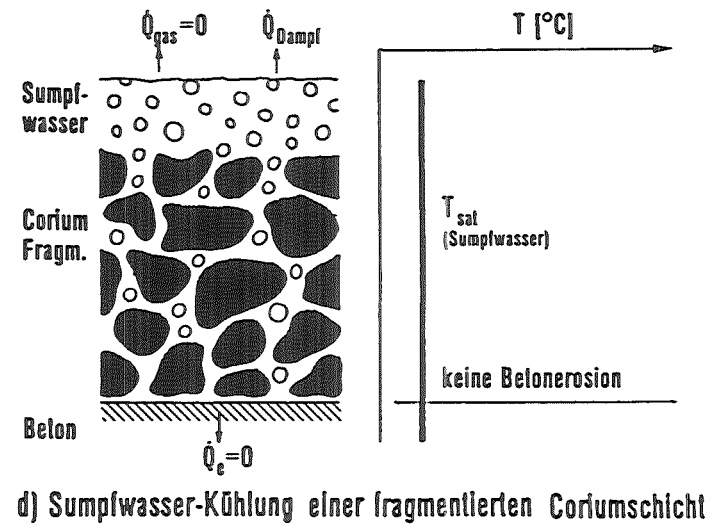
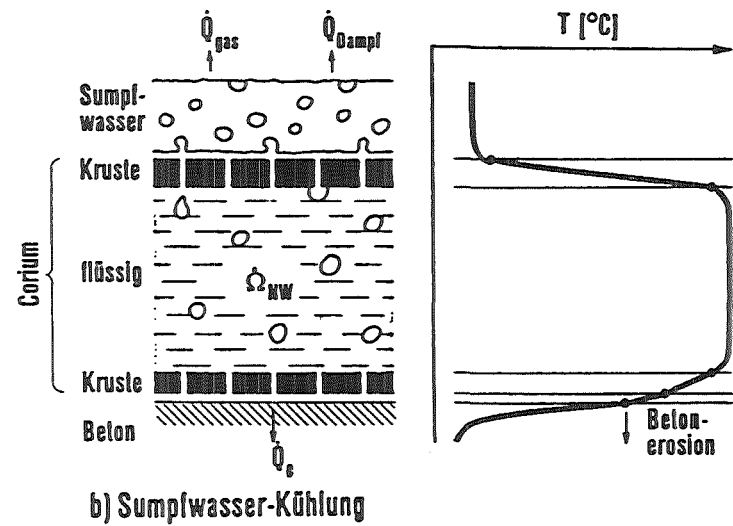
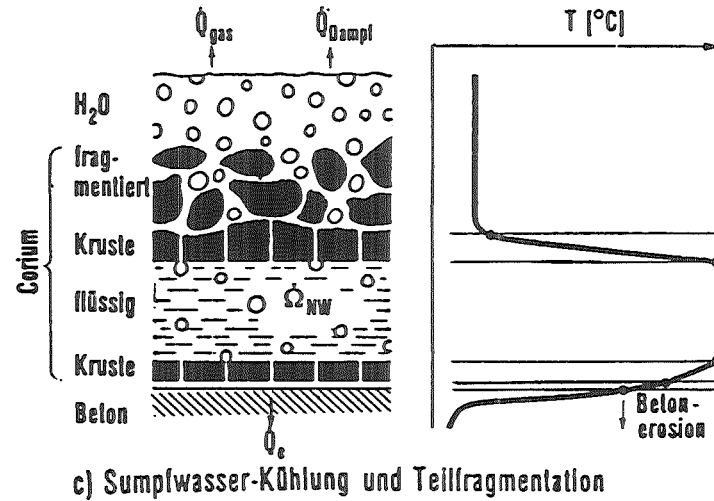
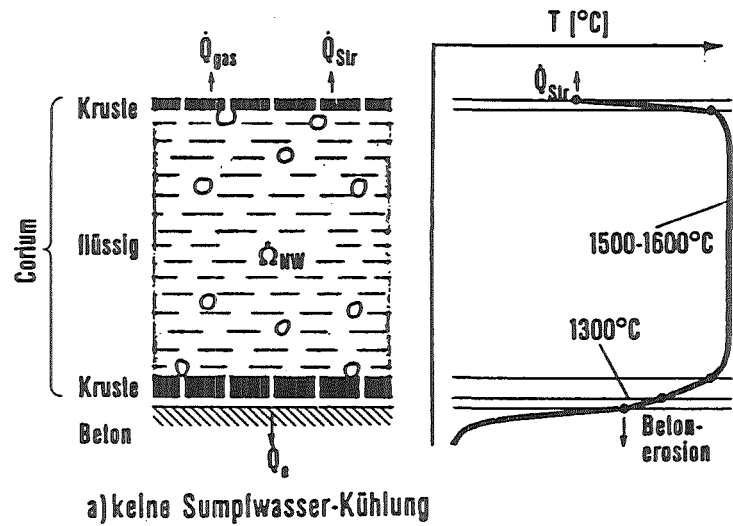


Abb. 7: Mögliche Kühlkonfigurationen einer Corium-Beton-Schichtung



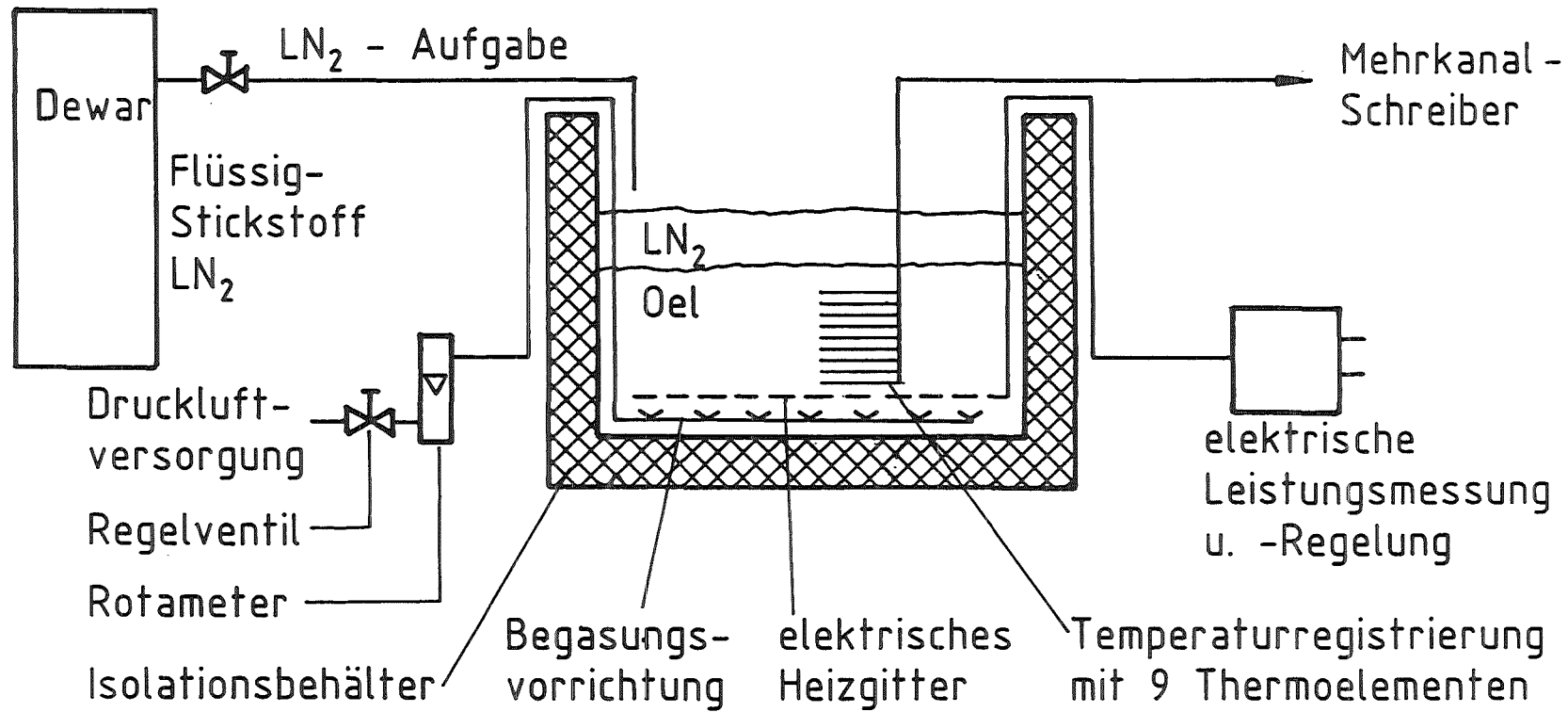


Abb. 8: Versuchsanordnung zur Untersuchung von Auswirkungen der Sumpfwasserflutung

## 12.07.03          Containmentbeanspruchung unter Störfallbedingungen

### 12.07.03/01A    Dynamic behaviour of PWR containments

PRS 0D5K

Work on overpressure failure of PWR containments has been finished and new investigations on the dynamic PWR containment response are on the way. Of special interest is the influence of deviations of the containmnet shell from an ideal spherical shell. A computational procedure to describe this effect has been developed. Furthermore, experimental investigations with a high accurate small scale containment model have been started. In a first step a large number of eigenfrequencies of the almost ideal spherical model has been determined. They are in good agreement with the computational results. In a second step the base flange of the model will be excited harmonically and the model deformations without and with attached masses simulating the influence of containment nozzles and ports will be determined.

## 12.07.03      Containmentbeanspruchung unter Störfallbedingungen

12.07.03/01A    Dynamisches Verhalten von DWR-Sicherheitsbehältern  
PRS 0D5K

(F. Eberle, B. Göller, J. Kadlec, R. Krieg, G. Lang, K.H. Lang,  
R. Scharnowell, E. Wolf, M. Xu, IRE)

Nach Abschluß der Untersuchungen zum Überdruckversagen von DWR-Sicherheitsbehältern wurden die Arbeiten auf deren dynamisches Verhalten ausgedehnt. Von Zylinderschalen ist bekannt, daß bei harmonischer Fußpunktanregung kleine Abweichungen von der Idealgeometrie die sich einstellenden Schwingungsamplituden erheblich beeinflussen können. Ob Kugelschalen und damit auch die kugelförmigen DWR-Sicherheitsbehälter ein ähnliches Verhalten zeigen, ist nicht bekannt. Entsprechende Untersuchungen wurden deshalb in Angriff genommen. Der Einfachheit halber beschränken sich die Abweichungen von der Idealgeometrie auf einzelne angeheftete Punktmassen. Bei einem Sicherheitsbehälter sind dies die Massen der Behälterstützen und Schleusen.

Zur theoretischen Lösung dieses dynamisches Problems bietet sich das Verfahren der modalen Superposition an. Allerdings lassen sich die Eigenschwingungsformen einer Schale mit angehefteten Punktmassen nur mit erheblichem Aufwand ermitteln. Bei der sehr dünnwandigen Schale eines DWR-Sicherheitsbehälters ist dies praktisch ausgeschlossen. Deshalb wurde ein Lösungsverfahren ausgearbeitet, bei dem die leichter zu ermittelnden Eigenschwingungsformen der ungestörten Schale so überlagert werden, daß die Koppelbedingungen zwischen schwingender Struktur und mitschwingenden Zusatzmassen erfüllt werden, d.h., daß das Verhalten der Schale mit ihren Zusatzmassen beschrieben wird. Die Befriedigung der Koppelbedingungen wird besonders einfach, wenn die Zeitintegration des dynamischen Problems schrittweise numerisch durchgeführt wird. Die Koppelbedingungen können dann für jeden Zeitschritt simultan für alle Koppelstellen erfüllt werden.

Zur Durchführung dieses Lösungsverfahrens wurde ein Computerprogramm entwickelt und erste Testrechnungen durchgeführt.

Zur experimentellen Untersuchung des Einflusses von Zusatzmassen steht eine in den vorangegangenen Jahren mit erheblichem Aufwand gefertigte hochgenaue Kugelschale zur Verfügung. Um eine zuverlässige Vergleichsbasis zu schaffen, wurden zunächst Versuche an der ungestörten Kugelschale durchgeführt. Außerdem erfolgte die Anregung nicht am steifen Fußpunkt-Flansch, sondern im dünnwandigen Schalenbereich. Die Schalenauslenkungen wurden berührungslos an 30 Umfangspositionen gemessen. Durch Fourier-Zerlegung wurden die Auslenkungen den einzelnen Umfangsordnungen der Schwingungen zugeteilt.

Abb. 1a zeigt das Ergebnis. Die Spiegelung bei der Umfangsordnung 30 ist auf die beschränkte örtliche Auflösung der 30 Meßstellen zurückzuführen. In Wirklichkeit tritt eine derartige Spiegelung nicht auf.

Abb. 1b zeigt in vergleichbarer Darstellung die berechneten Eigenfrequenzen.

Abb. 1c schließlich zeigt die Eigenfrequenzen, bei denen Messungen und Rechnungen im Rahmen eines vorgegebenen Toleranzfensters übereinstimmen. Das sich ergebende Muster hat zwar Lücken, wahrscheinlich bedingt durch unzureichende Schwingungsanregung und zusätzliche Meßpunkte, wahrscheinlich bedingt durch den oben diskutierten Spiegelungseffekt und durch Meßsignal-Rauschen. Die trotzdem gut erkennbare Übereinstimmung mit dem Muster der berechneten Eigenfrequenzen läßt jedoch die Schlußfolgerung zu, daß das verwendete Rechenverfahren das dynamische Verhalten einer idealen Kugelschale recht genau zu beschreiben vermag.

Inzwischen wurde mit dem Umbau des Versuchstandes begonnen. Die Kugelschale soll auf einen speziell konzipierten Rütteltisch montiert werden, der die hier interessierenden hochfrequenten Fußpunktanregungen des Versuchsobjektes gestattet.

## Literatur

B. Göller, R. Krieg, G. Messemer, E. Wolf: On the failure of spherical steel containments under excessive internal pressure. Nuclear Engineering and Design, Vol 100 (1987), 205-219

B. Göller, B. Dolensky, R. Krieg, G. Messemer, E. Wehner, M. Xu: On the failure criterion of plastic instability. Transactions of the 9th international Conference on Structural Mechanics in Reaktor Technology, Lausanne, 17-21 Aug. 1987, Vol B, 537-542

R. Krieg, B. Göller, G. Messemer, E. Wolf: Failure pressure and failure mode of the latest type of German PWR containments. Nuclear Engineering and Design, Vol 104 (1987), 381-390

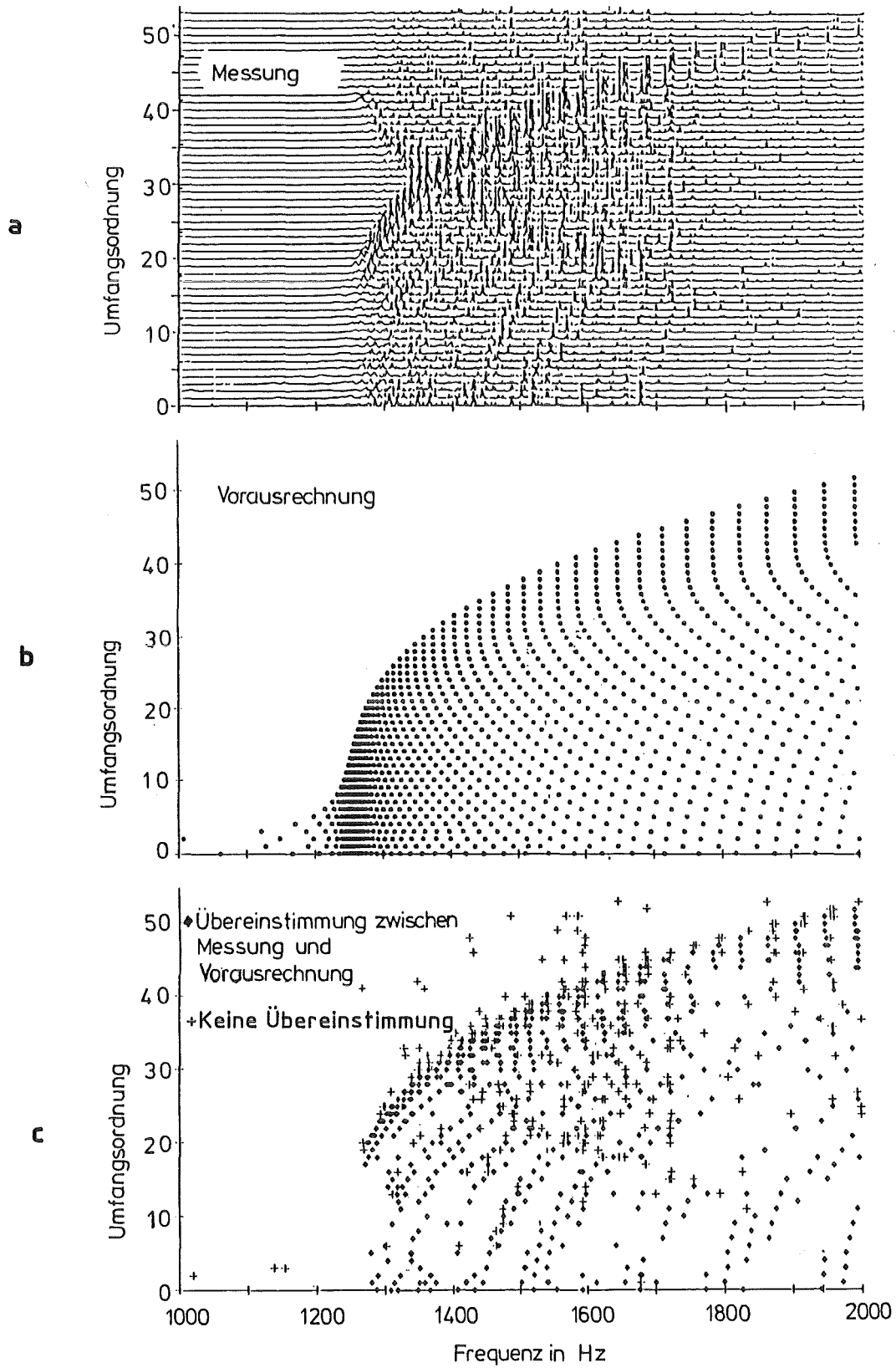


Abb. 1: Eigenfrequenzen der Kugelschale für Schwingungen bis zur 50. Umfangsordnung

**12.07.04            Thermoermüdung und Thermoschockverhalten von Reaktorkomponenten**

**12.07.04/01A        Wachstum halbelliptischer Oberflächenfehler in einem  
PRS 0D5L            ferritischen und austenitischen Stahl unter Thermo-  
ermüdungsbelastung**

(K. Bethge, D. Munz, H. Stamm; IMF IV)

Abstract

Theoretical and experimental investigations of crack growth under thermal and thermo-mechanical fatigue loading are presented. The experiments were performed with a ferritic reactor pressure vessel steel 20 Mn Mo Ni 5 5 and an austenitic stainless steel X6 Cr Ni 18 11. A plate containing a semi - elliptical surface crack is heated up to a homogeneous temperature and cyclically cooled down by a jet of cold water. On the basis of linear elastic fracture mechanics stress - intensity factors are calculated with the weight function method. The prediction of crack growth under thermal fatigue loading using data from standard specimens is compared with the experimental result.

Einleitung

Die Sicherheit von geschweißten Komponenten in der Kerntechnik, insbesondere des Primärkreislaufs von Druckwasserreaktoren hängt von einer zuverlässigen Bewertung von möglicherweise vorhandenen Schweißrissen ab. Die dabei anzuwendenden Methoden der Bruchmechanik sind weitgehend entwickelt und vielfach an meistens einfachen Versuchsproben im Labormaßstab erprobt worden. Die Übertragung dieser Erkenntnisse auf komplexe Bauteile und Beanspruchungen erfordert die Anwendung von Gesetzmäßigkeiten der Kontinuumsmechanik und in einigen Punkten zusätzliche Annahmen. Deshalb ist die Verifikation der bruchmechanischen Methoden an Bauteilen oder bauteilähnlichen Komponenten beim heutigen Stand der Erkenntnis notwendig.

Von den auf eine Komponente einwirkenden Belastungen ist die Thermoschockbelastung wegen der großen räumlichen und zeitlichen Gradienten am schwierigsten zu behandeln. Starke Thermoschockbelastungen können unter Umständen zu instabiler Rißausbreitung führen und müssen für den Fall der Notkühlung betrachtet werden. Wiederholte schwächere thermische Transienten können aber auch während des Normalbetriebs auftreten und zu einer Ermüdungsrißausbreitung führen. Untersuchungen zur instabilen Rißausbreitung unter Thermoschockbelastung werden z. Zt. an verschiedenen Stellen (ORNL, MPA Stuttgart) durchgeführt.

Die im Rahmen des Projektes durchgeführten Untersuchungen zum stabilen Rißausbreitungsverhalten wurden durch die Thermoermüdungsuntersuchungen am Heißdampfreaktor in

Kahl /1/ angeregt. Dort wird ein Stutzenbereich zyklischen Thermoschockbeanspruchungen ausgesetzt und die Bildung und Ausbreitung von Rissen verfolgt. Schwierigkeiten bei der Verifikation bruchmechanischer Vorhersagemethoden bestehen in der ungenauen Kenntnis wichtiger Versuchsparameter wie Kühlbedingungen (Größe des Spritzflecks, Wärmeübergang), Materialdaten und Größe der Risse.

Um diese Schwierigkeiten zu umgehen bzw. möglichst gering zu halten, wurden Versuchsstände aufgebaut, die die wichtigsten bauteilspezifischen Gesichtspunkte enthalten, die aber gegenüber einem Großversuch eine genauere Definition der Randbedingungen und die Verwendung von eindeutig charakterisierten Materialien ermöglichen.

Als Ergänzung zu Untersuchungen zum Thermoermüdungsrißwachstum am ferritischen Stahl 20 Mn Mo Ni 5 5 /2/ werden hier entsprechende Versuche am Austenit X6 Cr Ni 18 11 beschrieben und Thermoermüdungsversuche mit mechanischer Zusatzbeanspruchung am Ferrit und am Austenit sowie entsprechende Materialcharakterisierungsexperimente vorgestellt. Die Untersuchungen umfassen die folgenden Schwerpunkte:

- Thermoermüdungsexperimente
- Materialcharakterisierungsexperimente
- Bruchmechanische Analysen

## Experimente

### Thermoermüdungsexperimente

Zur Durchführung der Thermoermüdungsexperimente wurde eine spezielle Prüfeinrichtung /3/ entworfen und aufgebaut. Als Probe dient eine kreiszylindrische Platte mit einem Durchmesser von 150 mm und einer Dicke von 20 mm, in welche mittels Funkenerosion zentrisch ein halbelliptischer Oberflächenriß eingebracht wird, der durch mechanische Biegewechselbelastung zu einem Ermüdungsanriß verlängert wird.

Die im Prüftopf (s. Abb. 1) gelagerte Probe wird in einem Heißluftstrom auf eine vorwählbare Temperatur zwischen 200°C und 450°C aufgeheizt. Nach Erreichen einer homogenen Ausgangstemperatur wird mittels eines Linearverstellgerätes ein Spritzstempel an die Probe herangefahren, um einen Spritzfleckbereich von 30 mm Durchmesser im Zentrum der Platte abzudichten. Während der sich anschließenden Kühlphase wird die angerissene Probenseite im Spritzfleckbereich für eine vorwählbare Dauer mit kaltem Wasser, das unter einem Druck von 38 bar steht und Umgebungstemperatur besitzt, lokal abgekühlt. Am Ende der Kühlphase wird der



Spritzstempel abgefahren und die Probe erneut auf ihre Ausgangstemperatur aufgeheizt, die sie nach 2 bis 3 Minuten, abhängig von der Dauer der Kühlphase, wieder erreicht hat.

Nach einer vorgewählten Anzahl von Thermoschockzyklen wird die Probe einer erneuten mechanischen Ermüdungsbeanspruchung ausgesetzt. Auf der erzeugten Bruchfläche ist der Thermoermüdungsriß deutlich zwischen den rein mechanisch erzeugten Bruchflächen sichtbar.

Neben den Prüfanlagen für rein thermische Belastung wurde eine weitere Anlage aufgebaut, die eine Überlagerung von mechanischer und thermischer Belastung verwirklicht. Dazu wird die Versuchsplatte von 400 mm Länge, 80 mm Breite und einer Dicke von 20 mm, wie in Abb. 2 ersichtlich, mittels eines Hydraulikzylinders in einer Vierpunktbiegevorrichtung, mit einer während des Versuchs konstanten mechanischen Kraft, vorgespannt und die zyklische thermische Last wie oben beschrieben aufgebracht.

Mit diesen Versuchsanlagen ist die Erzeugung einer mehrachsigen Spannungsverteilung mit steilen Gradienten, wie sie an thermisch beanspruchten Komponenten beobachtet werden, möglich. Weiterhin bieten sie die Möglichkeit, verschiedene Werkstoffe zu testen und die Versuchsparameter wie Anfangsrißgeometrie und Höhe der thermischen bzw. mechanischen Belastung in einfacher Weise zu verändern.

#### Materialcharakterisierungsexperimente

Angeregt durch die Ergebnisse der Materialcharakterisierungsexperimente am ferritischen Stahl /2/ wurden die Einflüsse von Umgebung, Belastungsfrequenz, Belastungsform und Spannungsverhältnis auf die Rißwachstumsrate des austenitischen Stahls unter mechanischer Ermüdungsbelastung untersucht und das inelastische Materialverhalten des Austenits unter zyklischer mechanischer Belastung bestimmt.

Zu diesem Zweck wurden Plattenproben mit einem halbelliptischen Oberflächenriß, Kompaktproben sowie Vierpunktbiegeproben mit durchgehendem Riß und Rundproben aus der gleichen Materialcharge wie die Thermoermüdungsproben entnommen. Die Proben zur Untersuchung des Rißwachstumsverhaltens wurden zuvor mit einem wachstumsfähigen Anriß versehen und anschließend in einer servohydraulischen Prüfmaschine unter den verschiedenen Versuchsbedingungen belastet während die Rundproben zur Bestimmung des inelastischen Materialverhaltens im rißfreien Zustand mit vorgegebenen Dehnschwingbreiten beaufschlagt wurden und das Materialverhalten bis zur Sättigung in Abhängigkeit der Temperatur - und Dehnschwingbreite beobachtet wurde.

## Rißwachstumsanalyse

### Bestimmung der Temperatur - und Spannungsverteilung

Da sich der austenitische Werkstoff hinsichtlich der Wärmeausdehnungs - und Wärmeleit-eigenschaften wesentlich vom ferritischen Werkstoff unterscheidet, wurde eine ungerissene austenitische Referenzprobe mit Thermoelementen bestückt, die auf unterschiedlichen Radien und Tiefen bezüglich des Spritzfleckmittelpunktes angeordnet sind, um das sich einstellende Temperaturfeld während eines Belastungszyklus zu erfassen. Somit konnte die räumlich und zeitlich veränderliche Temperaturverteilung in der Probe bestimmt und mit den, mittels dem FE-Programm ABAQUS /4/, berechneten Temperaturen verglichen werden (s. Abb. 3). Bei Berücksichtigung einer Wärmeübergangszahl von  $h = 10 \text{ kW/m}^2\text{K}$  für den Wärmeübergang im Spritzfleckbereich läßt sich der experimentelle Befund gut reproduzieren.

Die aus der Temperaturverteilung resultierende elastische Spannungsverteilung wird bei der bruchmechanischen Analyse ebenfalls mittels des FE-Programms ABAQUS /4/ unter Verwendung temperaturabhängiger Materialparameter durchgeführt. In Abb. 4 ist als Beispiel die Spannungsverteilung im Zentrum der austenitischen Probe 3 für verschiedenen Zeiten nach Einsetzen der Kühlung aufgezeichnet. Die Probe 3 wurde bei einer Ausgangstemperatur von  $410^\circ\text{C}$  mit einer Temperaturdifferenz von  $393^\circ\text{C}$  belastet. Nahe der gekühlten Oberfläche treten bei diesem Werkstoff Spannungsspitzen auf, die die Fließgrenze des Materials bei weitem überschreiten.

### Bestimmung von Spannungsintensitätsfaktoren

Zur Berechnung von Spannungsintensitätsfaktoren wird die Rißgeometrie durch einen halb-elliptischen Oberflächenriß der Tiefe  $a$  und der Länge  $2c$  idealisiert. Es werden gewichtet gemittelte Spannungsintensitätsfaktoren  $\bar{K}_A$  am tiefsten Punkt und  $\bar{K}_C$  an der Oberfläche berechnet, wobei ein von Mattheck et al. /5/ entwickeltes auf der Methode der Gewichtsfunktionen basierendes Verfahren angewendet wird.

Aus der Entwicklung der Spannungsintensitätsfaktoren  $\bar{K}_A$  und  $\bar{K}_C$  im Verlauf eines Lastzyklus kann die Schwingbreite der Spannungsintensitätsfaktoren  $\Delta\bar{K}_A$  und  $\Delta\bar{K}_C$  abgeleitet werden als die Differenz zwischen dem maximalen Wert  $\bar{K}_{\max}$  und dem minimalen Wert  $\bar{K}_{\min}$  während eines Zyklus.

In Abb. 5 ist die Schwingbreite  $\Delta\bar{K}$  der Spannungsintensität am Oberflächenpunkt C und am tiefsten Punkt A für verschiedene Halbachsenverhältnisse  $a/c$  aufgetragen. Mit Kenntnis der Änderung von  $\Delta\bar{K}_A$  bzw.  $\Delta\bar{K}_C$  mit fortschreitendem Riß kann mit Hilfe eines geeigneten

Materialgesetzes der Rißfortschritt in Tiefenrichtung und an der Oberfläche in Abhängigkeit der Lastwechselzahl berechnet werden.

## Ergebnisse

### Thermoermüdungsexperimente

Neben den bereits in /2/ beschriebenen ferritischen Proben wurden fünf austenitische Platten einer reinen Thermoermüdungsbelastung ausgesetzt und vier ferritische sowie acht austenitische Plattenproben mit einer mechanischen Vorspannung und überlagerten thermischen Zyklen belastet. Um im Rahmen der experimentellen Gegebenheiten einen möglichst breiten Bereich der Belastung zu erfassen wurden die Versuchsparameter thermische Last, mechanische Last, Rißgeometrie und Zykluszahl variiert. In den Abb. 6 - 8 sind drei Thermoermüdungsproben dargestellt deren Bruchbilder repräsentativ für alle anderen Proben sind.

Rißwachstum aufgrund der thermischen bzw. thermomechanischen Belastung tritt bei allen Proben entlang der gesamten Rißfront des mechanischen Ermüdungsrisse auf. Wie man an der Probe 3 erkennt, weisen die austenitischen Proben unter Thermoermüdungsbelastung regelmäßiger Endrißgeometrien auf als der ferritische Werkstoff unter vergleichbarer Belastung. Im allgemeinen verzweigt der Thermoermüdungsriß auch im Austenit im oberflächennahen Bereich, allerdings wird hier ausgeprägteres Rißtiefenwachstum beobachtet als beim Ferrit, der durch erhöhtes Rißwachstum an den Oberflächenpunkten der halb elliptischen Rißgeometrie auffällt.

Betrachtet man die unterschiedlichen Halbachsenverhältnisse  $a/c$  der austenitischen Anfangsrißgeometrien so ist festzustellen, daß sowohl die thermischen als auch die thermomechanischen Ermüdungsrisse halbkreisförmigen Endrißgeometrien zustreben. Auch beim austenitischen Stahl finden sich nach einer hinreichend großen Zahl von thermischen Lastwechseln Anrisse im Spritzfleckbereich, die sich bei weiterer Belastung zu einem Netzwerk von Rissen vereinigen, s. Abb. 9, das den gesamten Spritzfleckbereich überzieht.

Die austenitischen Proben 1- 3 wurden fraktographisch im Rasterelektronenmikroskop untersucht. Dabei wurde nach einer Endox-Behandlung /6/, bei der eine dünne Oxidschicht von der Bruchfläche entfernt wurde, ein überwiegend duktiler und transkristalliner Bruchmechanismus mit typischer Schwingungsstreifenbildung festgestellt (Abb. 10). Lokale Schwingungsstreifenabstände wurden auf den Bruchflächen ausgemessen und konnten in guter Übereinstimmung mit dem mittleren globalen Rißwachstum pro Lastwechsel bestimmt werden. Als ein Kennzeichen thermisch erzeugten Rißfortschritts wurde auch beim austenitischen Stahl eine ausgeprägte Sekundärrißbildung (Abb. 11) beobachtet.

### Materialcharakterisierungsexperimente

Für die Rißfortschrittsrechnung ist die genaue Kenntnis der Rißwachstumsparameter für ein entsprechendes Rißausbreitungsgesetz von Bedeutung. Diese Parameter können neben ihrer Abhängigkeit vom Werkstoff und vom Spannungsverhältnis  $R = K_{\min}/K_{\max}$  auch einen Einfluß des Umgebungsmediums an der Rißspitze, der Belastungsform und -frequenz aufweisen. Zur Bestimmung dieser Einflüsse auf die Rißwachstumsparameter wurden begleitende mechanische Ermüdungsversuche an den oben beschriebenen Probenformen durchgeführt.

Da beim ferritischen Stahl unter mechanischer Ermüdungsbelastung, wegen seiner Anfälligkeit gegen Korrosion, oben genannte Einflüsse auf die Ermüdungsrißausbreitung ausgeprägt vorherrschen, wurden sie auch auf ihre Wirkung am austenitischen Werkstoff hin untersucht.

Bei Raumtemperaturversuchen an Laborluft und im Wasserbad konnten wie Abb. 12 zeigt, im untersuchten Frequenzbereich allerdings weder ein Einfluß des umgebenden Mediums noch der Belastungsfunktion auf die Rißgeschwindigkeit des austenitischen Stahls gefunden werden. Auch der Einfluß der Frequenz auf die Rißwachstumsrate, Abb. 13, kann als gering bezeichnet werden. Zwar ist mit zunehmender Frequenz ein schwacher Abfall der Rißwachstumsrate zu verzeichnen der jedoch eher der Streuung der Rißwachstumsdaten als einem echten Frequenzeinfluß zuzuschreiben ist. Wie Abb. 14 zeigt, konnten die an Kompaktproben ermittelten Rißwachstumsraten durch mechanische Ermüdungsversuche an Plattenproben mit halbelliptischen Oberflächenrissen bestätigt werden.

Da sich bei der Thermoermüdungsbeanspruchung mit mechanischer Zusatzbelastung gegenüber der reinen Thermoermüdungsbeanspruchung das Spannungsverhältnis  $R = K_{\min}/K_{\max}$  ändert, wurde auch der Einfluß von Mittelspannungen auf die mechanische Rißausbreitungsrate untersucht. Dabei zeigte sich, wie in Abb. 15 ersichtlich, daß die Rißwachstumsrate  $da/dN$  im Fall des ferritischen Werkstoffs unbeeinflusst bleibt von positiven Spannungsverhältnissen. Auch der Austenit zeigt nach Abb. 16 keinen Einfluß positiver R-Werte auf die Rißwachstumsrate unter mechanischer Ermüdung, allerdings führen zunehmende Druckanteile im Belastungsverlauf zu einer Verringerung des zyklischen Rißfortschritts.

Da die für den Austenit berechneten elastischen Spannungen während eines Thermoermüdungszyklus die Fließgrenze des Materials bei weitem überschreiten, wurde das inelastische Materialverhalten des Austenits unter zyklischer mechanischer Belastung untersucht. Dazu wurden rißfreie Rundproben zwischen vorgegebenen Dehngrenzen beansprucht und die sich einstellenden Spannungen in Abhängigkeit der Lastwechselzahl für verschiedene Dehn-

schwingbreiten und Temperaturen aufgezeichnet. Das sich beim Austenit einstellende verfestigende Werkstoffverhalten ist in Abb.17 in Form von Hystereseschleifen bei einer Temperatur von 400°C und einer Dehnschwingbreite von  $\Delta\varepsilon = 1\%$  dargestellt. Die Hysteresekurven richten sich bis zum 190. Zyklus stetig auf und erreichen dann eine stabile Sättigungsschleife. Trägt man die sich einstellenden Sättigungsspannungen, s. Tabelle, über den aufgebrachten Dehnamplituden auf, so erhält man ein zyklisches Spannungs-Dehnungsdiagramm, das die Grundlage für eine elastisch-plastische Spannungsanalyse bildet.

### Rißwachstumsvorhersage

Am Beispiel der austenitischen Thermoermüdungsprobe 3 wird die, auf der Basis der im Materialcharakterisierungsteil bestimmten Rißwachstumsparameter, durchgeführte Vorhersage des Rißwachstums aufgrund thermischer Lastwechsel mit dem experimentellen Befund verglichen. Wie Abb. 18 zeigt, wird das Rißtiefenwachstum durch die Vorhersage unterschätzt während das Wachstum des Risses an der Oberfläche leicht überschätzt wird. Große plastische Verformungen in oberflächennahen Zonen, die das Ermüdungsrißwachstum behindern, könnten hierfür die Ursache sein. Um die Rißwachstumsvorhersage zu verbessern, bedarf es weiterer Untersuchungen, die speziell das inelastische Materialverhalten des Austenits mitberücksichtigen.

### Zusammenfassung

Die Ergebnisse experimenteller und theoretischer Untersuchungen zum Ermüdungsrißwachstum unter thermischer und thermomechanischer Belastung wurden vorgestellt. Voraussetzung für eine Rißwachstumsvorhersage ist die genaue Kenntnis der Belastung in Form der zeitlich und räumlich variierenden Temperatur- und Spannungsverteilung und der daraus berechneten Verteilung der Spannungsintensitätsfaktoren. Weiterhin muß die material-spezifische Rißausbreitungskurve und ihre Abhängigkeit vom Umgebungsmedium und den Belastungsbedingungen bekannt sein. Liegen diese Randbedingungen genau fest, so kann eine Rißwachstumsvorhersage unter Thermoermüdungsbeanspruchung auch für den austenitischen Stahl erfolgreich durchgeführt werden.

Literaturverzeichnis

- /1/ Technischer Fachbericht PHDR 53-84  
Untersuchungen zu Rißbildung und Rißfortschritt bei zyklischer Thermoschocklast an einem Druckbehälterstützen, Jan. 85
  
- /2/ K. Bethge, D. Munz, H. Stamm  
Growth of semi-elliptical surface cracks in ferritic steel plates under cyclic thermal shock loading, eingereicht bei Fatigue and Fracture of Eng. Mat. and Structures
  
- /3/ G. Czuck, C. Mattheck, D. Munz, H. Stamm  
Crack Growth under Cyclic Thermal Shock Loading, Nuclear Engineering and Design 84 (1985), 189 - 199
  
- /4/ Hibbitt, Karlsson and Sorensen, Inc. - ABAQUS Theory and Users Manual, Providence, RI, 1984
  
- /5/ C. Mattheck, P. Morawietz, D. Munz  
Stress intensity factor at the surface and at the deepest point of a semi-elliptical surface crack in plates under stress gradients, Int. Jour. of Fracture 23 (1983) pp. 201 - 212
  
- /6/ M. Kempainen, K. Törrönen  
An Evaluation at Oxide Removal from Corrosion Fatigue Fracture Surfaces, Technical Research Center of Finland, VTT-Met B-43, 24 p., 1982

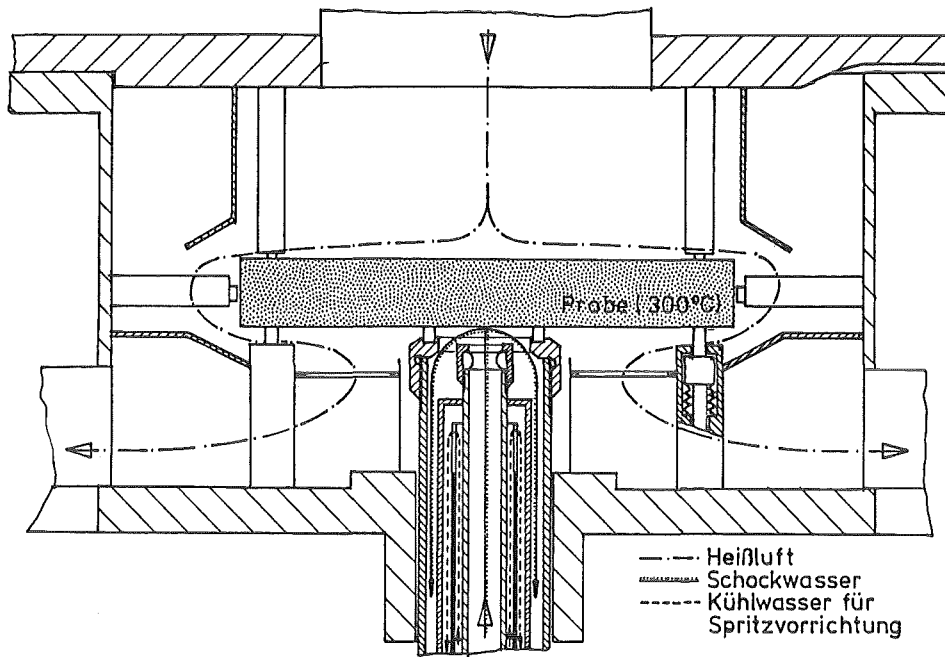


Abb. 1: Skizze der Versuchsanlage für Thermoermüdungsbelastungen

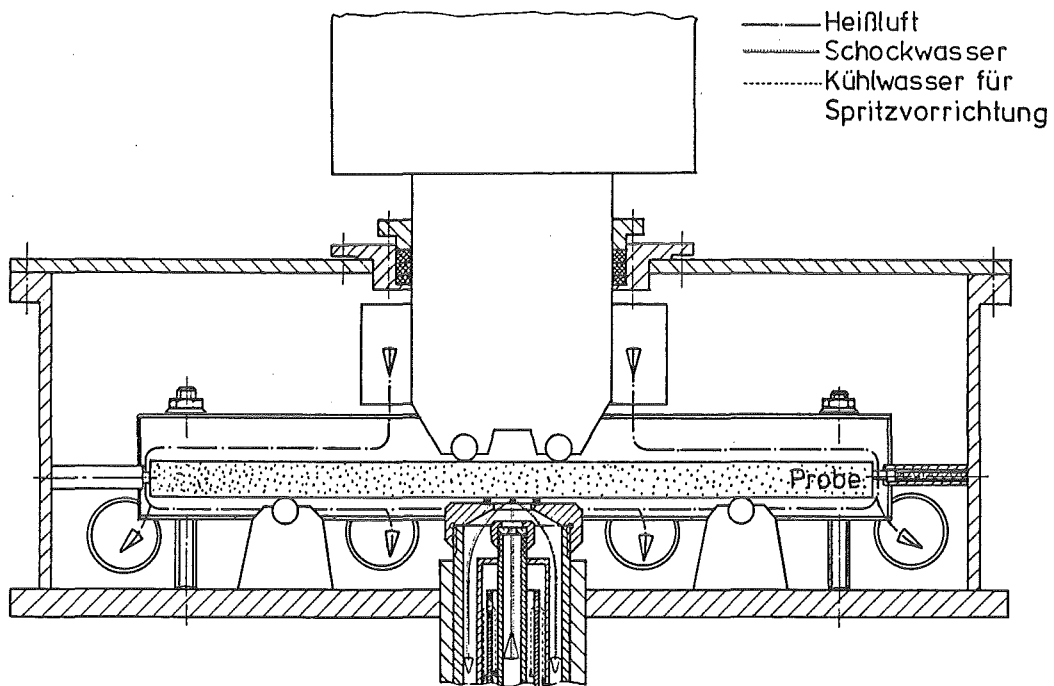


Abb. 2: Skizze der Versuchsanlage für Thermoermüdungsbelastungen mit überlagerter mechanischer Beanspruchung

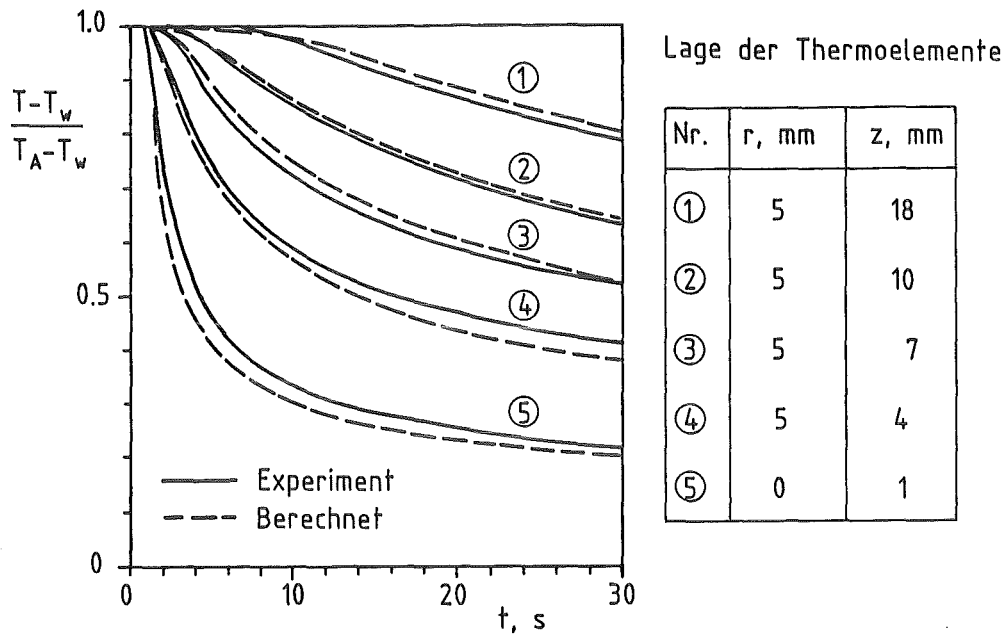


Abb. 3: Vergleich des gemessenen und berechneten Temperaturverlaufs

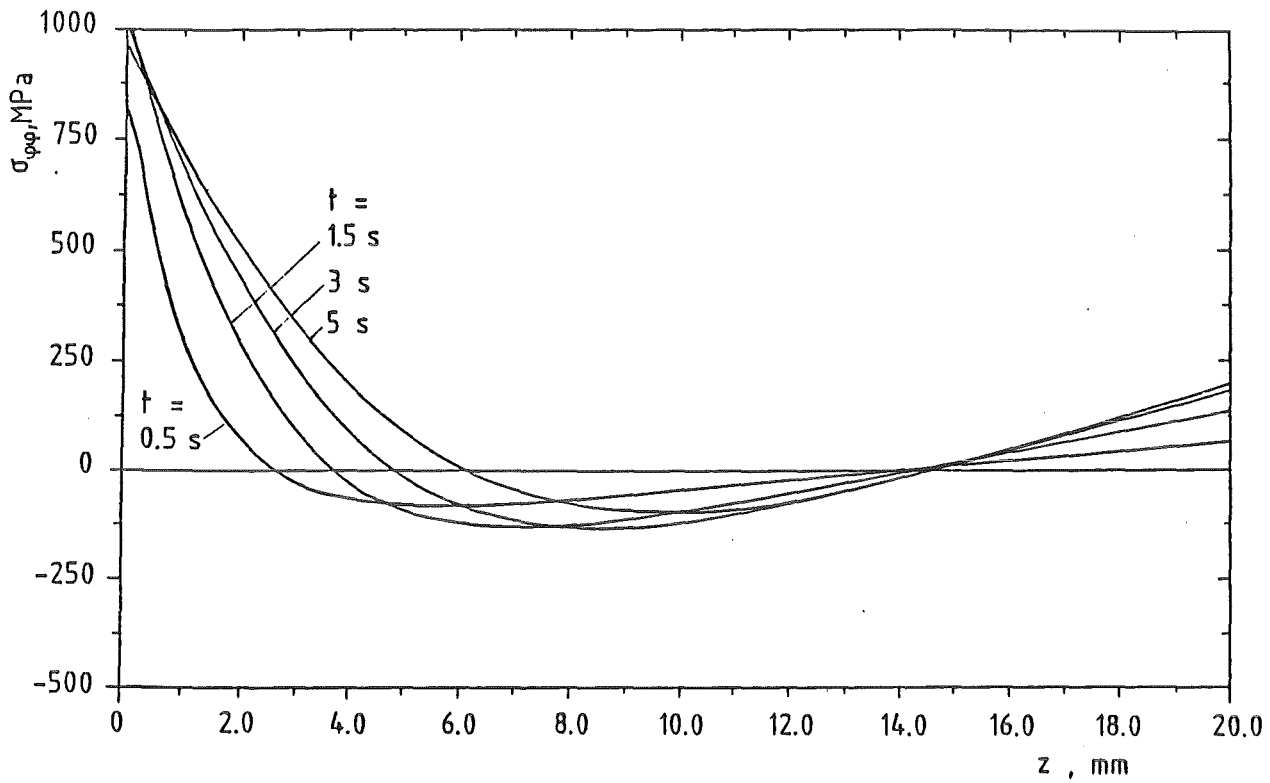


Abb. 4: Elastische Spannungsverteilung in der austenitischen Platte für verschiedene Zeiten während der Kühlphase



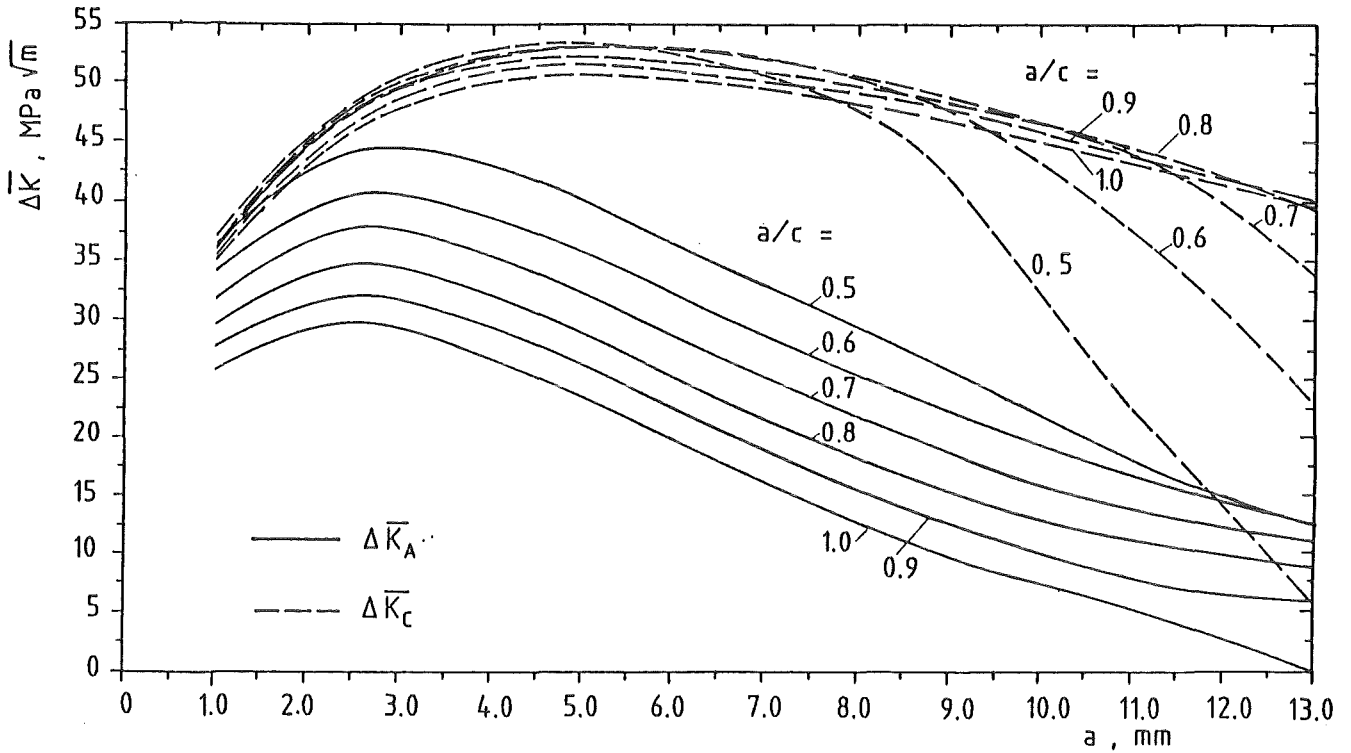
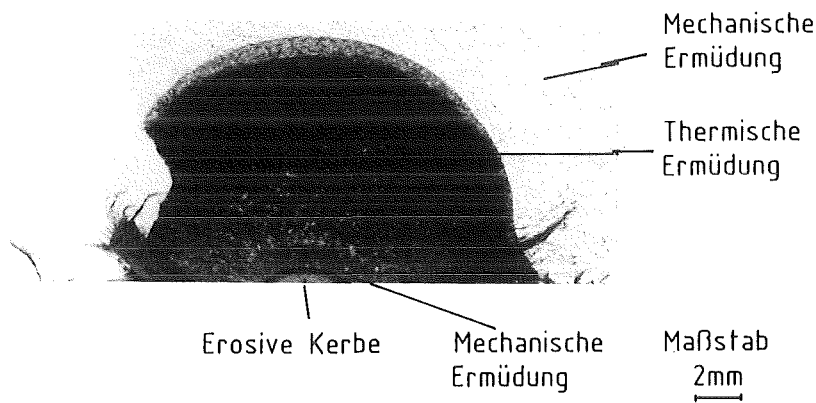
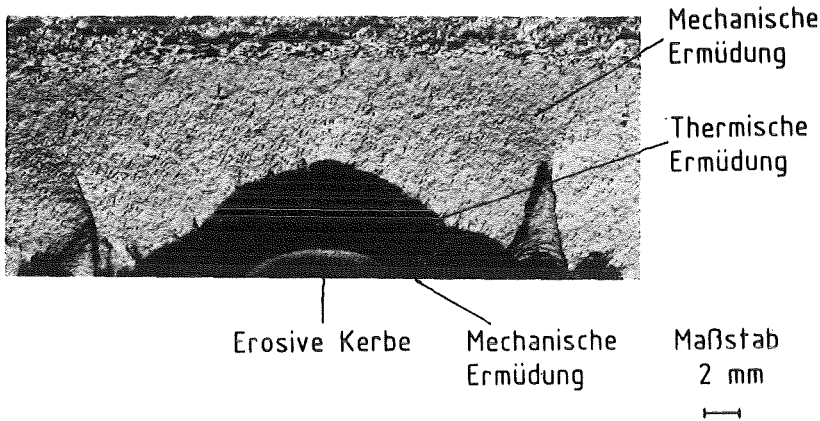


Abb. 5: Schwingbreite des Spannungsintensitätsfaktors am tiefsten Punkt ( $\Delta\bar{K}_A$ ) und an der Oberfläche ( $\Delta\bar{K}_C$ ) für den in Abb. 4 gezeigten Lastfall



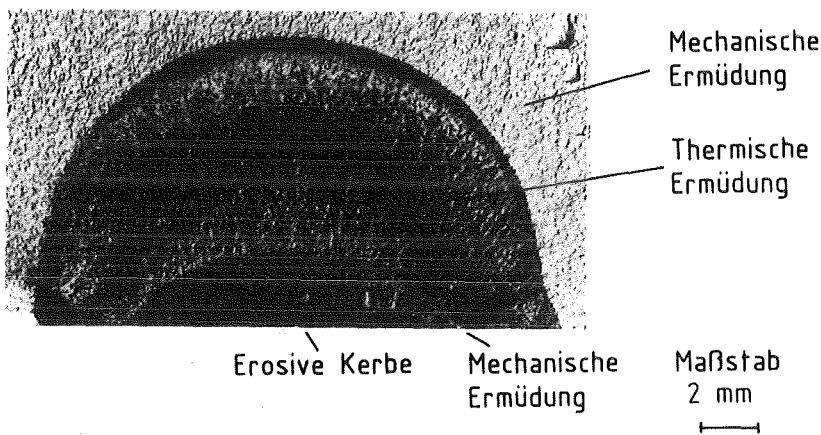
|                |       |                                  |                 |
|----------------|-------|----------------------------------|-----------------|
| Probe:         | 3     | Material:                        | X 6 Cr Ni 18 11 |
| Kühldauer:     | 5 s   | Zyklenzahl:                      | 13256           |
| Ausgangstemp.: | 410°C | Temperaturdifferenz $\Delta T$ : | 393°C           |

Abb. 6: Bruchbild einer austenitischen Thermoermüdungsprobe



|                               |       |                                  |                 |
|-------------------------------|-------|----------------------------------|-----------------|
| Probe:                        | FLT 5 | Material:                        | 20 Mn Mo Ni 5 5 |
| Kühldauer:                    | 5 s   | Zyklenzahl:                      | 25454           |
| Ausgangstemp.:                | 302°C | Temperaturdifferenz $\Delta T$ : | 281°C           |
| mechanische Biegevorspannung: |       | 469 MPa                          |                 |

Abb. 7: Bruchbild einer ferritischen, thermomechanisch beanspruchten Ermüdungsprobe



|                               |       |                                  |                |
|-------------------------------|-------|----------------------------------|----------------|
| Probe:                        | XLT 7 | Material:                        | X6 Cr Ni 18 11 |
| Kühldauer:                    | 5 s   | Zyklenzahl:                      | 4308           |
| Ausgangstemp.:                | 405°C | Temperaturdifferenz $\Delta T$ : | 380°C          |
| mechanische Biegevorspannung: |       | 156 MPa                          |                |

Abb. 8: Bruchbild einer austenitischen, thermomechanisch beanspruchten Ermüdungsprobe

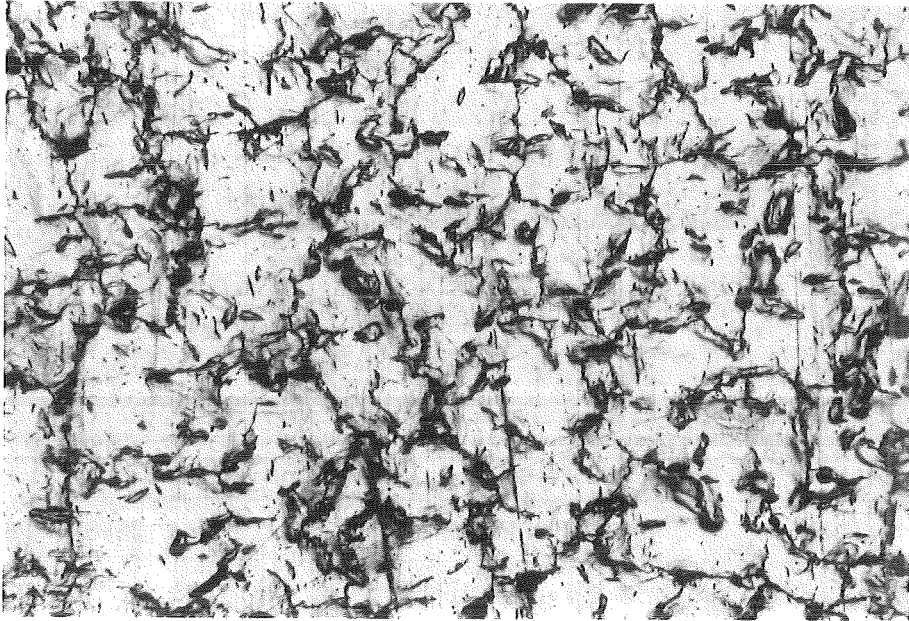


Abb. 9: Bildung von Anrissen im Spritzfleckbereich der austenitischen Thermoermüdungsprobe

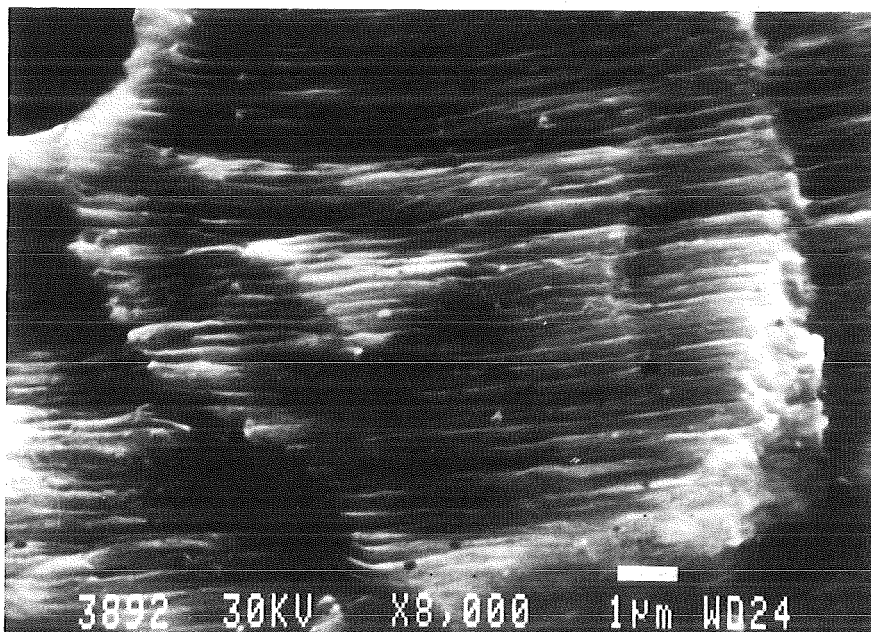
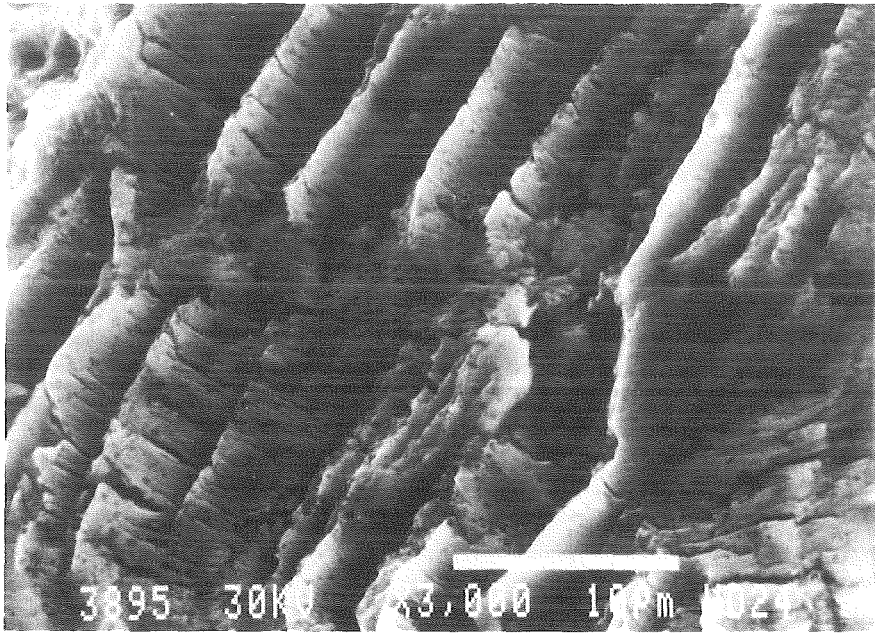


Abb. 10: Schwingungstreifenbildung im austenitischen Werkstoff unter Thermoermüdungsbelastung



**Abb. 11:** Sekundärrisse im thermisch erzeugten Rißfortschritt

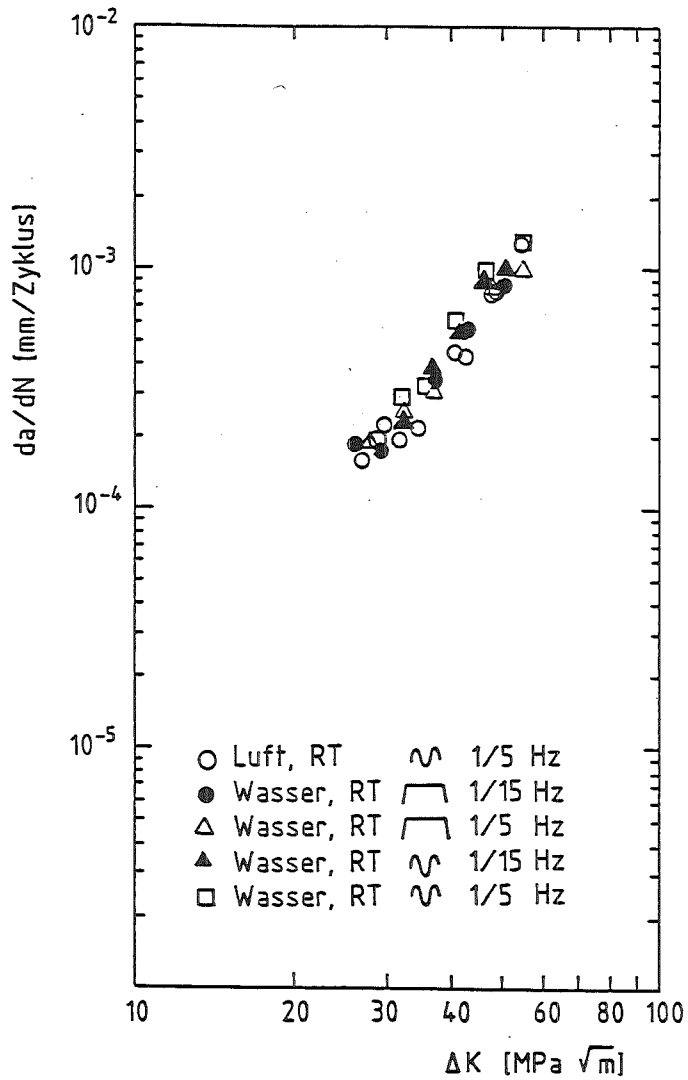


Abb. 12: Einfluß von Umgebungsmedium- und Belastungsfunktion auf die mechanische Rißwachstumsrate des Austenits -

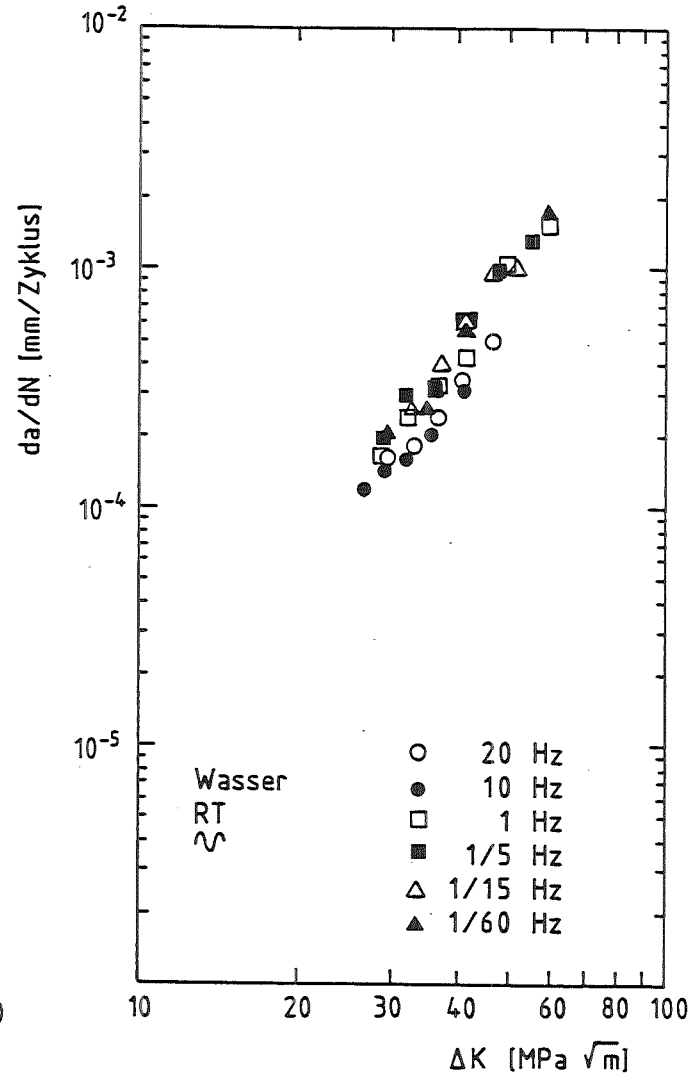


Abb. 13: Einfluß der Frequenz auf die mechanische Rißwachstumsrate des Austenits im Wasserbad

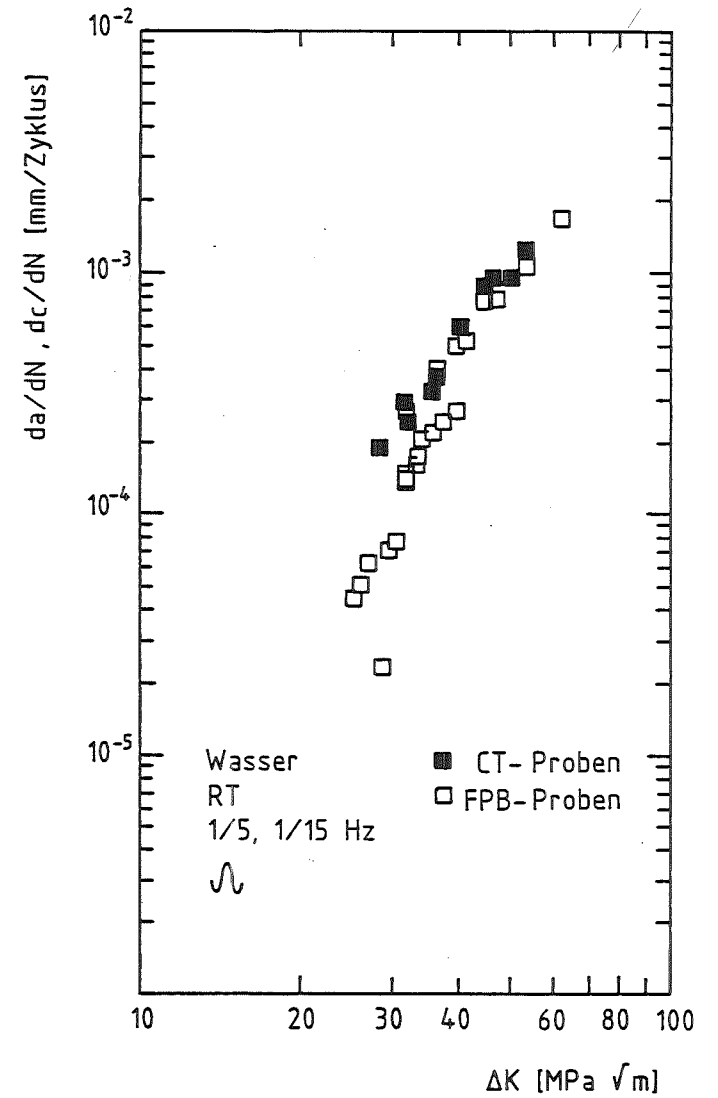


Abb. 14: Vergleich von mechanischen Rißwachstumsraten des aust. Stahls an Kompaktproben und Vierpunktbiegeproben mit halbelliptischen Oberflächenrissen

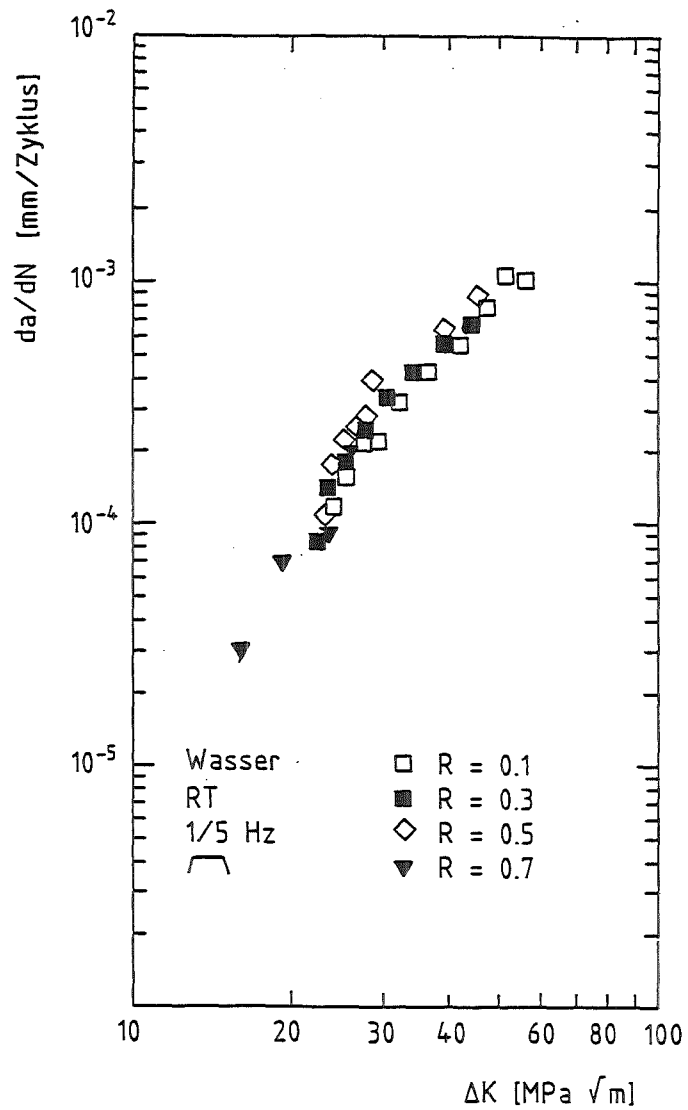


Abb. 15: Einfluß positiver Spannungsverhältnisse auf die mechanische Rißwachstumsrate des ferritischen Stahls im Wasserbad

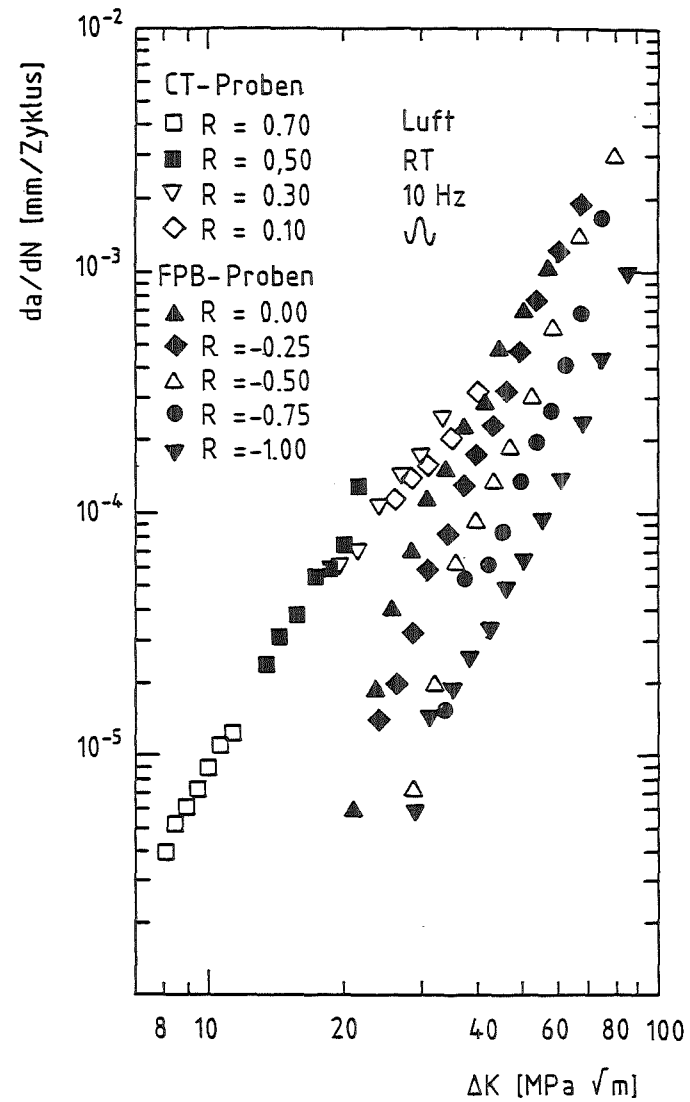


Abb. 16: Einfluß positiver und negativer Spannungsverhältnisse auf die mechanische Rißwachstumsrate des austenitischen Stahls

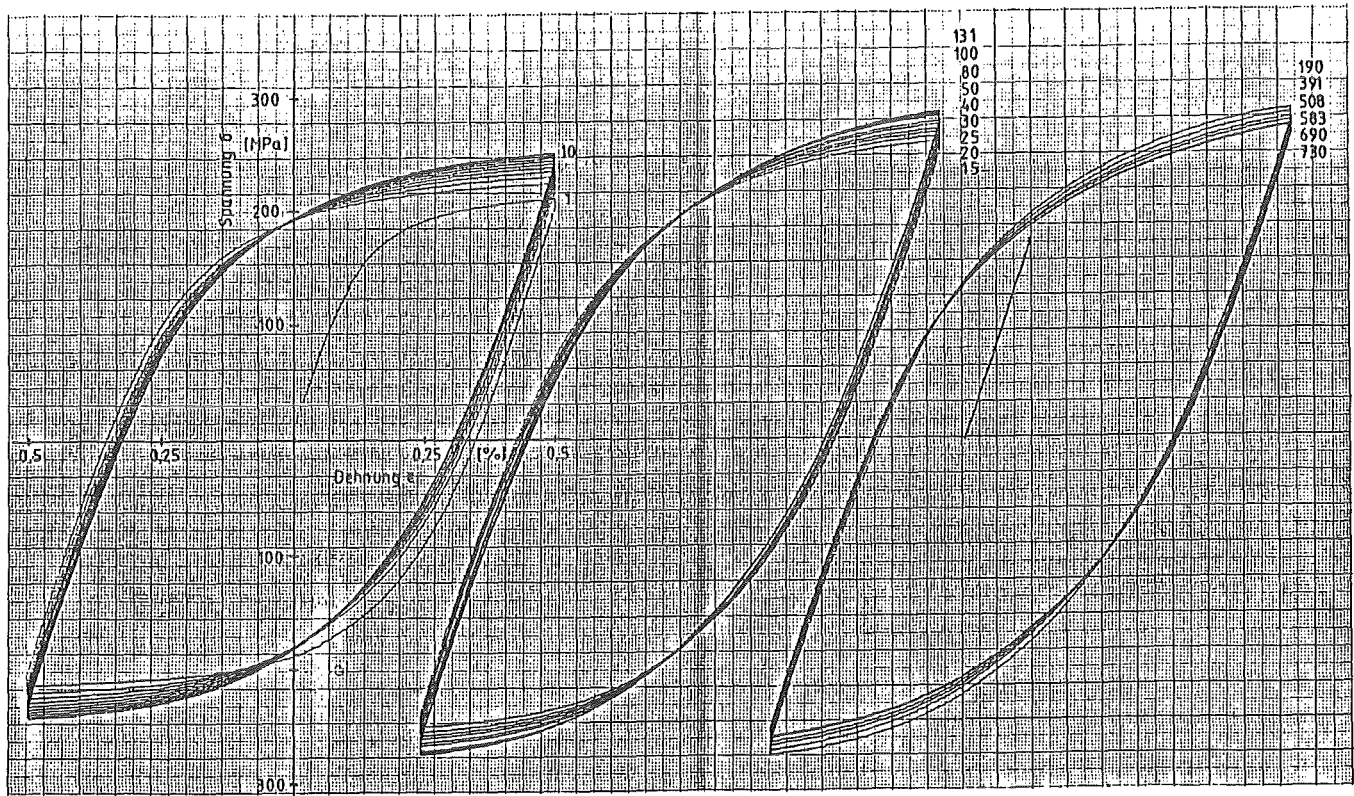


Abb. 17: Verfestigendes Werkstoffverhalten des Austenits unter zyklischer inelastischer mechanischer Beanspruchung

|     | Dehnungsamplitude $\Delta\epsilon/2$ |         |         |         |
|-----|--------------------------------------|---------|---------|---------|
|     | 0.125 %                              | 0.250 % | 0.375 % | 0.500 % |
| RT  | 218.4                                | 262.8   | 297.4   | 328.6   |
| 200 | 129.4                                | 170.1   | 202.8   | 227.2   |
| 300 | 134.1                                | 175.6   | 213.0   | 238.5   |
| 400 | 145.5                                | 194.5   | 226.5   | 283.4   |

Tabelle: Sättigungsspannungen des austenitischen Stahls unter zyklischer inelastischer mechanischer Beanspruchung

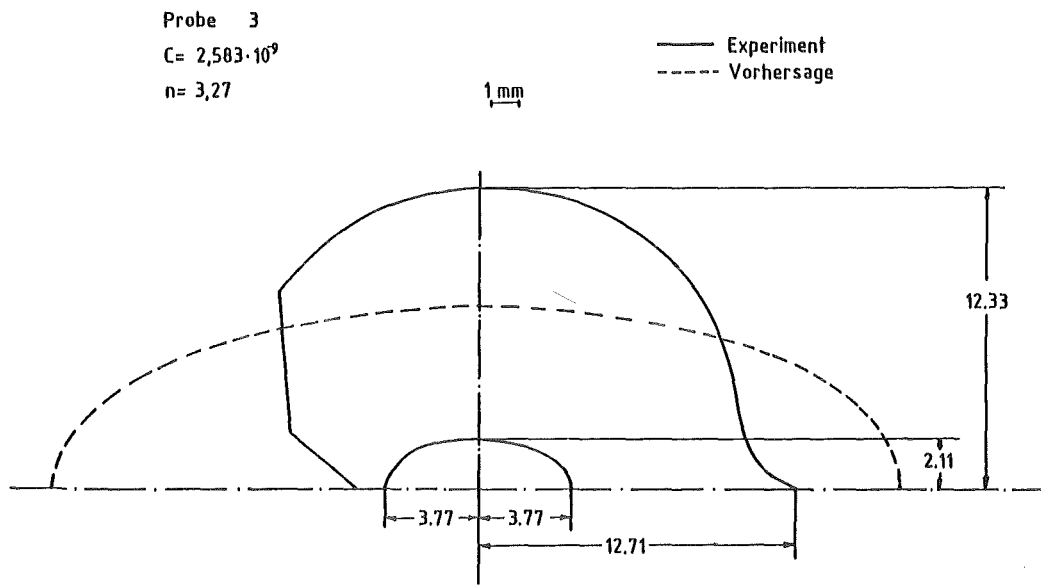


Abb. 18: Vergleich von Rißwachstumsvorhersage mit experimentellem Befund



**12.07.05            Thermo- und fluiddynamische Analysen von LWR-Störfällen**

**12.07.05/01A    Modelling and assessment of consequences and risks of  
PRS OD5M        accident affected releases of dangerous substancies**

Validation of the thermal hydraulic code COMMIX-1B using HDR thermal stratification tests.

Continued efforts to validate the 3D thermal hydraulic code COMMIX-1B concentrated on the  $k-\epsilon$  turbulence model.

A total of 3 appropriate HDR-TEMR thermal stratification tests were analyzed by employing laminar and/or turbulent flow option.

The results clearly suggest  $k-\epsilon$  turbulence model algorithms being revised with respect to the phenomenon of turbulent flow relaminarization.

12.07.05/01A      Turbulente HDR-Temperaturschichtversuche als Testfall  
PRS 0D5M            für den Thermohydraulik-Code COMMIX-1 B  
                      (W. Baumann; INR, E. Hansjosten, U. Schygulla; HDR)

### 1. Einleitung

Der im Jahre 1985 vom ANL freigegebene 3D-Thermohydraulik-Code COMMIX-1B /1/ wird seit geraumer Zeit an Temperaturschichtversuchen getestet, die im Rahmen des HDR-Sicherheitsprogramms /2/ zur Ermittlung von Langzeit-Thermobeanspruchungen bei Systemkomponenten dienen. Bei diesen Untersuchungen sind zwei Hauptgruppen zu unterscheiden:

- a) die früher betrachteten TEMB-Tests /3/ mit Messungen in Kaltstrang und Ringraum der HDR-Anlage, und
- b) die hier diskutierten TEMR-Tests /4/ mit Messungen im Einspeiserohr.

Im Verlauf der bisherigen Arbeiten traten bei Temperaturschichtungen Ergebnisse auf, die teilweise weder den Erwartungen entsprachen noch bei der Analyse vollkommen verstanden werden konnten. Sie wurden durchweg als Unstimmigkeiten im Zusammenhang mit dem Zweigleichungsturbulenzmodell interpretiert /5/.

So z.B. lieferten turbulente Simulationen der TEMB-Versuche häufig nur geringfügige Unterschiede zu entsprechenden laminaren Vergleichsrechnungen /6,7/. COMMIX-Resultate für laminare Strömung wiederum, die zumeist überraschend nahe an die experimentellen Daten herankamen, erschienen jedoch irgendwie zweifelhaft /8/, obwohl die Parallel-Rechnungen für turbulente Strömung dort, wo sie von den Ergebnissen für laminare Strömung abwichen, meist wesentlich ungünstiger lagen verglichen mit den Meßkurven /5/.

Die hier analysierten TEMR-Versuche scheinen nun mehr Klarheit in die bisher wenig durchsichtige Situation zu bringen, dies nicht zuletzt dank ihrer Besonderheit bezüglich Anordnung und Testbedingungen.

Wie bei den früher betrachteten TEMB-Versuchen wurde auch bei TEMR ein System mit kaltem Wasser beaufschlagt, nachdem als Ausgangszustand thermisches Gleichgewicht bei hoher Temperatur erreicht war (Tab. I).

| Versuch Nr.                | T33.7             |       | T33.9             |       | T33.19                 |
|----------------------------|-------------------|-------|-------------------|-------|------------------------|
| Typ                        | SWR               |       | SWR               |       | DWR                    |
| Rohr-<br>mündung           | Blende<br>(Abb.3) |       | Blende<br>(Abb.3) |       | offener<br>Querschnitt |
| Zellzahl                   | 2713              |       | 2713              |       | 2771                   |
| Druck (bar)                | 20                |       | 45                |       | 22                     |
| Temp.(grd C)               | 220               |       | 250               |       | 213                    |
| Eintritts-<br>geschw.(m/s) | 0.053             |       | 0.050             |       | 0.105                  |
| Strömung                   | lam.              | turb. | lam.              | turb. | laminar                |
| Transiente(s)              | 223               | 360   | 227               | 212   | 115                    |
| CPU-Zeit (h)               | 40                | 94    | 44                | 80    | 24                     |

Tab. I: Mit COMMIX gerechnete TEMR-Versuche.

Im Gegensatz zu TEMB wurde jedoch das kalte Fluid nicht von oben her eingespritzt, sondern über einen Krümmer von unten her in das horizontale Testrohr eingeleitet (Abb.1). Damit waren die bei TEMB beobachteten Phänomene wie turbulente Mischungsvorgänge, Auftriebseffekte und Rezirkulation, die sowohl die numerische Modellierung als auch die anschließende Bewertung der Ergebnisse erschweren, als Startbedingungen von vornherein ausgeschlossen.

Untereinander unterscheiden sich die TEMR-Versuche hauptsächlich in Druck und Temperatur des Ausgangszustandes, in der Einspeisegeschwindigkeit (Tab.I) und in der geometrischen Gestaltung des Rohrquerschnittes an der Einmündung in den RDB (Abb.2). Bei den SWR-typischen Versuchen (T33.7, T33.9) wurde der Mündungsquerschnitt durch eine Blende (Abb.3) verengt; im Falle des T33.19, einem DWR-typischen Versuch, blieb der Rohrquerschnitt offen.

Die Aufnahme der Versuchsdaten erfolgte über zahlreiche Meßfühler, die an eine zentrale Meßwerterfassungsanlage angeschlossen waren /4/. Als Vergleichswerte für die thermohydraulische Analyse wurden u.a. Temperatur, Druck und Geschwindigkeit der Strömung an repräsentativen Positionen der Teststrecke festgehalten, insbesondere eine engmaschige Temperaturverteilung im Bereich der erwarteten kalt-warmen Übergangszone.

## 2. Modell

Die Modellierung erfolgte in kartesischen Koordinaten und erstreckte sich in Halbsymmetrie über das horizontale Einspeiserohr, den Krümmer und ein kurzes Stück der senkrechten Zuleitung (Abb.4). Auf der Austrittsseite wurde das Modell bei den Versuchen T33.7, T33.9 durch die Blende (Abb.3) und nachgeschaltete Ausflußzellen begrenzt; im Falle der offenen Rohrmündung bei T33.19 wurde wegen der erwarteten stärkeren Umkehrströmung ein Stück des Ringraumes miteinbezogen.

Der Rohrquerschnitt im horizontalen Bereich wurde mithilfe eines Maschen-Generators /9,10/ unter Verwendung unregelmäßiger Zellen der Idealform weitgehend angepaßt (Abb.5). Die Krümmer-Geometrie, im Modell stufenweise approximiert, wurde mit einem eigens dafür erstellten Rechenprogramm erzeugt. Bei der Anordnung der Netzlinien wurde darauf geachtet, daß die Positionen der Meßaufnehmer nach Möglichkeit in Zellmitte zu liegen kommen.

Folgende Randbedingungen wurden festgelegt:

Alle Berandungsflächen adiabat mit Ausnahme des Eintrittsquerschnittes, dem eine transiente Strömungstemperatur aufgeprägt ist; Wandreibung an allen festen Flächen.

An inneren Strukturen wurden berücksichtigt:

Strömungswiderstände, Wärmekapazität der Rohrwand sowie thermische Kopplung dieses Materials mit dem Fluid.

Die transienten Funktionen wurden aus Durchfluß- und Temperaturmessungen in der Modell-Eintrittsebene ermittelt /11/. Der Nullpunkt der geplotteten Zeit-Diagramme wurde so gewählt, daß die kalte Strömung zum Zeitpunkt  $t=0$  gerade den Krümmer durchlaufen hat. Da dieser Nullpunkt nicht mit dem Beginn der Transienten überein-

stimmt, wurden alle betreffenden Darstellungen zeitlich verschoben.

### 3. Rechnung

Als Lösungsverfahren wurde der SOR ("successive over-relaxation"), ein voll-implizites zellweises Iterationsverfahren benutzt /1/. Von eigenen früheren Arbeiten und detaillierten Untersuchungen her war bekannt, daß bei Benutzung des Zweigleichungs-Turbulenzmodells in COMMIX immer dann Schwierigkeiten auftreten, wenn der Quellterm der turbulenten kinetischen Energie negativ wird - ein Fall, der allgemein nur bei starken Temperaturgradienten und stabiler Schichtung möglich ist. Um diese Schwierigkeiten von vornherein zu vermeiden, wurde das Programm so modifiziert, daß dieser Quellterm bei Auftreten negativer Werte auf Null gesetzt wird.

Die Versuche T33.7 und T33.9 wurden sowohl laminar als auch turbulent, der Versuch T33.19 - als letzter - nur laminar gerechnet. Die beiden ersten Simulationen hatten nämlich gezeigt, daß die langwierigere turbulente Rechnung weniger gute Vergleichswerte liefert.

### 4. Ergebnisse

Ein typisches Strömungsbild der TEMR-Versuche zeigt Abb. 4. Das im Krümmer hochsteigende Kaltwasser breitet sich aufgrund größerer Dichte im unteren Teil des horizontalen Rohres aus. Das oben befindliche stagnierende heiße Fluid wird in der Übergangszone durch Scherkräfte der kalten Strömung mitgerissen. Der auf diese Weise oben entstehende Sog löst die in Nähe der Rohrmündung zu beobachtende heiße Gegenströmung aus.

Ein Vergleich gerechneter und gemessener Fluid-Temperaturen wurde im Strömungsquerschnitt etwa 2 m vor der Rohrmündung durchgeführt, d.h. also etwa 4 m nach Durchlaufen des Krümmers.

Im unteren Rohrscheitel folgen sowohl laminar als auch turbulent gerechnete Temperaturen ungefähr den Meßkurven (Abb.6a-c). Dabei liegen die turbulenten Ergebnisse wegen der höheren Austauschrate etwas über den laminaren Werten. Wie der Verlauf zeigt, wurde die Wärmekopplung zwischen Wand und Fluid offenbar gut an das Experiment angepaßt.

In der kalt-warmen Übergangszone jedoch klaffen die Ergebnisse für laminare und turbulente Strömung mit fortschreitender Zeit zunehmend auseinander, wobei die laminaren Werte nur wenig vom Experiment abweichen (Abb. 7a-c). Die guten Ergebnisse der laminaren Rechnung erklären sich aus der Tatsache, daß die Temperaturverteilung im Strömungsquerschnitt bei stabiler Schichtung nur vom vertikalen Austausch abhängt, genauer vom Energietransport durch die kalt-warme Übergangszone, weil dort die Temperaturgradienten ein Maximum durchlaufen (Abb. 8a-c).

Da diese Temperaturgradienten Auftriebskräfte erzeugen, die der turbulenten Austauschbewegung in Gravitationsrichtung entgegenwirken, wird der vertikale turbulente Energietransport bei stabiler Schichtung und starken Temperaturgradienten innerhalb der Übergangszone voll unterdrückt. In diesem Fall findet der Energietransport zwischen kalter und warmer Schicht nur durch den molekularen Vorgang der Wärmeleitung statt, ist also rein laminar.

Die viel zu hohe turbulente Vermischung wird besonders deutlich bei der Temperaturverteilung am Rohrumfang (Abb. 8a-c) nach 200 bzw. 100s transienter Zeit.

## 5. Schluß

Die laminare Nachrechnung von TEMR-Versuchen führt trotz hoher Reynolds-Zahlen zu brauchbaren Ergebnissen, weil in diesen Fällen der entscheidende physikalische Vorgang, nämlich der Energietransport durch die kalt-warme Übergangszone, wegen der bei stabiler Schichtung durch Auftriebskräfte unterdrückten Turbulenz praktisch rein molekular geschieht.

Verbleibende Differenzen zum Experiment lassen sich durch die Auswirkung numerischer (falscher) Diffusion erklären.

Schließt man die durch stabile Temperaturschichtung auftretenden negativen Quellterme oder Senken für die turbulente kinetische Energie durch Eingriff ins Rechenprogramm aus, so kann sich über den Strömungsquerschnitt eine entsprechend starke turbulente Vermischung entwickeln, wie hier gezeigt wurde. Diese Senken, die in einer Reihe früherer COMMIX-Anwendungen zum vorzeitigen Abbruch führten, bewirken aber nichts anderes als den Abbau existierender

Strömungsturbulenz, ein Vorgang, der als Relaminarisation zu bezeichnen ist.

Die Tatsache, daß bei früheren COMMIX-Anwendungen zwischen laminaren und turbulenten Ergebnissen nur geringfügige Unterschiede auftraten, geht somit zwangsläufig auf das Vorhandensein solcher Senken zurück.

Die Senken (oder negativen Quellen) für die kinetische Energie der Turbulenz sind demzufolge physikalisch als durchaus sinnvoll zu betrachten, auch wenn sie bei bisherigen COMMIX-Anwendungen häufig zum Fehlerabbruch geführt haben. Es bleibt daher weiteren Arbeiten vorbehalten, die damit in Zusammenhang stehenden offenbar rein numerischen Schwierigkeiten innerhalb der COMMIX-Turbulenzroutinen zu identifizieren und aus dem Weg zu räumen.

#### Literatur

1. COMMIX-1B: A Three-Dimensional Transient Single-Phase Computer Program for Thermal Hydraulic Analysis of Single and Multicomponent Systems,  
Vol. I: Equations and Numerics.  
Vol. II: User's Manual.  
NUREG/CR-4348, ANL-85-42, Vol.I+II (Sept.1985).
2. HDR-Sicherheitsprogramm, Gesamtprogramm, Phase II,  
Stand: Jan. 1984, PHDR-Arbeitsbericht Nr. 05.19/84,  
Projekt HDR, Kernforschungszentrum Karlsruhe, 1984.
3. Design Report, Thermal Mixing Experiments in Cold Leg and Downcomer,  
HDR-Test Group TEMB T32, PHDR-Arbeitsbericht Nr. 3.430/84,  
Kernforschungszentrum Karlsruhe, Sept. 1985 (unveröffentlicht).
4. Design Report, Thermal Stratification Experiments in a Horizontal Piping Section,  
HDR-Test Group TEMR T33, PHDR-Arbeitsbericht Nr. 3.495/86,  
Kernforschungszentrum Karlsruhe, Nov. 1986 (unveröffentlicht).

5. W. Baumann, U. Schygulla,  
COMMIX-Nachrechnung von HDR-Temperaturschichtversuchen mit  
modifizierten Eingabemodellen,  
Beitrag zum PNS-Jahresbericht 1986, KfK-4100, Sept. 1987.
6. W. Baumann, G. Willerding,  
Analyse von HDR-Temperaturschichtungsversuchen mit COMMIX-1B,  
Beitrag zum PNS-Jahresbericht 1985, KfK-4000, Juli 1986.
7. L. Wolf, U. Schygulla, W. Häfner, K. Fischer, W. Baumann,  
T. G. Theofanous,  
Application of Engineering and Multi-Dimensional, Finite  
Difference Codes to HDR Thermal Mixing Experiments TEMB,  
14 th U.S.NRC WRSIM, Gaithersburg, MD, USA, Oct. 1986.  
auch: Nucl. Eng. Des. (eingereicht zum Druck: Okt. 1987).
8. L. Wolf, U. Schygulla, W. Häfner, W. Baumann, W. Schnellhammer,  
Experimental and Analytical Results for HDR-TEMB Thermal Mixing  
Tests for Different HPI-Nozzle Geometries,  
Trans. 9 th SMIRT Conf., Lausanne, Aug. 17-21, 1987,  
Vol. G, pp. 319-324.
9. B. K. Cha, B. J. Chen, W. T. Sha,  
An Input-Automation Program for the COMMIX-1A Code,  
RP 1749-2, Argonne National Laboratory, Nov. 1984,  
(unveröffentlicht).
10. G. Bönisch,  
AMG/KfK: Die KfK-Version des AMG-Programms zur automatischen  
Eingabeerzeugung für den COMMIX-Code,  
unveröffentlichter Bericht, Sept. 1986.
11. Versuchsprotokoll, Temperaturschichtversuche im horizontalen  
Rohr, Versuchsgruppe TEMR T33, Versuche T33.01-26,  
PHDR-Arbeitsbericht Nr. 3.497/86,  
Kernforschungszentrum Karlsruhe, Okt. 1986 (unveröffentlicht).



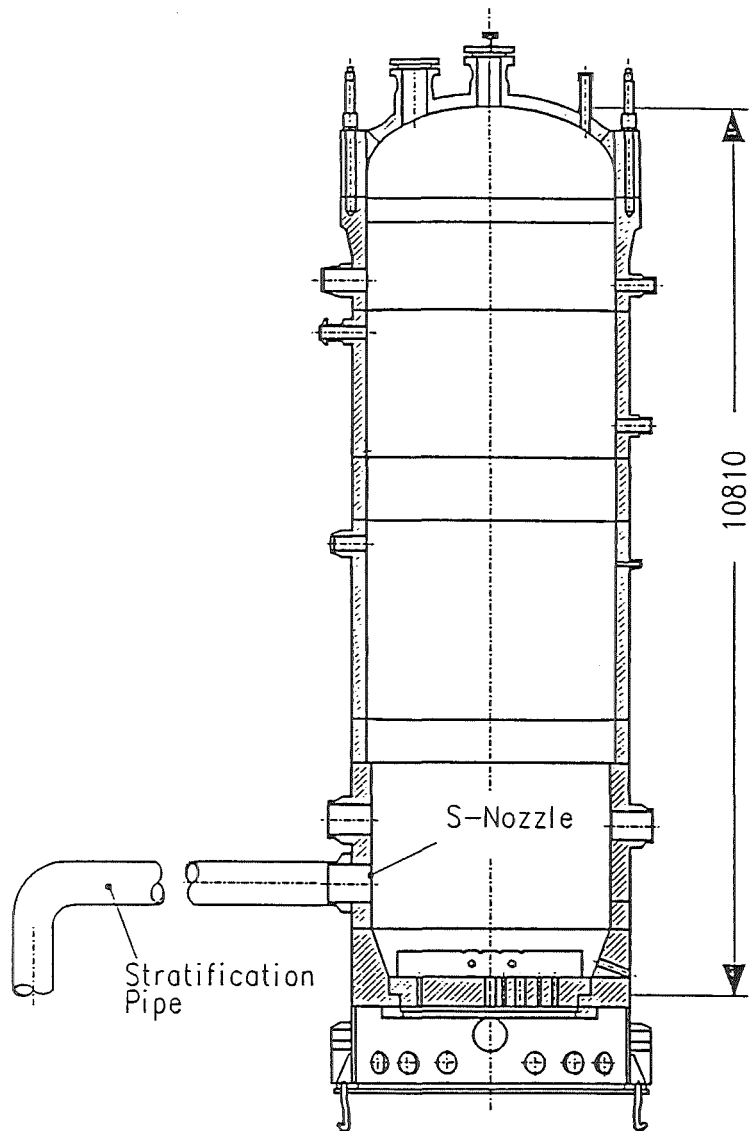


Abb. 1: Cross Sectional view of the HDR-Reactor Pressure Vessel

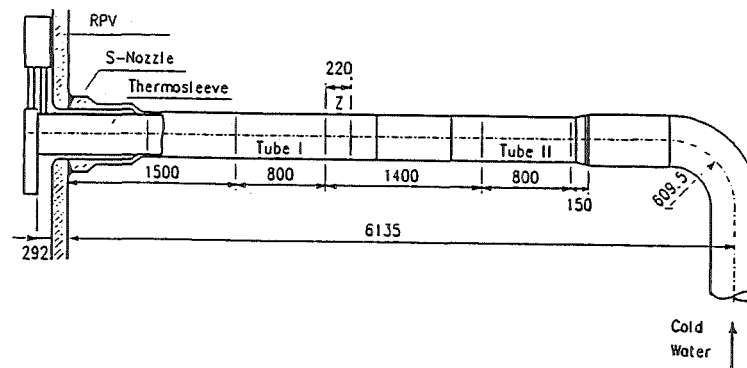


Abb. 2: Pipe Sections With Nozzle and Thermosleeve

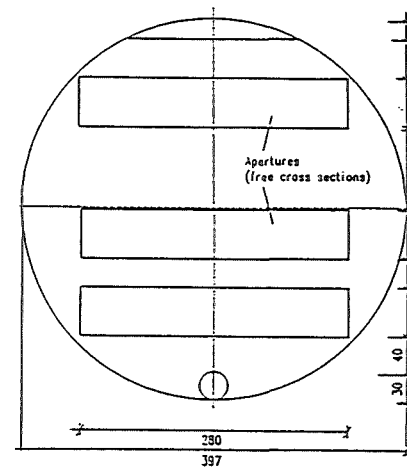


Abb. 3: BWR-Type Orifice with Special Slit Apertures

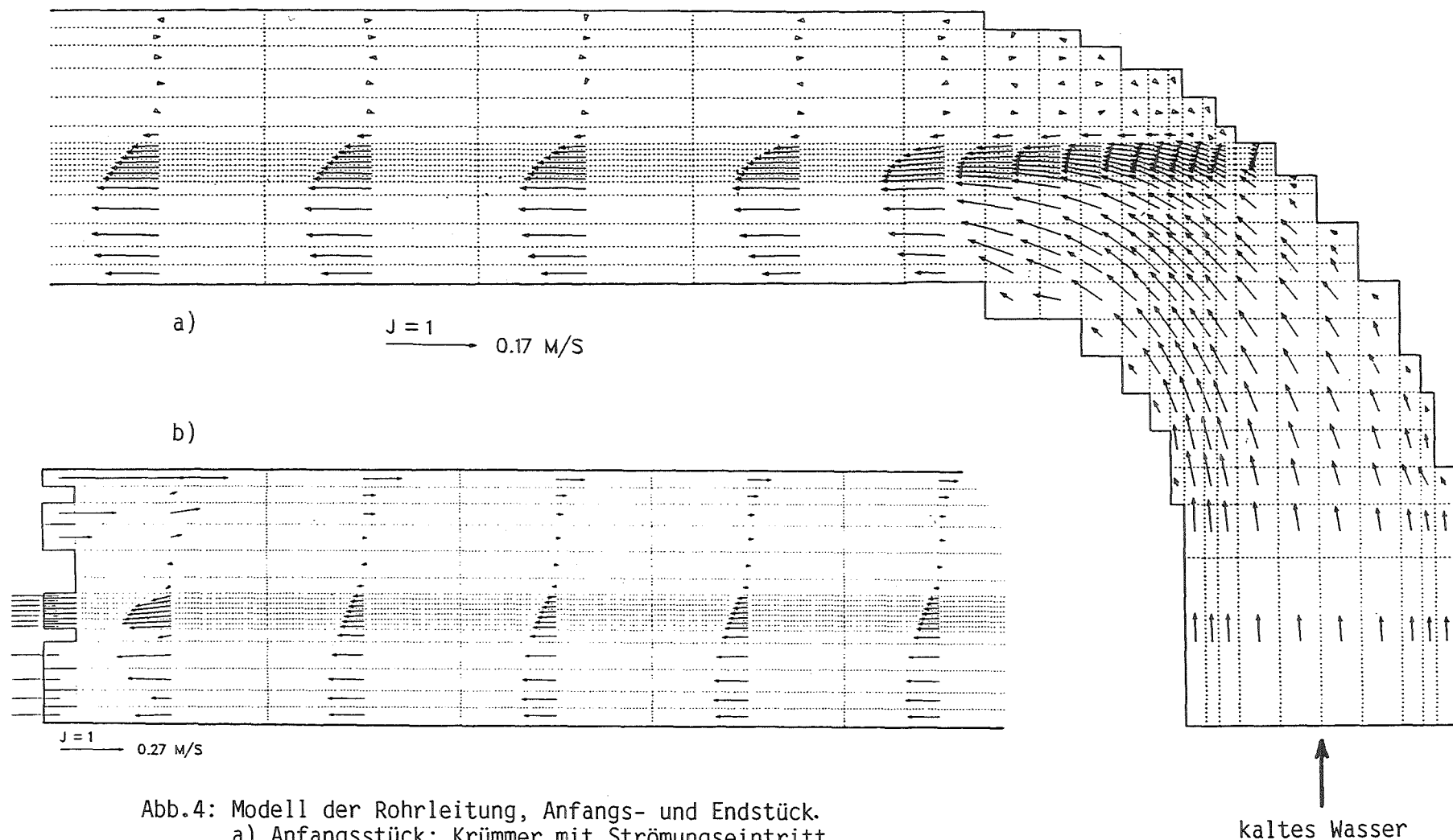


Abb.4: Modell der Rohrleitung, Anfangs- und Endstück.  
 a) Anfangsstück: Krümmer mit Strömungseintritt  
 b) Endstück: Mündung mit Blende.  
 (Laminar gerechnete Geschwindigkeitsverteilung des HDR-Tests T33.7  
 nach 360s transient)

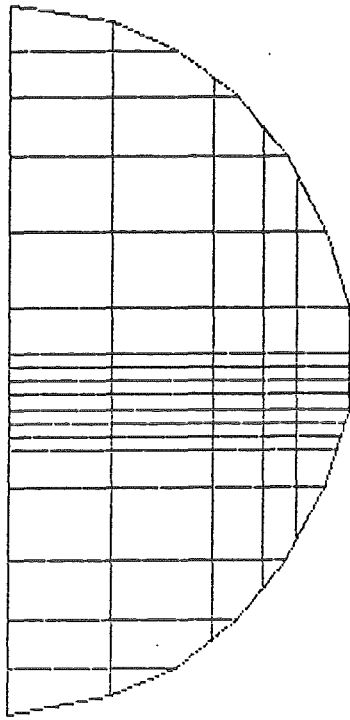


Abb.5: Strömungsquerschnitt  
des Rechenmodells  
im geraden Rohrstück.

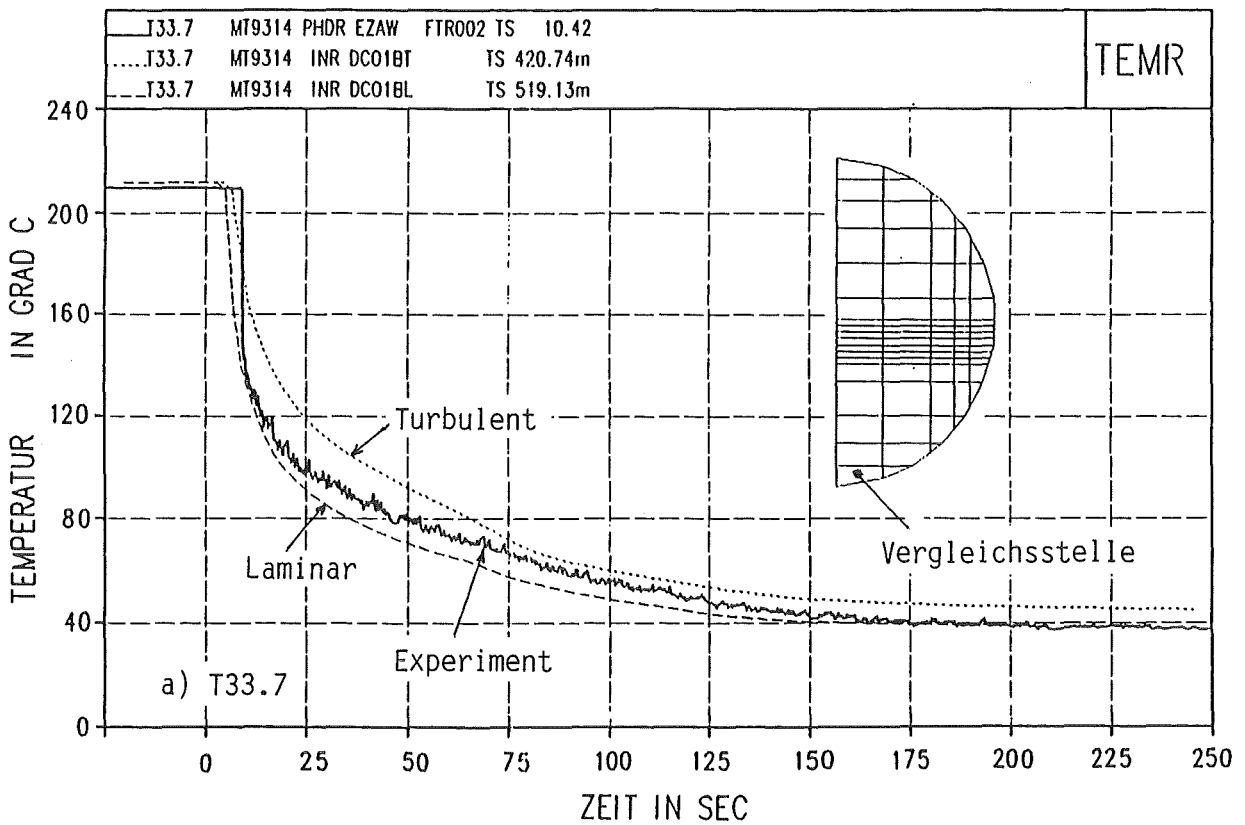


Abb. 6 a): Transienter Temperaturverlauf im unteren Rohrscheitel, etwa 2m vor der Mündung. (HDR-Versuch Nr. T33.7 verglichen mit COMMIX-Rechnung).

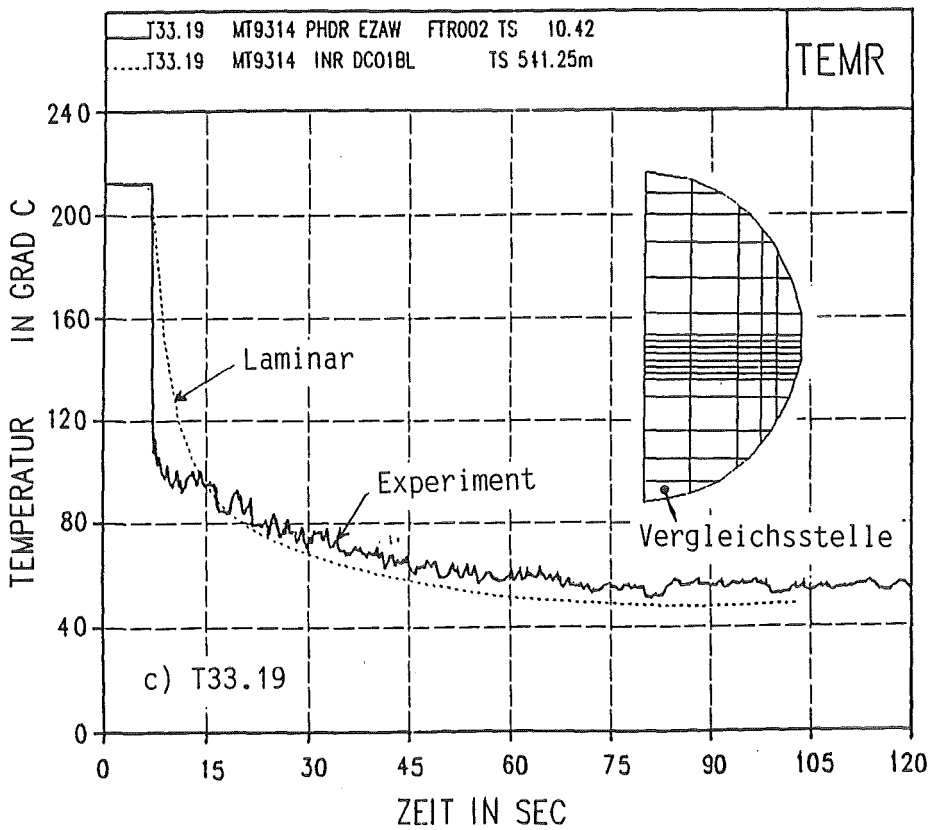
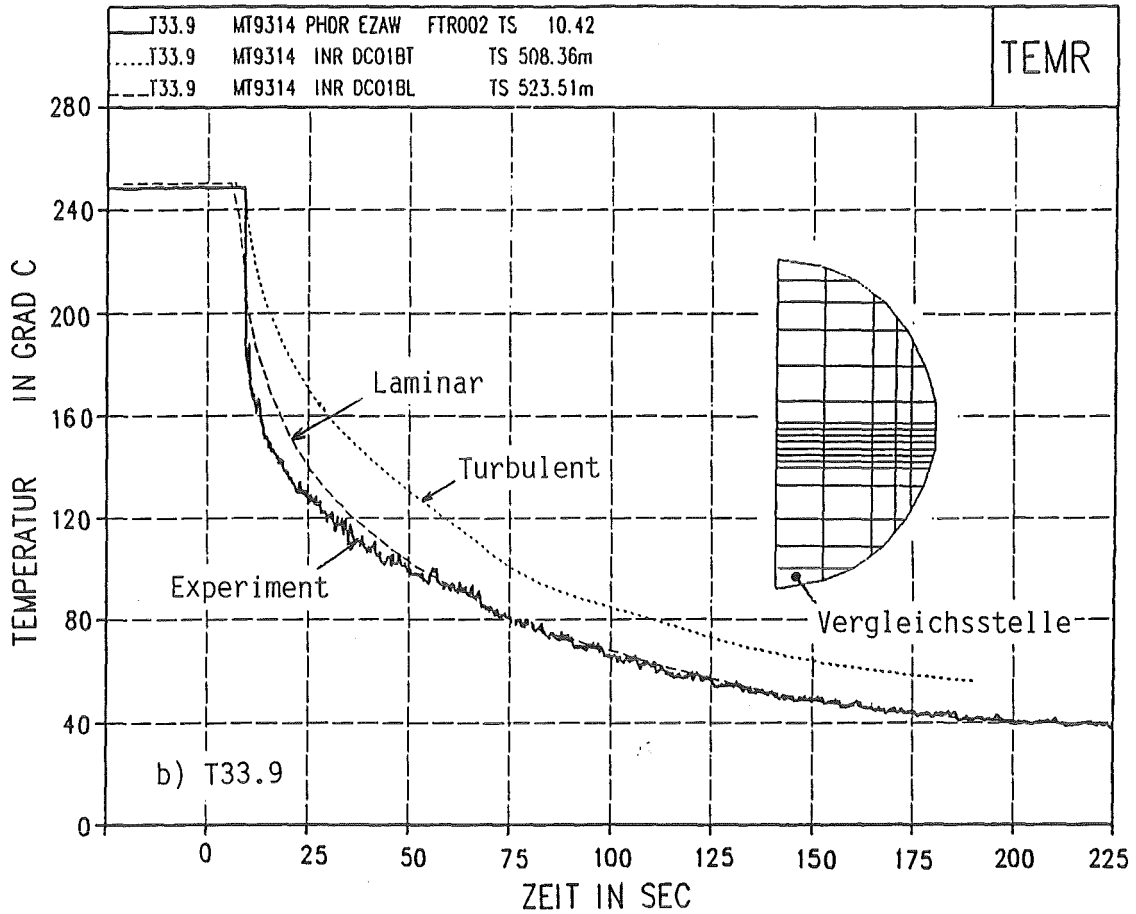


Abb. 6 b,c): Transienter Temperaturverlauf im unteren Rohrscheitel, etwa 2m vor der Mündung. (HDR-Versuche Nr. T33.9 und T33.19 verglichen mit COMMIX-Rechnung).

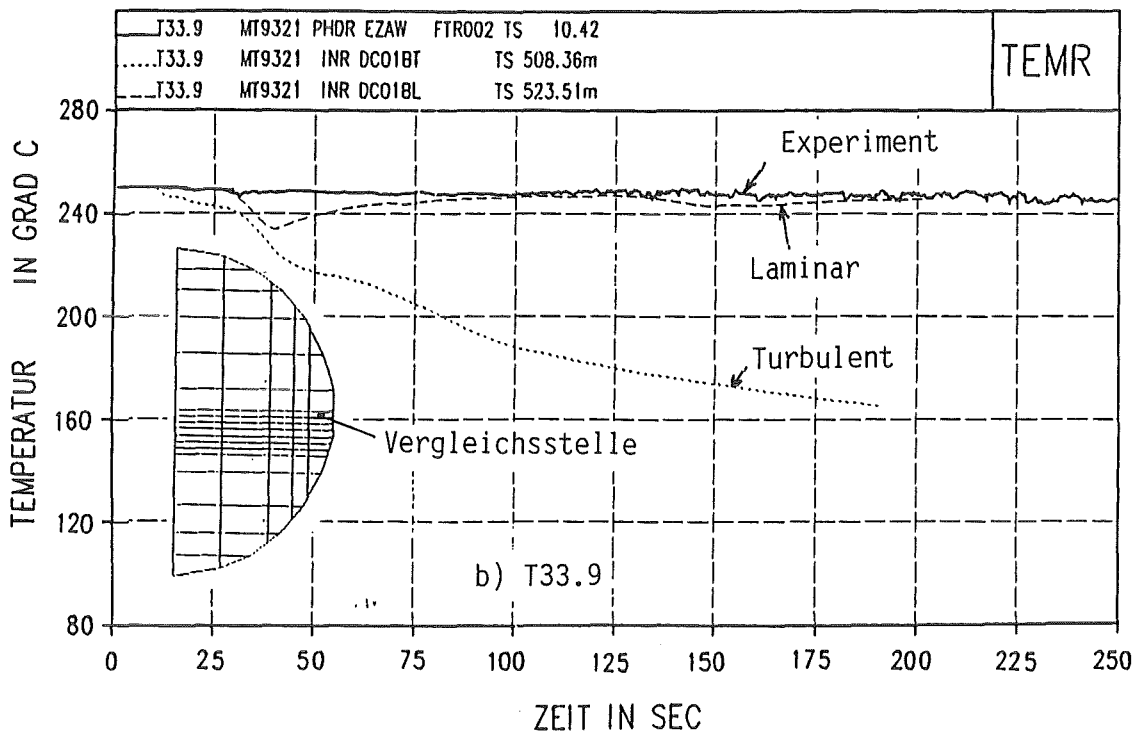
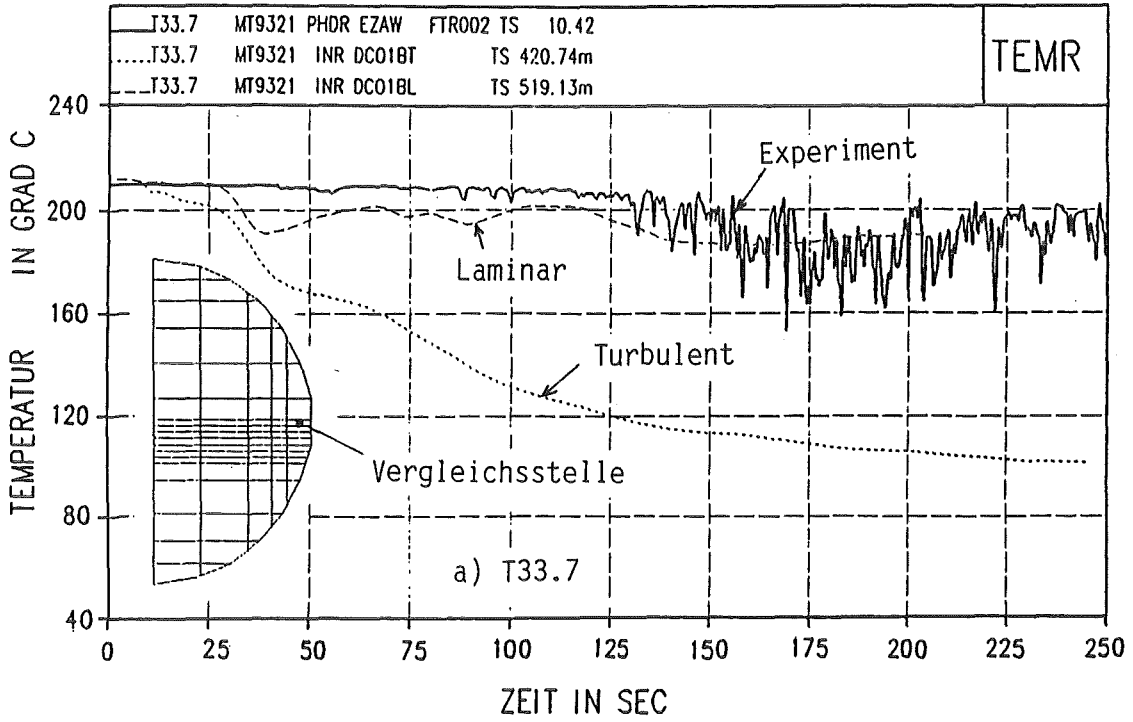


Abb. 7 a, b): Transienter Temperaturverlauf in der horizontalen Rohrmittel-  
ebene, etwa 2 m vor der Mündung. (HDR-Versuche Nr. T33.7 und  
T33.9 verglichen mit COMMIX-Rechnung)

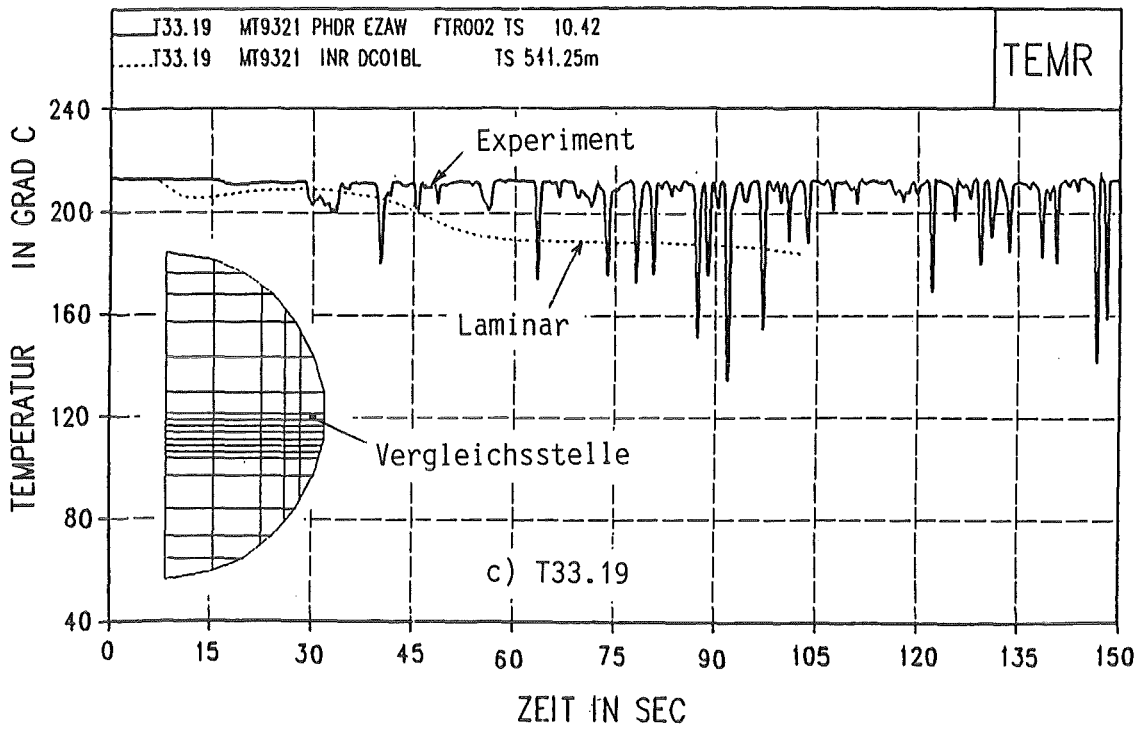


Abb. 7c): Transienter Temperaturverlauf in der horizontalen Rohrmittlebene, etwa 2 m vor der Mündung. (HDR-Versuch T33.19 verglichen mit COMMIX-Rechnung)

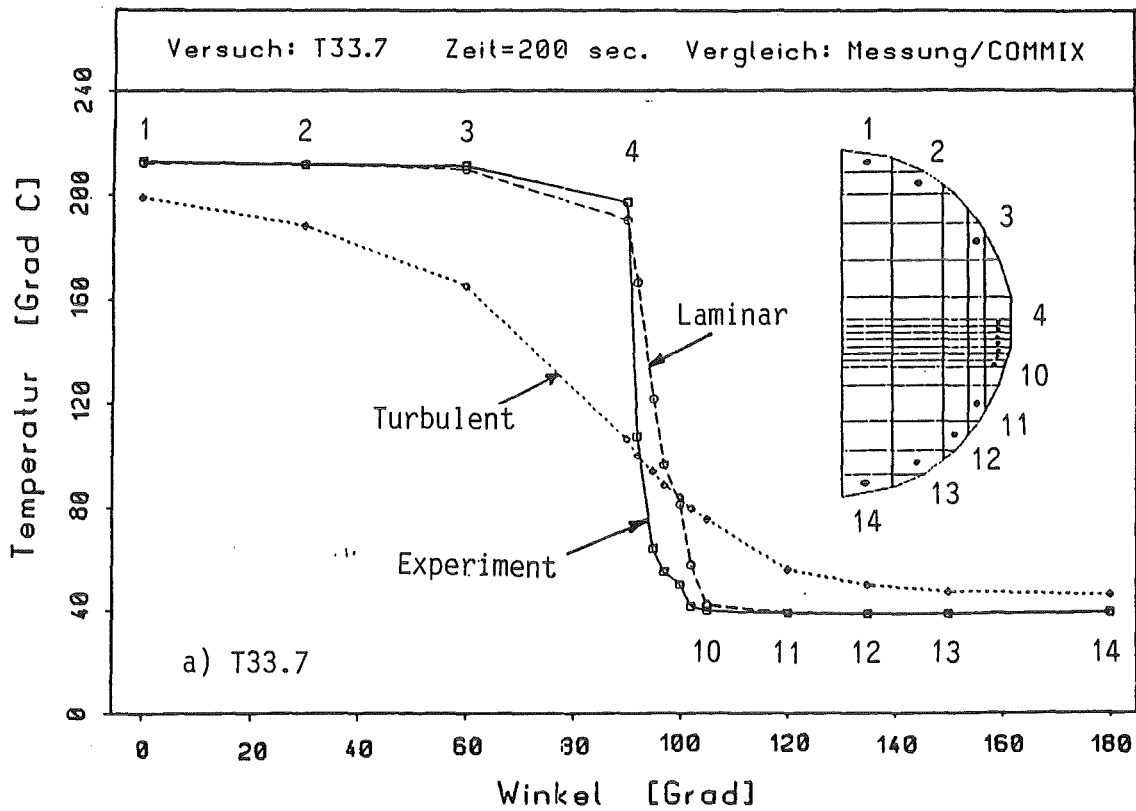


Abb. 8a): Temperaturverteilung im Rohr bei 200s transient, etwa 2 m vor der Mündung. (HDR-Versuch T33.7 verglichen mit COMMIX-Rechnung)

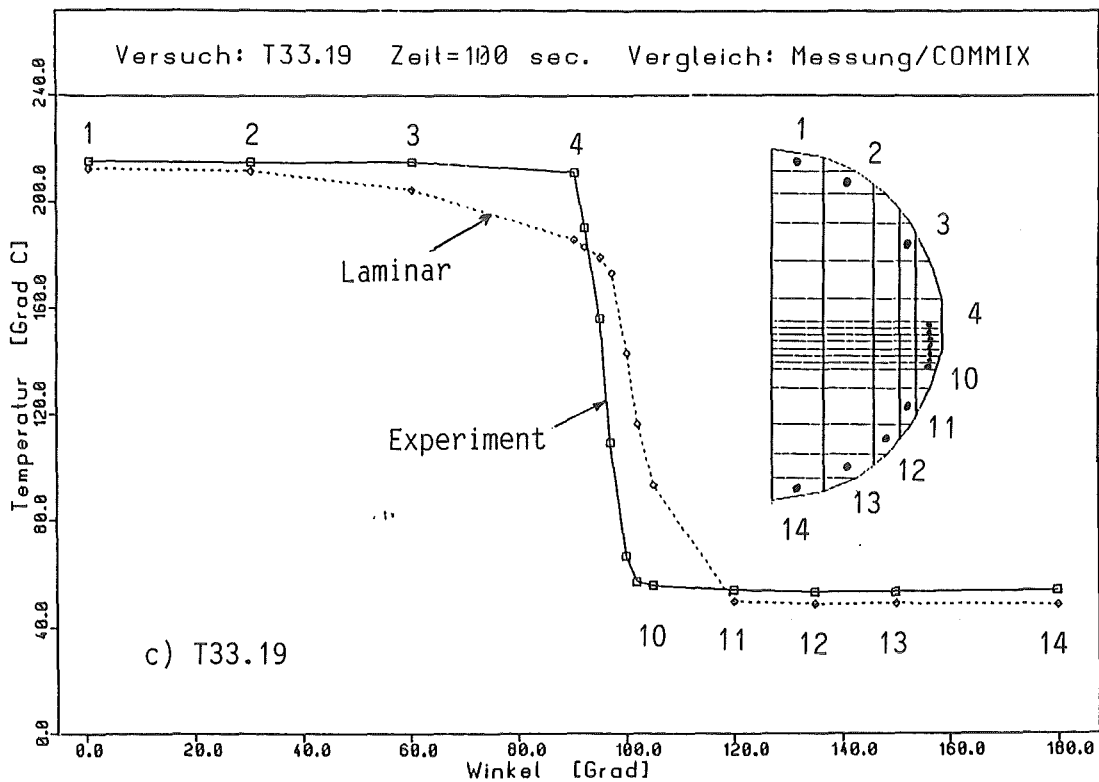
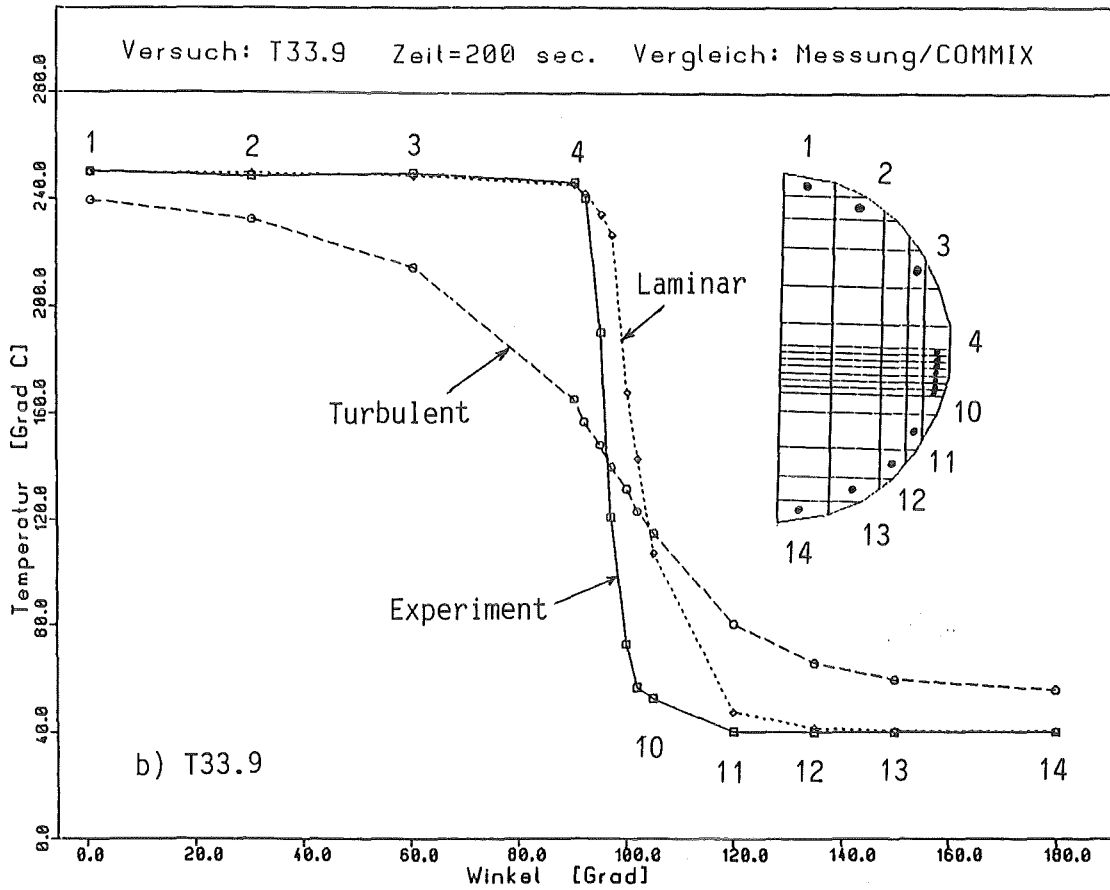


Abb. 8b, c): Temperaturverteilung im Rohr bei 200s bzw. 100s transient, etwa 2m vor der Mündung.  
(HDR-Versuche T33.9 und T33.19 verglichen mit COMMIX-Rechnung)

- 12.07.06            Untersuchungen zu transienten Austauschvorgängen in  
Zweiphasenströmungen ( NOVA-Vorhaben )
- 12.07.06/01A      Investigation of transient interfacial exchange  
PRS 0D5N           processes in two-phase flow (NOVA-Program)

### Work performed and results obtained

After completion of the first series of bubbly two-phase flow experiments which were restricted mainly to one-dimensional turbulence measurements in upward-directed flows, construction of an extended test facility has been completed. This test facility will go into operation in the first quarter of 1988. The second series of experiments then will include downward-directed two-phase flows and three-dimensional turbulence measurements. Tests with an arrangement for X-ray computer-tomographic measurements of two-dimensional void distributions have proven the applicability of the chosen concept so that a corresponding measuring system has been integrated into the new NOVA test facility.

In parallel to construction work for the test facility, a water-loop for calibration of hot-film sensors for three-dimensional turbulence measurements has been put in operation.

The coupling of the TEACH and PASSABLE codes for numerical simulation of turbulent flows with  $k-\epsilon$  turbulence models including the near-wall region (with extension to Low Reynolds number models) has been successfully completed. On the base of this modeling concept, work has been started towards a two-fluid formulation for bubbly two-phase flow calculation with, in a first step, single-phase  $k-\epsilon$  turbulence models.

### Plans for future work

In 1988, the test series 2 will be started. Multidimensional turbulence measurements will be performed on upward- and downward-directed bubbly flows with average volumetric gas fractions up to 10 p.c. und superficial water velocity up to 1.80 m/s.

Theoretical work, as described above, will be continued. Additional attention will be directed to the deduction of interfacial forces from experimental data.



- 12.07.06      Untersuchungen zu transienten Austauschvorgängen in  
Zweiphasenströmungen (NOVA - Vorhaben)
- 12.07.06/01A    Untersuchung der Phasentransport- und-verteilungsmechanismen  
PRS 0D5N      an Luft-Wasser-Blasenströmungen in senkrechten Kanälen  
(G. Class, F. Eberle, G. Gering, R. Meyder, P. Philipp,  
G. Lang, R. Scharnowell, W. Sengpiel; IRE)

### 1. Einleitung - Zielsetzung im NOVA-Programm

Die Fähigkeit der genauen Berechnung der lokalen Phasenverteilungen in Gas-Flüssigkeits-Mehrphasenströmungen spielt für das Verständnis und die Optimierung vieler industrieller Prozesse eine große Rolle - zum Beispiel im Hinblick auf Wärmeübergang und Wärmetransport in Komponenten von Kraftwerksanlagen oder im Hinblick auf Massenaustausch und chemische Reaktionsraten in chemischen Reaktoren. Die Kenntnis lokaler Phasenverteilungen und momentaner Strömungsformen ist besonders auch innerhalb der Reaktortechnik bei der thermohydraulischen Auslegung von SWR [1] und der Analyse von Reaktorstörfällen im Rahmen von Reaktorsicherheitsuntersuchungen von zentraler Bedeutung. Die Frage nach den Mechanismen des Phasentransports und der resultierenden Phasenverteilungen in Strömungskanälen führt in einem übergeordneten Sinne auf das Problem der Untersuchung der physikalischen Phänomene, die zur Ausbildung charakteristischer Strömungsformen in Gas-Flüssigkeits-Zweiphasenströmungen führen. In diesem Sinne geht es innerhalb des NOVA-Vorhabens um die Untersuchungen der Phasentransportmechanismen bei Blasenströmungen in senkrechten Kanälen. In aufwärts- und abwärtsgerichteten adiabaten Luft-Wasser-Blasenströmungen werden die lokalen Strömungseigenschaften gemessen:

- zeitlich gemittelte Wassergeschwindigkeiten,
- turbulente Schwankungsgrößen in Form des kompletten Tensors der Reynoldsspannungen,
- relativer Gasgehalt,
- Blasengeschwindigkeiten,
- Blasengrößen.

Die experimentellen Daten liefern die Datenbasis für die Entwicklung von Modellen zur theoretischen Beschreibung von Blasenströmungen in Kanälen. Dabei handelt es sich um die Modellierung der Turbulenzeigenschaften in der flüssigen Phase und der Wechselwirkungskräfte an den Phasengrenzflächen. Bei den Wechselwirkungskräften sind besonders die an den Blasenoberflächen wirkenden Lateralkräfte (z.B. Kutta-Joukowski Effekt) interessant, auf Grund derer es zu den beobachteten lateralen Profilen der lokalen Blasendichteverteilungen in senkrechten Kanälen kommt.

## 2. Experimenteller Teil - Stand der Arbeiten

Über die experimentellen Ergebnisse aus der Vorversuchsserie 1 ist berichtet worden ([2], [3]). Diese Experimente dienten hauptsächlich der Entwicklung und Erprobung anlagentechnischer und meßtechnischer Komponenten und Verfahren sowie von Datenanalysemethoden. Die durchgeführten Messungen haben eine Reihe experimenteller Beobachtungen bezüglich Phasenverteilungen und Turbulenzstruktur in Blasenströmungen durch senkrechte rohrförmige Kanäle bestätigt, die u.a. von Serizawa et al. [2] und von Wang [5] veröffentlicht worden waren. Die Ergebnisse haben deutlich gemacht, daß auf Grund des erhöhten Turbulenzniveaus in Blasenströmungen Turbulenzmessungen mit eindimensional messenden Heißfilmsensoren mit erheblichen Fehlern behaftet sein können. Nach Abschluß der Vorversuchsserie Anfang 1987 wurde mit dem Umbau des NOVA-Versuchsstandes begonnen. Die neue Versuchsstrecke ist für aufwärts- und abwärtsgerichtete Blasenströmungen konzipiert und wird mehrdimensionale Turbulenzmessungen ermöglichen. Außerdem ist in die neue Teststreckenführung eine computertomographische Meßanordnung integriert, mit der eine lückenlose Messung der Phasenverteilung über der durchströmten Querschnittsfläche möglich sein wird. Abb. 1 zeigt ein Schema der neuen NOVA-Versuchsanlage mit den beiden vertikalen Teststrecken und der dazwischenliegenden um beide Rohre schwenkbaren Meßplattform für die Aufnahme von Röntgenröhre und Zählrohren der computertomographischen Meßeinrichtung. Diese Versuchsanlage soll im ersten Quartal 1988 in Betrieb gehen. In Abb. 2 ist das Prinzip der Gaszuführung in der oberen Mischkammer für die Abwärtsstrecke gezeigt. Abb.3 veranschaulicht die Geräteanordnung auf der Meßplattform für die Röntgen-Computertomographie. Die Meßplattform ist in einer senkrechten Schiene geführt und kann kontinuierlich entlang der jeweiligen

Teststrecke positioniert werden. Auf diese Weise kann die axiale Entwicklung der lateralen zweidimensionalen Phasenverteilungsprofile gemessen werden.

Für die richtungsempfindliche Kalibrierung der Schrägdrahtsonden und Splitfilmsonden (Typen 55R12 bzw. 55R55 von DANTEC), die für mehrdimensionale Turbulenzmessungen verwendet werden, ist ein Kalibrierstand in Betrieb genommen worden, dessen Funktionsprinzip in Abb. 4 dargestellt ist. Das wesentliche Merkmal ist, daß in einem turbulenzarmen Freistrahls vor einer Düse der Heißfilmsensor um verschiedene Achsen gedreht werden kann, um seine Richtungscharakteristik zu untersuchen [6]. Die Anströmgeschwindigkeit wird mit einem Miniatur-Pitotrohr oder mittels einer LDA-Sonde mit Glasfaserkabel (FOLDA von DANTEC) gemessen. Letzteres Verfahren der Geschwindigkeitsmessung für die Kalibrierung der Heißfilmsonden befindet sich noch im Stadium der Erprobung. Es hat sich gezeigt, daß unter den im NOVA-Kalibrierstand bestehenden Bedingungen nur im Vorwärtsstreubetrieb unter Verwendung einer entsprechenden Empfangsoptik eine ausreichende Signalausbeute erzielt werden kann. Das Kalibrierverfahren mit LDA-Sonde wird weiterverfolgt, weil es die notwendige schnelle und sehr genaue Kalibrierung erlaubt. Die Kalibrierung der verschiedenen zum Einsatz kommenden Heißfilmsonden ist rechnergesteuert; die dafür nötigen Programme sind entwickelt worden, die Kalibrierverfahren selbst ebenso wie die Datenauswertemethoden zur Ableitung zeitlich gemittelter Strömungsgeschwindigkeiten und turbulenter Schwankungsgrößen orientieren sich an den Arbeiten von Kjellström [7], Rehme [8] und Franz [9]. In Abb. 4 ist schematisch der Signalfluß des Anlagenüberwachungs- und Kontrollsystems sowie der Meßwertübertragung dargestellt.

### **3. Beschreibung der theoretischen Arbeiten - aktueller Stand**

Parallel zu den experimentellen Arbeiten wird im Rahmen des NOVA-Vorhabens auch die Entwicklung von Rechenprogrammen zur Beschreibung von dispersen Zweiphasenströmungen vorangetrieben. Im Sinne dieses Vorhabens geht es darum, innerhalb der Strömung Geschwindigkeitsfelder zu berechnen und insbesondere auch die Verteilung der Phasen zu erfassen.

In der Literatur sind vergleichbare Anstrengungen im Bereich zweiphasiger disperser Strömungen nur bei Feststoff-Partikelströmungen, wie z.B. bei Kohlestaubfeuerungen, zu finden.

Als Ausgangspunkt für die Entwicklung wurde eine Beschreibung der einphasigen Strömung gewählt, die die turbulente Strömung nur mit Hilfe physikalischer Modelle beschreibt. Ausgehend von diesem Modell kann man für die disperse Phase z.B. eine „Lagrange'sche“ Beschreibung wählen, bei der die Geschichte einzelner Partikel - d.h. die Partikel-Trajektorien - verfolgt und für jede Masche integriert werden. Man erhält so z.B. Aussagen über die Partikelkonzentration in einer Masche oder ihre mittlere Geschwindigkeit, also Daten, die auch im Experiment gemessen werden. Der Vorteil dieser Betrachtungsweise ist, daß die Wechselwirkung zwischen disperser Phase und kontinuierlicher Phase explizit berechnet werden kann, da stets die momentanen Geschwindigkeiten der Phasen bekannt sind. Der Nachteil ist, daß bei einer solchen Beschreibung die zulässige Konzentration der Partikel in der zu modellierenden Strömung gering sein muß, da eine Wechselwirkung der Partikel untereinander nicht erfaßt wird.

Im Gegensatz dazu steht das „Euler'sche“ Verfahren, bei dem auch für die disperse Phase zeitlich und räumlich gemittelte Differenzgleichungen aufgestellt werden. Das Problem liegt hier in der Modellierung der Wechselwirkungskräfte zwischen den Phasen, die sich in einer veränderten Turbulenzstruktur der kontinuierlichen Phase und in der Phasenverteilung über dem Strömungsquerschnitt äußert. Zu deren Berechnung stehen jedoch nur noch zeitliche Mittelwerte zur Verfügung.

Daraus ist zu ersehen, daß in jedem Fall der zuverlässigen und möglichst allgemein gehaltenen Modellierung der kontinuierlichen Phase eine große Bedeutung zukommt. Um dies zu erreichen, wurde das in der Literatur häufig beschriebene Programm TEACH gewählt, das die Turbulenz mit einem  $k-\epsilon$  Modell beschreibt. Im Gegensatz zu der üblichen Formulierung für hohe Reynoldszahlen wurde hier ein Modell für kleine Reynoldszahlen eingebaut. Dies wirkt sich im Kern einer turbulenten Strömung nur wenig aus, an der Wand jedoch kann mit diesen Modellen auf die sonst üblichen „Wandfunktionen“ verzichtet werden. Damit wird erreicht, daß in der ganzen Strömung physikalische Modelle mit

einem höheren Maß an allgemeiner Gültigkeit eingesetzt werden als die logarithmischen Wandgesetze, die sonst an dieser Stelle Verwendung finden.

Die Verwendung dieser sog. „Low Reynolds Number“ (LRN) Modelle erfordert aber eine besonders gute Auflösung der Strömung im wandnahen Bereich. Dies wurde so realisiert, daß für den Hauptteil der Strömung die gängige Formulierung des TEACH Modelles verwendet wurde. Der Randbereich jedoch mit dem ähnlichen PASSABLE Programm modelliert wurde. Es unterscheidet sich von TEACH dadurch, daß es keinen elliptischen Lösungsraum, sondern einen parabolischen Lösungsraum hat. Damit ist es möglich, den Auflösungsgrad am Rand sowohl in radialer als auch in axialer Richtung problemspezifisch zu wählen und im Kernbereich, d.h. im Bereich relativ schwacher Gradienten, ein grobes Maschennetz einzusetzen.

Naturgemäß ist die Anzahl der zu lösenden Gleichungen beim elliptischen Problem um eine höher als beim parabolischen. Daher werden in TEACH die Gleichungen für Kontinuität, die radiale und axiale Impulserhaltung sowie Bilanzgleichungen für die turbulente Energie ( $\kappa$ ) und die Dissipation ( $\epsilon$ ) gelöst. Im Bereich von PASSABLE fehlt hingegen die Lösung der radialen Impulserhaltungsgleichung. Die Kopplung erfolgt so, daß TEACH an PASSABLE die Größen Druck, axiale Geschwindigkeit, Viskosität, turbulente Energie und Dissipation übergibt und PASSABLE an TEACH die radiale und axiale Geschwindigkeit, die Viskosität und die Turbulenzgrößen Energie und Dissipation.

Die Realisierung dieses Modells hatte zwei Problempunkte. Der erste Punkt war, daß durch die Kopplung und die Verwendung der LRN Modelle eine starke Tendenz zur vollständigen Dissipation aller turbulenten Energie vorhanden war, und daß insbesondere im wandnahen Bereich, vom Modell her, der Quotient  $\kappa/\epsilon$  berechnet werden muß. Beide Größen gehen aber an der Wand auf Null zurück, so daß hier numerische Probleme zu lösen waren.

Im Laufe des Berichtsjahres konnte insbesondere das letztere Problem zufriedenstellend gelöst werden. Dies kann man in den Abb. 5a bis 5c sehen, die die Entwicklung der Geschwindigkeit in Hauptströmungsrichtung entlang eines Kanaleinlaufs darstellen. Die Reynoldszahlen sind 500, 5000 und 50000. Eine genauere Überprüfung der Ergebnisse zeigt, daß der Reibbeiwert dieser Strö-

mungen im ausgebildeten Bereich um ca. 5 % bis 10 % zu niedrig ausfällt. Hier ist noch eine feinere Abstimmung der Konstanten im LRN Modell von Launder und Sharma erforderlich.

Als nächster Schritt der Entwicklung ist die Einführung eines „Algebraic Stress Models“ (ASM) geplant, das es erlaubt, die Anisotropie der turbulenten Strömung zu beschreiben. Auf dem Gebiet der „Lagran'schen“ Modellierung von Zweiphasenströmungen wurde im Berichtszeitraum ein Programm zur Verfolgung der Partikel-Trajektorien übernommen. Dieses Programm mit Namen „Lagrangian Simulation of Dispersed Flow (LSD)“ wurde in seinen Grundzügen vom Boris Kidric Institut in Belgrad übernommen [7].

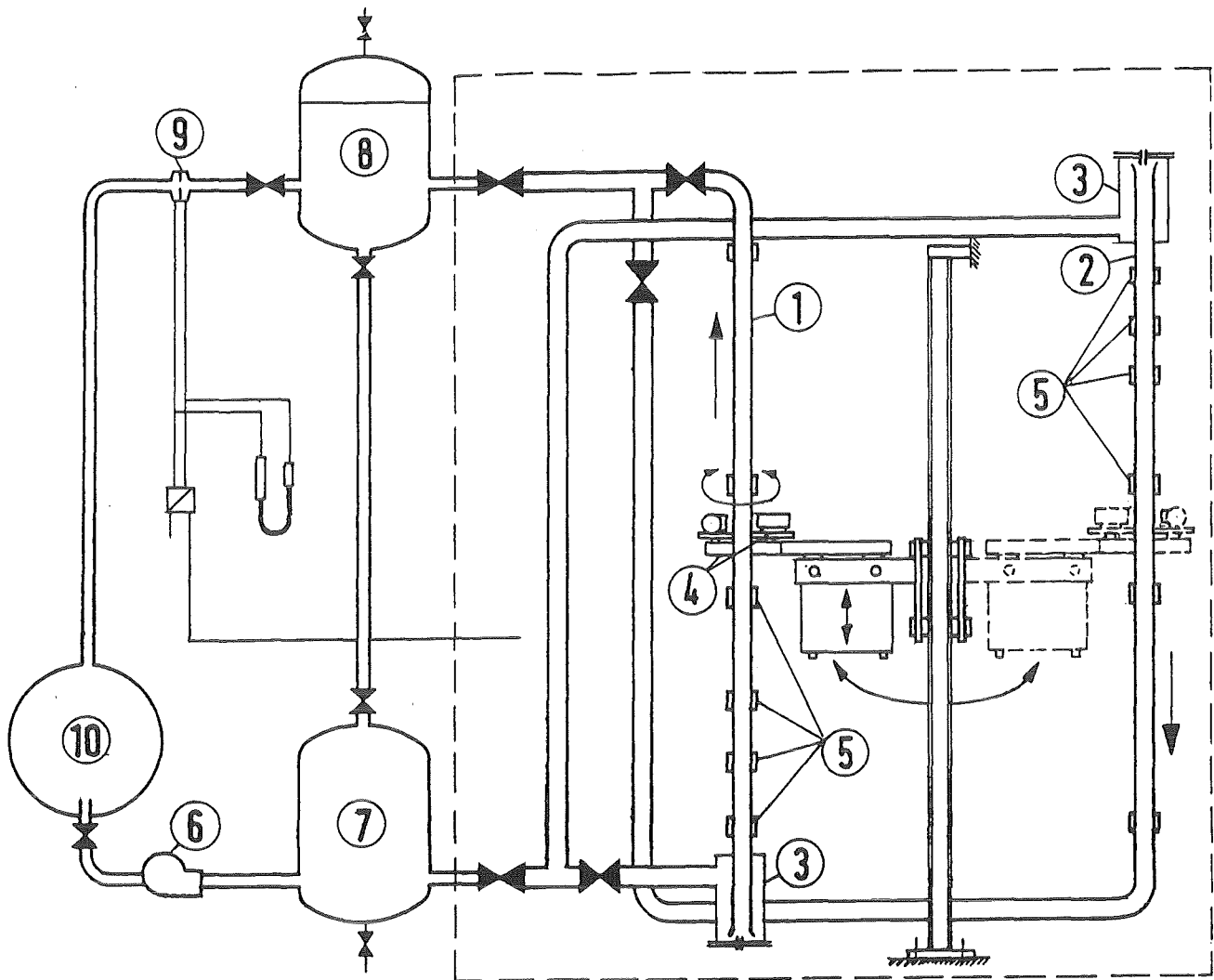
#### 4. Ausblick

Im Jahre 1988 wird die Versuchsserie 2 durchgeführt, deren Versuchsmatrix in Tab. 1 angegeben ist. Es handelt sich um aufwärts- und abwärtsgerichtete Blasenströmungen mit mittleren volumetrischen Gasgehalten zwischen 1 und 10 % bei Wasserleerrohrgeschwindigkeiten zwischen 0,18 und 1,80 m/s.

Bezüglich der theoretischen Arbeiten werden die in Abschnitt 3 beschriebenen Entwicklungsarbeiten weiterverfolgt. Im Zuge der Durchführung der Versuchsserie 2 werden zusätzlich Datenanalysen durchgeführt werden mit dem Ziel der Ableitung von Wechselwirkungskräften an den Phasengrenzen (Blasenoberflächen) aus Meßergebnissen [8].

## 5. Literatur

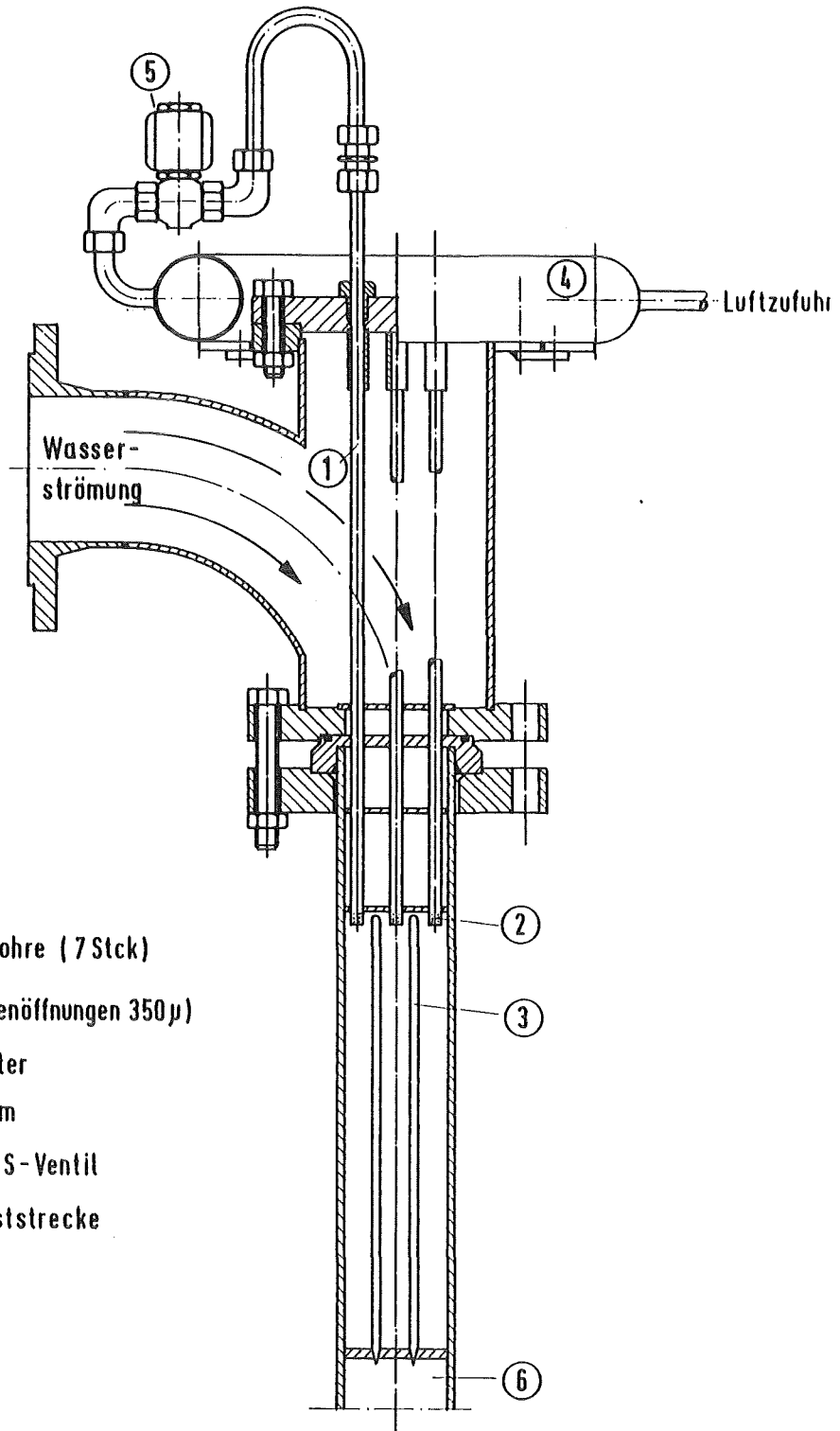
- [1] W. Zerreiben, P. Knabe, Berechnung der Siedeübergangsleistung von 9x9-Brennelementen für Siedewasserreaktoren mit einem Ringströmmodell, Siemens Forsch.- und Entwicklungsbericht 16 (6) (1987) S. 219-222
- [2] G. Class et al., Untersuchungen zu transienten Austauschvorgängen in Zweiphasenströmungen (NOVA-Programm), in Projekt Nukleare Sicherheit, Jahresbericht 1986, KfK 4100 (1987) S. 4100-79 - 4100 - 93
- [3] W. Sengpiel, R. Meyder:  
On experimental investigation of local void distribution and turbulence structure of bubbly two-phase flow in vertical channels, 4th Workshop on Two-Phase Flow Predictions, Erlangen, 21. - 23. Oktober 1987
- [4] A. Serizawa, I. Kataoka, I. Michiyoshi, Turbulence Structure of Air-Water Bubbly Flow, Parts I-III, Int. J. Multiphase Flow 2 (1975) S. 221-259
- [5] S.K. Wang:  
Three-dimensional turbulence structure measurements in air/water two-phase flow, PhD Thesis, Rensselaer Polytechnic Institute, Troy N.Y. (1985)
- [6] W. Sengpiel  
Unveröffentlichter Bericht
- [7] D. Milojewic, Dvodimenziono Turbulentno Strujanje Mesavine Fluida i Cestica, Disseration Belgrad-Vinca (Jan. 1986)
- [8] W. Sengpiel, R. Meyder:  
Unveröffentlichter Bericht



- ① Teststrecke für Aufwärtsströmung
- ② Teststrecke für Abwärtsströmung
- ③ Gaszuführungen mit Gasdüsen
- ④ Geräteplattform für Computertomographie
- ⑤ Meßstellen für lokale Meßsonden
- ⑥ Pumpe
- ⑦ Dämpfungsbehälter
- ⑧ Gasabscheider
- ⑨ Meßblende-Wasserdurchsatz
- ⑩ Wasser-Vorratsbehälter

Abb. 1: NOVA-Versuchsstand für Experimente an Luft-Wasser-Blasenströmungen

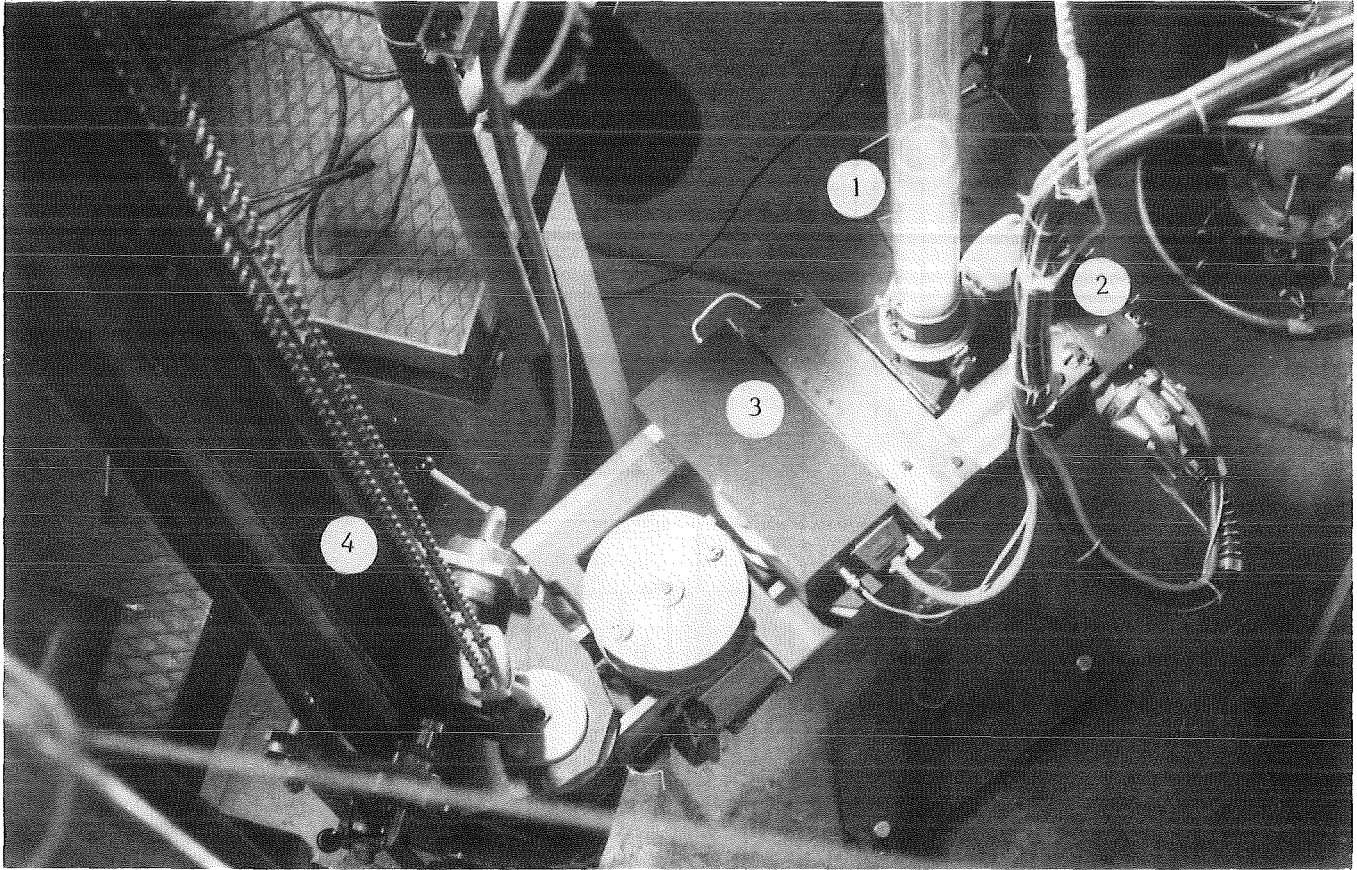




Legende :

- ① Gaszuführungsrohre ( 7 Stck)
- ② Gasdüsen ( Düsenöffnungen  $350\mu$ )
- ③ Drallgleichrichter
- ④ Gassammelraum
- ⑤ Magn. EIN/AUS-Ventil
- ⑥ Eintritt in Teststrecke

Abb. 2: Prinzip der Gaszuführung in der oberen Mischkammer der Teststrecke für abwärtsgerichtete Blasenströmungen



**Abb. 3:** Meßplattform für die NOVA-Röntgen-Computertomographie.  
1 Plexiglas-Teststrecke, 2 Röntgenröhre, 3 Geiger-Müller-Zählrohranordnung, 4 Schiene für senkrechte Verschiebung der Meßplattform

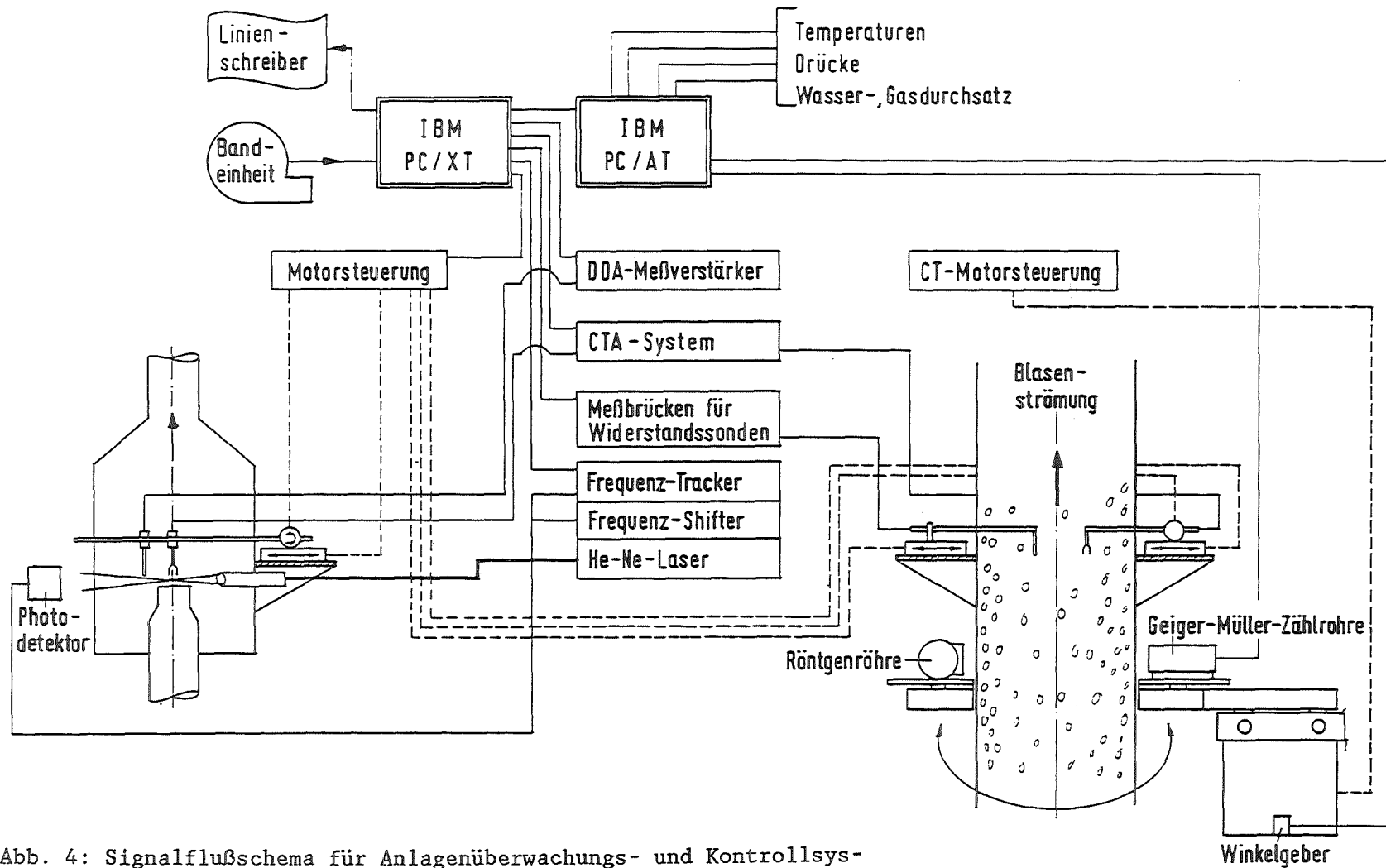


Abb. 4: Signalflußschema für Anlagenüberwachungs- und Kontrollsysteme sowie Meßwertübertragung an der NOVA-Versuchsanlage

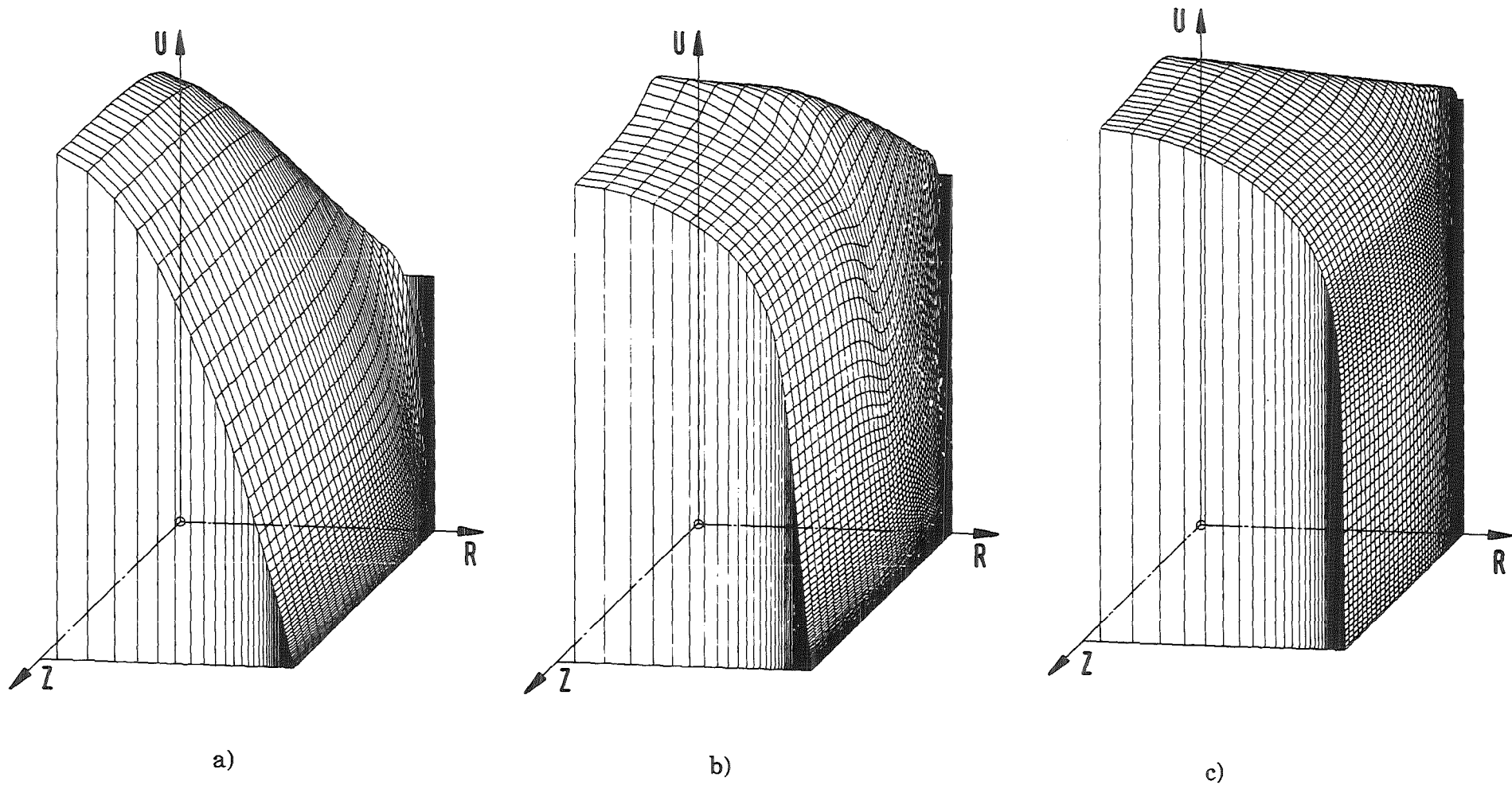


Abb. 5.: Entwicklung der Geschwindigkeit in Hauptströmungsrichtung entlang eines Kanals bei ebenem Eintrittsprofil.  
 Die Reynoldszahlen sind a)  $Re = 500$ ; b)  $Re = 5000$ ; c)  $Re = 50000$

| $\dot{Q}_w$<br>(m <sup>3</sup> /h) | $\bar{v}_{w,0}$<br>(m/s) | $\beta$ |      |      | Aufwärts- | Abwärts- |
|------------------------------------|--------------------------|---------|------|------|-----------|----------|
|                                    |                          |         |      |      | strömung  |          |
| 2.5                                | 0.18                     | 0.01    | 0.05 | 0.10 | x         | x        |
| 5.0                                | 0.36                     | 0.01    | 0.05 | 0.10 | x         | x        |
| 15.0                               | 1.08                     | 0.01    | 0.05 | 0.10 | x         | x        |
| 20.0                               | 1.44                     | 0.01    | 0.05 | 0.10 | x         | x        |
| 25.0                               | 1.80                     | 0.01    | 0.05 | 0.10 | x         | x        |

Tab. 1: Matrix des Versuchsprogramms für die Versuchsreihe 2 der NOVA-Blasenströmungsexperimente.  $\dot{Q}_w$  ist der volumetrische Wasserdurchsatz,  $\bar{v}_{w,0}$  ist die Wasserleerrohrgeschwindigkeit

## 12.06.05 Schwebstofffilterung und Lüftungsanlagen

12.06.05/01A Investigations on the occurrence and retention of  
PRS OD5P penetrating iodine species in the exhaust air of  
nuclear power plants

### 1. Investigations with synthesized iodine compounds:

The alkyl iodides ethyl iodide, isopropyl iodide and pentyl iodide were synthesized in radioactively labelled form. Retention experiments with these alkyl iodides using activated carbon SS 207 B as sorbents led to the following results:

- The worst retention behavior was shown by ethyl iodide. Higher boiling alkyl iodides are retained better because of improved physical adsorption, lower boiling ones because of the greater reactivity of the iodine.
- The predominant mechanism of retention - physical adsorption or chemical reaction (isotopic exchange) - for each alkyl iodide can be determined by retention experiments at different temperatures.
- All alkyl iodides show a marked decrease in their retention behavior when the r.h. was raised (adsorption of water vapour on the coal).

Iodoform,  $\text{CHI}_3$ , was synthesized in unlabelled and  $^{131}\text{I}$ -labelled form. Thoroughly dried  $\text{CHI}_3$  was retained very well by the activated carbon SS 207 B. Moist  $\text{CHI}_3$  showed a strong tendency to form aerosols, so an additional aerosol filter was needed to ensure good retention.

### 2. Investigations on the formation of penetrating iodine species:

Humid air containing ethanol vapours in small concentrations was streamed through a bed of activated carbon SS 207 B containing retained radioiodine. Due to the formation of volatile ethyl iodide, a loss of 0.1 % - 0.5 % of the activity on this bed was observed.

12.06.05            Schwebstofffilterung und Lüftungsanlagen

12.06.05/01A      Untersuchungen zum Auftreten und zur Abscheidung von penetrie-  
PRS 0D5P            renden Iodverbindungen in der Abluft von Kernkraftwerken  
                         (U. Reichert, W. Leskopf, K. Bleier, E. Decker; LAF II)

1. Allgemeines

In der Abluft von KKW tritt gasförmiges Radioiod im allgemeinen als elementares Iod ( $I_2$ ) und Methyljodid ( $CH_3I$ ) auf. Daneben können gegebenenfalls andere Iodverbindungen vorkommen, die von den in den Iodfiltern enthaltenen Aktivkohlen nur in geringem Maße abgeschieden werden. Aufgrund von Messungen in deutschen KKW wurde bisher mit einem Anteil an penetrierenden Iodverbindungen in der Abluft gerechnet, der in der Größenordnung von 1 % liegt, wobei aber größere Anteile nicht ausgeschlossen werden können.

Natur, Herkunft und Sorptionsverhalten der penetrierenden Iodverbindungen sind nicht bekannt. Sie sollen im Rahmen dieser Untersuchungen bestimmt werden.

2. Durchgeführte Arbeiten

Da die Konzentration der Iodverbindungen im allgemeinen und insbesondere die der penetrierenden Iodverbindungen sehr gering ist, ist eine Untersuchung der chemischen Natur dieser Verbindungen im KKW nicht möglich.

Die im Berichtszeitraum durchgeführten Arbeiten umfaßten daher:

1. Untersuchung des Abscheideverhaltens verschiedener Alkyljodide an Aktivkohlen unter genau definierten Bedingungen.
2. Synthese weiterer iodhaltiger organischer Verbindungen wie  $CHI_3$ ,  $CH_2I_2$  oder  $CH_2=CHI$ , in inaktiver und radioaktiv markierter Form sowie Untersuchung ihres Abscheideverhaltens.

3. Untersuchung von Möglichkeiten zur Bildung penetrierender Iodverbindungen auf der Kohle.

Erfolgversprechend erscheint auch die gezielte Darstellung von Organoiodverbindungen mit strahlenchemischen Methoden. Dieses Vorgehen gründet in der Annahme, daß die gesuchten Verbindungen bei der Einwirkung von Strahlung auf Mischungen mit organischen Bestandteilen und Iod entstehen, wobei Iod die Primärprodukte abfängt und Alkyliodide, sowie mehrere andere organische Iodderivate entstehen. Im Berichtszeitraum wurden hierzu die folgenden Arbeiten durchgeführt:

4. Literaturstudie zum Thema "Bestrahlung von Alkanen mit Gammastrahlung" (Primärbericht 12.06.05p01B).
5. Konzeption und Aufbau der Versuchseinrichtungen für die Bestrahlungsexperimente.

2.1 Untersuchung des Abscheideverhaltens verschiedener Alkyliodide an Aktivkohlen

Diese Untersuchungen wurden schon im vergangenen Jahr begonnen und wurden im Berichtszeitraum zum Abschluß gebracht. Die Darstellung der Alkyliodide erfolgte in der rechten Hälfte der auf Seite 6 und 7 dargestellten Apparatur, die im Hinblick auf die Synthese sehr kleiner Stoffmengen hoher spezifischer Aktivität abgeändert wurde. Um Rückhalteeffekte durch physikalische Adsorption von der Verbindungsbildung des Iods an der Oberfläche der Sorbentien unterscheiden zu können, wurden die Versuche bei unterschiedlichen Temperaturen zwischen 30 °C und 120 °C und mit unterschiedlich langen Desorptionszeiten zwischen 6 h und 168 h durchgeführt. Außerdem wurde die Luftfeuchte zwischen 50 % und 98 % variiert, um bei jeder untersuchten Verbindung den Einfluß der Wasserdampfadsorption auf das Abscheideverhalten beurteilen zu können.

Diese Untersuchungen brachten folgende Ergebnisse (s. Abb. 1, Tab. 1):



| Verbindung   | CH <sub>3</sub> I |                     | CH <sub>3</sub> CH <sub>2</sub> I |                     | (CH <sub>3</sub> ) <sub>2</sub> CHI |                     | CH <sub>3</sub> (CH <sub>2</sub> ) <sub>4</sub> I |                     |
|--|-------------------|---------------------|-----------------------------------|---------------------|-------------------------------------|---------------------|---|---------------------|
| Kp. [°C]   | 42                |                     | 72                                |                     | 89                                  |                     | 156   |                     |
| K-Wert<br>(SS 207 B, Ch. 1515)<br>Bedingungen:<br>1. Temp. [°C]<br>2. rel. Feuchte [%]<br>3. Beladung [µg/g] | 9,51              | 30°<br>95%<br>15 µg | 2,30                              | 30°<br>70%<br>76 µg | 5,24                                | 30°<br>70%<br>80 µg | 27,66   | 30°<br>70%<br>97 µg |
|  |                   |                     |                                   | 30°<br>95%<br>76 µg |                                     |                     |   | 30°<br>95%<br>90 µg |
|  |                   |                     |                                   | 60°<br>95%<br>79 µg |                                     |                     |   | 80°<br>70%<br>97 µg |

Tabelle 1: Siedepunkte und K-Werte bei verschiedenen Bedingungen von CH<sub>3</sub>I, CH<sub>3</sub>CH<sub>2</sub>I, (CH<sub>3</sub>)<sub>2</sub>CHI und CH<sub>3</sub>(CH<sub>2</sub>)<sub>4</sub>I  
 $(K = \frac{\log DF}{t_v} ; t_v = \text{Verweilzeit (s)})$

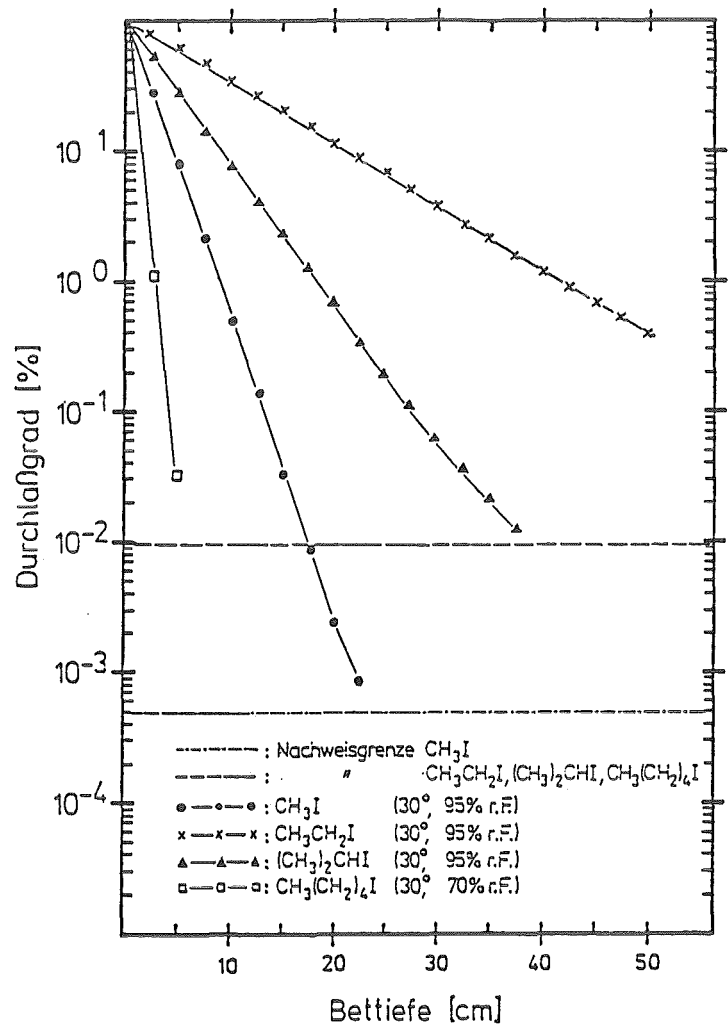


Abb. 1: Durchlaßgrad als Funktion der Bettiefe

1. Mit steigendem Siedepunkt (= höheres Molekulargewicht) ist eine bessere physikalische Adsorption des Alkyljodids an der Oberfläche der Kohle möglich, so daß die Abscheideleistung sich verbessert.
2. Mit wachsender Kettenlänge (= höheres Molekulargewicht) nimmt bei Alkyljodiden die Reaktivität des Iods ab, so daß die Abscheideleistung sich verschlechtert.
3. Diese gegenläufigen Tendenzen führen dazu, daß bei Ethyljodid ein Minimum in der Abscheideleistung vorliegt: Höher siedende Verbindungen werden aufgrund der besseren physikalischen Adsorption wieder besser abgeschieden; bei niedriger siedenden Substanzen ( $\text{CH}_3\text{I}$ ) steigt die Abscheideleistung aufgrund der erhöhten Reaktivität des Iods.
4. Methyljodid, Ethyljodid und Isopropyljodid zeigen bei Erhöhung der Temperatur eine Verbesserung der Abscheideleistung. Dies beruht auf der bei höheren Temperatur zunehmenden Reaktivität des Iods und zeigt somit an, daß die Abscheidung überwiegend aufgrund chemischer Verbindungsbildung (Isotopenaustausch) zwischen dem radioaktiven Iod und der inaktiven Imprägnierung erfolgt (wenn auch im Fall von Isopropyljodid die physikalische Adsorption sicherlich schon einen nennenswerten Beitrag zur Abscheideleistung liefert).
5. Umgekehrt sind die Verhältnisse im Abscheideverhalten von  $\eta$ -Pentyljodid:  
Hier nimmt die Abscheideleistung bei Erhöhung der Temperatur deutlich ab, was anzeigt, daß diese Verbindung hauptsächlich durch physikalische Adsorption (erhöhte Desorption bei erhöhter Temperatur) abgeschieden wird und der Isotopenaustausch nur noch eine untergeordnete Rolle spielt.

6. Durch Untersuchung der Temperaturabhängigkeit der Abscheideleistung läßt sich also unterscheiden, ob ein Alkyliodid überwiegend durch Isotopenaustausch oder lediglich aufgrund physikalischer Adsorption abgeschieden wird.
7. Bei allen untersuchten Verbindungen nimmt die Abscheideleistung mit Erhöhung der Luftfeuchte deutlich ab (Wasserdampfadsorption an der Kohle).

## 2.2. Synthese weiterer organischer Iodverbindungen und Untersuchung ihres Abscheideverhaltens

### 2.2.1 Synthese

Da die Suche nach penetrierenden Iodverbindungen in der Klasse der Alkyliodide wenig erfolgversprechend erschien, wurden als nächstes weitere einfache organische Iodverbindungen synthetisiert und auf ihr Abscheideverhalten untersucht. Hierbei wurden von vorneherein nur relativ einfache Verbindungen (höhere Entstehungswahrscheinlichkeit) mit nennenswerten Dampfdrücken bei Raumtemperatur in Betracht gezogen. Eine erste entsprechende Verbindung ist Iodoform,  $\text{CHI}_3$ . Diese Substanz ist zwar fest (Schmelzpunkt  $121\text{ }^\circ\text{C}$ ) hat aber, ähnlich wie elementares Iod, schon bei Raumtemperatur einen recht hohen Dampfdruck und läßt sich, wie  $\text{I}_2$ , sublimieren. Außerdem bildet sich Iodoform sehr leicht aus Iod bzw. Hypoiodit und einer Vielzahl organischer Verbindungen wie Aceton oder Essigester, die eine  $\text{CH}_3\text{CO}$ -Gruppe besitzen, nach



Zur Synthese von  $\text{CHI}_3$  wurde zu einer mit NaOH alkalisierten Lösung von 1,00 mmol Aceton in 5 ml Dioxan eine Lösung von 10 mg  $^{127}\text{I}/^{131}\text{I}$  und 20 mg  $^{127}\text{I}_2$  zugetropft, wobei das Iodoform als gelber, charakteristisch riechender Niederschlag ausfiel. Um diesen in einer geschlossenen Anlage absaugen zu können,

1-10: Spezialanfertigungen

1. Gasaufsatz mit Hahn
2. Zugabeteil (Tropftrichter m. Gasausgleich am Zwischenstück)
3. Reaktionskolben 50 ml m. Ablauf
4. Mikrodestille m. Thermometer Kühlfinger u. Vakuumanschluß
5. Reinigungsteil (2 Tropftrichter m. Gasausgleich u. seitl. Hals)
6. 2 U-Rohre, unten dünn, m. 0,5 ml-Markierung
7. Übergangsstück
8. oberes Ablaufrohr
9. unteres Ablaufrohr m. Hahn
10. Blindstopfen

I-IX: Normteile

- I. Rotameter
- II. Manometer (-150 - + 150 mbar)
- III. Nupro-Ventil
- IV. Vakuummeter (0 - 150 Torr)
- V. Kühlfalle
- VI. Dreiwege-Absperrventil
- VII. Absperrventil
- VIII. Sicherheitsbetten
- IX. Vakuumpumpe

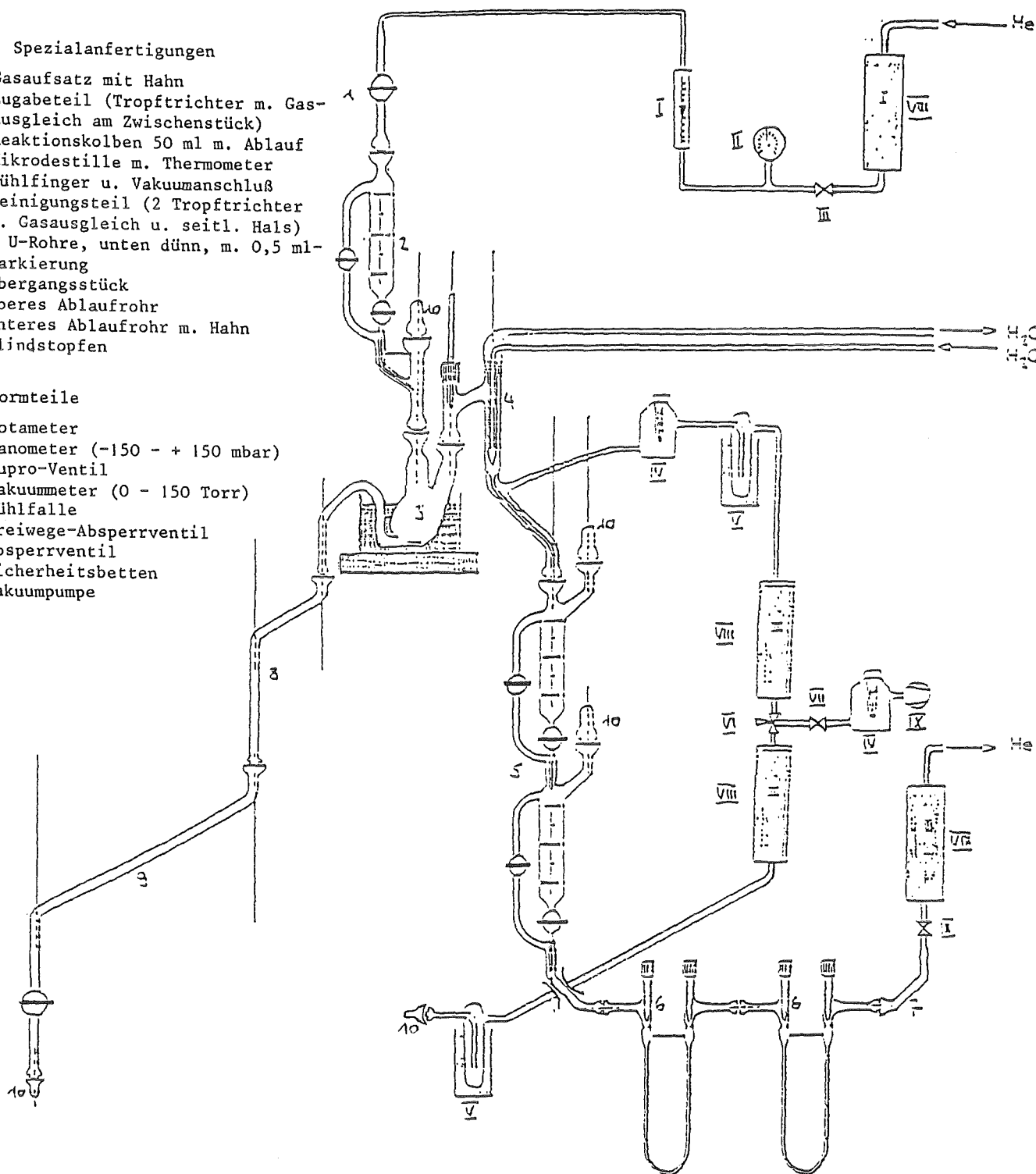


Abb. 2a: Destillations-Apparatur zur Darstellung I-131-markierter Alkyljodide

1-13: Spezialanfertigungen

1. Gasaufsatz mit Hahn
2. Zugabeteil (Tropftrichter m. Gasausgleich am Zwischenstück)
3. Reaktionskolben 50 ml m. Ablauf
4. Mikrodestille m. Thermometer Kühlfinger u. Vakuumanschluß
5. Reinigungssteil (2 Tropftrichter m. Gasausgleich u. seitl. Hals)
6. 2 U-Rohre, unten dünn, m. 0,5 ml-Markierung
7. Übergangsstück
8. oberes Ablaufrohr
9. unteres Ablaufrohr m. Hahn
10. Blindstopfen
11. Einbaufilter
12. Vakuumvorstoß
13. Auffanggefäß

I-IX: Normteile

- I. Rotameter
- II. Manometer (-150 - + 150 mbar)
- III. Nupro-Ventil
- IV. Vakuummeter (0 - 150 Torr)
- V. Kühlfalle
- VI. Dreiwege-Absperrventil
- VII. Absperrventil
- VIII. Sicherheitsbetten
- IX. Vakuumpumpe

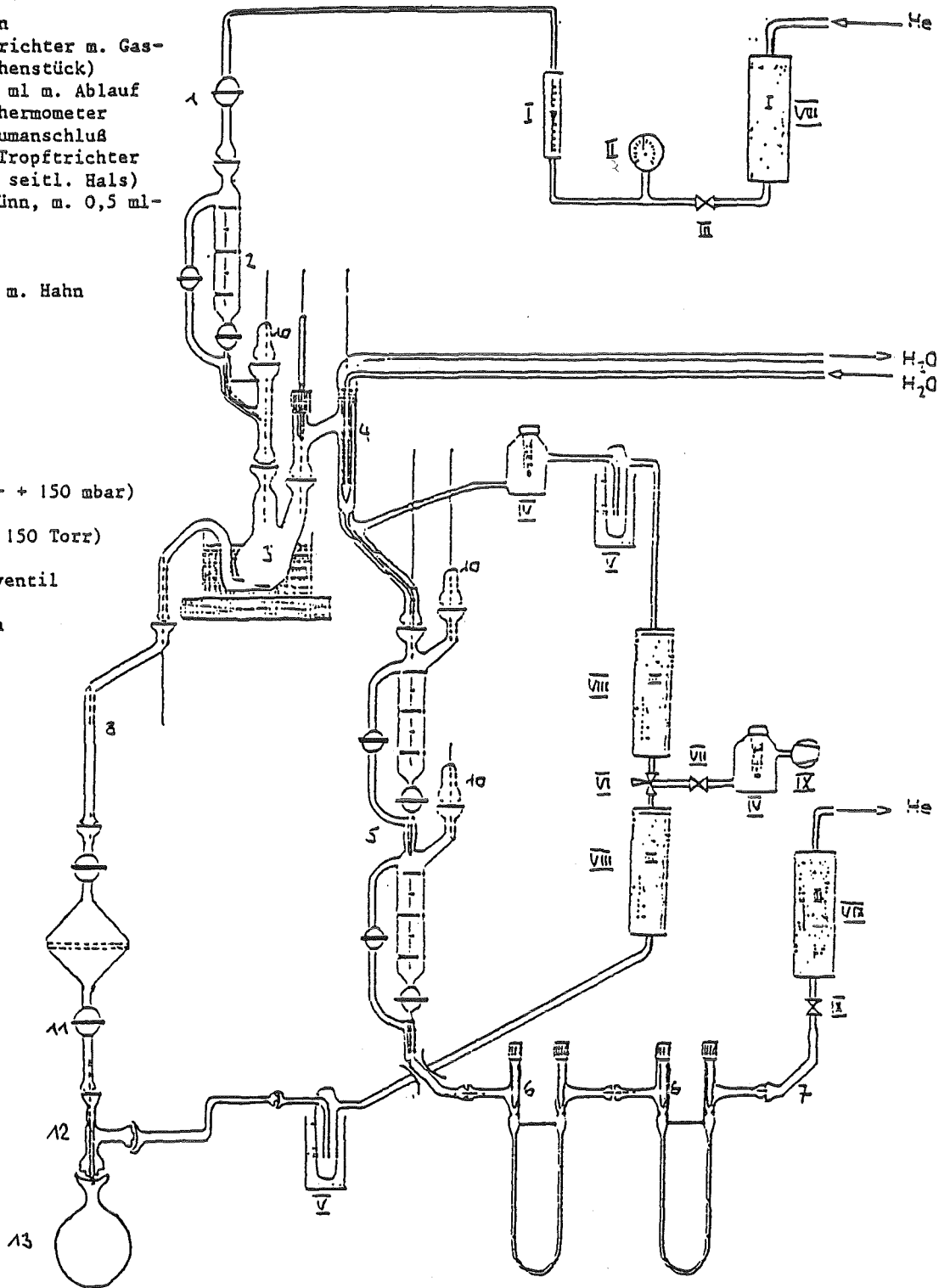
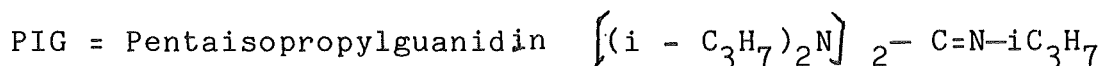
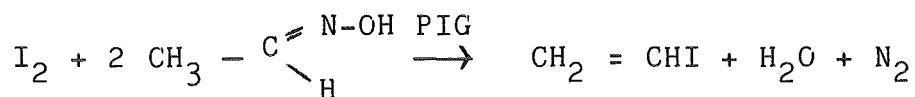
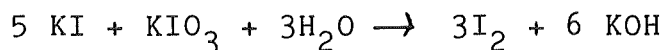


Abb. 2b: Filtrations-Apparatur zur Darstellung I-131-markierter Alkyljodide

wurde die zur Herstellung von Alkyliodiden benutzte Apparatur erweitert. Die jetzt vorhandene Apparatur ist in der Lage, je nach Bedarf als Destillations- oder als Filtrationsapparatur zu arbeiten. Auf diese Weise erhöht sich die Zahl der Verbindungen, die sich in ihr darstellen lassen, erheblich.

Des weiteren wurden erste Versuche zur Darstellung von Vinyljodid durchgeführt.

Die Darstellung von Vinyljodid soll auf folgendem Wege durchgeführt werden:



Auch Vinyljodid ist eine sehr interessante Verbindung, da sie sowohl einen niedrigen Siedepunkt ( $56^\circ - 58^\circ$ ; daher schlechte phys. Adsorption) als auch ein chemisch sehr reaktionsträges Iodatombesitz.

### 2.2.2 Abscheideversuche

Das auf dem oben beschriebenen Weg synthetisierte Iodoform wurden anschließend auf sein Abscheideverhalten an der Aktivkohle 207 B, (1,5 % KI-Imprägnierung) untersucht. Hierbei zeigte es sich, daß gut getrocknetes Iodoform sich einwandfrei abscheiden läßt (K-Wert  $> 40$ ; = 99,99 % Abscheideleistung nach 5 cm Bettiefe). Ist die Verbindung aber noch feucht, so zeigt sie eine starke Tendenz zur Bildung von Aerosolen, die von der Kohle nicht abgeschieden werden. Den Einbau eines Schwebstofffilters vor den Testbetten ergibt auch hier wieder eine sehr gute Abscheidung mit K-Werten  $\geq 40$ .

### 2.3 Untersuchungen zur Bildung von penetrierenden Iodverbindungen auf der Kohle

Als weiteres wurde begonnen zu untersuchen, ob sich auf der Kohle abgeschiedenes Radioiod durch Einwirkung von luftgetragenen organischen Substanzen (z.B. Lösungsmitteldämpfe wie Aceton, Ethanol) zu penetrierenden Iodverbindungen umsetzt.

Hierzu wurde eine geringe Menge Ethanol (15 - 20 mg) im Verlauf einer Stunde über ein mit  $\text{CH}_3^{131}\text{I}$  beaufschlagtes Bett (Aktivkohle SS 207 B) geleitet. Es zeigte sich, daß zwischen 0,1 % und 0,5 % der auf dem beaufschlagten Bett vorhandenen Aktivität mit dem Ethanoldampf zu flüchtigen Verbindungen reagiert hat. Hier sind jedoch zu wenige Versuche durchgeführt, um Aussagen darüber machen zu können, ob unter bestimmten Bedingungen auf diese Art tatsächlich penetrierende Iodverbindungen auftreten können.

### 2.4 Literaturstudie zum Thema "Bestrahlung von Alkanen mit Gammastrahlung" Primärbericht 12.06.05p01B)

Um Hinweise über die Herkunft und über die chemische Natur und über die Verhinderung der Entstehung der penetrierenden Iodverbindungen zu erhalten, wurde eine Literaturstudie durchgeführt.

Nach der Einwirkung von Strahlung auf Gasmischungen, die Iod und als organische Bestandteile Alkane oder Alkyljodide enthalten, lassen sich unter den Reaktionsprodukten auch Methyljodid, Ethyljodid und andere niedrigsiedende organische Iodverbindungen nachweisen (s. Primärbericht). Neben Methyljodid, einer allgemein verwendeten Modellsubstanz zur Prüfung der Abscheideleistung von Sorbentien für organische Radioiodverbindungen, kann somit durch Bestrahlung auch Ethyljodid erzeugt werden, das ein deutlich ungünstigeres Abscheideverhalten im Vergleich zu Methyljodid zeigt.

## 2.5 Konzeption und Aufbau der Versuchseinrichtungen für die Bestrahlungsexperimente

Bisher liegen keine Bestrahlungsversuche vor, die unter den im Sicherheitsbehälter gegebenen Bedingungen eine Abschätzung der Entstehung von penetrierenden Iodverbindungen durch Strahlungseinwirkung erlauben. Es wurde damit begonnen, geeignete Versuchseinrichtungen zu konzipieren und aufzubauen. Die Experimente lassen sich in drei Teilbereiche untergliedern:

1. Probenherstellung
2. Bestrahlung
3. Analyse

### 2.5.1 Probenherstellung

Um die Eduktgasgemische nach der VDI-Richtlinie 3490 Bl. 4 herstellen zu können wurden geeignete Geräte und Apparaturen beschafft und aufgestellt. Zur Probenzusammenstellung wurde eine Hochvakuumgasapparatur nebst Zusatzteilen konzipiert und installiert, mit der gleichzeitig mehrere Sammler evakuiert und anschließend mit den gewünschten Gasen bzw. Iod beschickt werden können.

### 2.5.2 Bestrahlung

Die einzige derzeit sich auf KfK-Gelände befindliche Gammastrahlenquelle ist eine Co-60-Quelle (Gammacell 220). Diese besitzt eine ausfahrbare zylindrische Bestrahlungskammer mit relativ kleinen Ausmaßen, was enge Grenzen setzt (s. Abb. 3). Um dort gleichzeitig mehrere Gasmischungen bestrahlen zu können, wurde ein zweiteiliger Einschub (s. Abb. 4) hergestellt, der vier 100 ml-Probengefäße aufnehmen kann. Dieser läßt sich in der Kammer so fixieren, daß alle Gefäße mit der gleichen Dosisleistung bestrahlt werden können. Als Bestrahlungsgefäße wurden speziell hergestellte Pyrexgasmäuse maßgeschneidert.



### 2.5.3 Analyse

Für die Analyse wurde ein vorhandener Gaschromatograph umgerüstet und mit einem ECD-Detektor versehen. Der ECD-Detektor hat einen hohen Respons für Organoiodverbindungen und erfüllt die Anforderungen bezüglich der Empfindlichkeit (bis 10 E - 12 g) am ehesten.

### 3. Ausblick

Bisher wurden zwei Radioiodverbindungen gefunden, die an imprägnierter Aktivkohle schlechter abgeschieden werden als Methyl-iodid und zwar Ethyliodid und Isopropyliodid.

Zukünftige Untersuchungen sollen zunächst mit Vinyliodid durchgeführt werden, eine in diesem Zusammenhang sehr interessante Verbindung mit möglicherweise ungünstigeren Eigenschaften.

Außer den strahlenchemischen Untersuchungen sind weitere Versuche geplant, die genauer klären sollen, in wie weit das schon auf der Kohle abgeschiedene Radioiod mit luftgetragenen Lösungsmitteldämpfen reagieren und auf diese Weise wieder mobilisiert werden kann. Hier wären vor allen Dingen leichtflüchtige gängige Lösungsmittel wie Methanol, Ethanal, Aceton u.ä. zu untersuchen.

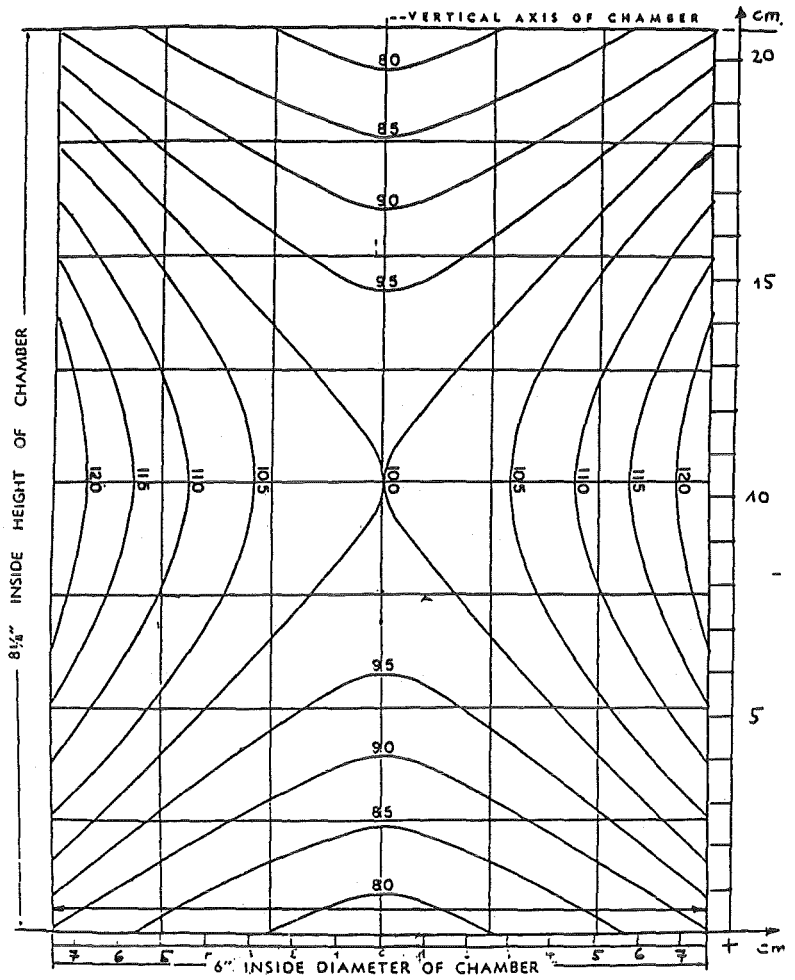


Abb. 3: Isodosiskurven und Ausmaße der Kammer

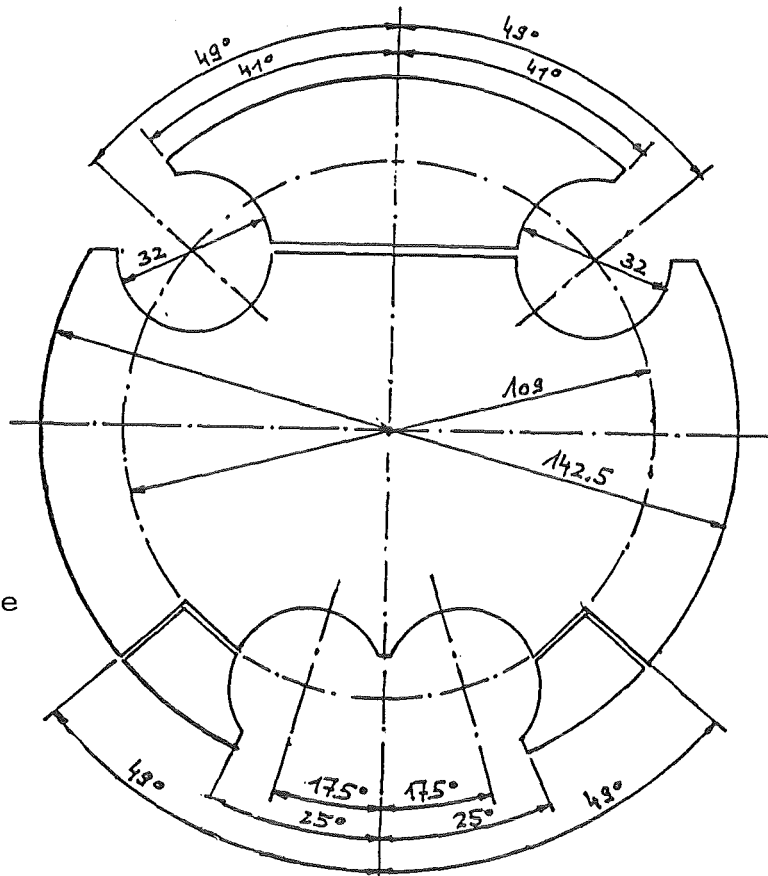


Abb. 4: Teil des Einschubs für die Bestrahlungskammer

## 12.06.03 Schwebstofffilterung und Lüftungsanlagen

### 12.06.03/01A Development of exhaust filters to be used under PRS OD5Q extreme conditions

The investigations of stainless steel deep bed filters were continued under various working conditions. Measurements obtained with uranium as a test aerosol resulted in decontamination factors between 10.000 and 20.000 for particle sizes of 0.07 to 0.15  $\mu\text{m}$  respectively.

In 1987, five German nuclear power plants have been equipped with these filters. Further installations will follow.

In order to investigate the influence of humidity and droplets, a special filter consisting of a pre-filter and a main-filter was used. Measurement of the decontamination factors obtained for various air velocities and simultaneous spraying droplets did not show any influence on the deposition behaviour of the filter. At the clean air side no water could be detected. This result is of considerable importance because some of the fission products released during a core melt accident are soluble in water (e.g. Cs-compounds).

The investigations are to be continued.

**12.06.03/01A**    **Entwicklung von Abluftfiltern für extreme Bealstungen**  
**PRS 0D5Q**        (H.-G. Dillmann, H. Pasler, H. Schmitt; LAF II)

Im letzten Berichtszeitraum wurden in erheblichem Umfang Arbeiten zur Ausrüstung von Kernkraftwerken mit Druckentlastungs-Filteranlagen durchgeführt. An den Tiefbett-Edelstahlfaserfiltern aus der Serienfertigung wurden Abscheideleistungsmessungen mit Uranin durchgeführt und Dekontaminationsfaktoren für Submikron-Partikeln von 0,07 bis ca. 0,15  $\mu\text{m}$  geom. Durchmesser zwischen 10.000 und 20.000 gemessen.

Bisher wurden 2 SWR und 3 DWR Anlagen ausgestattet. Die Ausrüstung weiterer Anlagen ist in der Bearbeitung.

Die Diskussion um das Verhalten von Edelstahl-Schwebstofffiltern unter dem Einfluß von Feuchte und Tropfen führte zu einem Versuchsprogramm, das teilweise gemeinsam mit der KWU bearbeitet wurde. Es wurden Abscheideuntersuchungen unter Variation der Anströmgeschwindigkeit sowohl trocken als auch unter gleichzeitigem Sprühen mit Feintropfen durchgeführt. Im Rahmen dieser Versuchsreihen zeigte sich kein Einfluß des Tropfenaerosols auf das Abscheideverhalten. Über die Vorfilterstufe trat bei maximaler Sprühleistung eine sehr geringe Differenzdruckzunahme von 3 mbar auf, ermittelt nach Erreichen des Gleichgewichtes zwischen anströmender Tropfenrate und abdrainierender Wassermenge. Weder Verlängerung der Sprühdauer noch Erhöhung der Sprührate führte zu einer weiteren Differenzdruckerhöhung. Nach kurzen Sprühpausen war eine deutliche Abnahme des Differenzdruckes zu messen.

Das abdrainierende Wasser konnte vollständig vor der Feinfilterstufe abgetrennt werden. Auf der Reinluftseite (hinter dem Feinfilter) wurde kein Wasser dedektiert. Dies ist von besonderer Bedeutung, da die bei Kernschmelzunfällen freigesetzten

aerosolförmig auftretenden radioaktiven Stoffe zu einem erheblichen Anteil wasserlöslich sind. Als Beispiel seien die Cäsiumverbindungen genannt, deren Transport in gelöster Form durch Wasser, das auf die Reinluftseite des Feinfilters durchschlägt, zu wesentlich erhöhten Freisetzungen führen würde.

Die hier erzielten Ergebnisse zum Verhalten gegen zusätzliche Tropfenfracht führten zu weiteren Konzeptüberlegungen. So wird als Variante der Aufbau der Filter im Containment erwogen. Dies bedeutet Filterung unter Druck. Hierbei ergeben sich einige Vor-, aber auch Nachteile.

Vorteilhaft sind eine kleinere Bauart und der Verbleib der abgetrennten Aktivität und des Wassers im Containment. Durch die frühe Aufheizung des Filters schon beim LOCA entfällt auch das mögliche Problem von größeren Kondensatmengen. Dem stehen als mögliche Nachteile folgende Argumente gegenüber: Die Abscheideleistung unter Druck ist etwas geringer, die verkleinerte Bauart bedeutet in erster Linie eine geringere Anströmfläche und damit eine geringere integrale Staubspeicherfähigkeit. Daher muß für diesen Fall die Betrachtung über die möglichen Aerosolmengen detaillierter geführt werden. Für den Fall von möglichen H<sub>2</sub>-Deflagrationen sind weitere Überlegungen erforderlich, falls kein H<sub>2</sub>-Abbausystem vorhanden ist.

#### Weitere Untersuchungen und Ergebnisse mit Metallfasermaterialien.

Am HDR-Reaktor in Karlstein fanden im Rahmen des PHDR u.a. Brandversuche mit Oelbränden statt. An 3 Versuchen war das LAF II mit einem Metallfaserfilter zur Rußabscheidung beteiligt. Dieser Filter war ausgelegt für einen Volumenstrom von ca. 2.500 m<sup>3</sup>/h und wurde als Umluftfilter betrieben. Es wurde ohne

Zusetzen des Filters eine Rußbelastung bis zu etwa  $0,5 \text{ kg/m}^2$  Filterfläche erreicht. Genauere Angaben sind dem PHDR-Bericht zu entnehmen.

### Filterkerzen

Für das Institut für Sicherheitsforschung im Zentrum Jülich wurde für Großexperimente mit Spaltproduktfreisetzung ein Filterkerzenprototyp mit Metallfasermedium entwickelt und geprüft. Der Prüfling erfüllte die gestellten Anforderungen mit Abscheidegraden von  $> 97 \%$  für diesen Anwendungsfall.

### Schwebstofffilter in Standardgröße mit Edelstahlfaserfiltern

In der konventionellen Industrie werden verstärkt Filterelemente benötigt, die extrem beständig und abreinigbar sind. Hier bieten sich gesinterte Metallfaservliese besonders an. Beim Bau solcher Filter treten Probleme auf, die im Fasermaterial begründet sind. Nach Konstruktion eines Filterelementes wurden Schweißproben am Filtermedium erstellt, die zeigen, daß prinzipiell Schweißungen mit Mikroplasma- oder Laser-Schweißgeräten durchgeführt werden können. Im nächsten Berichtszeitraum wird die Herstellung eines Musters in  $1/4$  bis  $1/3$  Originalgröße vergeben.

12.06.03/02A Behavior of HEPA filter systems under accident  
PRS 0D5R conditions

**Summary**

The objective of the research project reported on here is to determine the behavior of air cleaning systems and their components during possible accident conditions in nuclear power plants, in order to better assure the confinement of radioactive particulates within containment boundaries. The most important aspects of the work performed and the results obtained in the preceding calendar year are described.

With respect to the behavior of HEPA filters under high humidity conditions, emphasis was placed on the study of the differential pressure increase, a phenomenon which results in a mechanical loading of the filter pack and contributes consequently to filter structural failure. Under fog conditions, the differential pressure of dust loaded filters increased within minutes, up to values sufficient to damage normal commercial filter units. The investigation into the failure mechanisms was completed with the development of an equation to calculate filter medium tensile stresses for two of the three most important modes of failure. In the development of high-strength commercial HEPA filters, the challenges encountered in design and manufacture were successfully dealt with and the knowledge gained was passed on to three licensees. As a result of these activities it was possible to equip completely already two newly erected Konvoi-KKW with high strength HEPA filters.

Initial work was begun toward the development of a computer code to model transient fluid-dynamic and thermodynamic conditions in complex air cleaning systems. Further investigation into the transmission of weak shock waves in air-cleaning system ductwork were carried out in branches of ducts with square cross-sections and with variable cross-sections. Shock strengths in branches of square cross-sections can be accurately calculated with the theory of DADONE. However, results for ducts of variable cross section showed rather large deviations from the widely accepted theory of CHISNELL at shock strengths above values of 1.5. It could be shown that CHISNELL's theory is partially flawed, cannot be formally derived, and will not result in viable solutions.

12.06.03/02A Schwebstoffilterung unter Störfallbedingungen  
PRS OD5R (V. Rüdinger, R. Benesch, U. Ensinger, U. Geckle,  
M. Neuberger, C.I. Ricketts; LAF II)

## 1. Einleitung

Im Hinblick auf die sichere Rückhaltung partikelförmiger Radioaktivität auch bei Störfällen in kerntechnischen Anlagen wird das Verhalten von Schwebstoffiltern in einem weiten Bereich verschiedener Beanspruchungsbedingungen untersucht. Die Ziele dieser teilweise bereits weit fortgeschrittenen Arbeiten lauten wie folgt:

- Ermittlung der Versagensgrenzen der handelsüblichen Schwebstoffilter
- Klärung der Schadensmechanismen
- Entwicklung von Filtern hoher struktureller Belastbarkeit und Erarbeitung von Prüfverfahren zur Qualitätssicherung
- Entwicklung eines Rechencodes zur Modellierung von Lüftungsanlagen bei Störfällen
- Abschätzung der bei Störfällen zu erwartenden Beanspruchungsbedingungen

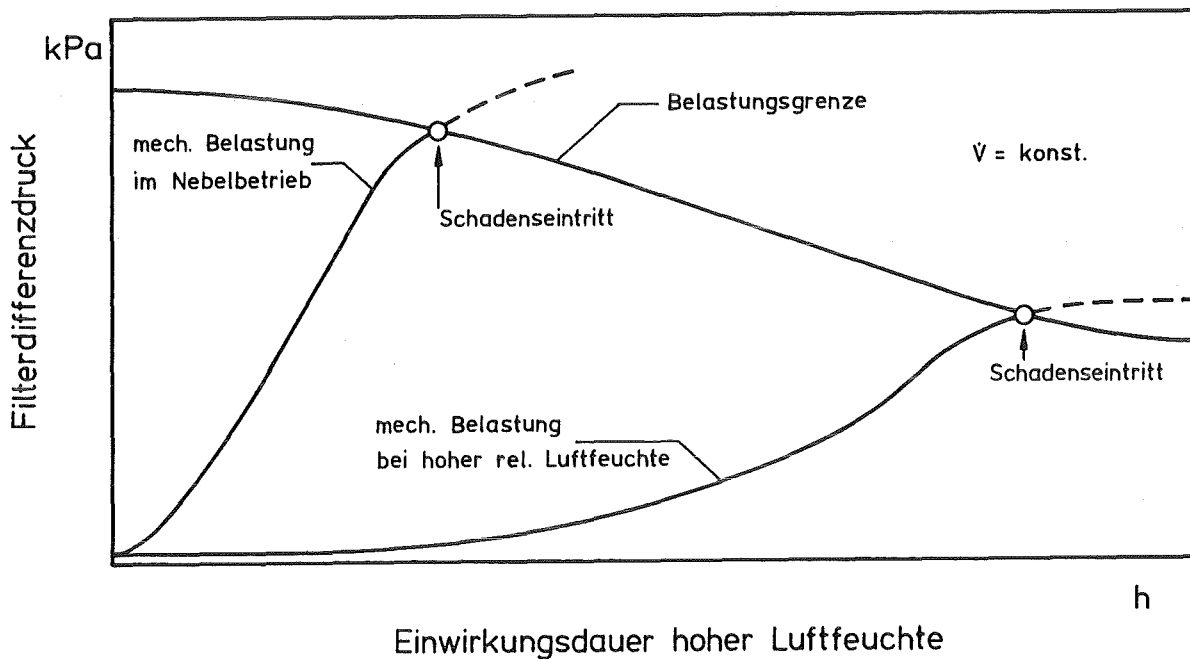
Im Berichtsjahr 1987 wurden die aus den genannten Zielsetzungen resultierenden Arbeiten weitergeführt. Über die wichtigsten Ergebnisse wird im folgenden zusammenfassend berichtet.



## 2. Studium des Schwebstofffilterverhaltens und Filterentwicklung

### 2.1. Verhalten handelsüblicher Schwebstofffilter bei längerer Feuchteeinwirkung

Im Laufe der bisherigen Untersuchungen zum Verhalten von Schwebstofffiltern hatte es sich gezeigt, daß die Einwirkung hoher Luftfeuchten und dabei insbesondere die Beaufschlagung mit Nebel trotz der wasserabstoßenden Eigenschaften der Filtermedien hinsichtlich des Filterversagens die kritische Beanspruchungsart darstellt [1]. Die Analyse der Schadensmechanismen ergab vor allem eine starke Verringerung der Zugfestigkeit des Filtermediums bei einer Befeuchtung und eine starke Auflockerung des Faltenpacks, was zu sehr niedrigen Schadensdifferenzdrücken führt [2]. Während die Abnahme der Zugfestigkeit unmittelbar mit der Befeuchtung eintreten dürfte, verläuft die Auflockerung des Faltenpacks relativ langsam, wodurch auch die Belastungsgrenze mit längerer Einwirkungsdauer hoher Feuchte absinkt. Den zeitlichen Verlauf dieses Effekts veranschaulicht die obere Kurve der schematischen Darstellung in Bild 1.

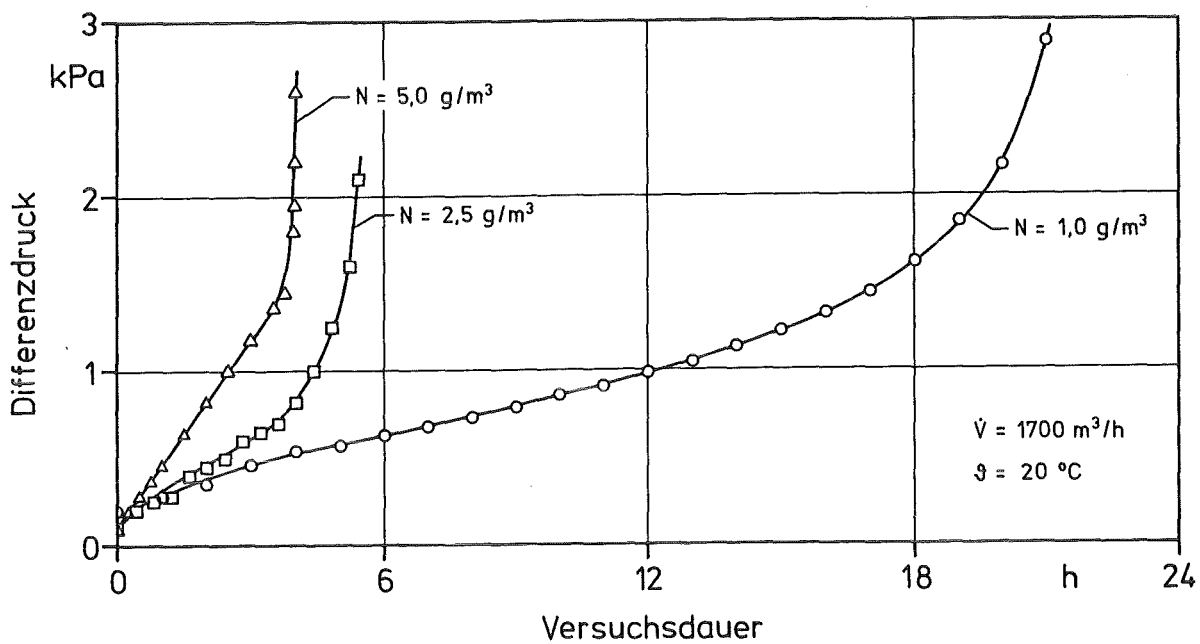


**Abb. 1:** Zeitlicher Verlauf von Filterbelastbarkeit und Differenzdruckbeanspruchung staubbeladener Schwebstofffilter unter Einwirkung hoher Luftfeuchte (schematisch).

Andererseits war bereits in einem frühen Stadium der Untersuchungen festgestellt worden, daß der Filterdifferenzdruck und damit die mechanische Belastung mit der Dauer der Feuchteein-

wirkung, bei konstantem Volumenstrom, ansteigt. Als wichtigste Parameter wurden der Beladungszustand, die Höhe der Luftfeuchte und ferner die Filterbauart erkannt. Dies wird in Bild 1 durch die beiden Differenzdruckkurven für den Nebelbetrieb sowie für rel. Feuchten etwas unterhalb der Sättigung dargestellt. Filterversagen tritt im Schnittpunkt der ansteigenden Kurve der Beanspruchung mit der abfallenden Kurve der Versagensgrenze ein.

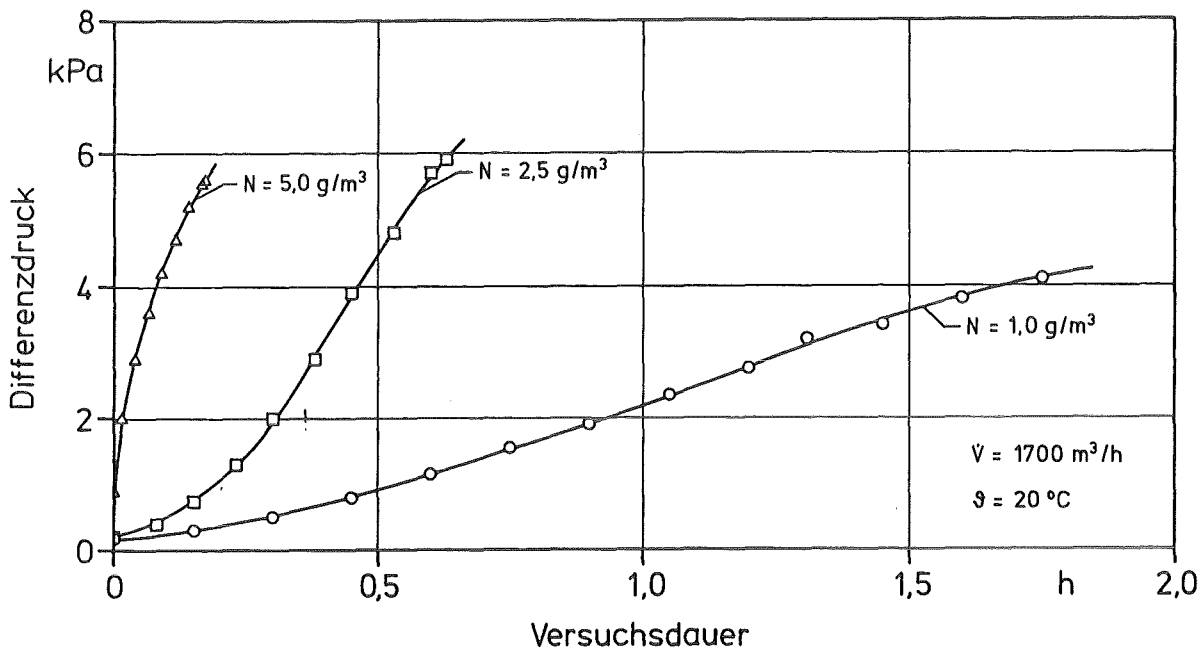
Hieraus folgt, daß das Risiko des Filterversagens möglicherweise stark von den vorliegenden Betriebsbedingungen abhängt. Weiterhin sind Schwebstofffilter eventuell nicht allein durch ihre Versagensgrenzen zu charakterisieren, sondern auch durch den Verlauf des belastenden Differenzdrucks. Aus beiden Gründen wurde das Druckverlustverhalten bei Feuchteeinwirkung ausführlich studiert. Besonders deutliche Effekte treten bei Nebelbetrieb auf. Im folgenden werden die wichtigsten Ergebnisse erläutert, wobei der Grad der Nebelnässe in Stufen von 1,0, 2,5 und 5,0 g Nebel pro m<sup>3</sup> feuchtegesättigter Luft variiert wurde. Aus versuchstechnischen Gründen wurden diese Untersuchungen bei 20°C durchgeführt.



**Abb. 2:** Druckverlustverläufe unbeladener handelsüblicher Schwebstofffilter in konventioneller Faltung bei Nennvolumenstrom und unterschiedlicher Nebelnässe.

Das Verhalten unbeladener Schwebstofffilterelemente, in konventioneller Faltung hergestellt, ist in Bild 2 dargestellt. Bei einer geringen Übersättigung der Luft mit 1,0 g Nebel/m<sup>3</sup> ergibt

sich ein langsamer Anstieg der Differenzdruckbeanspruchung, der erst nach etwa 20 h exponentiell ansteigt und zum Filterversagen führt. Wesentlich steiler verlaufen die Kurven bei einer Nebelnässe von 2.5 bzw. 5.0 g/m<sup>3</sup>. Ähnliche Zeitverläufe des Druckverlustes sind auch von Untersuchungen zum Staubspeichervermögen von Schwebstoffiltern bekannt [3]. Im vorliegenden Fall ergibt sich der Differenzdruck aus dem Gleichgewicht zwischen der Einlagerung des Wassers im Filtermedium, die bei einem Element der Standardgröße maximal 10 kg beträgt, und der Drainage infolge der Schwerkraft. Bemerkenswert an diesen typischen Ergebnissen ist der Zeitraum von 4 h bis zum Schadenseintritt bei einer Übersättigung von 5 g/m<sup>3</sup>.

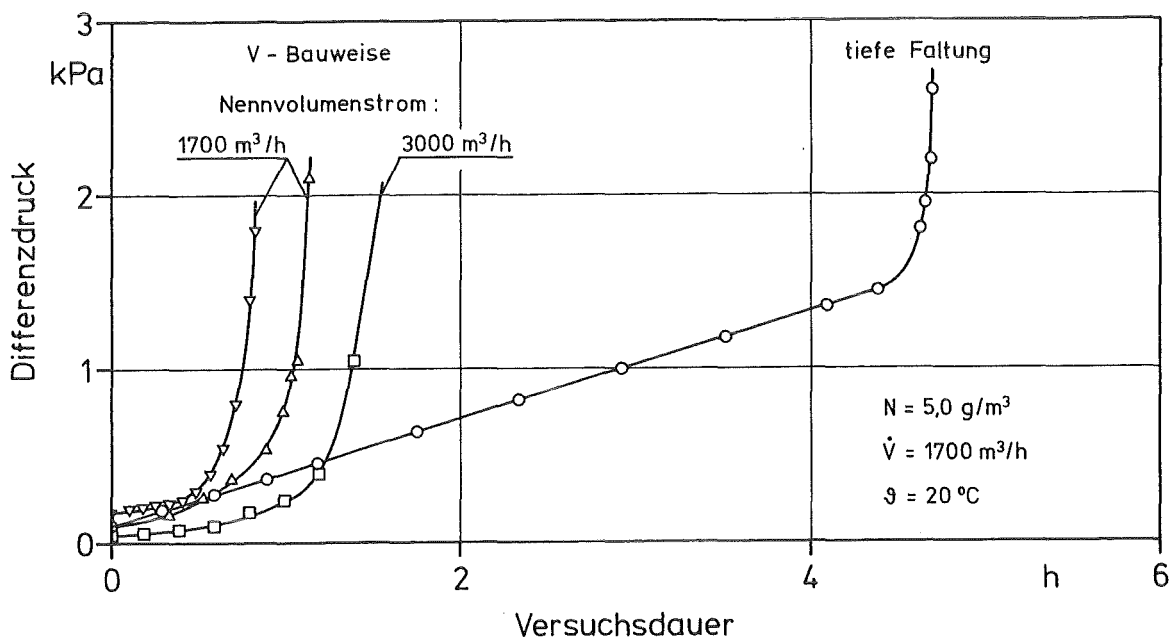


**Abb. 3:** Druckverlustverläufe leicht mit Staub vorbeladener handelsüblicher Schwebstoffilter in konventioneller Faltung bei Nennvolumenstrom und unterschiedlicher Nebelnässe.

Infolge einer Beladung des Filtermediums mit Staub, wie sie im Laufe des Betriebes eintritt, beschleunigen sich die Differenzdruckanstiege erheblich. Dies ist in Bild 3 zu erkennen, in dem, der Übersichtlichkeit halber, die Zeitachse gegenüber Bild 2 um Faktor 12 gedehnt wurde. Die hier auftretende schnelle Blockage des Filtermediums ist nicht allein durch die Menge der quantitativ abgeschiedenen Nebeltröpfchen erklärlich. Hinzu kommen dürften außerdem eine verstärkte Einlagerung von Wasser infolge Kapillarkondensation an und innerhalb der sehr porösen Staubdepots, sowie eine Umstrukturierung des abgeschiedenen Staubes. Damit

ergeben sich Zeiträume von etwa 2 h bis zum Filterversagen bei einer Nebelnässe von  $1.0 \text{ g/m}^3$  sowie von lediglich etwa 20 min bei  $5.0 \text{ g/m}^3$ .

Die Differenzdrucke können je nach Filterbauart sehr unterschiedlich verlaufen. Die Resultate für unbeladene Filterelemente unterschiedlicher Typen, die in französischer Faltung hergestellt wurden, sind in Abbildung 3 zusammengestellt. Alle Kurven wurden bei einem Volumenstrom von  $1700 \text{ m}^3/\text{h}$  und einer Nebelnässe von  $5.0 \text{ g/m}^3$  aufgenommen. Zum Vergleich ist auch die entsprechende Kurve eines tiefgefalteten Filters dargestellt.



**Abb. 4:** Zeitverläufe des Druckverlustes unbeladener handelsüblicher Schwebstofffilter in französischer Faltung im Vergleich zur konventionellen Bauart. Testvolumenstrom  $1700 \text{ m}^3/\text{h}$ , Nebelnässe  $5 \text{ g/m}^3$ .

Wie bereits bei früheren Messungen der Druckverlustkennlinien in trockener Luft festgestellt wurde [4], verhalten sich die Filter in französischer Bauart auch im Nebelbetrieb wesentlich ungünstiger als diejenigen in konventioneller, d.h. tiefer, Faltung. Dies gilt auch für das Filterelement mit einem Nennvolumenstrom von  $3000 \text{ m}^3/\text{h}$ , das wie alle übrigen Filter nur bei  $1700 \text{ m}^3/\text{h}$  betrieben wurde.

Die Untersuchungen zum Druckverlustverhalten handelsüblicher Schwebstofffilter zeigen bei

neuen, d.h. unbeladenen Filterelementen selbst im Nebelbetrieb nur einen langsamen, sich über mehrere Stunden erstreckenden Anstieg. Diese Verhältnisse lassen sich jedoch nicht auf Filter übertragen, die im Betrieb mit Staub beladen wurden, denn hier steigt der Differenzdruck etwa 10 mal schneller auf gefährliche Werte. Im Sinne einer konservativen sicherheitstechnischen Betrachtung muß deshalb bei handelsüblichen Filtern mit einem schnellen Differenzdruckanstieg und einem schnellen Versagen im Nebelbetrieb gerechnet werden.

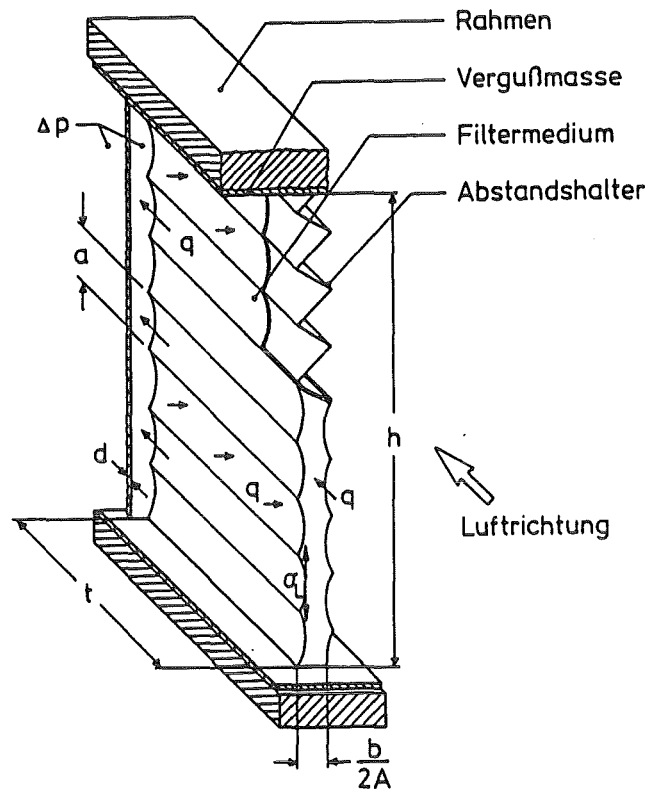
## 2.2. Klärung der Schadensmechanismen

Eine erfolgreiche Ertüchtigung der Schwebstofffilter unter Berücksichtigung der Wirtschaftlichkeit der zu treffenden Maßnahmen setzt die genaue Kenntnis der Schadensmechanismen voraus. Deshalb werden die wichtigsten Schadensformen analysiert und Beanspruchungsmodelle erarbeitet und verifiziert.

Das Aufblähen und Aufreißen einzelner abströmseitiger Faltungsenden stellt vor allem bei Beanspruchung in trockener Luft die wichtigste Schadensform dar [2, 5]. Mit der Formulierung eines Zugspannungsmodells, der Klärung der Vorgänge, die zur Auflockerung des Packs führen, dem Nachweis der Schädigung des Filtermediums durch die Abstandshalterenden kann die Analyse dieser Versagensart als abgeschlossen gelten [6].

Als weitere bedeutende Schadensformen war das Ausbeulen und Aufreißen einer Gruppe abströmseitiger Falten erkannt worden [5], ebenso wie das Auftreten von Rissen im Filtermedium, die von der Anströmseite längs in das Faltenpack hineinlaufen [6]. Die erste dieser beiden Schadensarten rührt von vertikalen Zugspannungen im Filtermedium her. Auf der Abströmseite liegen deren Höchstwerte in der Mitte des Faltenpacks, auf der Anströmseite am oberen und unteren Rand. Risse in die Tiefe des Faltenpacks resultieren aus der Flächenbeanspruchung des Filtermediums, das über die Plissierkanten der Abstandshalter gespannt ist. Beide Beanspruchungen addieren sich in den Faltungsenden, wobei vor Schadenseintritt die höchsten Belastungen auf der Anströmseite auftreten.

Zur Verdeutlichung der Verhältnisse ist in Bild 5 ein senkrechter Ausschnitt aus einem Faltenpack in konventioneller, d.h. tiefer Faltung, schematisch dargestellt. Es enthält eine Filtermedienbahn mit einem halben Faltungsende der Abströmseite (links) und einem ganzen Faltungsende auf der Anströmseite (rechts). Der obere Teil ist aufgebrochen, um die Lage des Abstandshalters sichtbar zu machen.



**Abb. 5:** Vertikaler Ausschnitt aus einem Filter in tiefer Faltung mit Angabe der Zugbeanspruchung  $\sigma_L$  im Faltungsende.

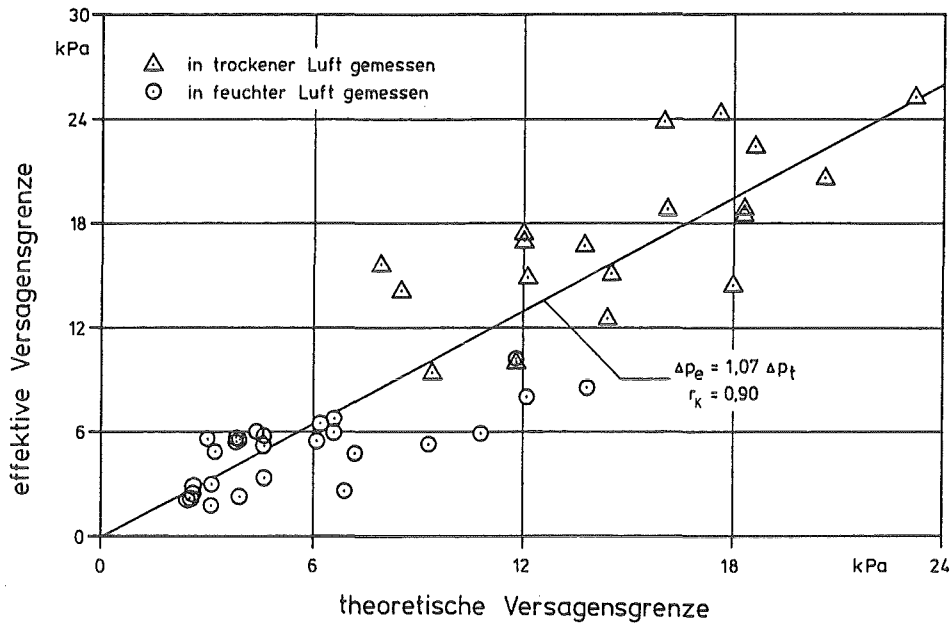
Für die Berechnung der maximalen Zugspannung,  $\sigma_{Lmax}$ , im Faltungsende wurde Gleichung (1) entwickelt.

$$\sigma_{Lmax} = \left[ \frac{bh^2}{4Adt^2} + \frac{2a}{d\sqrt{\epsilon}} \right] \Delta p \quad (1)$$

Hierin bedeuten:  $b$  die lichte Weite des Filterrahmens,  $h$  die lichte Höhe,  $A$  die Anzahl der Falten,  $d$  die Dicke des Filtermediums,  $t$  die Tiefe des Filterpacks,  $a$  die Weite der Abstandshalterplissierung,  $\epsilon$  die Bruchdehnung des Filtermediums und  $\Delta p$  der statische Differenzdruck über das Filter. Mit  $q$  wird in Bild 5 die aus dem Differenzdruck über das Filtermedium resultierende Flächenlast bezeichnet.

Zur Überprüfung dieses Beanspruchungsmodells wurden zunächst aus getesteten Filterelementen der genannten beiden Schadensarten jeweils Proben des Filtermediums entnommen und die Zugfestigkeit ermittelt. Mit diesen Werten läßt sich unter Verwendung von Gleichung (1)

der theoretische Versagensdifferenzdruck jedes geprüften Filters berechnen. Der Vergleich der so erhaltenen theoretischen Versagensdifferenzdrucke mit den tatsächlich festgestellten Werten wird im Diagramm von Bild 6 gezogen.



**Abb. 6:** Vergleich der effektiven mit den nach Gleichung (1) berechneten theoretischen Versagensgrenzen für Schwebstofffilter der Standardgröße (610x610x292 mm), geprüft in trockener oder feuchter Luft.

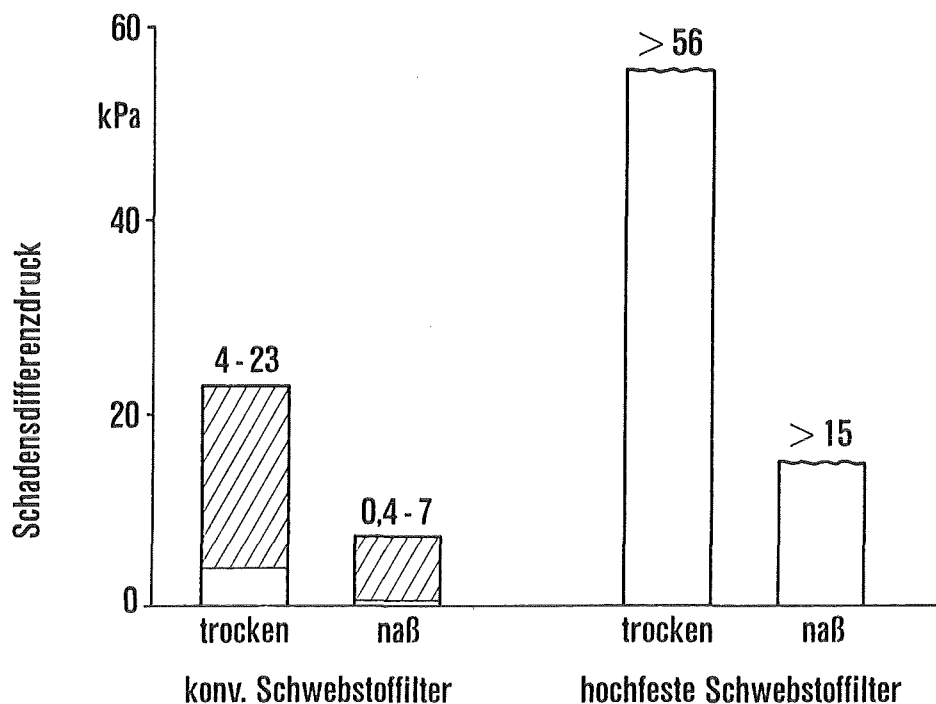
Die eingetragene Regressionsgerade weist eine Steigung von 1,07 auf, d.h. es tritt lediglich eine Abweichung um 7% von idealer Übereinstimmung auf. Außerdem ist der Korrelationskoeffizient mit 0,9 sehr hoch. Beide Zahlen belegen eindrucksvoll die Richtigkeit des erarbeiteten Beanspruchungsmodells. Dabei ist zu berücksichtigen, daß das Kollektiv der Wertepaare Filtertests enthält, die an drei verschiedenen Testanlagen über einen Zeitraum von mehreren Jahren durchgeführt wurden. Es schließt Filter unterschiedlicher Hersteller sowie verschiedener Abmessungen ein, ebenso wie Prüfungen in trockener und feuchter Luft.

Durch dieses Beanspruchungsmodell werden die mit Schwebstofffiltern gemessenen Versagensdifferenzdrucke abgesichert. Es wird außerdem damit möglich sein, bereits auf der Grundlage einfacher Zugfestigkeitsmessungen sowie in Verbindung mit konstruktiven Daten die Versagensgrenzen recht genau vorherzusagen. Schließlich liefert das erarbeitete Modell zusätzliche Hinweise zur weiteren Erhöhung der strukturellen Belastbarkeit von Schwebstofffiltern.

Damit können die Untersuchungen zur Aufklärung der Schadensmechanismen insgesamt als abgeschlossen betrachtet werden. Es bleibt noch die Ausarbeitung einer umfassenden Dokumentation des erarbeiteten Materials.

### 2.3 Filterertüchtigung und Qualitätssicherung

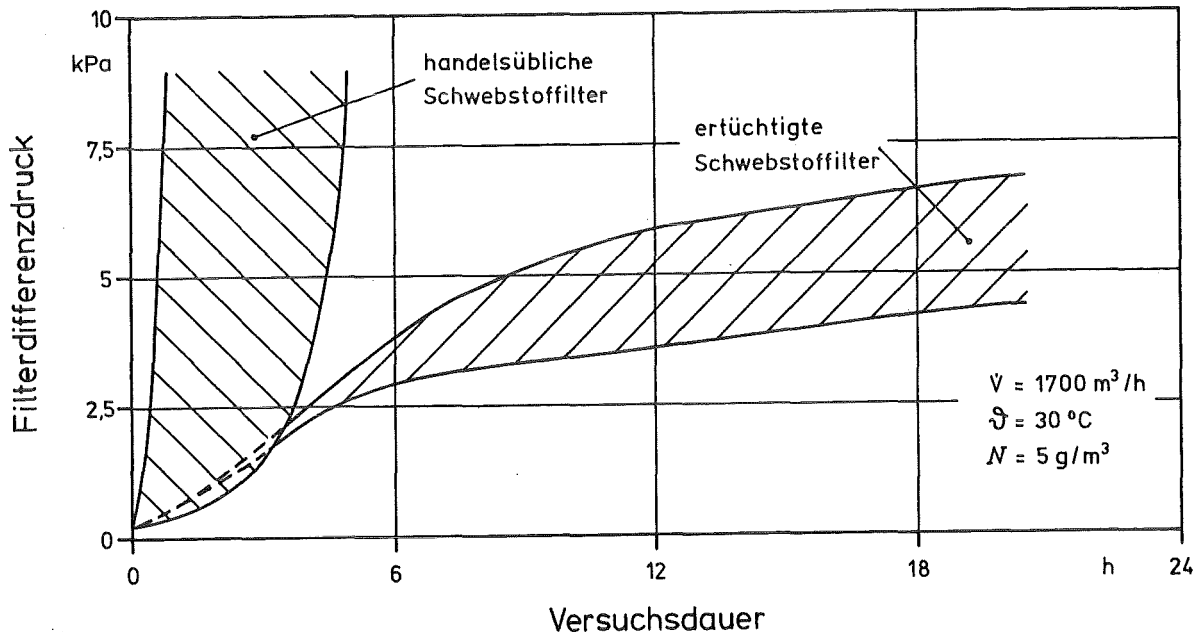
Die durchgeführten Analysen der Filterschäden haben aufgezeigt, daß zur Ertüchtigung der Schwebstofffilter in erster Linie ein stabileres Faltenpack erforderlich ist, um das Aufblähen einzelner Falten zu vermeiden. Weiterhin sind vor allem entschärfte Abstandshalterenden und ein Filtermedium höherer Reißfestigkeit notwendig. Durch Nutzung dieser Erkenntnisse in Kombination mit einer Reihe weiterer Detailverbesserungen konnten hochbelastbare Schwebstofffilter entwickelt werden, die in trockener Luft bis 56 kPa und im Nebelbetrieb bis 15 kPa unbeschädigt blieben [7]. Die tatsächlichen Versagensgrenzen werden vermutlich noch deutlich höher liegen. Sie konnten jedoch nicht ermittelt werden, da keine Prüfmöglichkeiten zur Verfügung stehen, mit denen noch höhere Beanspruchungen als 56 bzw. 15 kPa realisierbar sind. Die Versagensgrenzen dieser hochfesten Filter werden im Säulendiagramm von Bild 7 mit den Bereichen der Belastbarkeitswerte handelsüblicher Filter verglichen.



**Abb. 7:** Bereiche der Versagensgrenzen tief gefalteter Schwebstofffilter der Standardgröße 610x610x292 mm im Vergleich zu hochfesten Filtern, jeweils in trockener Luft bzw. im Nebelbetrieb.



Wegen der Bedeutung für ein mögliches Filterversagen wurde auch das Druckverlustverhalten der hochfesten Filter im Nebelbetrieb untersucht und mit den Daten der bisherigen Filterbauarten verglichen. Als wichtigstes Ergebnis faßt Bild 8 die zeitlichen Anstiege des Differenzdruckes im Nebelbetrieb (Nebelnässe  $N=5\text{g}/\text{m}^3$ ) zusammen.



**Abb. 8:** Zeitverläufe des Differenzdruckes unbelasteter handelsüblicher und hochfester Schwebstofffilter bei Nennvolumenstrom im Nebelbetrieb.

Der Differenzdruck der bisherigen handelsüblichen Filter steigt innerhalb weniger Stunden, entsprechend dem schraffierten Bereich, bis zu den jeweiligen Versagensgrenzen an. Die Verläufe mit Filtern der drei Lizenznehmer sind wesentlich flacher und erreichen schließlich einen in etwa konstanten Wert. Die neu entwickelten Schwebstofffilter zeichnen sich daher nicht nur durch ihre hohen Versagensgrenzen aus; aufgrund ihrer Konstruktion werden darüber hinaus hohe Differenzdrucke vermieden und somit zusätzliche Sicherheitsreserven geschaffen.

Im Berichtszeitraum konzentrierten sich die Aktivitäten zum Komplex Filterertüchtigung auf die Anwendung hochfester Filter in der Praxis. Das erarbeitete Know-how wurde drei Lizenznehmern übertragen. Zur Serienfertigung der schräg plissierten Abstandshalter wurden zwei alternative Verfahren entwickelt, die sich hinsichtlich ihrer Automatisierbarkeit unterscheiden. Bei einer Methode, nach der bereits eine große Zahl von Abstandshaltern gefertigt wurde,

kommt ein Walzenstuhl zum Einsatz. Im anderen Fall handelt es sich um eine Prägetechnik, die eine vollautomatische Fertigung erlauben wird. Beide Verfahren erfordern vor ihrem industriellen Einsatz noch einige Optimierungsarbeiten. Als Beispiel für den erreichten Stand zeigt Bild 9 einen Ausschnitt aus schräg plissierten Abstandshaltern mit umgebördelten Kanten.

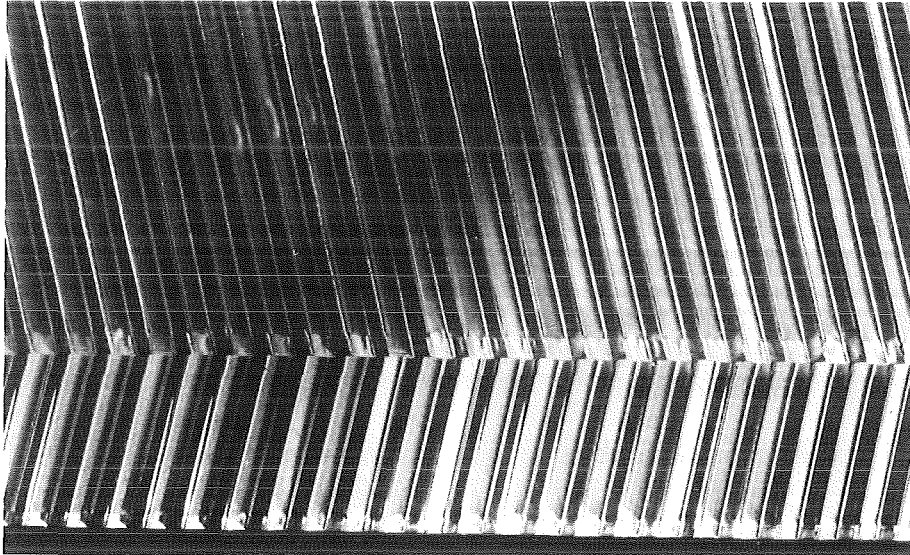


Abb. 9: Ausschnitt aus schräg plissierten Abstandshaltern mit umgebördelten Kanten.

Als Ergebnis dieser Arbeiten konnten bereits im 4. Quartal zwei neu errichtete Konvoi-Kernkraftwerke komplett mit Schwebstofffiltern ausgerüstet werden, die nach den im LAF gewonnenen Kenntnissen gebaut worden waren. Die Bestückung des dritten Kernkraftwerkes ist für Mitte 1988 vorgesehen. Die Ertüchtigung ist unter der Prämisse erfolgt, die Auslegungsdaten der Standardfilter beizubehalten. Daher können bestehende Filteranlagen mit hochfesten Filtern nachgerüstet werden, ohne irgendwelche Modifikationen vornehmen zu müssen.

Für Schwebstofffilter liegt bisher keine detaillierte Spezifikation bezüglich deren struktureller Festigkeit vor. Auch fehlt bisher eine Prüfprozedur, mit der die Erfüllung solcher Anforderungen kontrolliert werden kann. Im derzeit vorliegenden Entwurf der KTA-Regel 3601 [8] wird im Abschnitt 8.3.1 ganz allgemein eine Beständigkeit gegenüber hoher Luftfeuchte und Nebelbetrieb gefordert, ebenso eine Temperaturbeständigkeit und eine Differenzdruckbelastbarkeit, die in Anlage B2 des Entwurfes etwas genauer definiert ist.

Um eine Qualitätskontrolle zu ermöglichen, wurde unter Berücksichtigung der umfangreichen Informationen, die bisher im LAF II zum Schwebstofffilterverhalten erarbeitet worden sind,

eine präzisierte Spezifikation und ein entsprechender Testzyklus ausgearbeitet. Die Anforderungen bzw. Prüfbedingungen wurden dabei so festgelegt, daß der Forderung der KTA-Regel nach Erfüllung der Leistungsdaten während der gesamten Betriebszeit Rechnung getragen werden dürfte. Diese Prüfprozedur ist in Tabelle 1 zusammengestellt.

**Tabelle I:** Prüfprozedur zur Kontrolle der strukturellen Belastbarkeit von Schwebstofffiltern im Neuzustand

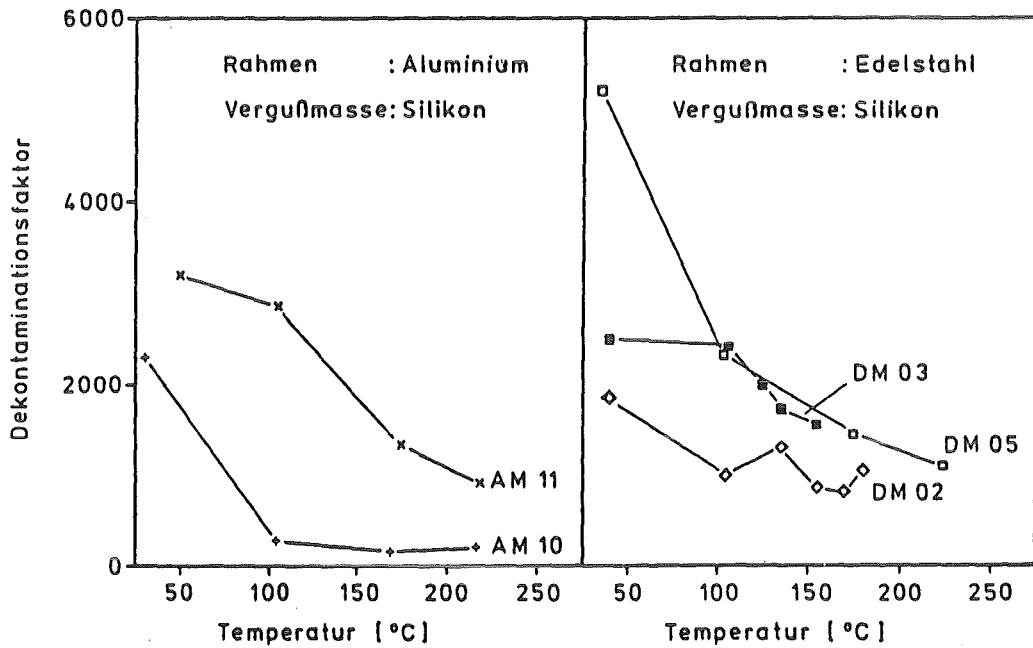
| Abschnitt | geprüfte Eigenschaft                           | Prüfmethode, Prüfbedingungen  |
|-----------|--|---|
| 1         | Eingangsprüfung<br>Abscheidegrad               | nach DIN 24 184<br>o.ä.   |
| 2         | Wärmebeständigkeit<br>statisch                 | Wärmeschrank<br>23 h, 130° C  |
| 3         | Differenzdruckbelast-<br>barkeit trockene Luft | Anlage BORA<br>$\Delta p$ -Anstieg auf 25 kPa in 30 s<br>$\Delta p$ konstant 25 kPa 60 s<br>$\Delta p$ -Abfall auf 0 ca. 30 s |
| 4         | Feuchtebeständigkeit                           | Anlage TAIFUN<br>20 h, 20° C, 5 g Nebel pro m <sup>3</sup><br>gesättigter Luft  |
| 5         | Abschlußprüfung<br>Abscheidegrad               | nach DIN 24 184<br>o.ä.   |

Dieses Prüfverfahren ist sehr zeitraubend und wegen der Nutzung der aufwendigen Prüfanlagen recht teuer. Außerdem ist die Ausführung bisher nur im Kernforschungszentrum Karlsruhe möglich. Dadurch wird eine allgemeine Einführung erschwert. Um diese Situation zu überwinden, werden Vorbereitungen zur Ausarbeitung eines einfachen Prüfverfahrens getroffen, das die Grundlage für eine genormte Methode bilden könnte.

#### 2.4. Schwebstofffilterverhalten bei erhöhten Temperaturen

Zur Prüfung der thermischen Beständigkeit handelsüblicher Schwebstofffilter wurden weitere Abscheidegradmessungen während des Betriebes bei erhöhten Temperaturen in der Versuchs-

Abscheidegradmessungen während des Betriebes bei erhöhten Temperaturen in der Versuchsanlage BORA unter Verwendung des im LAF II entwickelten  $\text{TiO}_2$ -Prüfverfahrens [9, 10] durchgeführt. Zum Einsatz kamen handelsübliche Filterelemente unterschiedlicher Hersteller, die für eine Dauerbetriebstemperatur von  $200^\circ\text{C}$  bis  $250^\circ\text{C}$  ausgelegt waren. Alle Filter hatten einen Metallrahmen. Bei diesen Tests wurde die Temperatur unter Einhaltung des Nennvolumenstroms von i.a.  $1700 \text{ m}^3/\text{h}$  schrittweise auf Werte bis  $230^\circ\text{C}$  erhöht und während der Messungen konstant gehalten. Beispiele für das Verhalten der Filter unter diesen Betriebsbedingungen sind in Bild 10 dargestellt.



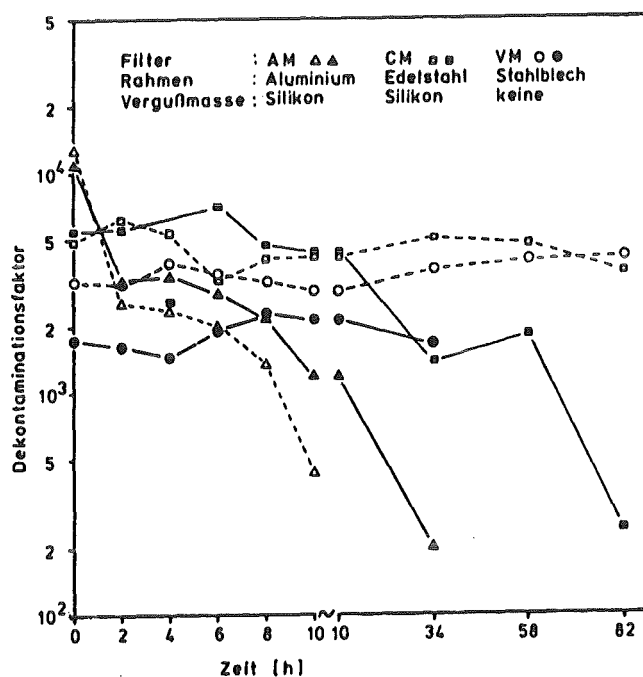
**Abb. 10:** Abnahme der Abscheideleistung von Schwebstofffiltern mit wachsender Betriebstemperatur

Bei beiden Filtertypen wurde eine deutliche Abnahme der Abscheideleistung festgestellt. Diese wird hier durch den Dekontaminationsfaktor DF als dem Verhältnis von Rohgaskonzentration ( $C_{\text{roh}}$ ) zur Reingaskonzentration ( $C_{\text{rein}}$ ) des Testaerosols ausgedrückt. Bei zwei weiteren Filtertypen traten nur geringfügige Veränderungen auf.

Aufgrund der Theorie der Partikelabscheidung wäre eine Zunahme des Abscheidegrades mit steigender Temperatur zu erwarten gewesen, da das Testaerosol vorwiegend diffusionsbestimmt abgeschieden wird [13]. Daß tatsächlich teilweise eine Verringerung festgestellt wurde, hängt wahrscheinlich mit Beschädigungen zusammen, die das Filtermedium während der Wär-

de eine Braunfärbung des Filtermediums beobachtet, die auf eine Zersetzung des organischen Binders zurückgeführt werden kann und gleichfalls eine Schwächung des Filtermediums bewirken dürfte.

In Ergänzung zu diesen Prüfungen erfolgten statische Tests im Wärmeschrank bei 250°C mit zwischenzeitlicher Kontrolle des Abscheidegrades bei Umgebungstemperatur. Diese wurde zunächst alle 2 Stunden, später in Intervallen von 24 h durchgeführt. Die Resultate sind in Abbildung 11 zusammengefaßt. Die Daten zeigen, daß in drei Fällen im Laufe der Beanspruchungszeit bleibende Abnahmen des Abscheidegrades eingetreten sind. Als Ursachen hierfür werden, ebenso wie bei den Tests in der Anlage BORA, mechanische Beschädigungen des Filtermediums als Folge der Wärmebeanspruchung angenommen.



**Abb. 11:** Verlauf der Dekontaminationsfaktoren handelsüblicher Schwebstofffilter nach statischer Wärmebeanspruchung bei 250°C.

Den Abschluß der Arbeiten zum Schwebstofffilterverhalten bei erhöhten Temperaturen werden zunächst abschließende Abscheidegradprüfungen und schließlich Messungen der Versagensgrenzen bilden.

## 2.5. Filterverhalten bei Bränden

In den Vorjahren waren mit geringem Personaleinsatz Untersuchungen zum Filterverhalten bei Bränden durchgeführt worden [11, 12]. In diesem Zusammenhang interessiert vor allem der Verlauf des Filterdruckverlustes bei Einspeicherung von Rußpartikeln sowie bei der möglichen Einwirkung hoher Feuchten. Daneben ist auch die thermische Beständigkeit der Filterelemente von Bedeutung. Im Berichtszeitraum wurden im Rahmen des HDR-Brand-Versuchsprogramms (Serie T 52) Messungen zu den Filtrationsbedingungen der Abluftanlage und zu den Staubbelastungen der darin eingebauten Vorfilter der Klasse EU 4 und der Schwebstofffilter Klasse S durchgeführt. Es wurden die Temperatur, die rel. Luftfeuchte sowie die Rußkonzentration des Abluftstromes registriert und die Beladungsmengen sowie der Differenzdruckverlauf an den Filterstufen ermittelt. Das Programm der Versuchsserie T 52 war von PHDR unter Berücksichtigung der Gesamtzielsetzungen und genehmigungstechnischer Einschränkungen festgelegt worden, so daß es hinsichtlich der Filteruntersuchungen nicht optimal war. Die Versuchsmatrix ist in Tabelle II zusammengestellt.

**Tabelle II:** Versuchsmatrix der PHDR-Brandtests (Serie T 52) und Betriebszeiten der Lüftungsanlagen.

| Versuch | Brandleistung | Brandbeginn        | Brandende           | Lüftungsanlage B 347 |                      | Umluftfilter + 30 m  |                      |
|---------|---------------|--------------------|---------------------|----------------------|----------------------|----------------------|----------------------|
|         |               |                    |                     | Zuschaltzeitpunkt    | Abschaltzeitpunkt    | Zuschaltzeitpunkt    | Abschaltzeitpunkt    |
| T52.11  | 2000 KW       | 11:10<br>t = 0 min | 11:44<br>t = 34 min | 12:13<br>t = 63 min  | 12:31<br>t = 81 min  | 12:41<br>t = 91 min  | 14:40<br>t = 210 min |
| T52.12  | 3000 KW       | 10:53<br>t = 0 min | 11:27<br>t = 34 min | 12:06<br>t = 73 min  | 13:00<br>t = 127 min | 11:27<br>t = 34 min  | 11:58<br>t = 65 min  |
| T52.13  | 4000 KW       | 9:20<br>t = 0 min  | 9:55<br>t = 35 min  | 11:00<br>t = 100 min | 12:00<br>t = 160 min | 9:55<br>t = 35 min   | 10:55<br>t = 95 min  |
| T52.14  | 3000 KW       | 11:40<br>t = 0 min | 12:15<br>t = 35 min | 12:46<br>t = 66 min  | 13:49<br>t = 129 min | 14:10<br>t = 150 min | 16:20<br>t = 280 min |

Insgesamt wurden vier Versuche mit verschiedenen Brandleistungen und verschiedenen Betriebszeiten der Filteranlage durchgeführt. Dabei wurde jeweils Öl in einer Brandwanne beim Zeitpunkt  $t=0$  elektrisch gezündet. Die gewünschte Brandleistung war durch entsprechende Ölnachspeisung einstellbar. Nach Brandende erfolgte eine Absenkung des Überdruckes im Containment durch Öffnen von Klappen zum Ringraum. Dabei wurde teilweise eine Umluftfilteranlage im Containment betrieben. Nach erfolgter Druckabsenkung konnte die Abluftanlage in Betrieb genommen werden. Die wichtigsten Ergebnisse zu den Messungen an den Abluftfiltern sind in Tabelle III zusammengefaßt.

Tabelle III: Wichtigste Ergebnisse der Messungen an den Filtern der Abluftanlage im Rahmen der PHDR-Brand-Versuchsserie T 52

| Versuch | maximale Temperatur vor Filterbank | maximale rel. Feuchte vor Filterbank | Vorfilter EU-4           |                               | Schwebstofffilter        |                               |                          | durchschn. Rußkonzentration im Abgas |
|---------|------------------------------------|--------------------------------------|--------------------------|-------------------------------|--------------------------|-------------------------------|--------------------------|--------------------------------------|
|         |                                    |                                      | maximaler Differenzdruck | durchschn. Beladung je Filter | maximaler Differenzdruck | durchschn. Beladung je Filter | Änderung des Dekofaktors |                                      |
| T52.11  | 24 °C                              | 70 %                                 | 500 Pa *)                | keine Meßwerte                | 180 Pa                   | keine Meßwerte                | keine                    | keine Meßwerte                       |
| T52.12  | 27 °C                              | 73 %                                 | 390 Pa                   | 97 g                          | 190 Pa                   | 36 g                          | keine                    | 35 mg/m <sup>3</sup>                 |
| T52.13  | keine Meßwerte                     | keine Meßwerte                       | 210 Pa                   | 73 g                          | 180 Pa                   | nicht meßbar                  | 6...10                   | 43 mg/m <sup>3</sup>                 |
| T52.14  | 28 °C                              | 77 %                                 | ohne Vorfilter           | ohne Vorfilter                | 320 Pa                   | 166 g                         | 4...12                   | 59 mg/m <sup>3</sup>                 |

\*) Anmerkung: Bei Erreichen des vorgegebenen Grenzwertes von 500 Pa wurde die Abluftanlage außer Betrieb genommen.

Die Meßwerte zeigen, daß bei den vorliegenden Randbedingungen keine Gefahr für die strukturelle Integrität der Schwebstofffilterelemente bestand, denn die Versagensgrenzen der handelsüblichen Filter in trockener Luft liegen oberhalb von 4 kPa [7]. Die für ein Filterversagen kritischen Betriebsbedingungen von Feuchte und Temperatur [1, 5] überschritten kaum die Werte des Normalbetriebes. Die Abscheideleistung der Schwebstofffilterelemente wurde nicht beeinträchtigt. Infolge der Beladung mit Staub war ihr Dekontaminationsfaktor auf das 4- bis 12-fache angestiegen.

Im Laufe des ersten Versuches, bei dem die Umluftfilteranlage nicht in Betrieb war, wurde über die Vorfilter der von der Genehmigungsbehörde zugelassene maximale Differenzdruck von 500 kPa erreicht. Nach bisherigen, orientierenden Untersuchungen mit Vorfiltern EU 4 [14] dürften auch hier noch erhebliche Sicherheitsreserven vorgelegen haben. Hinsichtlich der Abscheidung des Verbrennungsrußes ist die unerwartet hohe Wirksamkeit der eingesetzten Vorfilter bemerkenswert. Ihr Speichervermögen scheint jedoch wesentlich unter dem der S-Filterelemente zu liegen, was mit deren geringen Filtermedienflächen von ca. 0,5 m<sup>2</sup> gegenüber etwa 20 m<sup>2</sup> der Schwebstofffilter erklärlich ist. Daher limitieren die Vorfilter in der derzeitigen Bauweise die Betriebszeit der Lüftungsanlage.



### 3. Störfallbeanspruchung innerhalb von Lüftungsanlagen

Zur Bestimmung der Sicherheitsreserven gegenüber einem Filterversagen muß die Belastung eines eingebauten Filters in einer Lüftungsanlage bekannt sein. Dies setzt die genaue Kenntnis der strömungs- und thermodynamischen Vorgänge innerhalb der Gesamtanlage voraus. Neben den Größen absoluter Druck, Temperatur und Volumenstrom beeinflussen noch die Aerosolkonzentration und die absolute Feuchte die Differenzdruckbelastung. Um diese Beanspruchungsgrößen berechnen zu können, muß ein Rechencode zur Modellierung der komplexen Lüftungsanlagen ausgearbeitet werden.

#### 3.1. Modellierung der Strömungsverhältnisse in Lüftungsanlagen

Nachdem der Rechencode EVENT /15/ zwar für die Strömungsverhältnisse trockener und unbeladener Luft in der Testanlage BORA eine relativ gute Übereinstimmung mit den Experimenten erzielte, aber für die Berechnung des Einflusses hoher Feuchte, Aerosolbelastung und schneller Drucktransienten keine ausreichenden physikalischen Grundlagen liefert, wurde mit einer Literaturstudie über andere Rechencodes begonnen. Dabei sollten alle wichtigen physikalischen Modelle und numerischen Ansätze aus den einzelnen Codes extrahiert werden um einen Überblick über die Komplexität eines Programmes zu erhalten, das die einzelnen Modelle verbindet.

Parallel dazu wurden vorbereitende Arbeiten zur Erstellung eines eigenen Rechencodes aufgenommen, wobei in einem ersten Näherungsschritt quasistationäre, aber kompressible Strömung zu Grunde gelegt wurde. Die Berechnungsmethode kann mit der Entflechtung elektrischer Netzwerke gleichgesetzt werden. Grundlage dafür bilden die Kirchhoff'sche Maschen- und Knotenregel /16/. Angewandt auf die Verhältnisse in einem lüftungstechnischen Netzwerk besagt die Knotenregel, daß die Summe aller einem Knoten zu- und abfließenden Massenströme gleich Null gesetzt werden kann. Aus der Maschenregel ergibt sich, daß die Summe aller Drücke in einer geschlossenen Masche verschwindet. Des weiteren muß noch der Zusammenhang zwischen dem Differenzdruck über die einzelnen Komponenten (Klappen, Filter, Krümmer und Rohre) und dem durchfließenden Massenstrom bekannt sein. So ergibt sich beispielsweise für den Druckabfall innerhalb eines rauen Rohres konstanten Querschnitts folgender Ausdruck /17/:

$$dp_t = -\lambda \frac{\dot{m} |\dot{m}|}{2 \rho A^2 D} dL \quad (2)$$

|       |           |   |  |
|-------|-----------|---|--|
| wobei | $\lambda$ | = | Rohrrauigkeit nach Colebrook           |
|       | $A$       | = | Querschnittsfläche des Rohres          |
|       | $D$       | = | Rohrdurchmesser                        |
|       | $\dot{m}$ | = | Massenstrom                            |
|       | $\rho$    | = | Dichte                                 |
|       | $dp_t$    | = | infinitesimaler Abfall des Totaldrucks |
|       | $dL$      | = | infinitesimale Rohrlänge               |

Für die gesamte Rohrlänge  $L$  erhält man somit bei bekanntem Druck  $p_1$  vor dem Rohr unter Verwendung der idealen Gasgleichung für den Druck  $p_2$  nach dem Rohr eine implizite Gleichung der Form

$$\frac{2 \kappa A^2 \rho_1}{(\kappa+1) p_1 \frac{1}{\kappa} \dot{m} |\dot{m}|} \left[ p_2^{\frac{\kappa+1}{\kappa}} - p_1^{\frac{\kappa+1}{\kappa}} \right] - \frac{2}{\kappa} \ln \frac{p_2}{p_1} = -\lambda \frac{L}{D} \quad (3)$$

Für die anderen Komponenten der Lüftungsanlage wurden ähnliche Gesetzmäßigkeiten aufgestellt, so daß sich in Verbindung mit der Knoten- und Maschenregel ein nichtlineares Gleichungssystem ergibt. Zur Bestimmung der einzelnen Variablen (Druck, Temperatur, Dichte und Geschwindigkeit) wurde das Programmpaket ACRITH /18/ herangezogen. Die Lösungsmethode dieses FORTRAN-Programms gründet auf einem verbesserten Iterationsverfahren. Seine hohe Genauigkeit und Konvergenzfähigkeit wird durch eine Intervallarithmetik erreicht. Jeder Variablen wird ein Intervall mit vorgegebener oberer und unterer Grenze zugeordnet. Als Ergebnis erhält man wiederum ein Intervall und kann somit den numerischen Fehler der Lösung abschätzen. Eine falsche Interpretation auf Grund von Rundungsfehlern kann somit nahezu ausgeschlossen werden.

### 3.2. Zur Ausbreitung schwacher Stoßwellen in rechteckigen Kanälen bei Verzweigungen sowie bei Querschnittsveränderungen

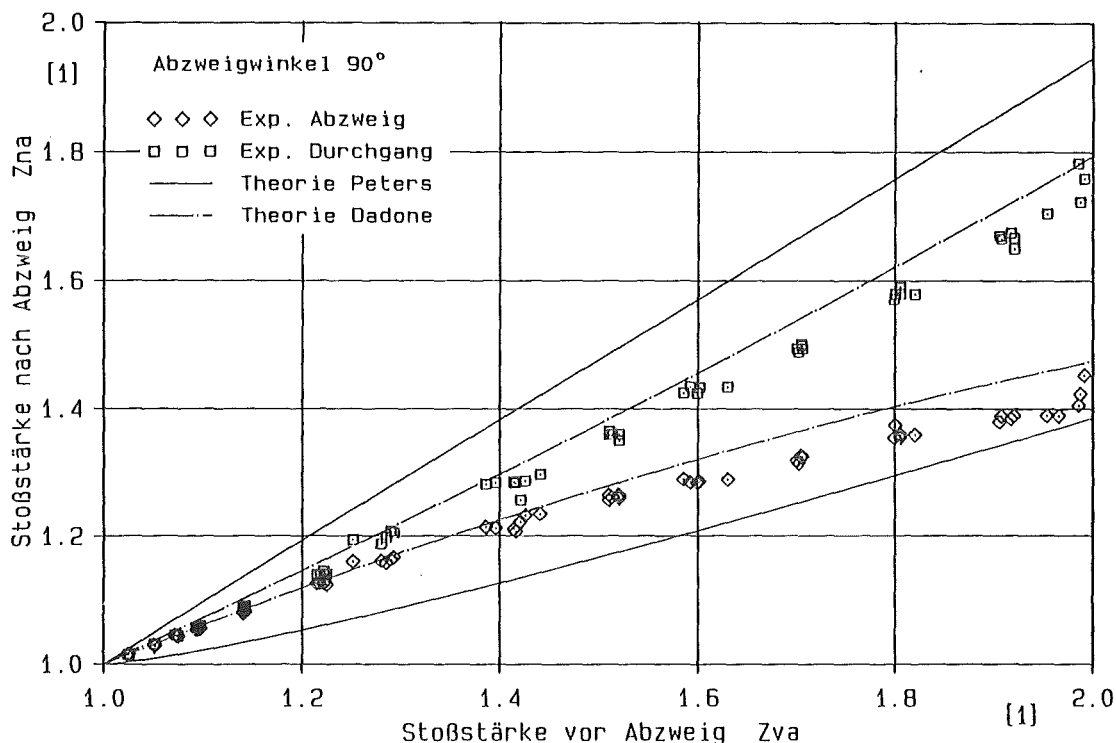
Bei Unfällen können durch Explosionen oder Deflagrationen Druckstörungen entstehen, die sich dann in Lüftungskanälen zu Verdichtungsstößen aufteilen. Diese schlagartigen Druckerhöhungen können unter Umständen zu starken Belastungen des Kanalsystems und nachfol-

gender Filteranlagen führen. In Ergänzung zu den vorangegangenen Untersuchungen /19/, die sich mit der Stoßausbreitung in Kanalabzweigen runden Querschnitts beschäftigten, sollten die Untersuchungen auf rechteckige Kanäle ausgedehnt werden, da in Lüftungsanlagen überwiegend Kanäle dieser Geometrie verwendet werden. Des weiteren sollten die experimentellen Ergebnisse mit speziell für rechteckige Kanäle entwickelten Theorien verglichen werden.

Die verwendete Versuchsanlage bestand aus einem Treibrohr mit Druckregleinheit, einem Membranhalter mit Ausstanzvorrichtung und einem anschließenden Laufrohr mit dem Abzweigwinkel. Die Kanäle vor und nach dem Abzweig hatten quadratischen Querschnitt mit einer lichten Kantenlänge von 64 mm. Die Druckverläufe wurden mittels piezoresistiver Druckaufnehmer gemessen und mit Hilfe von Speicheroszilloskopen aufgezeichnet.

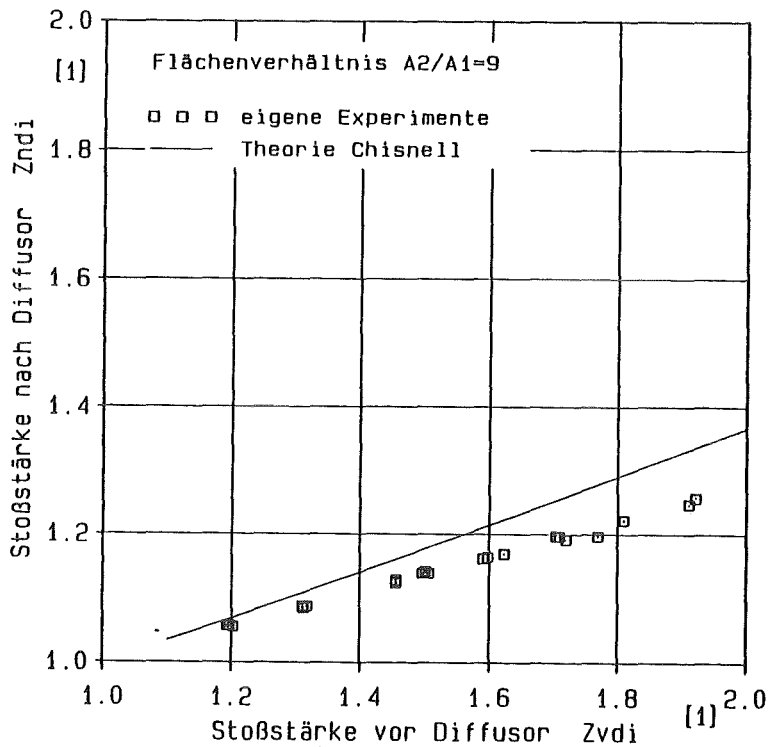
Das Versuchsprogramm umfaßte Experimente mit Abzweigen sowie mit Flächenvariationen. So wurden Abzweigwinkel von  $30^{\circ}$  bis  $150^{\circ}$  untersucht, wobei die Stoßstärke jeweils von 1,05 bis 2,0 in 14 Schritten gesteigert wurde. Bei den Versuchen mit Querschnittsvariation wurde die Fläche auf das 9-fache des Ausgangsquerschnitts erweitert bzw. auf  $1/9$  verringert. Hierzu wurde für den Diffusor die Stoßstärke in 5 Schritten von  $z=1.2$  bis  $z=1.9$  gesteigert. Bei der Düse unterteilte sich der zu untersuchende Stoßstärkenbereich in 5 Schritte von  $z=1.1$  bis  $z=1.7$ .

Die erzielten Meßergebnisse der Abzweigversuche wurden mit den Theorien von Peters /20/ bzw. von Dadone /21/ verglichen. Für die Experimente mit Flächenvariation diente die Theorie von Chisnell /22/ zum Vergleich. Auf die Ergebnisse der experimentellen Stoßstärkenverläufe der Abzweigversuche und die theoretischen Werte sei am Beispiel eines  $90^{\circ}$ -Abzweigs genauer eingegangen. Bild 1 zeigt den Verlauf der Stoßstärke im Abzweigrohr sowie im Durchgangrohr in Abhängigkeit der Eingangsstoßstärke. Man erkennt den typisch degressiven Verlauf der Stoßstärke im Abzweig sowie den leicht progressiven, fast linearen Verlauf der Stoßstärke im Durchgang. Der qualitative Verlauf der Kurven von Peters ist im Gegensatz dazu für den Abzweig progressiv, für den Durchgang nahezu linear. Quantitativ weichen die Werte daher zum Teil sehr stark von den experimentellen Ergebnissen ab. Ferner wird die Stoßstärke im Durchgang stark überbewertet, die im Abzweig jedoch unterbewertet. Die theoretischen Kurven von Dadone beschreiben den Verlauf der experimentellen Ergebnisse qualitativ sehr gut, quantitativ liegen sie jedoch über denen der Experimente, was auf eine ungenügende Anpassung der Theorie an die Rechteckkanäle zurückzuführen ist, die jedoch im Rahmen der Arbeit nicht durchgeführt werden konnte.



**Abb. 12:** Vergleich der experimentellen Stoßstärke mit der Theorie für rechteckige Kanäle von Peters sowie der Theorie für runde Kanäle von Dadone bei einem Abzweigwinkel von  $90^\circ$ .

Die Ergebnisse der Versuche mit Flächenvariation wurden mit der Theorie von Chisnell verglichen. Bild 13 zeigt den Verlauf der Stoßstärke nach dem Diffusor in Abhängigkeit der Eingangsstoßstärke. Sowohl die theoretische Kurve von Chisnell als auch eine Extrapolation der eigenen experimentellen Werte, sind in den untersuchten Stoßstärkenbereichen in etwa linear und unterscheiden sich lediglich in der Steigung. Dies führt dazu, daß die Abweichungen mit zunehmender Stoßstärke größer werden. Die Diskrepanz zwischen Theorie und Experiment beruht auf einem Fehler, der Chisnell bei der Herleitung seines Rechenmodells unterlaufen ist. Chisnell benutzt als Proportionalitätsfaktor zwischen der Druck- und der Geschwindigkeitsänderung nicht das Quadrat der Machzahl, sondern nur einen linearen Zusammenhang. Dadurch wird erklärbar, daß sich der Fehler mit zunehmender Machzahl immer stärker bemerkbar macht.



**Abb. 13:** Vergleich der experimentellen Stoßstärken mit der Theorie von Chisnell für den Diffusor ( $A_2/A_1=9$ ).

Zusammenfassend zeigt sich, daß die Theorie von Peters das Verhalten der Stoßausbreitung in einem Kanalabzweig rechteckigen Querschnitts nur ungenügend beschreibt. Die Gründe dafür liegen in der stark idealisierten Betrachtungsweise von Peters, der Reibungseinflüsse, Änderungen der Zustandsgrößen quer zur Strömungsrichtung sowie Wechselwirkung des Stoßes mit dem Eckwirbelgebiet an der Abzweigung nicht berücksichtigt. Die Theorie von Dandone erscheint dagegen gut geeignet, das Verhalten von Stößen sowohl in Abzweigen als auch in Diffusoren jeglicher Geometrie zu beschreiben. Bedingung dafür ist allerdings eine experimentelle Anpassung, d.h. Bestimmung der Druckverlustkennlinie /23/, an die jeweilige Kanalgeometrie.

Eine Überprüfung der Theorie von Chisnell und ein Vergleich mit Experimenten hat nur eine bedingte Brauchbarkeit dieser Berechnungsmethode ergeben. Nur im Bereich sehr kleiner Stoßstärken ( $z < 1,3$ ) kann man akzeptable Vorhersagen erwarten. Der Berechnungsfehler von Chisnell macht sich mit steigender Stoßmachzahl stärker bemerkbar. Eine Alternativlösung hierzu ist zur Zeit jedoch noch nicht verfügbar.

#### 4. Literatur

- [1] C.I. Ricketts; V. Rüdinger; J.G. Wilhelm;  
"HEPA Filter behaviour under High Humidity Airflows".  
Proc. 19th DOE/NRC Nuclear Air Cleaning Conference, Seattle 1986,  
CONF 860820 (1987) S. 319 ff.
- [2] V. Rüdinger; C.I. Ricketts; J.G. Wilhelm;  
"Development of Glass-Fiber HEPA Filters of high Structural Strength on the Basis  
of the Establishment of the Failure Mechanisms".  
ebenda S. 947 ff.
- [3] F.E. Adley; D.E. Wischert;  
"Life Loading Tests on Certain Filter Media".  
Proc. 7th AEC Nuclear Air Cleaning Conference  
TID 7627 (1961) S. 116 ff.
- [4] V. Rüdinger; J.G. Wilhelm;  
"Zum Verhalten von Schwebstofffiltern unter hoher Differenzdruckbelastung".  
in: 9. Jahreskolloquium des Projekts Nukleare Sicherheit des Kernforschungszentrums  
Karlsruhe  
KfK – 3470 (1982)
- [5] V. Rüdinger; C.I. Ricketts; J.G. Wilhelm;  
"Versagensgrenzen und Schadensmechanismen von Schwebstofffiltern unter Beanspru-  
chung durch trockene Luft hoher Strömungsgeschwindigkeit".  
in: Fraser, G.; Luykx, L (Hrsg.);  
Gaseous Effluent Treatment in Nuclear Installations.  
EUR 10580 (1986), S.792 ff.
- [6] V. Rüdinger;  
"Schwebstofffilterung unter Störfallbedingungen".  
in: Projekt Nukleare Sicherheit, Jahresbericht 1986  
KfK – 4100 (1987) S. 4400 – 13 ff.

- [7] V. Rüdinger; C.I. Ricketts; J.G. Wilhelm;  
"Schwebstofffilter hoher mechanischer Belastbarkeit".  
ATW 32 (1987) S. 587 ff.
- [8] KTA 3601.1  
"Lüftungstechnische Anlagen in Kernkraftwerken Teil 1: Anlagen".  
Entwurfsvorlage Dez. 1986.
- [9] U. Ensinger; V. Rüdinger; J.G. Wilhelm;  
"A Procedure to Test HEPA-Filter Efficiency under Simulated Accident Conditions  
of High Temperature and High Humidity".  
Proc. 18th DOE Nuclear Air Cleaning Conference, 1984  
CONF 840806 (1985) S. 1085 ff.
- [10] U. Ensinger; V. Rüdinger; J.G. Wilhelm;  
"Das TiO<sub>2</sub>-Verfahren zur Abscheidegradprüfung an Schwebstofffiltern unter Störfall-  
bedingungen".  
in: Deutsches Atomforum (Hrsg.): Tagungsbericht Jahrestagung Kerntechnik, Karls-  
ruhe 1987 (1987) S. 581 ff.
- [11] V. Rüdinger; et al.;  
"Zum Studium des Verhaltens von Schwebstofffiltern unter simulierten Störfallbedin-  
gungen".  
in: Projekt Nukleare Sicherheit, Jahresbericht 1984.  
KfK - 3500 (1985) S. 4400 - 27 ff.
- [12] V. Rüdinger; et al.;  
"Schwebstofffilterung unter simulierten Störfallbedingungen".  
in: Projekt Nukleare Sicherheit, Jahresbericht 1985.  
KfK - 4000 (1986) S. 4400 - 21 ff.
- [13] S. Calvert; R. Parker;  
"Effects of Temperature and Pressure on Particle Collection Mechanisms. Theoretical  
Review".  
EPA 600/7-77-002 (1977)

- [14] V. Rüdinger;  
Unveröffentlicht.
- [15] Tang, P.K.; Andrae, R.W.; Bolstad, J.W.; Duerre, K.H.; Gregory, W.S.:  
"Analysis of Ventilation Systems Subjected to Explosive Transients — Far Field Analysis"  
Los Alamos National Laboratory report LA-9094-MS (Nov. 1981)
- [16] Kirchhoff, G.:  
"Über die Auflösung der Gleichungen, auf welche man bei der Untersuchung der linearen Verteilung galvanischer Ströme geführt wird."  
Ann. Phys. Chem. 72 (1847) S. 497-508.
- [17] Zierep, G.:  
"Grundzüge der Strömungslehre."  
1. Auflage, Karlsruhe: Braun 1979.
- [18] High-Accuracy Arithmetic, Subroutine Library, Program Description and User's Guide.  
IBM Program Number 5664-185 (1984).
- [19] Neuberger, M.:  
Zur Ausbreitung schwacher Stoßwellen in Verzweigungen runder Kanäle".  
Diplomarbeit TH Karlsruhe  
Thermodyn. Institut, Prof. Wurz, 1987.
- [20] Peters, F. und Merzkirch, W.:  
"Stoßwellen in Rohrverzweigungen".  
ZAMM 55 T 146/7, 1975.
- [21] Dadone, A.; Pandolfi, M.; Taminini, F.:  
"Shock Wave Propagation in a Straight Duct with a Side Branch".  
Shock Tube Research, Proc. 8th Int. Shock Tube Symposium, London 1971, Bericht Nr. 17.



- [22] Chisnell, R.F.:  
"The Motion of Shock Waves in a Channel of Non-Uniform Width".  
Quart. J. Mich. Appl. Math 6, S.440/52 (1954).
- [23] Dadone, A.; Pandolfi, M.; Taminini, F.:  
"Loss Coefficients in Ducts".  
Tech. Rep. of Istituto di Macchine del Politecnico di Torino, 1971.

**12.05.04 Modellierung und Abschätzung der Folgen und Risiken  
unfallbedingter Schadstofffreisetzungen**

**12.05.04 Modelling and Assessment of consequences and Risks  
of accident caused releases of radionuclides**

The prime objective of work was to complete the new program system UFOMOD for assessing the radiological consequences of nuclear accidents. A variety of parallel investigations demonstrated its flexibility and increased applicability for studies related to emergency preparedness and to various plants of the nuclear fuel cycle. Parts of the work have been supported by the Commission of the European Community (Project MARIA of the Radiation Protection Programme, contract No. BI 6 - 128 - D) and the Ministry of Environment (BMU).

One of the most important improvements of the program system UFOMOD is the introduction of different trajectory models for describing atmospheric dispersion in the near range and at larger distances. Emergency actions and countermeasures modelling takes into account recommendations of international commissions. The dosimetric models contain completely new age-, sex- and time-dependent data of dose-conversion factors for external and internal radiation; the ingestion pathway is modelled to consider seasonal dependencies. New dose-risk-relationships for stochastic and nonstochastic health effects are implemented; a special algorithm developed for accident consequence codes allows individual and collective leukemia and cancer risks to be presented as a function of time after the accident. According to the modular structure of the new program system UFOMOD, an easy access to parameter values and the results of the various submodels exists what facilitates sensitivity and uncertainty analyses.

To complete the spectrum of accident consequences, an economic module is under development for implementation in the program system UFOMOD. It will allow to assess monetary costs and will enable to perform detailed cost-benefit analyses for long-term countermeasures.

To assess the radiological consequences of the reprocessing plant of Wackersdorf in Austria, atmospheric dispersion calculations have been performed with the program system UFOMOD. The radiation doses have been assessed with the trajectory models MESOS and RIMPLFF at grid points representative of Passau, Salzburg, Linz and Vienna for normal operation conditions and radioactive releases caused by incidents.

## 12.05.04 Modellierung und Abschätzung der Folgen und Risiken unfallbedingter Schadstofffreisetzungen

12.05.04/01A Unfallfolgenmodell für Risikostudien  
PRS 0D5S

12.05.04/02A Untersuchungen zu speziellen Fragestellungen aus dem  
PRS 0D5T Themenbereich "Unfallfolgenabschätzungen für kern-  
technische Anlagen"  
(I. Al-Omari, A. Bayer, K. Burkart, J. Ehrhardt, F. Fischer,  
I. Hasemann, C. Matzerath<sup>\*</sup>), J. Päsler-Sauer,  
H. J. Panitz, W. Raskob<sup>\*\*</sup>) C. Steinhauer; INR)

Wesentliches Ergebnis der Arbeiten im Jahr 1987 war die Fertigstellung des Programmsystems UFOMOD zur Abschätzung der radiologischen Folgen von unfallbedingten Aktivitätsfreisetzungen aus kerntechnischen Anlage. Eine Vielzahl verschiedener Untersuchungen demonstrierten seine Flexibilität bei der Beantwortung von Fragen aus dem Bereich der Notfallschutzplanung und seine Anwendbarkeit auf unterschiedliche Risikobetrachtungen. Die Arbeiten wurden von der Kommission der Europäischen Gemeinschaft unterstützt (Projekt MARIA des Strahlenschutzprogramms, Vertrag Nr. BI6-128-D) und zum Teil im Rahmen von Forschungsvorhaben des BMI durchgeführt.

### 1. Struktur des Programmsystems UFOMOD

Das neue Programmsystem UFOMOD/1,15/ besteht aus drei eigenständigen Rechen-codes, die für verschiedene Entfernungsbereiche (Nahbereich  $< 50$  km, Fernbereich  $> 50$  km bis zu etwa 3 000 km) und für unterschiedliche Fragestellungen (Notfallschutz und Frühschadensrisiken bzw. langfristige Schutz- und Gegenmaßnahmen und Spätschadensrisiken) konzipiert sind (s. Abb.1). Jedes der drei Teilsysteme NE, NL und FL hat einen nahezu identischen modularen Aufbau (s. Abb.2). Es besteht aus verschiedenen Programmeinheiten, die Modelle und Daten enthalten, um nacheinander die verschiedenen Arten von Unfallfolgen abzuschätzen.

Die Zwischenergebnisse jedes Programmmoduls werden temporär oder permanent gespeichert; die Kommunikation zwischen den Modulen erfolgt durch Lesen und Schreiben dieser Datensätze.

---

<sup>\*</sup>) inzwischen Abt. f. Angewandte Systemanalyse (AFAS)

<sup>\*\*</sup>) Mitarbeiter der Dr. Trippe Ingenieures mbH, Karlsruhe (DTI)

Jede Programmeinheit kann gezielt vom Steuerprogramm MAIN aufgerufen werden. Hierdurch ist es möglich, jedes UFOMOD-Teilsystem als Ganzes oder stufenweise zu durchlaufen, je nachdem, welcher Anwendungsmodus oder welche Ergebnisse gewünscht werden. Insbesondere wird durch diese Struktur die Durchführung von Sensitivitäts- und Unsicherheitsanalysen mit einzelnen Programmmodulen erleichtert, da die vorangegangenen Rechenschritte nicht wiederholt werden müssen. Durch die Entwicklung einer Reihe spezieller Auswertprogramme, die gezielt auf die gespeicherten Datensätze zugreifen, ist eine detaillierte Dokumentation aller Zwischen- und Endergebnisse in graphischer oder tabellarischer Form möglich, wobei auch Korrelationen zwischen Einzelergebnissen aufgezeigt werden können.

## **2. Modellverbesserungen und exemplarische Ergebnisse**

### **2.1 Atmosphärische Ausbreitung**

Die Aufgabe des Moduls ATMOS ist die Berechnung der ortsabhängigen zeitintegrierten Luft- und Bodenkonzentrationen der freigesetzten Radionuklide für eine Vielzahl verschiedener Wettersituationen. Gegenwärtig stehen drei Ausbreitungsmodelle zur Verfügung: die Gauß-artigen Trajektorienmodelle MUSEMET und RIMPUFF für die Teilsysteme NE und NL im Nahbereich und das Fernbereichsmodell MESOS für das Teilsystem FL. Die Ausbreitungsmodelle wurden derart modifiziert, daß Fahnenaufstieg bei thermischer Energiefreisetzung und/oder Verwirbelung infolge Gebäudeeinflusses ("lift-off") berücksichtigt werden können. Außerdem werden die Ankunftszeit der radioaktiven Wolke an jedem Aufpunkt der vorgewählten Rasterung sowie die Korrekturfaktoren für die  $\gamma$  - Strahlung berechnet und den folgenden Modulen übergeben.

Die Schnittstelle zwischen dem atmosphärischen Ausbreitungsmodul und der folgenden Programmeinheit ist derart universell, daß jedes beliebige Ausbreitungsmodell implementiert werden kann, wenn es in einem radialen Gitter zeitintegrierte Luft- und Bodenkonzentrationen zur Verfügung stellt. Hierdurch können zukünftige Modellverbesserungen, wie z.B. die Einbeziehung komplexer Geländestrukturen, in UFOMOD ohne strukturelle Programmänderungen berücksichtigt werden.

### **2.2 Abschätzung stochastischer somatischer Schäden**

Das durchschnittliche Risiko in der Bevölkerung für die Sterblichkeit durch strahleninduzierten Krebs nach unfallbedingten Freisetzungen von Radionukliden

aus einer kerntechnischen Anlage ist ein Maß für die zu erwartende Anzahl solcher Schäden in der Bevölkerung. Das durchschnittliche Risiko setzt sich zusammen aus vielen unterschiedlichen Beiträgen individueller Risiken, denn:

- die betroffene Bevölkerung umfaßt Männer und Frauen jeden Alters,
- die Strahlenexposition kann längerfristig sein, wie es z.B. bei interner Exposition durch Inhalation oder Ingestion von Radionukliden der Fall ist,
- Schutz- und Gegenmaßnahmen können zu lokal begrenzten Unterbrechungen von Expositionspfaden führen.

Die Abschätzung der kumulativen Schadensfälle in der betroffenen Bevölkerung zu einem bestimmten Zeitpunkt nach einer Freisetzung verlangt im Prinzip die Durchführung von vielfachen Zeitintegrationen, z.B. über die Alters- und Lebenserwartungsverteilungen der Bevölkerung, die zeitliche Verteilung der Strahlenexposition unter Berücksichtigung möglicher Schutz- und Gegenmaßnahmen usw. Die numerische Lösung dieser Vielfachintegrale kann sogar mit schnellen Großrechenanlagen sehr rechenzeitaufwendig sein, so daß geeignete Näherungen gefunden werden müssen.

Für das neue Programmsystem UFOMOD wurde daher das Konzept der Aktivitäts-Risikoeffizienten (ARK) entwickelt /2,3/. Dabei handelt es sich um vorberechnete Koeffizienten, die auf die integralen anfänglichen bodennahen Luftkonzentrationen bzw. die Bodenkonzentrationen normiert sind. Diese Koeffizienten beinhalten näherungsweise die Informationen über die Alters- und Lebenserwartungsverteilungen in der Bevölkerung, über die Zeit- und Altersabhängigkeiten der Aktivitätszufuhr bei den internen Expositionspfaden, der Strahlenexposition bei allen Expositionspfaden und des individuellen Risikos, und über den zeitlichen Verlauf der Schutz- und Gegenmaßnahmen. Bei Unfallfolgenabschätzungen ergibt sich dann die Anzahl der Schadensfälle für jede Krebsart einfach durch die Multiplikation des jeweiligen Koeffizienten mit den entsprechenden anfänglichen Aktivitätskonzentrationen und der Anzahl der betroffenen Individuen.

Mit diesem neuen Verfahren ist es erstmalig möglich, bei Unfallfolgenabschätzungen das Auftreten stochastischer somatischer Spätschäden in der Bevölkerung als Funktion der Zeit nach einem Unfall abzuschätzen.

Im folgenden wird an einigen Beispielen aufgezeigt, welche zeitabhängigen Ergebnisse mit UFOMOD erhalten werden können. Die Beispiele sollen allein der quali-

tativen Darstellung der Möglichkeiten des Programmsystems dienen und nicht der quantitativen Diskussion. Als Quellterm wurde die Freisetzung RL2 angenommen (s. Abschnitt 2.3).

Die Erwartungswerte des durchschnittlichen jährlichen Risikos zur Mortalität durch Leukämie und Lungenkrebes nach Ingestion in 500 km Entfernung zum Standort zeigt Abb. 3 für die lebenden Generationen. Um den Einfluß der Saisonalität zu untersuchen, sind die Ergebnisse jeweils für eine angenommene Freisetzung am 1. Januar und 1. Juli berechnet worden.

Die Zeitverläufe der beiden Schadensarten sind wegen der unterschiedlichen Latenz- und Manifestationszeiten sehr verschieden: das Leukämierisiko ist relativ kurz nach dem Unfall am größten und nimmt dann ab, während das Lungenkrebsrisiko zunächst ansteigt, bis das Maximum nach 40-50 Jahren nach dem Unfall erreicht wird.

Für beide Schadensarten ist - ohne Schutz- und Gegenmaßnahmen - das Risiko bei einer Freisetzung im Juli etwa zwei Größenordnungen höher als bei einer solchen im Januar; darüber hinaus unterscheiden sich auch die Kurvenverläufe deutlich für beide Freisetzungszeitpunkte. Das liegt daran, daß im Sommerhalbjahr die direkte Ablagerung eine wesentlich höhere Kontamination der Nahrungs- und Futtermittel im ersten Jahr bewirkt verglichen mit der der Folgejahre oder nach einer Freisetzung im Winter.

Die Unterschiede in den Kurvenverläufen sind weniger ausgeprägt, wenn Schutz- und Gegenmaßnahmen berücksichtigt werden. Im Falle einer Freisetzung im Sommer bewirken diese eine drastische Reduzierung des Einflusses der höher kontaminierten Nahrungs- und Futtermittel im ersten Jahr. Bei Freisetzung im Winter kommt es durch die viel geringeren Kontamination zu Schutz- und Gegenmaßnahmen nur in viel kleineren Gebieten, so daß, bei dem gegebenen Quellterm, bei der Freisetzung im Januar in 500 km Entfernung kein Einfluß der Schutz- und Gegenmaßnahmen zu erkennen ist.

Die Abb. 4 zeigt die Erwartungswerte der abgeschätzten jährlichen Anzahlen von Krebstoten durch alle der im UFOMOD berücksichtigten Krebsarten sowie exemplarisch durch Leukämie und Lungenkrebs. Das unterschiedliche Zeitverhalten der Inzidenz dieser beiden Krebsarten kann auch hier wieder beobachtet werden. Das Maximum der Summenkurve liegt zwischen 40 und 70 Jahren nach dem Unfall; nach 100 Jahren werden die jährlichen Schadensraten vergleichsweise klein.

### 2.3 Schutz- und Gegenmaßnahmen

Das Modell der Schutz- und Gegenmaßnahmen in UFOMOD dient dazu, Art, Umfang, Ablauf und Dauer von Maßnahmen, wie Aufsuchen von Häusern, Evakuierung, Umsiedlung, Dekontamination und Eingriffe in die Nahrungsmittelversorgung bei der Unfallfolgenrechnung zu berücksichtigen. Die Gebiete, in denen die verschiedenen Maßnahmen zur Anwendung kommen, werden durch Winkel, Entfernungen oder berechnete Isodosislينien festgelegt. Der Benutzer kann die dazu nötigen Kriterien (Eingreifwerte) entweder selbst festlegen oder von Default-Werten Gebrauch machen. Vorsorgliche Räumung vor Freisetzungsbeginn, unbeabsichtigte Reaktionen und Verhaltensmuster der Bevölkerung, wie Spontanevakuierung, Mißachtung oder Mißinterpretation von Alarmen und Empfehlungen der Behörden, Unerreichbarkeit etc. können standardmäßig bzw. durch entsprechende Wahl der Eingabegrößen berücksichtigt werden /1, 4,13/.

Im Rahmen erster Parameterstudien wurde die Flexibilität des Systems gezeigt. Außerdem dienten sie dazu

- diejenigen Gruppen der Bevölkerung zu erkennen, die bei einer schwerwiegenden Freisetzung von Radionukliden am meisten gefährdet sind,
- den Einfluß verschiedener Verhaltensmuster der Bevölkerung auf Art und Anzahl der Gesundheitsschäden zu untersuchen,
- die vorsorgliche Räumung mit anderen Strategien, wie Aufsuchen von Häusern, gefolgt von Evakuierung nach Fahndurchzug zu vergleichen,
- den Zusammenhang zwischen den o.g. Eingreifwerten und Nutzen bzw. Umfang der Maßnahmen zu untersuchen.

Die Rechenergebnisse lassen für die untersuchten Freisetzungen Schlußfolgerungen folgender Art zu:

- Eine gute Katastrophenschutzplanung für den Nahbereich und erfolgreiche Maßnahmen in diesem Bereich stellen das wirksamste Mittel der Risikominimierung dar.
- Die Katastrophenschutzmaßnahmen "Aufsuchen von Häusern" und "vorsorgliche Evakuierung" sollten nur lokal als Alternativen, im Gesamtkonzept jedoch als sich ergänzende Maßnahmen gesehen werden.
- Bei umfangreicher Freisetzung von Radionukliden sind zuerst hohe Eingreifwerte angezeigt, um die am meisten bedrohten Personen optimal zu schützen.

Ein Ergebnis der Parameterstudien ist beispielhaft in Abb. 5 dargestellt /5/. Es wird darauf hingewiesen, daß die Rechnungen mit willkürlichen Quelltermen durchgeführt wurden und daher die absoluten Schadenszahlen keine Aussagekraft besitzen. Nach Vorliegen der Quellterme der Phase B der Deutschen Risikostudie Kernkraftwerke wurden weitere Rechnungen durchgeführt.

#### **2.4 Weiterführende Arbeiten**

Zur Vervollständigung des Schadensbildes wurde mit der Entwicklung eines Modells zur Abschätzung der monetären Schäden eines Reaktorunfalls außerhalb der betroffenen Anlage begonnen. Es wird nach Fertigstellung als Modul in UFOMOD integriert und - zusammen mit Entscheidungskriterien basierend auf Kosten-Nutzen-Analysen - zur Verbesserung der Abschätzung langfristiger Unfallfolgen beitragen.

Weiterhin wurde damit begonnen, ein spezielles Ausbreitungsmodell für sehr langanhaltende Freisetzungen über viele Wochen und Monate in das Programmsystem UFOMOD zu integrieren. Es handelt sich dabei um eine modifizierte Version des Rechenprogramms ISOLA IV, das der jährlichen Berechnung der Strahlendosis in der Umgebung des Kernforschungszentrums Karlsruhe dient. Hierdurch wird es möglich, UFOMOD auch im Zwischenbereich von Freisetzungen im Normalbetrieb und bei Unfällen einzusetzen.

### **3. Sensitivitäts- und Unsicherheitsanalysen**

Methoden der Unsicherheits- und Sensitivitätsanalysen wurden wirkungsvoll für das atmosphärische Teilmodell von UFOMOD/B3 angewandt. Die Resultate wurden für verschiedene Stichprobenumfänge und Stichprobenverfahren verglichen:

- o Random sampling (RS) und Latinhypercube sampling (LHS) liefern vergleichbare Unsicherheits- und Sensitivitätsergebnisse.
- o Relativ kleine Stichprobenumfänge (das 1.5fache der Anzahl der Modellparameter) sind ausreichend, um statistisch stabile Konfidenz- und Sensitivitätsschätzungen zu erhalten.
- o Größere Stichprobenumfänge (n = 100, 200) liefern präzisere Sensitivitätsergebnisse.



- o Die Unsicherheiten in den Unfallfolgen im Nahbereich (Aktivitätskonzentrationen, Organdosen, gesundheitliche Schäden) werden hauptsächlich bedingt durch die thermische Energie der Freisetzung und trockene Ablagerungsparameter.
- o Unsicherheiten bei Schutz- und Gegenmaßnahmen längerer Dauer (z.B. Umsiedlung) und gesundheitliche Spätschäden werden vorwiegend von trockenen und nassen Ablagerungsparametern für Jod und Aerosole verursacht.
- o Mit Hilfe von sog. Bestimmtheitskoeffizienten ( $R^2$ ) kann man den prozentualen Beitrag jedes Modellparameters zur Unsicherheit in den Konsequenzen ermitteln. Bei der Interpretation solcher  $R^2$ -Werte ist jedoch Vorsicht geboten, wenn Korrelationen zwischen Modellparametern zu berücksichtigen sind.

Ergebnisse wurden in /6, 7, 8/ präsentiert. Eine ausführliche Darstellung wird in /9/ gegeben.

Erste Ergebnisse mit dem neuen atmosphärischen Ausbreitungsmodell von UFOMOD, Version NE 87/1 zeigen:

- o die Beschränkung auf seine Modellparameter und modifizierte Variationsbreiten einzelner Parameter führten zu signifikant schmalere Konfidenzbändern in den Konsequenzen.
- o Die statistische Stabilität der Ergebnisse ist wie im UFOMOD/B3-Fall bei entsprechender Anzahl von Rechenläufen gewährleistet.
- o Schwankungen in Ablagerungsparametern und die Mischungsschichthöhe spielen die wichtigste Rolle für Unsicherheiten der Aktivitätskonzentrationen z.B. am Boden und in der bodennahen Luft.

#### 4. Spezielle Untersuchungen

Die probabilistischen Vergleichsrechnungen zur Quantifizierung des Einflusses realistischer Trajektorienmodelle als Verbesserung des geradlinigen Gaußmodells auf Unfallfolgenabschätzungen wurden abgeschlossen /10,11/. Die Ergeb-

nisse wurden schon bei der Konzeption und Entwicklung des Programmsystems UFOMOD berücksichtigt /12/. Untersuchungen zur Darstellung und Begründung von Kriterien für die standortspezifische Beurteilung von Ausbreitungsbedingungen wurden begonnen. Unter Ausbreitungsbedingungen werden dabei sowohl meteorologische als auch topographische Gegebenheiten verstanden. Basis der Untersuchungen sind typische Strömungsfelder, die aufgrund von stündlichen Windmeßdaten des KFÜ von 5 Kernkraftwerksstandorten und ergänzenden Umgebungsmessungen des DWD aus einem Zeitraum zwischen 1 und 3 Jahren zusammen mit ihren jährlichen Häufigkeiten ermittelt wurden. Die Ergebnisse der Untersuchungen enthalten Aussagen über die unter verschiedenen Ausbreitungsbedingungen einsetzbaren Ausbreitungsmodelle /14/. Weitere Untersuchungen darüber, inwieweit die Windmeßdaten der Kernkraftwerke zur Beurteilung von Wettersituationen ausreichen, sind im Gange.

Zur Behandlung der Ausbreitung von Radionukliden über den Wasserpfad wurden Rechenmodelle für den Transport in Grund- und Flußwasser sowie in der Nordsee entwickelt. Für einen LWR-Kernschmelzunfall mit anschließender Auslaugung und Transport von Radionukliden ins Grund- und Flußwasser wurde die Verteilung der Aktivitätskonzentrationen in der Umgebung des Standorts und die Strahlendosis infolge Trinkwasserentnahme berechnet.

Die Tätigkeiten im Bereich Notfallschutz waren gekennzeichnet durch wesentliche Beiträge bei der Überarbeitung der Rahmenempfehlungen und die Aufarbeitung des Unfalls in Tschernobyl. Mit der für die nächsten Jahre geplanten Entwicklung einer rechnergestützten Entscheidungshilfe für kerntechnische Notfälle wurde begonnen. Das in der Früh-, Mittel- und Spätphase nach einem Unfall einsetzbare Instrumentarium wird ein "real-time"-System für die Bundesrepublik Deutschland sowie ein im europäischen Raum einsetzbares Programmsystem zur längerfristigen Entscheidungsfindung umfassen und so ausgelegt sein, daß es für Schulungs- und Übungszwecke geeignet ist.

Zur Abschätzung der radiologischen Auswirkungen der Wiederaufarbeitungsanlage Wackersdorf auf Österreich wurden Ausbreitungsrechnungen für luftgetragene Freisetzungen sowohl im bestimmungsgemäßen Betrieb als auch bei verschiedenen Auslegungsstörfällen durchgeführt. Die Strahlenexposition wurde in dem der WAW

nächstgelegenen Teil des österreichischen Staatsgebiets (Grenzgebiet bei Passau) sowie im Bereich der Städte Salzburg, Linz und Wien ermittelt. Zum Einsatz kam das Programmsystem UFOMOD Version FL 87/1, in dem für die Ausbreitungsrechnungen das Rechenprogramm MESOS in modifizierter Form benutzt wird. Zu Vergleichszwecken sind weitere Rechnungen mit der Version NL 87/2 in Vorbereitung; hierzu werden synoptische Wetteraufzeichnungen aus dem süddeutschen Raum und Österreich zur Berechnung räumlich und zeitlich variabler Wind- und Niederschlagsfelder aufbereitet.

Zur Abschätzung der Strahlenexposition in der Umgebung eines Siedewasserreaktors bei Unfallabläufen mit Kernschmelzen wurden für zweibeispielhafte Quellterme Unfallfolgenrechnungen durchgeführt. Sie dienten hauptsächlich zur Beurteilung der potentiellen Strahlenexposition in dem Entfernungsbereich um das Kernkraftwerk Krümmel, der das Stadtgebiet von Hamburg einschließt. Zum Einsatz kamen die UFOMOD-Teilsysteme NE 87/1 und NL 87/1.

## 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 (1988)
- /2/ C. Steinhauer, C. Matzerath  
Ergebnisse der 'Deutschen Risikostudie Kernkraftwerke' - Phase B:  
Modellierung im Fernbereich und Abschätzung von stochastischen somatischen Schäden  
Jahrestagung Kerntechnik '87, Karlsruhe, 2.-4.6.1987  
Tagungsbericht des Deutschen Atomforums e.V. Bonn, S. 275-278
- /3/ C. Steinhauer, C. Matzerath  
Method for calculating time dependent individual and collective cancer risks in the accident consequence assessment code UFOMOD  
Proceedings of the joint OECD (NEA)/CEC Workshop on "Recent Advances in Reactor Accident Consequence Assessment"  
Rome, Italy, January 25-29, 1988
- /4/ K. Burkart, C. Steinhauer  
Ergebnisse der 'Deutschen Risikostudie Kernkraftwerke' - Phase B:  
Modellierung von Schutz- und Gegenmaßnahmen und Abschätzung ihres Umfangs  
Jahrestagung Kerntechnik '87, Karlsruhe, June 2 - 4, 1987,  
Tagungsbericht des Deutschen Atomforums e.V., Bonn, p. 263-266
- /5/ K. Burkart, J. Ehrhardt, I. Hasemann  
Applications of the new program system UFOMOD in the field of emergency response planning  
Proceedings of the joint OECD (NEA)/CEC Workshop on "Recent Advances in Reactor Accident Consequence Assessment"  
Rome, Italy, January 25-29, 1988
- /6/ F. Fischer  
Unsicherheits- und Sensitivitätsuntersuchungen für Unfallfolgenmodelle  
Jahrestagung Kerntechnik '87, Karlsruhe, June 2-4, 1987,  
Tagungsbericht des Deutschen Atomforums e.V., Bonn, p. 259-262

- /7/ F. Fischer  
Uncertainty and sensitivity analysis for computer models in accident consequence assessments  
International SNS/ENS/ANS - Topical Meeting on Probabilistic Safety Assessment and Risk Management  
August 30 - September 4, 1987, Swiss Federal Institute of Technology (ETH), Zürich, Switzerland  
in:  
Probabilistic Safety Assessment and Risk Management, PSA '87, Vol. III, p. 939 - 944  
by Verlag TÜV Rheinland GmbH, Köln, West Germany, 1987, ISBN 3-88585-417-1
- /8/ F. Fischer  
UFOMOD - Uncertainty and sensitivity analyses  
Proceedings of the joint OECD (NEA)/CEC Workshop on "Recent Advances in Reactor Accident Consequence Assessment"  
Rome, Italy, January 25-29, 1988
- /9/ F. Fischer, J. Ehrhardt, J. Raičević,  
Analysis of uncertainties caused by the atmospheric dispersion model in accident consequence assessments with UFOMOD  
Karlsruhe, Report KfK-4262 (1988)
- /10/ H.-J. Panitz  
Probabilistische Unfallfolgenabschätzungen mit unterschiedlichen atmosphärischen Ausbreitungsmodellen  
Jahrestagung Kerntechnik '87, Karlsruhe, June 2-4, 1987,  
Tagungsbericht des Deutschen Atomforums e.V., Bonn, p. 267-270
- /11/ H.-J. Panitz  
Accident consequence assessments with different atmospheric dispersion models  
International SNS/ENS/ANS- Topical Meeting on Probabilistic Safety - Assessment and Risk Management  
August 30 - September 4, 1987, Swiss Federal Institute of Technology (ETH), Zürich, Switzerland

in:

Probabilistic Safety Assessment and Risk Management, PSA '878,  
Vol. III; p. 933-938

by Verlag TÜV Rheinland GmbH, Köln, West Germany, 1987, ISBN 3-88585-417-1

/12/ H.-J. Panitz

Improved atmospheric dispersion modelling in the new program system UFOMOD  
for accident consequence assessments

Proceedings of the joint OECD (NEA)/CEC Workshop on "Recent Advances in  
Reactor Accident Consequence Assessment"

Rome, Italy, January 25-29, 1988

/13/ J. Ehrhardt, I. Hasemann

Ergebnisse der 'Deutschen Risikostudie Kernkraftwerke' - Phase B:  
Modellierung im Nahbereich und Abschätzung nichtstochastischer Schäden  
Jahrestagung Kerntechnik '87, Karlsruhe, June 2-4, 1987

Tagungsbericht des Deutschen Atomforums e.V., Bonn, p. 271-274

/14/ J. Päsler-Sauer

Anwendungsgebiete von Modellen zur atmosphärischen Ausbreitung  
Jahrestagung Kerntechnik'87, Karlsruhe, June 2-4, 1987,  
Berichtsheft der Fachsitzung 'Atmosphärische Ausbreitungen,  
Deutsches Atomforum e.V., Bonn, p. 49 - 64

/15/ J. Ehrhardt, K. Burkart, I. Hasemann, C. Matzerath, H.-J. Panitz,  
C. Steinhauer

The new program system UFOMOD to assess the consequences of nuclear  
accidents

Proceedings of the joint OECD (NEA)/CEC Workshop on "Recent Advances in  
Reactor Accident Consequence Assessment"

Rome, Italy, January 25-29 1988

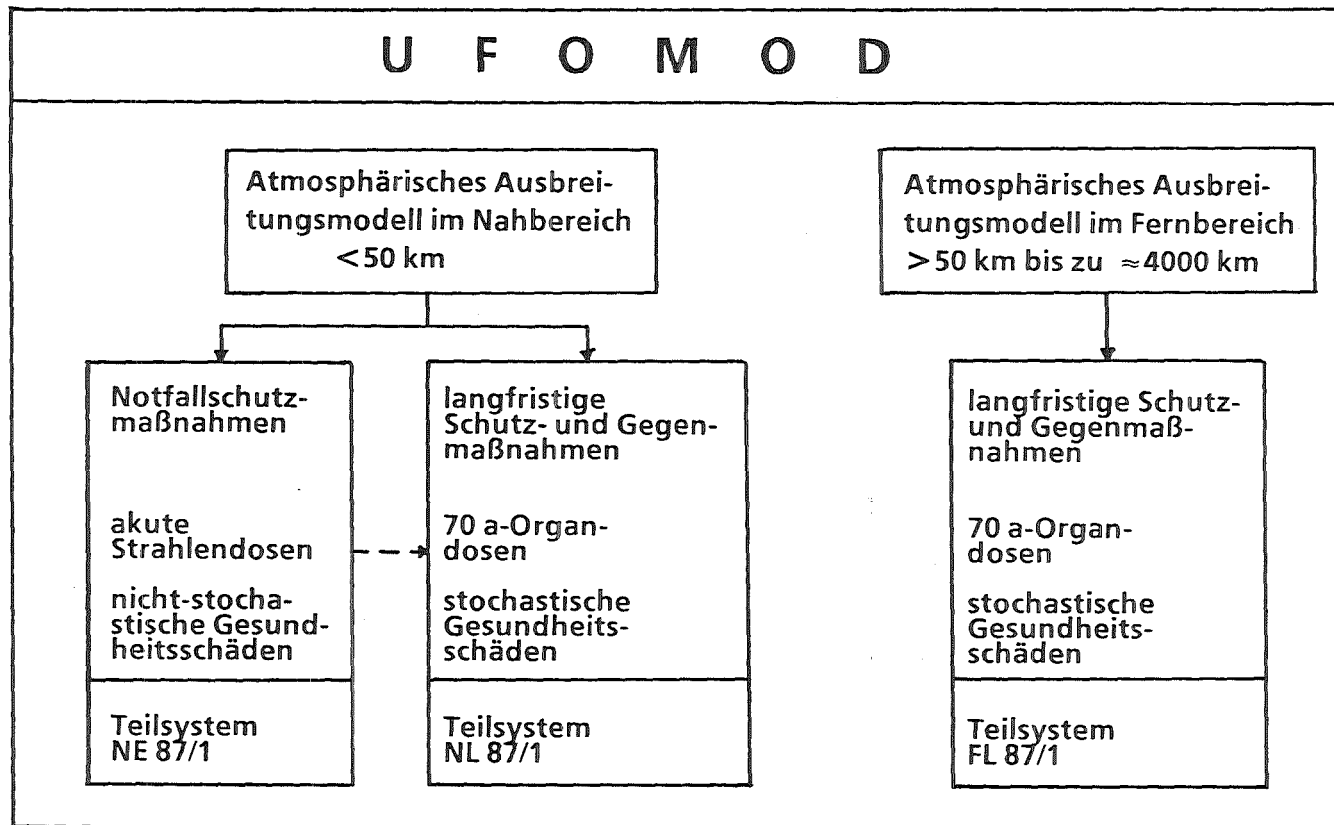


Abb.1: Struktur des Programmsystems UFOMOD

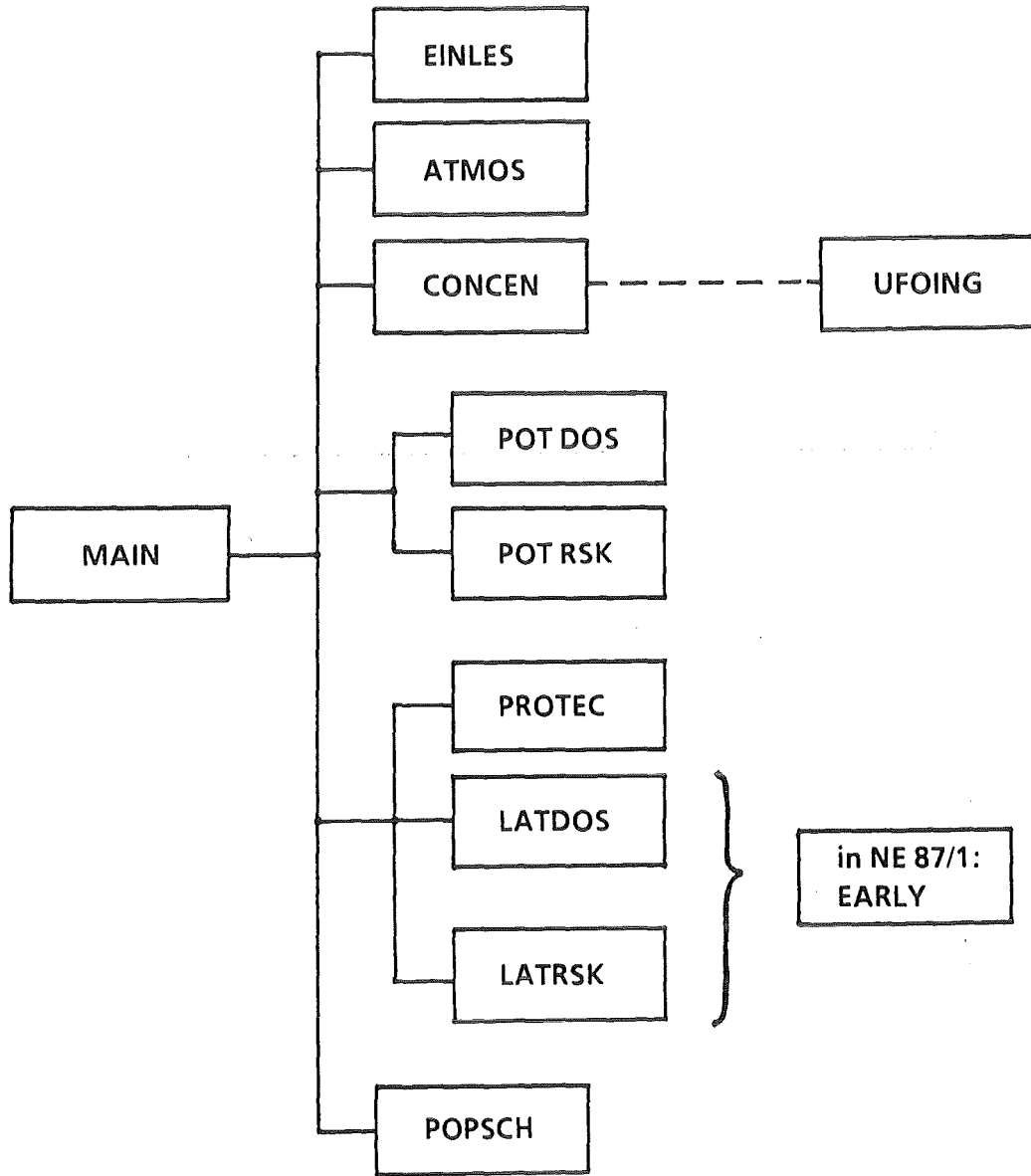
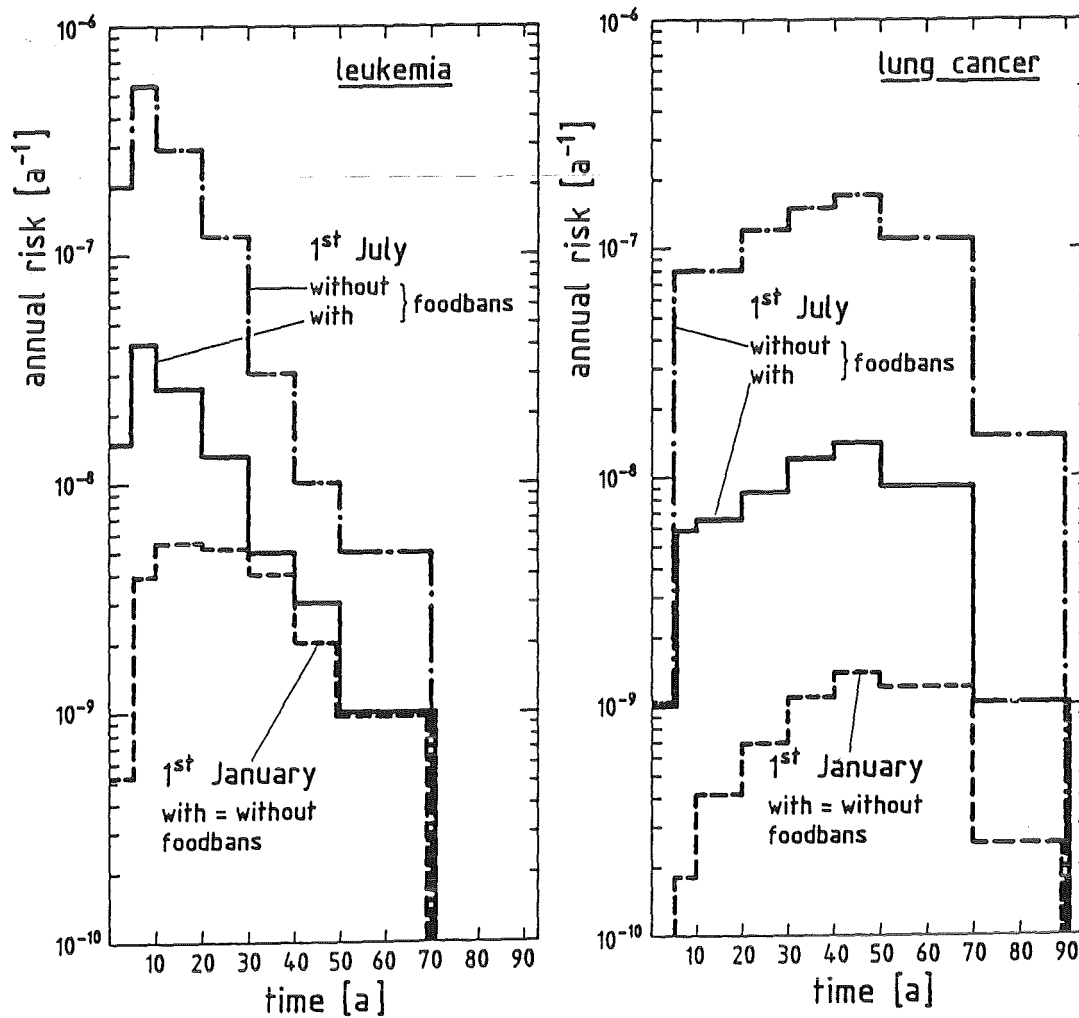


Abb. 2: Struktur der UFOMOD - Teilsysteme





**Abb. 3:** Erwartungswerte des individuellen Mortalitätsrisikos durch Krebs aufgrund von interner Strahlenexposition nach Ingestion kontaminierter Nahrungsmittel (lebende Generationen) /3/

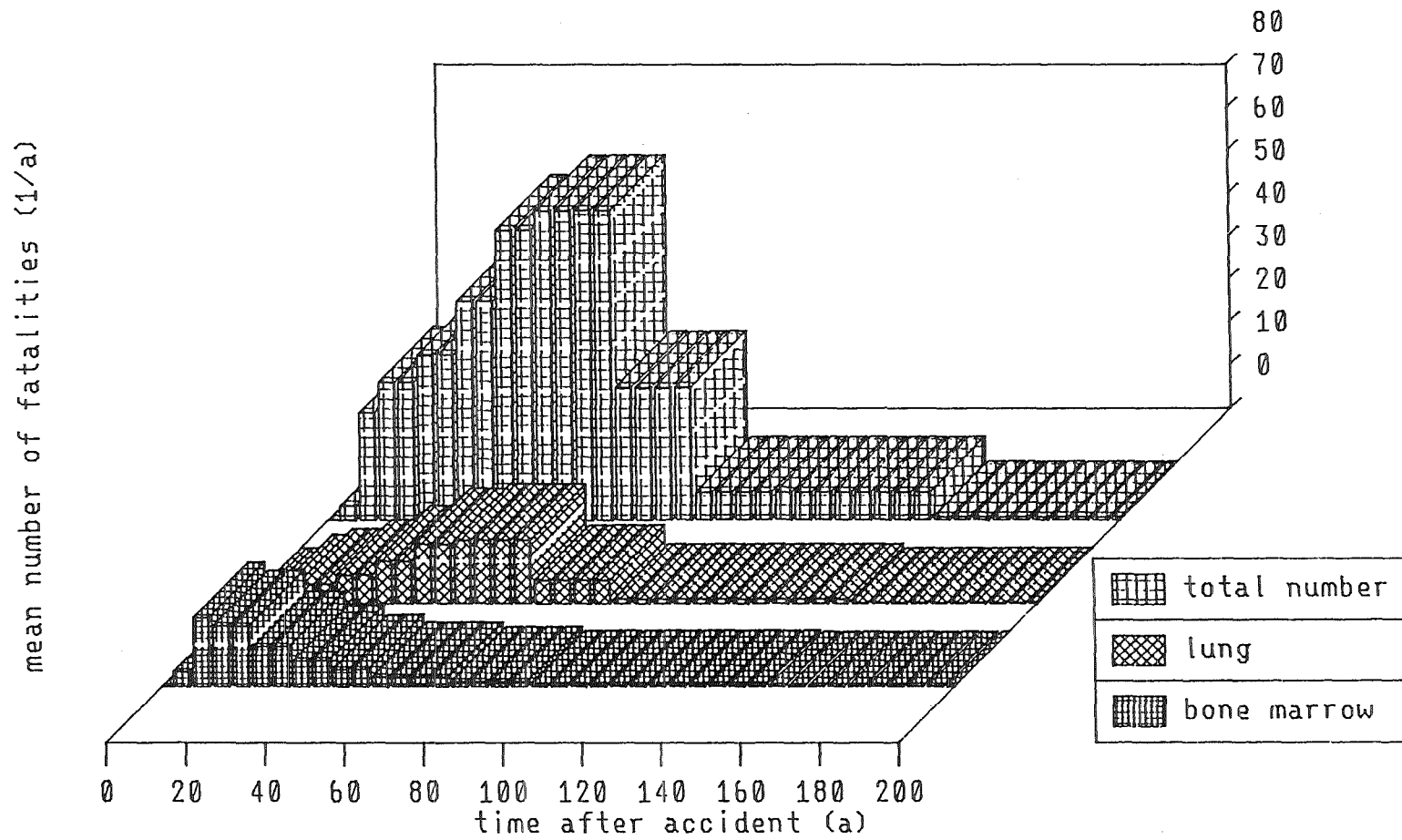


Abb. 4: Jährliche Anzahl von Todesfällen durch Krebs (alle Expositionspfade) /3/

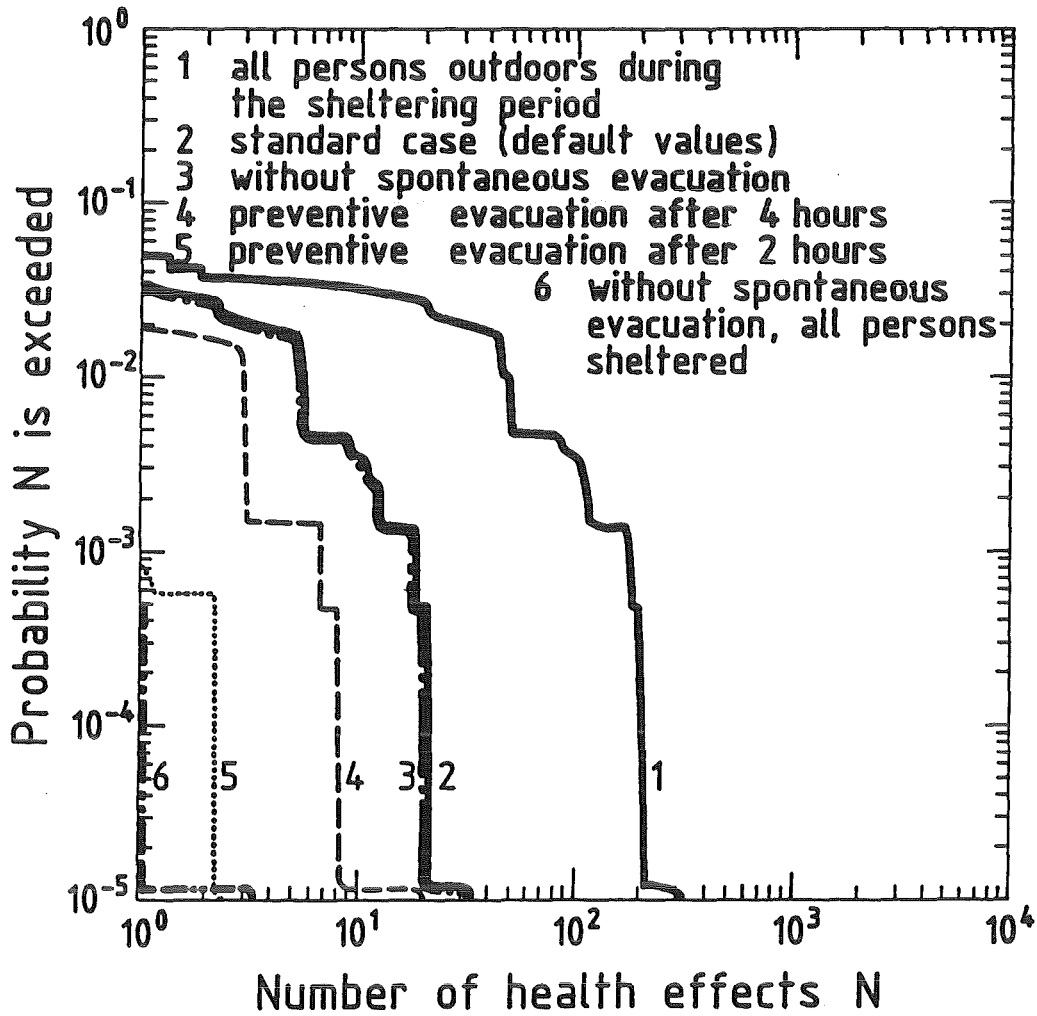


Abb. 5: Komplementäre kumulative Häufigkeitsverteilungen von Frühschäden (akutes Knochenmarksyndrom) /5/

50.02.01            Neutronenphysikalische Sicherheitsuntersuchungen  
zu einem FDWR

50.02.01/01A    Verification of calculational methods for light water  
PRS 0N1A        high converter reactors by critical experiments<sup>\*)</sup>

H.D.Berger, Siemens-KWU, Erlangen, R. Böhme, INR;KfK,  
R. Chawla, PSI, Würenlingen

**Abstract**

Calculational results relevant to the physics characteristics of PuO<sub>2</sub>/UO<sub>2</sub>-fueled light water high converter reactors (LWHCR) are discussed in the context of three particular codes and their associated data libraries, viz. WIMS/D, KARBUS (GRUCAH) and SPEKTRA. Analysis of various critical experiments - from the PROTEUS-LWHCR Phase I and Phase II programmes in particular - has demonstrated the importance of having a representative and comprehensive integral data base for identifying specific shortcomings in the calculational tools employed. This is necessary before modifications can be implemented to achieve an adequate degree of reliability in the prediction of crucial LWHCR design parameters such as the void coefficient.

**1. Introduction**

The commonly pursued LWHCR concept is that involving the use of tight-lattice, PuO<sub>2</sub>/UO<sub>2</sub>-fueled cores in pressurized water reactors. The reduction of the moderation ratio results in a hardening of the neutron energy spectrum, which due to increased resonance reactions (mainly captures in the fertile nuclides) leads to an improved conversion ratio. Depending mainly on the degree of under-moderation in the design, conversion ratios between 0.8 and 1.0 have been reported as possible (cf. 0.5 to 0.6 for an LWR).

An LWHCR core requires mixed-oxide (MOX) fuel with a relatively high fissile content, viz. between 6.5 and 8.5% Pu<sub>fiss.</sub>. The combination of a tight, light water moderated lattice and MOX fuel renders the physics characteristics of an LWHCR unique, i.e. intermediate between those of common light water reactors and fast breeder systems. Calculational methods applied to LWHCR design, on the other hand, have generally been of a standard type, and their verification has been restricted in the past by the lack of integral data from appropriate critical experiments. These are becoming increasingly available in recent years, and the current paper reviews the status of related methods/data assessment efforts.

<sup>\*)</sup> Vortrag, Int. Topical Meeting on Advances in Reactor Physics, Mathematics and Computation, Paris April 1987

## 2 Design Studies

A common aim in the various LWHCR design studies [1,2,3,4,5,6] has been to achieve a high conversion ratio without any major changes to the basic standard PWR plant. Modifications are restricted to the core itself, the pressure vessel internals, the closure head and possibly the main coolant pumps (to combat the increased pressure drop across the tight lattice core). The prospect of improving fuel utilization significantly while retaining as much of the proven PWR technology as possible is clearly the main reason for the growing interest in the LWHCR concept in Europe and Japan. Thus, in the context of a postponed fast breeder era, the LWHCR is seen as a convenient means for counteracting the two important disadvantages of plutonium recycle in standard LWRs, viz. the relatively rapid reduction of the available plutonium inventory and deterioration of the plutonium quality (increase in non-fissile isotopes).

Three different types of LWHCRs have been investigated in some detail. These are :

- The homogeneous design, characterized by hexagonal fuel assemblies consisting of fuel rods of identical dimensions and initial enrichment. In practice, the core is made up from three to five fuel batches with slightly different fissile contents to obtain a flat radial power distribution. The homogeneous LWHCR is the type with engineering features closest to those of a standard PWR. The moderator-to-fuel volume ratios (M/F) investigated vary between 0.5 and 1.0 [7,8,9].
- The heterogeneous seed/blanket design, which is based on the principles of the Shippingport light water breeder reactor [10]. The hexagonal fuel elements consist of an inner seed region with highly enriched mixed-oxide fuel, designed mainly for power production purposes, and an outer blanket zone with lower enriched fuel, where higher conversion ratios are achieved [11]. M/F is typically about 1.0 in the seed and less than 0.4 in the blanket region.
- The mechanical spectral shift design of Framatome's RCVS concept [12], in which all hexagonal fuel assemblies contain clusters of either absorber rods ( $B_4C$ ) or fertile (depleted  $UO_2$ ) spectral shift rods (SSR). The SSR clusters, which are fully inserted at beginning of life and increase conversion (due to reduction of the M/F ratio and effective provision of an internal blanket) are extracted groupwise towards the end of cycle to increase reactivity. The M/F value varies between 1.1 and 1.4, depending on whether the SSR clusters are inserted or withdrawn. The degree of moderation is thus not as low as that which has usually been considered in the context of the other two LWHCR types.

In each of the design studies, there has been consideration of certain important technical constraints. These are related to the generally accepted precept that a new type of LWR core should meet the safety and reliability standards of current-day reactors - if not surpass them. Thus, from the neutronics viewpoint, a key question is that concerning the moderator void coefficient of reactivity which needs to be designed to be negative under all operating conditions.

## 3 Calculational Methods Employed

The physics related parameters predicted for LWHCRs in the various investigations conducted to date (fissile enrichment and inventory, conversion ratio, burnup, reactivity coefficients, control requirements, etc.) have been based largely on the application of computer codes and data libraries which are well established for standard thermal reactor design. Examples are WIMS/D and

WIMS/E [13], EPRI-CPM [14], CASMO [15], SRAC [16] and APOLLO [17] with their associated data libraries. In the case of two particular codes, namely SPEKTRA [18] and KARBUS [19], there has been some effort from the very outset to take into consideration the intermediate neutron spectrum characteristics of LWHCR lattices. These codes combine certain calculational procedures used in fast reactor programmes with the standard features of thermal reactor computations.

In the current paper, results from mainly three codes will be discussed, the versions considered being recent ones as well as those corresponding to their 1980 status. The three codes are :

- (a) SPEKTRA, basically a pin-cell code, solving the transport equation by collision probability methods. It has been developed at the Technical University of Braunschweig (TUBS), FRG, specially for analysis of LWHCR spectral conditions [18]. Its 35 energy group library (ABBN structure extended to cover the thermal energy range) is based on ENDF/B-IV and B-V data. SPEKTRA contains burnup routines with extensive nuclide chains for fission products and actinides as well as options for calculating absorber rods. With its associated one- and two-dimensional diffusion theory programmes, it forms the base for an LWHCR code system. While the calculational methods have remained almost unchanged, the more recent library contains a number of new nuclides and improved data (ENDF/B-V instead of B-IV) for certain earlier ones.
- (b1) KARBUS, a cell code representing the most recent development effort for LWHCR applications. It has been developed at the Nuclear Research Centre Karlsruhe (KfK), FRG [19], by introducing certain basic features of the WIMS/D code, e.g. the 69-group structure with its fine resolution of the low energy Pu resonances, into the fast reactor programme system KAPROS [20]. Macroscopic cross-sections may be determined by either standard or modified FBR methods, or by multi-zone pin cell calculations (as in WIMS). Group constants can be retrieved from standard FBR libraries (e.g. KFKINR set with ABBN structure) or, as is now the common practice, from recently established 69-group libraries with WIMS structure and group constants calculated from the latest nuclear data at KfK (KEDAK-4 if available, otherwise ENDF/B-IV/B-V). KARBUS contains burnup modules, as well as control and core management procedures. Within the KAPROS system, it is linked to several two- and three-dimensional whole reactor codes.
- (b2) Early LWHCR calculations at KfK were performed with the modified FBR methods mentioned above, using the standard FBR 26-group library KFKINR. The modifications in the code GRUCAH [21], relative to the standard FBR code GRUCAL [22], concern the determination of the  $\sigma_0$  values used for the interpolation of shielded cross sections in the resonance energy region, taking into account heterogeneity effects for the reactor lattice.
- (c) WIMS, a general cell code for reactor lattice calculations, developed at the Atomic Energy Establishment, Winfrith (AEEW), UK, in the 1960's. Its algorithms are described in detail in [13]. The WIMS/D version has been employed for LWHCR calculations at KfK and is one of the basic tools used for related studies at the Swiss Federal Institute for Reactor Research (EIR). Its standard data library (69-group structure) is based mainly on the UKAEA nuclear data file [23]. While the cell calculational procedures in WIMS have remained largely unchanged over the years, successive data library adjustments have been made for the principal nuclides, the most recently published set being embodied in the so-called "1981" library [24]. Marked improvements in the calculation of integral parameters for a range of reactor lattice types have been reported with the adjusted data. However, there are strong arguments in

favour of considering the latest evaluation of basic differential data for generating a new “un-adjusted” library. A separate paper at this conference discusses the application of a WIMS library generated at EIR on the basis of the recent Joint Evaluated File, JEF-1 [25].

As early as in 1979, an extensive benchmark calculational exercise was organized in Germany by Kraftwerk Union (KWU), KfK and TUBS to check the validity of applying existing computational tools to LWHCR cores. With this aim in view, twelve critical experiments were first selected from the open literature and analyzed using alternative methods and data sets. These included four tight, light water moderated but UO<sub>2</sub> fueled lattices from the high conversion critical experiments programme (Hi-C) [26], three mixed-oxide fueled (6.6 % Pu<sub>tot</sub>) but well moderated configurations from the SAXTON Pu/H<sub>2</sub>O series [27], and five lower enriched (1.5 - 4.0 % Pu<sub>tot</sub>) mixed-oxide experiments with water-to-fuel volume ratios down to 1.1 from the plutonium utilization programme [28]. Table 1 shows an excerpt from the final report [29], featuring some of the results obtained with WIMS/D using the standard library (WIMS-Std), GRUCAH and SPEKTRA.

Table 1: Comparison of calculated and measured  $k_{eff}$  values for experimental configurations considered in the first German LWHCR benchmark exercise

| Core   | Parameter                 | Experiment | WIMS-Std       | GRUCAH         | SPEKTRA        |
|--|---------------------------|------------|----------------|----------------|----------------|
| HiC - 8<br>3.04 % <sup>235</sup> U<br>M/F=0.962    | $k_{\infty}$<br>$k_{eff}$ | -<br>1.000 | 1.199<br>1.008 | 1.194<br>0.992 | 1.193<br>0.998 |
| HiC - 12<br>3.04 % <sup>235</sup> U<br>M/F=0.758   | $k_{\infty}$<br>$k_{eff}$ | -<br>1.000 | 1.157<br>1.006 | 1.148<br>0.990 | 1.147<br>1.005 |
| Plutonium-5<br>4.0 % PuO <sub>2</sub><br>M/F=1.518 | $k_{\infty}$<br>$k_{eff}$ | -<br>1.000 | 1.358<br>1.010 | 1.371<br>0.984 | 1.369<br>0.999 |
| Plutonium-7<br>2.0 % PuO <sub>2</sub><br>M/F=1.099 | $k_{\infty}$<br>$k_{eff}$ | -<br>1.000 | 1.215<br>1.009 | 1.234<br>0.999 | 1.218<br>1.003 |

As indicated in the above table, the various codes used in the calculational exercise yielded results ( $k_{eff}$ ) which were in reasonable agreement with experiment. On the other hand, it was recognized that the experimental lattices - even though they had been selected with LWHCR characteristics in mind - were not representative since the desired requirements (relatively high enriched MOX fuel and low M/F value) were not simultaneously met in any of the cases. For this reason, a numerical benchmark, viz. a homogeneous-design LWHCR fuel cell (M/F = 0.53, 7.5 % Pu <sub>fiss</sub> MOX with LWR-discharged Pu, zero burnup) was formulated. Calculations with each of the codes were carried out for normal power reactor operating conditions ( $\rho_{mod} = 0.7$  g/cm<sup>3</sup>), as well as several other moderator-density states representing increasing voidage conditions upto 100 % void (dry case). Results of the void calculations for the infinite lattice are indicated in Table 2.

For normal operating conditions, results for reactivity obtained from the three codes appear to be in agreement within about 1 %. However, they diverge so significantly with increasing

voidage that even the sign of the  $k_{\infty}$  void coefficient is not consistent, indicating large differences in the calculation of individual neutron balance components. Thus, according to SPEKTRA, the void coefficient corresponding to this LWHCR design would meet the safety standards of current-day reactors when one takes into consideration the leakage in a finite core. On the basis of the WIMS/D and GRUCAH results, on the other hand, technical feasibility of such an LWHCR appears questionable.

Table 2: Various calculational results ( $k_{\infty}$ ) for the KWU-KIK-TUBS numerical benchmark

| Void (%) | WIMS-Std | GRUCAH | SPEKTRA |
|----------|----------|--------|---------|
| 0        | 1.065    | 1.052  | 1.056   |
| 50       | 1.092    | 1.063  | 1.050   |
| 100      | 1.117    | 1.102  | 1.054   |

In summary, the calculational methods and data sets tested yielded reasonably consistent results for the standard types of LWR integral experiments available in the pre-1982 literature. For a numerical benchmark characteristic of an LWHCR, however, relatively large discrepancies were seen to occur, indicating the need for a detailed programme of representative physics experiments.

#### 4 The PROTEUS-LWHCR Phase I Experiments

The LWHCR Phase I programme of experiments in the thermally driven, zero-power facility PROTEUS at the Swiss Federal Institute for Reactor Research in Wuerenlingen [30,31,32], started in 1981, around the time when the theoretical study discussed in Section 3 was completed. These experiments probably represent the first set of integral data directly relevant to LWHCR spectral conditions.

Two effective fissile-Pu enrichments were investigated, viz. 6 % and 8 % by using existing mixed-oxide (12 %  $Pu_{fiss}$ , Magnox Pu) and depleted  $UO_2$  fuel rods in a 1:1 and 2:1 lattice arrangement, respectively. The moderator-to-fuel volume ratio was about 0.5. In each case, the measurements included reaction rate ratios and  $k_{\infty}$  (the latter for the 6 % fissile-Pu lattice only) for three different moderators, namely  $H_2O$  (0 % void), Dowtherm (an organic moderator simulating 42.5 % void) and air (100 % void). Thus, these experiments provide direct diagnostic checks for the  $k_{\infty}$  void coefficient and its individual components [33].

Table 3 shows the calculation/experiment (C/E)-values obtained with WIMS/D (standard and 1981 libraries), GRUCAH, KARBUS and SPEKTRA for the principal integral parameters measured in PROTEUS-LWHCR Cores 1-3, the 6 % fissile-Pu test lattice with the three simulated  $H_2O$ -voidage states.  $C_8/F_9$  and  $F_8/F_9$  respectively denote capture and fission for  $^{238}U$ , relative to  $^{239}Pu$  fission. It should be mentioned that the GRUCAH, KARBUS and SPEKTRA results were obtained from 6 %  $Pu_{fiss}$  single-rod calculations and had to be corrected using two-rod/single-rod factors derived from WIMS/D.

While bearing in mind the experimental errors in the Phase I measurements (typically,  $1\sigma$ -values of  $\pm 2.5$  % on reaction rate ratios and  $\pm 1.2$  % on  $k_{\infty}$ ) the following observations can be made :



- The differences between the individual calculational results for  $k_{\infty}$  (upto about 4 % for the wet and 6 % for the dry lattices), as well as those for the reaction rate ratios (upto typically 10 % in the various cores), are considerable larger than would be expected for standard LWR lattices.
- Several internal inconsistencies become apparent when one compares C/E values for  $C_8/F_9$  - the most important, single neutron balance component measured in the lattices - with the corresponding results for  $k_{\infty}$ . These are indicative of compensating errors in the non-measurable reaction rates (mainly captures in  $^{239}\text{Pu}$ ,  $^{240}\text{Pu}$  and steel in the Phase I experiments).
- The discrepancies in calculating moderator voidage effects on  $k_{\infty}$  appear much less pronounced than was the case for the numerical benchmark discussed in Section 3. This is partly due to the lower fuel enrichment in Cores 1-3, which results in a strongly negative  $k_{\infty}$  void coefficient (experimental  $\alpha_v = -14.4 \pm 1.4 \cdot 10^{-4}/\%$  between 0 and 100 % void). A more important reason for expecting  $\alpha_v$  discrepancies to be smaller is perhaps the Pu isotopic composition which in the Phase I experiments was non-representative in terms, for example, of the very low  $^{241}\text{Pu}$  and  $^{242}\text{Pu}$  fractions. Qualitatively, however, the calculational trends with WIMS-Std, GRUCAH and SPEKTRA were similar to those indicated in Table 2, the corresponding  $\alpha_v$  values being -11.3, -12.2 and  $-14.2 \cdot 10^{-4}/\%$ , respectively.

Table 3: Calculation/Experiment values for  $k_{\infty}$ ,  $C_8/F_9$  and  $F_8/F_9$  in PROTEUS-LWHCR Cores 1-3 (6 %  $\text{Pu}_{\text{fiss}}$ , Phase I)

| Code     | $k_{\infty}$                | $C_8/F_9$ | $F_8/F_9$ | $k_{\infty}$           | $C_8/F_9$ | $F_8/F_9$ | $k_{\infty}$     | $C_8/F_9$ | $F_8/F_9$ |
|----------|-----------------------------|-----------|-----------|------------------------|-----------|-----------|------------------|-----------|-----------|
|          | H <sub>2</sub> O (0 % Void) |           |           | Dowtherm (42.5 % Void) |           |           | Air (100 % Void) |           |           |
| WIMS-Std | 0.986                       | 1.002     | 0.974     | 0.971                  | 1.054     | 1.045     | 1.017            | 1.044     | 0.990     |
| WIMS-81  | 1.009                       | 0.951     | 0.992     | 1.008                  | 0.978     | 1.051     | 1.040            | 0.994     | 1.016     |
| GRUCAH   | 0.995                       | 1.042     | 0.979     | 0.983                  | 1.058     | 1.052     | 1.017            | 1.019     | 1.005     |
| KARBUS   | 0.992                       | 1.005     | 0.999     | 0.974                  | 1.057     | 1.083     | 0.981            | 1.105     | 1.069     |
| SPEKTRA  | 1.001                       | 0.983     | 0.941     | 0.989                  | 1.015     | 1.013     | 1.002            | 1.039     | 1.047     |

As already indicated, there were shortcomings in the PROTEUS-LWHCR Phase I programme stemming largely from restrictions on the fuel materials available for the test zone. Apart from the Pu isotopic composition, these include the two-rod nature of the experimental lattices, the relatively small test zone size (which precluded, for example,  $k_{\infty}$  measurements for the 8 % fissile-Pu case), as well as insufficient time available for detailed experimentation (which, for instance, allowed only a limited series of reactivity worth measurements to be conducted). In view of the above, a second more comprehensive phase of LWHCR experiments in PROTEUS is being carried out during 1985-89, using specially fabricated mixed-oxide fuel.

## 5 The PROTEUS-LWHCR Phase II Experiments

The Phase II programme of LWHCR physics experiments in PROTEUS, being carried out under a joint Swiss/German co-operative agreement (EIR/KIK/KWU), started in the middle of 1985.

The moderator-to-fuel volume ratio of the reference test lattice is 0.48, i.e. similar to that in the Phase I set of experiments. The new features, relative to the earlier programme, are principally : the specially fabricated 7.5 % fissile-Pu mixed-oxide fuel (with rod diameter, as well as Pu enrichment and isotopic composition, much more representative of LWHCRs of homogeneous design) and the larger test zone size. One may thus expect the benchmark quality of the measurements to be considerably improved in the new programme.

The longer time that has been made available for the PROTEUS-LWHCR Phase II experiments allows several new aspects to be investigated. These include the application of alternative experimental techniques for the determination of  $k_{\infty}$ , the measurement of additional reaction rates, the investigation of control rod worths and, to be considered later, the effects of increasing the moderator-to-fuel ratio. Clarification of the void coefficient question, however, continues to be one of the principal aims. While the experimental techniques employed in the Phase I programme have been documented in Ref. 31, the new experimental procedures being applied in Phase II are described in detail in Ref. 34. A short outline of the procedures employed for control rod studies, as also the reactivity-based methods for determining  $k_{\infty}$ , is given below.

Measurements of control rod worths for alternative absorber materials were performed at the centre of the PROTEUS-LWHCR Phase II test zone by remotely controlled, step-wise insertion of the absorber under study in an empty guide tube during normal reactor operation. The negative reactivity effect, monitored by a neutron flux deviation channel, was compensated by an automatic power adjustment rod ("autorod", a sphenoidal copper blade with an almost linear reactivity characteristic), located outside the thermal driver zones. The reactivity worth of a given control rod could thus be expressed in so-called autorod units (ARU). Such a result cannot be directly interpreted in terms of the absolute worth of the control rod in a single-zone LWHCR. However, the measurements are representative in a relative sense, since the ratio of two individual rod worths measured in the centre of PROTEUS is an LWHCR-specific characteristic, i.e. largely independent of the outer reactor regions.

The determination of  $k_{\infty}$  by the buckling method, as applied in the Phase I wet lattices, is not adequate in its accuracy when applied to a dry test zone. Accordingly, considerable effort has been devoted in the Phase II programme to developing and applying alternative experimental techniques for  $k_{\infty}$  - based on the measurement of the reactivity worth of a unit cell at the core centre, i.e. the reactivity change associated with the replacement (over a given axial height) of a certain number of lattice cells (1, 7, 19 or 37) by void. For the dry Phase II reference lattice, Core 8, the creation of a desired central voided volume was relatively straightforward, since this effectively involved the displacement of a certain number of fuel rods. For the wet, H<sub>2</sub>O-moderated reference lattice, Core 7 - and as later also to be employed in the Dowtherm case - special "void boxes" were fabricated from epoxy resin reinforced by low-impurity glass fibre, so that moderator could be displaced at the same time as fuel and clad. The cell reactivity worth was measured with a special autorod, about ten times more sensitive than that used for the control rod studies. Two different methods were employed for normalizing the thus-measured cell worth signal, viz. the calibrated Cf-fission-source method [35] and the reactivity/reaction rate technique using a series of reference absorbers [36]. For each of the Phase II test lattices, the final experimental value will represent the error-weighted mean of individual results from the buckling and the alternative cell-reactivity methods.

At the present time, the various types of measurements in Core 7 (the H<sub>2</sub>O moderated reference lattice of the Phase II programme) and Core 8 (the fully voided case) have been completed. Analysis of some of the measurements (especially of those in Core 8) is, however, still in progress. For this reason discussion is limited here to experimental results which can be currently considered "final". Table 4 gives the Core 7 C/E-values for  $k_{\infty}$  and the same two reaction rate ratios as in Table 3. The

experimental accuracies were significantly better than achieved in Phase I, viz. typically  $\pm 1.5\%$  on reaction rate ratios and about  $\pm 0.5\%$  on  $k_{\infty}$ .

Table 4: Calculation/Experiment values for  $k_{\infty}$ ,  $C_8/F_9$  and  $F_8/F_9$  in PROTEUS-LWHCR Core 7 (7.5 %  $Pu_{fiss}$ , Phase II)

| Code     | $k_{\infty}$                | $C_8/F_9$ | $F_8/F_9$ |
|----------|-----------------------------|-----------|-----------|
|          | H <sub>2</sub> O (0 % Void) |           |           |
| WIMS-Std | 0.985                       | 1.058     | 1.028     |
| WIMS-81  | 1.012                       | 0.982     | 1.030     |
| GRUCAH   | 1.004                       | 1.058     | 1.010     |
| KARBUS   | 0.986                       | 1.037     | 1.028     |
| SPEKTRA  | 0.994                       | 1.004     | 0.975     |

A comparison of Table 4 with the corresponding results for the H<sub>2</sub>O moderated lattice in Table 3 indicates consistency for the  $k_{\infty}$  results. The C/E's for both reaction rate ratios, on the other hand, are generally larger in the Phase II reference lattice by typically 3%. The comparisons with experiment for  $C_8/F_9$  in Core 7, for example, are significantly more similar to those for the 6% fissile-Pu lattice with Dowtherm as moderator than to those of the H<sub>2</sub>O case. This indicates that the hardening of the neutron energy spectrum due to the increase in fuel enrichment may cause similar changes in the quality of calculational results as does the reduction of moderator density. There are, however, other features - such as the single-rod nature of the Phase II test lattice, the larger fuel diameter and the more representative Pu isotopic composition - that play an important role in the interpretation of such differences [34].

Table 5: C/E values for relative control rod worths of different absorbers in PROTEUS-LWHCR Core 7 (7.5 %  $Pu_{fiss}$ , Phase II, H<sub>2</sub>O moderated)

| Absorber                              | Form   | $\Delta\rho_{absorber}/\Delta\rho_{B_4C}$ |         |
|---------------------------------------|--------|---|---------|
|                                       |        | WIMS-81                                   | SPEKTRA |
| B <sub>4</sub> C-nat                  | powder | 0.973                                     | 0.965   |
| B <sub>4</sub> C-93 % <sup>10</sup> B | pellet | 1.143                                     | 1.074   |
| AgInCd                                | alloy  | 1.012                                     | 0.931   |
| Hafnium                               | metal  | -   | 1.119   |
| Gd <sub>2</sub> O <sub>3</sub>        | pellet | 0.917                                     | -       |
| Sm <sub>2</sub> O <sub>3</sub>        | pellet | 0.933                                     | -       |

A set of C/E values for the control rod worth ratios investigated in PROTEUS-LWHCR Core 7 is given in Table 5, featuring results from WIMS-81 and SPEKTRA based calculations. The experimental accuracies for the measured relative reactivity worths (a natural B<sub>4</sub>C-pellet rod serving

as standard) were in the range of  $\pm 1.0$  to  $1.5$  %. The analysis with WIMS-81 was performed on the basis of exact perturbation theory and a 1-D transport theory model of the whole reactor, as well as of a single zone critical corresponding to the LWHCR test lattice. It was thus confirmed that the measured reactivity worth ratios are not significantly influenced by the outer PROTEUS reactor regions. The SPEKTRA results were accordingly obtained by analyzing a single zone reactor corresponding to the test lattice - with and without the control rods at the centre (direct calculations).

The blanks in Table 5 indicate absorber materials for which either complete cross-section sets were missing ( $Gd_2O_3$  and  $Sm_2O_3$ ) or numerical problems occurred in the calculations (hafnium). In general, the  $C/E$  values are not as close to unity as was the case for  $k_{\infty}$ , for example. Taking into account the much more complicated calculational procedure with two or more different codes being employed in the generation of one single value, however, the agreement between experiment and calculation appears quite satisfactory with two exceptions, viz. hafnium and the highly enriched  $B_4C$ . The overestimation of the reactivity worth of enriched boron carbide (by as much as 14 % with WIMS-81) is a discrepancy clearly requiring further investigation, considering that enriched  $B_4C$  is the control material with the most promising features for application in LWHCRs.

Table 6: Comparison of calculated breakdowns of the net  $k_{\infty}$  void coefficient for the PROTEUS-LWHCR Phase II reference lattice (7.5 %  $Pu_{fiss}$ ) over the total voidage range, 0-100 %. A WIMS-Std breakdown for the Phase I 6 %  $Pu_{fiss}$  lattice is also indicated for comparison (units:  $10^{-4}/\%$ ).

| $R_i$            | WIMS-Std                 | WIMS-Std                  | WIMS-81 | GRUCAH | KARBUS | SPEKTRA |
|------------------|--------------------------|---------------------------|---------|--------|--------|---------|
|                  | $\alpha_{vi}$<br>Phase I | $\alpha_{vi}$<br>Phase II |         |        |        |         |
| $F_5 / F_9$      | + 0.4                    | + 0.4                     | + 0.5   | + 0.1  | + 0.5  | + 0.4   |
| $F_8 / F_9$      | + 6.2                    | + 5.3                     | + 5.5   | + 5.5  | + 6.0  | + 5.1   |
| $F_9 / F_9$      | + 1.0                    | + 1.0                     | + 1.1   | + 0.8  | + 0.8  | + 0.7   |
| $F_0 / F_9$      | + 1.3                    | + 2.0                     | + 2.0   | + 1.9  | + 2.1  | + 1.7   |
| $F_1 / F_9$      | - 0.1                    | - 1.3                     | - 0.7   | - 2.0  | - 1.5  | - 1.8   |
| $C_8 / F_9$      | -35.0                    | -21.9                     | -22.5   | -20.0  | -23.7  | -23.6   |
| $C_9 / F_9$      | + 5.6                    | + 7.6                     | + 8.1   | + 6.9  | + 7.3  | + 6.3   |
| $C_0 / F_9$      | + 6.8                    | + 7.9                     | + 7.1   | + 8.9  | + 8.2  | + 8.5   |
| $C_1 / F_9$      | + 0.2                    | + 1.1                     | + 1.0   | + 0.9  | + 0.8  | + 0.5   |
| $C_2 / F_9$      | + 0.3                    | + 2.5                     | + 2.3   | + 0.9  | + 1.9  | + 1.3   |
| $C_{Am} / F_9$   | + 0.7                    | + 0.8                     | + 0.7   | + 0.6  | + 0.6  | + 0.6   |
| $C_{St} / F_9$   | + 0.6                    | + 0.5                     | + 0.4   | - 0.4  | - 0.3  | - 0.6   |
| Others           | + 0.7                    | + 1.2                     | + 1.2   | + 1.4  | + 1.3  | + 1.0   |
| Total $\alpha_v$ | -11.3                    | + 7.1                     | + 6.7   | + 5.5  | + 4.0  | + 0.1   |

As mentioned earlier, clarification of the void coefficient question has remained one of the principal aims of the PROTEUS-LWHCR programme. The  $k_{\infty}$  void coefficient for an LWHCR

lattice is made up of contributions from individual components of the neutron balance, which can largely cancel each other out [18,33]. Thus, emphasis is placed in the experiments, not only on the determination of the net  $k_{\infty}$  void coefficient ( $\alpha_v = \Delta k_{\infty} / k_{\infty} \Delta v$ ,  $\Delta v$  being the voidage change in %), but also on the measurement of as many components ( $\alpha_{vi}$ ) due to individual reaction rate ratios ( $R_i$ ) as possible. Calculated breakdowns of the  $k_{\infty}$  void coefficient of the Phase II test lattice (0-100 % void) are presented in Table 6, C denoting capture and F fission while the subscripts 5, 8, 9, 0, 1, 2, Am and St denote  $^{235}\text{U}$ ,  $^{238}\text{U}$ ,  $^{239}\text{Pu}$ ,  $^{240}\text{Pu}$ ,  $^{241}\text{Pu}$ ,  $^{242}\text{Pu}$ ,  $^{241}\text{Am}$  and steel, respectively. For comparison, a WIMS-Std based breakdown of the 6 % fissile-Pu Phase I test lattice is also included.

The differences between the Phase I and Phase II breakdowns in Table 6 clearly demonstrate the importance of having a representative LWHCR lattice when considering the void coefficient in absolute terms. The increased fuel enrichment, as well as the more characteristic Pu isotopic composition and fuel diameter in Phase II, causes  $\alpha_v$  for the 6 % fissile-Pu Phase I lattice to change sign. Reduction of the strongly negative  $C_8/F_9$  component is the most important single effect, with increased positive contributions of plutonium captures reinforcing the trend (cf., for example, the  $C_2/F_9$ -component values). It should be mentioned, of course, that  $\alpha_v$  as discussed here is the clean infinite-lattice void coefficient. In a power reactor, however, the reactivity change associated with a decrease in moderator density (e.g. during a loss-of-coolant accident) would be influenced by other effects, e.g. leakage which would provide an important negative contribution.

Intercomparison of the five calculated Phase II breakdowns shows discrepancies in the net  $k_{\infty}$  void coefficient which are similar to those encountered in the early theoretical benchmark (Table 2). In the light of the currently estimated experimental  $\alpha_v$  value of about  $+4 \cdot 10^{-4}/\%$ , it appears that the positive  $k_{\infty}$  change of the Phase II reference lattice associated with the total loss of moderator is underpredicted by SPEKTRA and overestimated by both WIMS calculations. Inspection of the calculated void coefficient components does not yield any single major factor as explanation, the difference in the net  $\alpha_v$  values from SPEKTRA and WIMS-Std, for example, coming from a number of additive effects. Experimental  $\alpha_{vi}$  values based on the finally evaluated reaction rate ratio measurements in PROTEUS-LWHCR Cores 7 and 8 should provide valuable evidence for the relative accuracies of the individual codes.

## 6 Conclusions

Integral physics parameters calculated for LWHCRs are particularly sensitive to the differences which exist between the different codes and, to an even greater extent, between the various nuclear data libraries commonly applied to standard LWRs. This has been demonstrated in the current paper by featuring calculational results for critical experiments as well as a theoretical LWHCR benchmark, using three particular codes and their associated data bases developed over the past six years. Despite the fact that considerable effort has been devoted to the improvement of these calculational tools during this time (e.g. new algorithms and more recent nuclear data sets), none of the methods and data currently reviewed seem able to meet the stringent target accuracies which would, for instance, be required in the licencing procedure for a commercial LWHCR.

With the completion of the PROTEUS-LWHCR Phase I experimental programme, a first set of integral measurements directly relevant to LWHCR spectral conditions appeared quite early in the open literature. However, certain features, in particular the two-rod nature of the test lattices which renders the calculational analysis somewhat difficult, weaken the benchmark quality of these experiments. More accurate and comprehensive results from the PROTEUS-LWHCR Phase II programme - with the single-rod character and the more representative mixed-oxide fuel of the

reference lattice - are becoming available now, so that the experimental base directly relevant to LWHCR design is being significantly improved and broadened. It should thus be possible in the near future to identify specific shortcomings in the codes/data libraries currently employed for LWHCR investigations and to implement modifications aimed at minimizing discrepancies with respect to experiment.

Such qualification of calculational tools on the basis of zero-power critical experiments of the type currently discussed, e.g. in relation to the void coefficient, is the most important single step towards achieving adequate reliability in LWHCR physics design. Power reactor characteristics under normal and accident conditions, however, are influenced by additional effects such as leakage, higher temperatures, burnup and the presence of control poisons. The application of a zero-power facility for the investigation of such power reactor features is naturally limited in certain respects. Within the given constraints, nevertheless, it is planned to include in PROTEUS-LWHCR Phase II - as in the programme of LWHCR physics experiments currently under way in France [37] - specific experiments aimed at clarifying some of these aspects. Thus, for example, efforts have been initiated in PROTEUS to obtain experimental data related to control rod shadowing effects, the void coefficient in poisoned lattices and core/blanket interface characteristics.

## Acknowledgement

The authors gratefully acknowledge the valuable contributions of their many friends and colleagues - at the Swiss Federal Institute for Reactor Research, the Nuclear Research Center Karlsruhe, the Kraftwerk Union and the Technical University of Braunschweig - who have been involved in the activities reviewed in this paper.

## References

- [1] V.O. Uotinen, et al., Report No. EPRI-NP-1833, Electric Power Research Institute (1981).
- [2] W. Oldekop, et al., Nuclear Technology, 59, 212 (1982).
- [3] R. Brogli, et al., Internal Report, Swiss Federal Institute for Reactor Research (1982).
- [4] J.P. Millot, Rev. Gén. Nucl.-Actualités, 4, 405 (1982).
- [5] S. Ogura, et al., Report No. IAEA-TECDOC-344, p 21, International Atomic Energy Agency, Vienna (1985).
- [6] C.H.M. Broeders and M. Dalle Donne, Nuclear Technology, 71, 82 (1985).
- [7] M.J. Driscoll and F. Correa, Trans. Am. Nucl. Soc., 33, 807 (1979).
- [8] K. Penndorf, et al., Nuclear Technology, 59, 256 (1982).
- [9] J. Axmann, et al., Atomkernenergie, 48, 209 (1986).
- [10] H.C. Hecker, Report No. WAPD-TM-1326, Westinghouse Electric Corp. (1979).
- [11] C.H.M. Broeders, Proc. Jahrestagung Kerntechnik'86, Mannheim, 15 (1982).
- [12] A. Vallée, et al., Proc. ENC'86, Geneva, Vol. 2, 477 (1986).

- [13] J.R. Askew, et al., *J. Brit. Nucl. Energy Soc.*, 5, 564 (1966).
- [14] E. Hettergott, et al., Report No. EPRI-NP-3190, Electric Power Research Institute (1983).
- [15] E. Johansson, Report No. STUDSVIK/NR-85/95, Studsvik Energiteknik AB (1985).
- [16] Y. Ishiguro, et al., Report No. JAERI-M84-180, Japan Atomic Energy Research Institute (1984).
- [17] A. Hoffmann, et al., Internal Report No. CEA-1610 (1973).
- [18] H.D. Berger, Report No. GKSS/E/15, GKSS Research Center Geesthacht (1985).
- [19] C.H.M. Broeders, *Nuclear Technology*, 71, 96 (1985).
- [20] H. Bachmann, et al., Proc. Conf. Comp. Methods in Nuclear Energy, Charleston (1975).
- [21] C.H.M. Broeders, Internal Report, Nuclear Research Center Karlsruhe (1981).
- [22] D. Woll, Report No. KfK-2108, Nuclear Research Center Karlsruhe (1975).
- [23] J.S. Story, et al., 3rd Geneva Conf. Peaceful Uses of Atomic Energy, Vol. 2, 168 (1964).
- [24] M.J. Halshall and C.J. Taubman, Report No. AEEW-R1442, Atomic Energy Establishment Winfrith (1983).
- [25] S. Pelloni, et al., Int. Topical Meeting on Advances in Reactor Physics, Mathematics and Computation, Paris, April 1987
- [26] A.R. Boynton, et al., Report No. ANL 7203, Argonne National Laboratory (1967).
- [27] E.G. Taylor, Report No. EURAEC-1943/WCAP-3385-4, Westinghouse Electric Corp. (1965).
- [28] V.O. Uotinen, et al., *Nuclear Technology*, 15, 257 (1972).
- [29] H.D. Berger, et al., Report No. KfK-3389, Nuclear Research Center Karlsruhe (1982).
- [30] K. Gmür, et al., Proc. Symp. on the Use and Development of Low and Medium Flux Research Reactors, Cambridge, Mass. (1983).
- [31] R. Chawla, et al., *Nuclear Technology*, 67, 360 (1984).
- [32] R. Chawla, et al., *Nuclear Technology*, 73, 296 (1986).
- [33] R. Chawla, *Atomkernenergie*, 37, 303 (1981).
- [34] R. Seiler, et al., paper to be published in *Nuclear Technology*.
- [35] W.C. Redman and M.M. Bretcher, *Nucl. Sci. Eng.*, 27, 34 (1967).
- [36] W.G. Davey and W.C. Redman, *Techniques in Fast Reactor Critical Experiments*, Gordon and Breach (1970).
- [37] L. Martin-Deidier, et al., Int. Topical Meeting on Advances in Reactor Physics, Mathematics and Computation, Paris, April 1987

50.02.01/02A **Advanced PWRs (APWRs) and Related Safety Considerations**  
PRS ON1B (C.H.M. Broeders, H. Küsters; INR (KfK) A. Mateeva<sup>+</sup>)

1. Introduction

The performance of present day LWRs is very reliable. The availability of KRAFTWERKUNION nuclear power plants usually is about 90% or more, e.g. the power station Grohnde with 1369 MWe reached in 1986 an availability of almost 93 %. Any modification of these reactors to improve economy must not violate the proven safety behaviour.

In order to improve the fuel utilization in conventional LWRs, an extension of core life and burnup ( $\geq 50$  GWd/t) has been studied to improve economy. One of the limiting factors for further extension is the loss of stability of the cladding material zircaloy.

Furthermore, the recycling of reprocessed plutonium in LWRs has been intensively studied since the mid-60s. In the Federal Republic of Germany, thermal Pu-recycling has been demonstrated on a large scale in the power plants at Kahl (VAK), Gundremmingen (KRB-A) and Obrigheim (KWO). Since 1981 Pu-recycling has been carried out with mixed-oxide (MOX) fuel of improved fabrication process at KWO, but also at the large power reactors Neckarwestheim (GKN) and Unterweser (KKU). In the Federal Republic of Germany the technical feasibility and economic use of reprocessed plutonium has been proven primarily for PWRs. The programme is scheduled to include also BWRs in order to increase the recycle capacity. No technical problems have arisen in the design and use of reprocessed uranium after enrichment (ERU). Strategy and current status of the recycling programme was presented in /1/ and /2/.

For validation of the nuclear design methods and nuclear data the results of the experimental recycling demonstration programmes in the KWU reactor stations and special irradiation experiments are used /1, 2, 3, 4/. The insertion of MOX and ERU fuel assemblies shows that thermal recycling is feasible on an industrial scale and that common levels of reliability and safety can be achieved in reactor operation.

About 1976 the idea came up to improve the fuel utilization in LWRs by increasing the conversion ratio to a value near to one. If possible, this idea should be realized with standard LWR technology by replacing "only" the core; all other components should preferably stay unchanged.

This investigation led to a core with a tight triangular lattice with MOX fuel in modern PWR designs. One of the main problems then is to verify that the usual PWR safety criteria are kept valid in this tight lattice PWR concept (APWR).

---

+ ) Delegated from Institute for Nucl. Research and Nucl. Energy, Bulgaria



This paper describes at first the main characteristics of such an APWR, then deals with the calculational procedures and nuclear data sensitivities. A comparison with experiments, where available, will show the present day capabilities in calculating the nuclear characteristics of such a tight lattice advanced PWR.

## 2. Present Status of APWR-Design Investigations

In this chapter a brief review of the efforts to design an APWR in the Federal Republic of Germany as a joint venture of the Nuclear Research Center Karlsruhe (KfK), KRAFTWERKUNION (KWU), and the Federal Swiss Institute for Reactor Research (EIR), is given.

The objective to achieve a high conversion ratio in a Pu-fuelled LWR, can be realized by hardening the neutron spectrum e.g. by tightening the reactor lattice. In the Shippingport Reactor /5/, a tight lattice movable seed and blanket core for  $^{233}\text{U}/\text{Th}$  fuel was in operation to prove the feasibility of light water breeder reactors. However, it is not prudent to develop high converting reactors without also developing reprocessing capabilities. Therefore studies in Germany are examining the U/Pu cycle for LWR-high-converters. It has been shown /6/ that, if fast breeder reactors will be commercially available only with some delay, there is an incentive to develop such a high converting reactor to take an intermediate role until fast reactors are fully accepted.

The present investigations for developing a tight lattice light water cooled high converter reactor are performed under the following constraints:

- (1) A high converting tight lattice core should directly replace a normal PWR core, such that the essential out-of-core components remain the same for the same reactor power.
- (2) The conversion ratio should preferably reach a value of  $\text{CR} \approx 0.95$ .
- (3) The fissile inventory should be comparable with that of a fast reactor inventory of equal size.
- (4) The safety features of the reactor must be such that they can be accepted for licensing. That is:
  - sufficient positive moderator density coefficient
  - negative void-reactivity effect in all burnup states
  - acceptable pin deformation behaviour in the tightly packed lattice
  - proven emergency core cooling for off-nominal conditions.

slightly ?

The neutron physics investigations have begun with an assessment of the validity of the available calculational methods and data bases for tight lattice (MOX and uranium fuel) analysis /7/. The data and methods used at KfK are being improved up to the present day; the 1985 status can e.g. be found in Ref. /8/. With such data and methods, an assessment of the following concepts was done:

- (a) homogeneous concept; the preferred solution for industry
- (b) heterogeneous concept; seed and blanket solution with movable seeds for control and shut down
- (c) heterogeneous module concept with fixed seed and control rods for shut down and control
- (d) zonewise heterogeneous concept with rods for control and shut down (similar to FBR heterogeneous concepts).

In concept (a) the critical physics task is the clear identification of a negative void coefficient for an enrichment of about 7.0 % to 8 % Pu fissile. (This allows a conversion ratio of about 0.95 to be obtained.) In all the heterogeneous concepts the fissile Pu is about 12 % to 14 %, with low enriched Pu ( $\approx 5$  %) breeder regions. In the latter concepts the void coefficient seems sufficiently negative to allow licensing from this particular point of view, but the overall concept clearly is more complicated from the engineering aspect.

From the various design possibilities the concepts (a) and (c) have been considered in more detail.

Fig. 1, taken from Ref. 9, shows the reactivity change as a function of the in-core water density at EOC conditions at about 15 GWd/t for various pitch/diameter values, both for homogeneous and heterogeneous designs.

This analysis clearly shows that, on the basis of used methods and nuclear data, the tight core lattice should be widened to guarantee a negative void reactivity effect and an acceptable water density coefficient at the working point of normal reactor operation, i.e. water density  $\rho = 0.7 \text{ g/cm}^3$ .

The widened lattice gives a conversion ratio of about 0.85 - 0.90 for the homogeneous system, and 0.90 to 0.95 for the heterogeneous APWR system. The fissile inventory for both cases is about 8 tons of heavy metal, compared to about 3 tons of heavy metal in a standard PWR. The Doppler coefficient in both cases is sufficiently negative (about  $-3 \cdot 10^{-5}$ , even a bit more negative than for PWRs). There seems to be no large advantage of the heterogeneous core design over the homogeneous one.

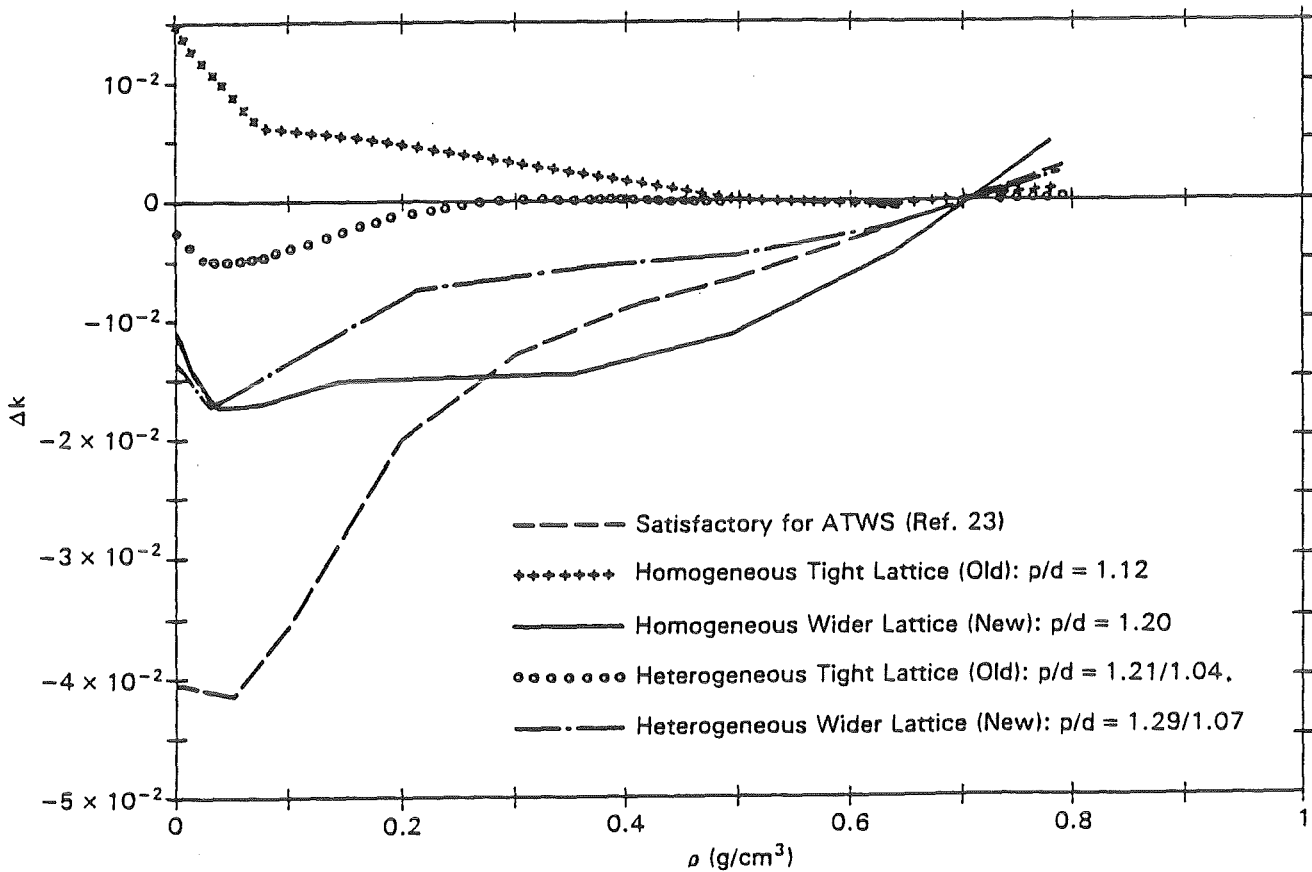


Fig. 1: Reactivity change as a function of in-core water density at EOC conditions. The calculation was performed with KARBUS

The problem, still to be investigated, is whether the favourable findings for wider lattices still hold at a core burnup up to 70 000 MWd/t, which is also one of the desirable goals of an APWR.

### 3. Important Influences of Nuclear Data Uncertainties and Methodical Aspects on the Void Reactivity Coefficient $\Delta k$ of an APWR

From the discussion in chapter 2 it can be seen that the moderator density and the void reactivity coefficients are a very dominant parameters in the design investigations of an APWR. Therefore the accuracy of the used nuclear data basis, of the processing codes to generate group constants, and of the reactor physics programmes is of high importance for a reliable determination of the void reactivity effect. These aspects will be discussed in some detail in the following sections.

### 3.1 Isotopic contribution to the void reactivity effect $\Delta k$

The neutron spectrum of an APWR has its maximum above the thermal energy region, i.e. between about 0.1 eV and 10 eV as can be seen from Fig. 2 of ref. /8/. This immediately has the consequence that uncertainties of the neutron capture and fission cross sections of the contributing isotopes in the resolved resonance region are of prime importance.

The isotopic contribution to the void reactivity effect has been investigated by many authors. As an example, here we reproduce a table from J. Porta et al. /10/ for a typical hexagonal APWR tight lattice. It should be mentioned that the void reactivity effect,  $\Delta k$ , is a combination of three effects. (a) reduced absorption in the core in the voided case, giving a positive contribution, (b) increased leakage of neutrons, resulting in a negative contribution, and (c) spectral shift effects in the case of voiding, which can give a positive or negative contribution, depending on composition and size of the reactor. The contributions of the single isotopes are listed in Table 1 /10/ (it should be noted that 1 pcm =  $10^{-5}$   $\Delta k/k$ ).

As seen from Tab. 1, the main fissionable isotopes give a strong negative contribution, while the fertile isotopes produce a slightly less, but almost an equally large positive contribution. The minor actinides, the fission products and the structural materials give positive contributions. These various contributions almost compensate and, as in the presented case, give a positive net reactivity effect upon voiding the APWR core.

### 3.2 The effect of nuclear data uncertainties on the void reactivity coefficient

Already from Tab. 1 of Sect. 3.1 it is evident that due to the large compensating effects of the various contributing isotopes to the void reactivity coefficient one can expect large uncertainties originating from insufficiently well known nuclear data. In fast reactor physics development therefore nuclear data adjustment to integral experiments was and still is used in design calculations and in the interpretation of the results from recent integral experiments. For the determination of the void reactivity effect of an APWR therefore one could use one of the many adjusted data sets for the fully voided core. Meanwhile the reevaluation of the cross sections for most of the reactor materials have been improved and new data files have been established, e.g. ENDF/B-V and VI, JEF-1, JENDL-2.

| Isotope                                     |   | $\Delta\rho$ Voiding (pcm) |
|---|---|----------------------------|
| <sup>235</sup> U                            | 1 | -3 418                     |
| <sup>239</sup> Pu                           |   | -68 865                    |
| <sup>241</sup> Pu                           |   | -37 255                    |
| Sum 1                                       |   | -109 538                   |
| <sup>238</sup> U                            | 2 | +41 926                    |
| <sup>240</sup> Pu                           |   | +36 084                    |
| <sup>242</sup> Pu                           |   | +6 521                     |
| Sum 2                                       |   | +84 531                    |
| Sum 1 + 2                                   |   | -25 007                    |
| <sup>241</sup> Am                           | 3 | +1 627                     |
| <sup>243</sup> Am                           |   | +2 504                     |
| Other uranium, plutonium, americium, curium |   | +1 124                     |
| Sum 3                                       |   | +5 255                     |
| Sum 1 + 2 + 3                               |   | -19 752                    |
| Fission products                            |   | +17 606                    |
| Structural materials + O <sub>16</sub>      |   | +5 576                     |
| Xenon                                       |   | +1 087                     |
| Samarium                                    |   | +2 020                     |
| Water                                       |   | +1 068                     |
| Total                                       |   | +7 605                     |

Table 1: Isotope Contribution to Voiding Effect (24 000 MWd/tonne)

Therefore it is not unreasonable to assume that the deficiencies of the important nuclear data have been reduced. Whether the same statement can be made for processing the basic data to multigroup constants, can not be detected so easily (this latter aspect will be discussed in section 3.3 to some detail). Thus at least it can be doubted, that the uncertainty of the void reactivity effect  $\Delta k$  still is as large as 0.04 %  $\Delta k/k$  per percent voidage /11/. As mentioned at the beginning of section 3.1, the APWR spectrum has essential parts in the resolved resonance range of the heavy isotopes. It is clear that the spread in  $\Delta k$ -results can be very large, if old data files or group constant sets and, in addition, not suitable methods are used to calculate the void effect of an APWR. As an example, this can be seen from some of the preliminary solutions of the NEACRP benchmark /12/. Part of the results will also be discussed by Y. Ishiguro at this meeting /13/.

Instead of performing a further sensitivity analysis on the uncertainties in the calculated  $\Delta k$ -value for voiding an APWR core, originating from nuclear data uncertainties, in chapter 4 theoretical results for some important reactor parameters, using modern nuclear data sets, are compared with experimental results of tight lattice configurations. It is clear that the main uncertainties from nuclear data area come from the capture cross section of U238, capture and fission cross section of Pu239, the capture cross section of Pu240, and the fission cross section of Pu241.

### 3.3 Some remarks on the processing of basic nuclear data to group constants

At Karlsruhe basic nuclear data in KEDAK-format are processed to group constants with the processing code MIGROS /14/. The European nuclear data file JEF uses the ENDF/B format; therefore the processing code NJOY was adapted at KfK. It was decided to keep the fundamental calculational basis used at KfK; therefore resonance selfshielding factors  $f^g(T, \sigma_0) = \sigma_{\text{eff}}^g(T, \sigma_0) / \sigma_{\infty}^g$  were formally derived from NJOY ( $\sigma_0$  is the background cross section representing the nuclides in the reactor mixture under consideration, and  $\sigma_{\infty}^g$  the corresponding cross section for infinite dilution). In applying this code to JEF, many irregularities were found /15/. For some materials overflows, underflows and divide checks appeared in different modules of NJOY.

Following four items should be mentioned here:

- (a) For a number of heavy materials the resonance selfshielding factors became unacceptably larger than unity.
- (b) For some fission products the resonance selfshielding factors became negative, probably due to a large 'background' cross section in the ENDF/B format-data files: this 'background' cross section usually is not flat with energy, so it would also require a 'selfshielding' treatment, which usually is not done.
- (c) NJOY produces resonance selfshielding factors even in the high energy region about 1 MeV without any resonances, probably near a threshold of a cross section. Similar phenomena may and probably will occur in other energy regions also.
- (d) Some cross sections of isotopes having in JEF multilevel Breit-Wigner representation of resonances and 'unphysical' resonance spins J, failed to be processed in NJOY.

Some examples of these irregularities produced via cross section generation to group constants can be found in ref. /15/ chapter 2. Similar findings as in ref. /15/ have been reported also by D.E. Cullen /16/.

Most of the mentioned irregularities have been removed at KfK, partly only formally /17/, or are being removed at present.

Further on one has to consider, whether the formalism, introduced by Bondarenko et al. and which has been taken over e.g. at Karlsruhe in the calculational scheme for fast reactors, is still valid if the group widths are narrowed and if then a resonance is cut by one or more group boundaries. Then the Bondarenko formalism is not allowed anymore and will introduce certain errors in the results of reactor calculations. This unsatisfactory situation is being improved at Karlsruhe at present.

The accuracy of processing codes is mandatory. Often the errors, produced by the processing codes, are simply attributed to possible deficiencies in the basic cross section data. As a general rule, any adoption of larger code systems requires very intensive checking of the various procedures and code modules used. It is not tolerable that in the end of the 1980ies, when the uncertainties in the basic cross sections seem to become acceptably small, the major non-negligible left uncertainty is then due to the processing systems, especially in the determination of resonance selfshielding (for instance in the unresolved resonance range).

The findings in this section will have also a definite effect on the value of the reactivity change upon voiding the tight lattice core. But the uncertainty, related e.g. to unprecise or unphysical resonance selfshielding factors, are difficult to extract from the results of reactor calculations, because the reactor codes are designed as to operate e.g. with 'physical' resonance shielding factors  $0 < f \leq 1$ .

### 3.4 Influence of the weighting spectrum in calculating the void reactivity effect

In this section we will discuss the influence of the weighting spectrum, used for the generation of group constants, on the void reactivity effect of a tight lattice APWR configuration, proposed as a NEACRP-benchmark, ref. /12/.

It is well known for many years that the weighting spectrum, used to generate group constants, can have a marked effect in fast reactor analysis. Loosing the coolant from a tight lattice APWR, the maximum of the spectrum will be shifted from relatively low energies (between 0.1 and 100 eV) to a very fast spectrum in the high keV range. Therefore, the voided core must be calculated with a group

constant set, using a weighting spectrum for the voided configuration, while the normal configuration has to be calculated with the corresponding 'normal' weighting spectrum. The results of this investigation have been presented in /18/. It was shown that the effect on  $\Delta k$  is relatively large for the HCLWR-benchmark: The reactivity effect is reduced by about 50% compared to that value, which is determined by using the same APWR weighting spectrum in both the normal and the voided core lattice. This effect is predominantly caused by the change in the out-of-group scattering characteristics of the medium weight nuclei (e.g. O16 gives almost 50% of the total effect).

### 3.5 Influence of using the fission spectra of all fissionable isotopes

It is also known from fast reactor investigations that the use of the fission spectra of the contributing fissionable isotopes (especially of Pu239 and Pu241) are of importance for some reaction rate ratios and for  $\Delta k$ . The tight lattice APWR is also sensitive to the isotopic fission spectra /19/. In principle there exists no problem, because in modern data libraries the fission spectra of the important fissionable isotopes are stored as e.g. in JEF. Sometimes reactor codes have to be modified to include all fission spectra.

## 4. Test of Nuclear Data and Computational Methods in Critical Experiments for APWRs

A tight lattice APWR has a neutron spectrum, which covers to an important part the energy region between 0.1 eV and 100 eV, i.e. the lower part of the resonance region of the heavy nuclides. Neither thermal nor fast reactors are as sensitive as the epithermal APWR to uncertainties of cross sections (both basic nuclear data and resonance selfshielded effective cross sections) in the resonance range.

Therefore a test of nuclear data and reactor physics methods on integral experiments is necessary to obtain confidence in the computed neutron characteristics of APWR designs.

KfK started the qualification of data and methods together with KWU and the Technical University Braunschweig about 1980 in applying their codes and nuclear data to experiments, reported in the literature, with UO<sub>2</sub> tight lattices, wider lattices with MOX fuel, but relatively low PuO<sub>2</sub> content. The results of these investigations are given in /7/. Since then experiments have been performed in Japan on UO<sub>2</sub>-tight lattice fuel, on MOX-fuel in Switzerland, Germany



and France. In this chapter we will examine, whether the steadily improved data and methods are able to describe these experiments, which cover both the normal (water-in) and partially or totally voided core configurations.

#### 4.1 Investigations in Germany and Switzerland (KfK, KWU, and EIR)

In a joint cooperation between KfK, KWU and EIR, in Würenlingen (Switzerland) the PROTEUS facility is intensively used for evaluating the neutronic characteristics of tight lattice configurations. Besides this effort in SNEAK-12 at Karlsruhe some experiments were performed. The Phase I experiments in PROTEUS and in SNEAK-12 together with their interpretation were reported in 1986 /20/. In Table 2, taken from ref. 20, experimental  $k_{\infty}$ -results in a two rod lattice for three voidage ranges are compared with calculated results, using different data bases and different methods.

| Void Range           | 0 - 100 %    | 0 - 42.5 %   | 42.5 - 100 % |
|----------------------|--------------|--------------|--------------|
| Experiment           | - 14.4 ± 1.4 | - 10.1 ± 3.5 | - 17.5 ± 3.0 |
| Code. Lib.           |              |              |              |
| A. ENDF/B Data Basis |              |              |              |
| EPRI-CPM             | - 8.9        | - 9.8        | - 8.2        |
| CASMO, E3LI69C       | - 10.1       | - 9.9        | - 10.2       |
| CASMO, E3LBI70       | - 13.4       | - 10.8       | - 15.3       |
| SRAC, ENDF/B-4       | - 17.2       | - 14.2       | - 19.5       |
| B. U.K. Data Basis   |              |              |              |
| WIMS-D, Std.         | - 11.3       | - 13.8       | - 9.5        |
| WIMS-D, 1981         | - 11.4       | - 10.4       | - 12.1       |
| WIMS-E               | - 11.2       | - 9.2        | - 12.7       |
| CASMO, UKLI69A       | - 10.9       | - 12.0       | - 10.0       |
| C. KfK Data Basis    |              |              |              |
| KARBUS, KEDAK-4      | - 15.5       | - 14.4       | - 16.3       |
| GRUCAH2, KFKINR      | - 12.2       | - 13.0       | - 11.6       |
| D. JAERI Data Basis  |              |              |              |
| SRAC, JENDL-2        | - 15.6       | - 13.5       | - 17.1       |

<sup>a</sup> deduced from the corresponding  $k_{\infty}$  values as  $\Delta k_{\infty}/\overline{k_{\infty}} \cdot \Delta v$ , where  $\Delta v$  is the voidage change in %

Table 2: Comparison of Calculated<sup>a</sup> and Measured Values of the Net  $k_{\infty}$  Void Coefficient for the PROTEUS-LWHCR 6% fissile-Pu Test Lattice over Different Voidage Ranges (units: 10<sup>-4</sup>%)

From this table it can be seen that the net  $k_{\infty}$  void coefficient for the 100% void range, associated with the largest change in the neutron spectrum, CASMO/E3LBI70, KARBUS/KEDAK-4 and SRAC/JENL-2 agree with the experimental value within the given  $1\sigma$ -error. In the same ref. 20, however, it is pointed out that the experimental breakdown of this net reactivity change shows larger discrepancies in those components which are related to the reaction rate ratios C8/F9 (= capture in U238/fission in Pu239) and F8/F9. For the KfK results it is known that KEDAK-4 has too high capture data in U238, so that the negative contribution from C8/F9 becomes stronger negative, which then is partly compensated by the overestimation of the positive contributions to the void coefficient (F1/F9 and others).

As another example the results for the polystyrene removal experiments in SNEAK 12F1 and SNEAK 12F2 are shown in Table 3, taken again from ref. 20. The calculational results are obtained with exact perturbation theory applied to a 2-dimensional diffusion theory in (r,z)-geometry for the whole reactor. The results have been normalized to one of the experiments, viz. III.B.

| Experiment No., Description  | $\Delta\rho(\text{Expt. X}) / \Delta\rho(\text{Expt. III.B})$ |                                      |
|--|---|--------------------------------------|
|  | Measured  | Calculated<br>by<br>KARBUS / KEDAK-4 |
| I. Voiding of Central Element <sup>a</sup> in 12F1                         |   |                                      |
| A. over $\pm 20$ cm  | 0.029 $\pm$ 3%  | 0.029                                |
| B. over core ( $\pm 42$ cm)  | 0.049 $\pm$ 2%  | 0.047                                |
| C. over core & blanket ( $\pm 72$ cm)                                      | 0.048 $\pm$ 2%  | 0.047                                |
| II. Introduction of Central Zone <sup>b</sup><br>(12F1 $\rightarrow$ 12F2) | 0.153 $\pm$ 5%  | 0.195                                |
| III. Voiding of Central Zone <sup>b</sup> in 12F2                          |   |                                      |
| A. 0 $\rightarrow$ 47 % void   | 0.643 $\pm$ 2%  | 0.597                                |
| B. 0 $\rightarrow$ 100 % void (norm.)                                      | 1.00 <sup>c</sup>   | 1.00                                 |

<sup>a</sup> 54 mm x 54 mm; <sup>b</sup> 326 mm x 326 mm; <sup>c</sup> absolute  $\Delta\rho$ -value: - 1.474%

Table 3: Moderator Removal Experiments in SNEAK 12F1, 12F2

As in Tab. 2 it can be seen that the net voidage effect is well represented with KARBUS/KEDAK-4. But one has to keep in mind that compensating effects may shadow in consistencies in the components.

Recent measurements in the PROTEUS-PHASE II experiments with a single rod lattice of 7.5% Pu-fissile material show a similar trend. Tab. 4 gives the C/E-values for  $k_{\infty}$  and the reaction rates using WIMS D/81 and KARBUS/KEDAK-4 calculational schemes /21/.

As in the case of PROTEUS-Phase I results we can observe an overprediction of the important void-reactivity components C8/F9 and F8/F9 with KARBUS/KEDAK-4. The strong misprediction of the relative capture in Pu242 (C2/F9) for the water-in-case with both WIMS and KARBUS comes mainly from a neglect of resonance selfshielding in the 2.67 eV resonance of Pu242. In this case a group boundary is cutting the resonance near the peak area.

*no self-shielding applied in both cases!*

| Moderator                                   | WIMS-D, 1981     |          |       | KARBUS, KEDAK-4  |          |       |
|---|------------------|----------|-------|------------------|----------|-------|
|   | H <sub>2</sub> O | Dowtherm | Air   | H <sub>2</sub> O | Dowtherm | Air   |
| Single Rod Lattice, 7.5% Pu <sub>fiss</sub> |                  |          |       |                  |          |       |
| C <sub>8</sub> /F <sub>9</sub>              | 0.982            | -        | 1.007 | 1.036            | -        | 1.082 |
| F <sub>8</sub> /F <sub>9</sub>              | 1.030            | -        | 1.026 | 1.024            | -        | 1.047 |
| F <sub>5</sub> /F <sub>9</sub>              | 0.995            | -        | 1.013 | 1.012            | -        | 1.006 |
| F <sub>1</sub> /F <sub>9</sub>              | 1.054            | -        | 1.152 | 1.008            | -        | 0.967 |
| C <sub>2</sub> /F <sub>9</sub>              | 1.729            | -        | 0.962 | 1.552            | -        | 1.138 |
| $k_{\infty}$                                | 1.012            | -        | 1.037 | 0.986            | -        | 0.984 |

Table 4: Calculation/Experiment (C/E) values for  $k_{\infty}$  and reaction rate ratios measured in LWHCR-PROTEUS, Cores 1-8

The observed failures of the group cross sections and their resonance self-shielding are removed as far as possible at KfK at present.

#### 4.2 Investigations in Japan and France on a tight lattice APWR configuration

First physics experiments on HCLWR cores in Japan have been carried out in the FCA assemblies XIV-1, XIV-1 (45 V) and XIV-2 during 1986 and 1987. The cores operate in the test zone on enriched uranium, the U235 enrichment and the moderator to fuel-volume-ratio are varied. It is reported /22/ that C/E values range from 0.994 to 1.001 for  $k_{eff}$  and from 0.988 to 0.993 for  $k_{\infty}$ . The measured moderator (polystyrene) voidage reactivity change in  $k_{\infty}$  was well predicted by the calculation (C/E = 0.975). The calculations were based on JENDL-2 and the SRAC code system.

Of international interest is the NEACRP-HCLWR benchmark, proposed by Y. Ishiguro et al. in 1986 /12/. Preliminary results of the various contributions show a large spread in the calculated reactivity change due to voiding the core, as reported by Ishiguro to this conference /13/. The final discussion of this benchmark will take place in April 1988. Then more definite conclusions can be drawn; very probably the spread of the results can be narrowed in that discussion.

In France, experimental physics investigations on tight PWR lattices are done in the EOLE, MINERVE and MELUSINE reactors. The program is described in /23/. Reactivity measurements, reaction rates, control rod worths, neutron capture in fission products and other reactor parameters are systematically studied in MOX-fuel lattices with various moderator to fuel volume ratios. A comparison of measured and calculated reactor quantities is not distributed at present. It is communicated that in general there is good agreement between calculations and measurements.

## 5. Conclusions

From the important safety parameters for an advanced tight lattice PWR (APWR), the Doppler coefficient is sufficiently negative and the present uncertainty is not of primary concern for a design of such a reactor. The reactivity change in an APWR upon voiding the tight lattice has to be sufficiently negative, too, but the required accuracy of this parameter is not yet fully achieved at present. Although some codes with their associated data sets (e.g. KARBUS/KEDAK-4) give agreement with experimental results for the net void effect, there exist larger differences in the important compensating components of this quantity. The main reasons are summarized in the following:

- (a) Further improvement of the neutron capture data in the unresolved resonance region of U238. There has been considerable progress in the last years, but the problems seem to be not yet fully solved. Also the inelastic cross section of U238 is fairly important, especially for the voided stage of an APWR, and should be carefully re-checked.
- (b) For Pu239 there exist still some discrepancies between total cross sections measured in Dubna and the earlier Saclay data. Inconsistencies over the broader resonances should be resolved.
- (c) For Pu240 a re-investigation of the cross sections in the neighbourhood of the first resonance should be made.

- (d) For Pu241 not all discrepancies and inconsistencies have been removed yet.

The recommendations (a) to (d) are taken from the summary of the Third Advisory Group Meeting on "Transactinium Isotope Nuclear Data", Uppsala 1984 (IAEA-TECDOC 336), and still hold for the data sets used in this contribution.

- (e) The capture data for important fission products need special attention. They are important at EOL for a reliable determination of  $\Delta k$  (void).
- (f) The current maximum difference in processing basic nuclear data with NJOY (IBM) to group constants reaches sometimes a value of about 20%, as found by Cullen in the processing code verification project of the IAEA. Especially in the resonance region resonance selfshielding is sometimes unsatisfactorily determined, as reported in the present contribution.
- (g) Special attention has to be given to the use of effective group constants, given in the Bondarenko formalism, if the groups get narrow and a resonance is cut by one or more group boundaries.
- (h) The weighting spectrum to generate group constants is important in calculating the reactivity change upon voiding an APWR core. The present situation seems to require two weighting spectra, one for calculating the properties of the normal water-in core or a core with a low void content, and one for highly or totally voided core regions.

Further work is intended to remove the left deficiencies in basic data and processing procedures. The re-evaluation of nuclear data for JEF-2 will hopefully be so successful that adjustment of the group constants on integral experiments will not be necessary as in the past for fast reactor analyses.

#### Acknowledgement

The authors thank Dr. H.W. Wiese for careful reading the manuscript and Mrs. M. Wesche and Mrs. Ch. Kastner for the effective typing.

## References

- /1/ G.J. Schlosser, S. Winnik:  
Thermal Recycle of Plutonium and Uranium in the Federal Republic of Germany, Strategy and Present Status  
IAEA-SM-294/33.
- /2/ H. Roepenack, F. U. Schlemmer, G. Schlosser:  
Development of Thermal Plutonium Recycling  
Nuclear Technology 77, p. 175 (1987).
- /3/ M. Peehs, G. Schlosser:  
Prospects of Thorium-Fuel Cycles in a Standard Pressurized Water Reactor  
Siemens Forsch.- und Entwickl.-Bericht 15, p. 199 (1986). X
- /4/ D. Porsch, G. Schlosser, W. Stach, M. Zimmermann:  
Überwachung der Leistung von MOX-Brennelementen in DWR:  
Methoden und Verifikation  
Jahrestagung Kerntechnik '87, p. 47 (1987).
- /5/ "Light Water Breeder Reactor Programme"  
Environmental Assessment of a Conceptual Thorium-Uranium Fuel Cycle. X
- /6/ H.H. Hennies and H. Märkl:  
Überlegungen zur Modifizierbarkeit eines LWR im Hinblick auf eine bessere  
Uranausnutzung,  
in Proc. Jahrestagung Kerntechnik, Kerntechnische Gesellschaft, Berlin  
(1980), p. 953.
- /7/ H.D. Berger et al.:  
Überprüfung der Berechnungsverfahren für enge Reaktorgitter von fort-  
schrittlichen Druckwasserreaktoren (FDWR) an experimentellen Anord-  
nungen,  
KfK-Report 3389 (1982).
- /8/ C.H.M. Broeders:  
Neutron Physics Investigations for Advanced Pressurized Water Reactors,  
Nucl. Techn. 71, No. 1, p. 96 - 110 (1985).
- /9/ C.H.M. Broeders and M. Dalle Donne:  
Conceptual Design of a (Pu, U)O<sub>2</sub> Core with a Tight Lattice for an Advanced  
Light Water Reactor  
Nucl. Techn. 71, No. 1, p. 82 - 95 (1985).
- /10/ J. Porta et al.:  
Sensitivity Studies on High-Conversion Power Reactors, via Perturbation  
Methods and Information Conditioning,  
Nucl. Sci. Eng. 95, 266 - 281 (1987).
- /11/ L. Martin-Deidier et al.:  
private communication (1985).
- /12/ Y. Ishiguro et al.:  
Proposal of Benchmarks on Data and Methods to Calculate Reactor Charac-  
teristics in High Conversion Light Water Reactors,  
NEACRP-A Report (1986).

- /13/ Y. Ishiguro:  
Resonance Absorption and Coolant Void Reactivity Coefficient in Tight Pitch Lattices, (presented at the IAEA Advisory Group Meeting on Nuclear Data for the Calculation of Therm. React. Coefficients, Wien, 5.-8.12-87)
- /14/ I. Broeders, B. Krieg et al., "MIGROS-3, A Code for the Generation of Group Constants for Reactor Calculations from Neutron Nuclear Data in KEDAK Format"  
KfK-2388 (1977)
- /15/ A. Mateeva, H. Küsters, Testing of JEF-1 Data on the Burnup Behaviour of PWR-Fuel up to 33 GWd/t  
JEF-DOC (1987) (privat communication)
- /16/ D.E. Cullen, Report on the IAEA Cross Section Processing Code Verification Project  
INDC(NDS)-170/NI (1985)  
and  
D.E. Cullen, The Accuracy of Data Processing, Proc. of the Intern. State of the Art-Seminar on Nuclear Data, Cross Section Libraries and their Application in Nucl Technology. Bonn, Oct. 1-2, 1985, P. 62
- /17/ I. Broeders, B. Krieg,  
(unveröffentlichter Bericht)
- /18/ A. Mateeva, Influence of the Weighting Spectrum in Calculating the Void Reactivity Effect in a Tight-Lattice-PWR Configuration  
Contributed to the "Jahrestagung Kerntechnik", Travemünde (1988)
- /19/ C.H.M. Broeders, Contribution to the NEACRP-HCLWR-benchmark, to be discussed in April 1988.
- /20/ R. Chawla and R. Böhme, LWHCR Physics Experiments and their Interpretation  
ANS Topical Meeting on Advances in Reactor Physics and Safety, Saratoga Springs, N.Y. (1986).
- /21/ R. Seiler et al., Investigation on the Void Coefficient and other Integral Parameters in the PROTEUS-LWHCR Phase II Programme  
Nucl. Techn. 80, Nr. 2, p. 311-323 (1988).
- /22/ T. Osugi et al., private communication (1987).
- /23/ G. Gambie et al., Advanced Water Reactors in France: Preliminary Design and R&D Programme  
Int. Top. Meeting on Advances in Reactor Physics, Mathematics and Computation, Paris (1987).

50.02.02 Thermo- und fluiddynamische Untersuchungen zum FDWR-Kern

50.02.02/01A Versuchsanlage HERA zur Bestimmung der Geschwindigkeits-  
PRS 0N1C und Temperaturverteilung in Unterkanälen  
(L. Meyer, E. Mensinger; INR )

### Abstract

A large scale model of a fuel element rod bundle with 37 rods in a triangular array is under construction. The rods will be electrically heated, the cooling fluid is air. The aim is the measurement of turbulence quantities in heated flow in narrow rod bundles. The technique of a heated rod with a diameter of 140 mm has been successfully developed.

Die Kenntnis der detaillierten Geschwindigkeits- und Temperaturverteilung in den Unterkanälen enger LWR Stabbündel ist Voraussetzung für die Ermittlung des mechanischen Verhaltens der Brennstäbe sowie des Strukturmaterials. Die Entwicklung von FEM-Codes (ECN, Uni-Braunschweig) zur Berechnung detaillierter u- und T-Felder in Stabbündeln erfordert experimentelle Daten, insbesondere für den turbulenten Impuls- und Wärmetransport. An einem Stabbündel aus 37 beheizten Stäben im vergrößerten Maßstab sollen diese Daten gewonnen werden (Abb. 1). Die Planungs- und Entwicklungsphase für den Bau des Versuchstandes ist im wesentlichen abgeschlossen /1/.

Die Hauptdaten des Versuchstandes wurden durch die Forderungen und Bedingungen hinsichtlich der Thermohydraulik, der Meßtechnik und der vorhandenen Gebäude bestimmt. So ergab sich für die Stäbe ein Durchmesser von 140 mm und eine Länge von 11.50 m. Diese Stäbe sollen beheizt und durch Luft gekühlt werden. Dabei müssen sie die Forderungen nach thermohydraulischer Ähnlichkeit mit einem wassergekühlten Brennstab und hinsichtlich Einhaltung der thermischen und geometrischen Toleranzen erfüllen.

Die technische Realisierung eines im Plasmaverfahren heizleiterbeschichteten Faserverbundwerkstoffes scheiterte an den hohen Anforderungen an die geometrischen Toleranzen. Die Entwicklungsarbeiten, die zusammen mit externen



Partnern durchgeführt wurden, wurden nach etwa zwei Jahren abgebrochen. Ein neues Konzept wurde , - teilweise parallel dazu - entwickelt, das die Beschichtung von GFK-Zylindern mit einer Heizleiterfolie vorsieht.

Die besondere Schwierigkeit lag in der Herstellung von Zylindern von 2.30 m Länge und 140 mm Durchmesser aus einem Werkstoff der elektrisch nicht leitend sein muß, eine niedrige Wärmeleitzahl und eine hohe Steifigkeit besitzt. Außerdem müssen die Zylinder in axialer und radialer Richtung den gleichen Wärmeausdehnungskoeffizienten besitzen wie die Heizleiterfolie, mit der sie beschichtet werden. Dies wurde durch eine spezielle Wickeltechnik der Glasfasern und ein bestimmtes Verhältnis von Glasfasern und Kunststoff im Zylinder erreicht. Der Heizleiter besteht aus einer hochgenauen 50 µm dicken Folie einer CrNi-Legierung (MONEL®), die mit einem wärmebeständigen Kleber beschichtet ist. Die Heizfolie wird auf die Zylinder geklebt, wobei eine axiale Stoßstelle entsteht. Diese Technik hat sich in mehreren Beheizungsversuchen an

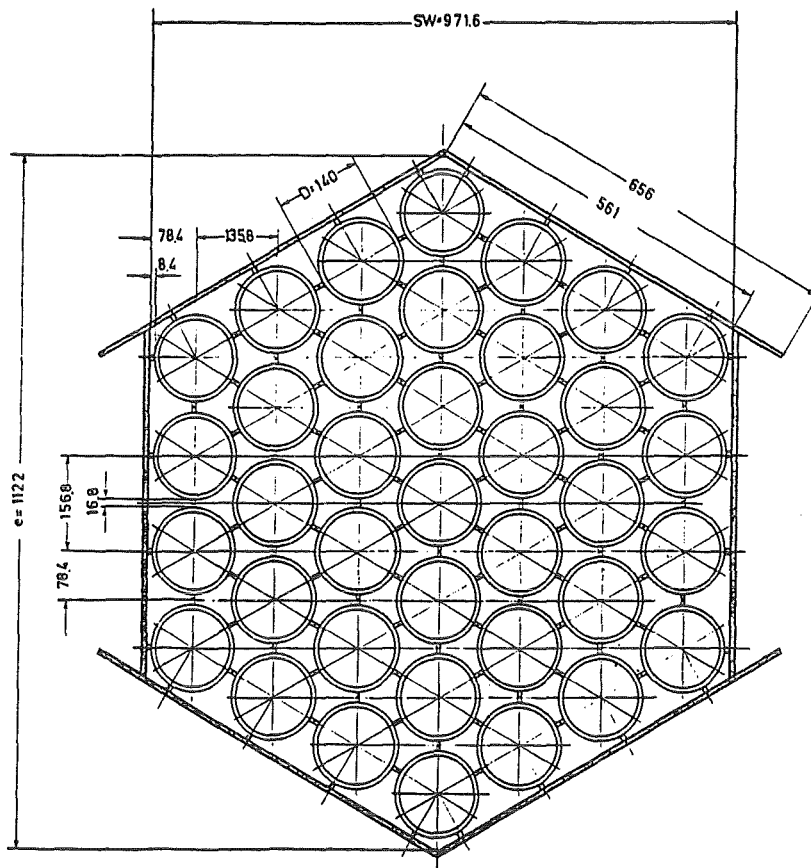


Abb.1 Querschnitt durch das 37-Stab Bündel

Einzelstäben bewährt. Für die elektrische Heizung durch Ohmsche Wärme steht ein Gleichrichter zur Verfügung, der bei 45V Spannung einen Gleichstrom von 8000A liefert. Da alle 37 Stäbe parallel geschaltet sind, ist die Beheizung von einzelnen Stäben oder Stabgruppen möglich.

/1/ *L. Meyer*, Planung des Versuchstandes HERA ,Primärbericht 01.02.29P11A,  
Nov. 1986

50.02.02/03A    Investigations in Freon on critical heat flux in a APWR  
PRS 0N1E        (KRISTA-program)

### Work performed

- elaboration of test program
- construction of test loops
- design, development and fabrication of fuel rod simulators
- development of computer code systems for CHF-detection and data acquisition

### Results obtained

The test program was discussed and a test matrix established. - The development of the fuel rod simulators is completed. Based on design calculations a heated length of 60 cm was chosen.- The construction of the test loops is completed, the commissioning tests are under way.

### Plans for future work

- tests in 8 mm circular tube.
- tests in 7-rod bundle ( $p/d = 1.15$ ) with grid spacers and helical wires, respectively.
- tests in 37-rod bundle ( $p/d = 1.20$ ) with fin tubes and smooth tubes with grid spacers, respectively.
- analysis of scaling laws.

50.02.02/03A    Untersuchungen in Frigen zur kritischen Heizflächenbelastung  
PRS 0N1E        eines FDWR (KRISTA-Programm)  
                  (F.J. Erbacher, S. Barth, W. Just, H.J. Neitzel, P. Schäffner, K.  
                  Wiehr - IRB)

### 1. Einleitung und Zielsetzung

Ein konzeptentscheidendes Problem enger FDWR-Stabbündel ist der Nachweis eines ausreichenden Sicherheitsabstandes von der kritischen Heizflächenbelastung (KHB) beim Umschlag vom Blasen- in Filmsieden. Begleitend zu KHB-Versuchen von Siemens/KWU in Wasser werden im IRB Versuche mit dem Modellfluid Frigen 12 im Kreisrohr sowie an einem 7- und 37-Stabbündel durchgeführt. Diese Versuche liefern eine breite Datenbasis zur Entwicklung geeigneter KHB-Korrelationen für die bei den engen FDWR-Stabbündeln vorliegenden hohen Drücke und hohen Massenstromdichten. Die Ergebnisse dienen auch zur Verifikation und Entwicklung von Rechencodes zur Unterkanalanalyse.

### 2. Durchgeführte Arbeiten

- Erarbeitung des Versuchsprogrammes und Lösungskonzeptes.
- Aufbau der Versuchsstände
- Auslegung, Entwicklung und Fertigung der elektrisch beheizten Brennstab-simulatoren
- Erstellung von Programmsystemen zur KHB-Detektion sowie Meßdatenerfassung.

### 3. Ergebnisse

Abb. 1 verdeutlicht das vorgesehene Lösungskonzept für die Untersuchungen zur kritischen Heizflächenbelastung. Durch ein eng verzahntes Programm von Versuchen in Wasser sowie im Modellfluid Frigen sollen die für die Erstellung geeigneter KHB-Korrelationen benötigten experimentellen Daten gewonnen werden.

Die Untersuchungen im IRB werden mit dem Kältemittel Frigen 12 durchgeführt. Hierdurch wird die Anwendung wesentlich niedrigerer Temperaturen und Drücke als bei Wasser möglich. Die entsprechenden Systemparameter lassen sich nach Korrelationen der Ähnlichkeitsanalyse auf Wasser umrechnen. Die maximal zulässige beheizte Länge der Brennstab-simulatoren wird durch die Stoffdaten von Frigen und dadurch bestimmt, daß bei stationärer Strömung vom Medium nur soviel Wärme aufgenommen werden darf, daß die am Austritt parametrisch

vorgegebene Dampfqualität sich einstellt. Abb. 2 zeigt die Ergebnisse der Auslegungsrechnungen zur Bestimmung der beheizten Länge der Brennstabsimulatoren. Um einen weiten Parameterbereich von Drücken, Massenstromdichten und Dampfqualitäten experimentell abdecken zu können, wurde die beheizte Länge der Brennstabsimulatoren für die Versuche in Frigen auf 60 cm festgelegt.

Abb. 3 zeigt schematisch die Auslegung und den Querschnitt des für die Frigenversuche neu entwickelten Brennstabsimulators mit einem 6-Rippenhüllrohr. Mit einem speziellen Verfahren wird das Rippenrohr über eine Zwischenschicht aus Kupfer auf den Heizstabmantel aufgehämmert. Die Thermoelemente werden vorher in Nuten des verkupferten Heizstabmantels eingerändelt. Abb. 4 zeigt einen Querschnitt durch das 37-Stabbündel.

Abb. 5 zeigt das Schaltbild der Frigenversuchsanlage KRISTA. Sie besteht aus einem großen Kreislauf mit einem Durchsatz von 80 m<sup>3</sup>/h zur Versorgung der 37-Stabbündel-Teststrecke sowie einem kleinen Kreislauf mit 15 m<sup>3</sup>/h zur Versorgung der Kreisrohr- und 7-Stabbündel-Teststrecke. Der Aufbau der Versuchsanlage wurde abgeschlossen und mit den Inbetriebnahmeversuchen begonnen.

#### 4. Geplante Weiterarbeit

Die Versuche werden im Frühjahr 1988 aufgenommen. Das geplante Versuchsprogramm sieht folgende Arbeiten vor:

##### Kreisrohr-Teststrecke

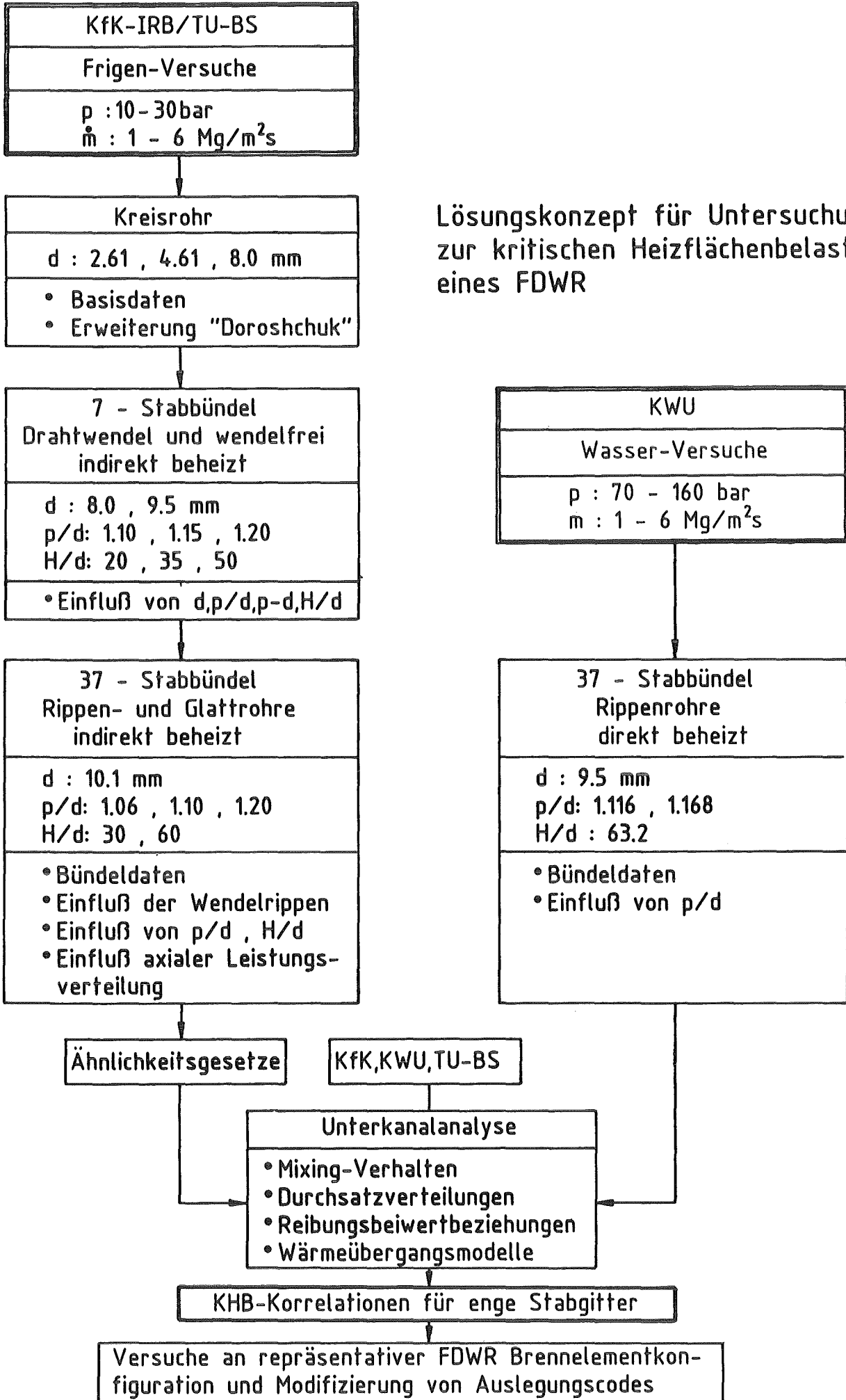
- Versuche am 8 mm Kreisrohr
- Vergleich mit den russischen 8 mm Kreisrohrdaten für Wasser
- Analyse des Übertragungsgesetzes von AHMAD

##### 7-Stabbündel-Teststrecke

- Versuche an Bündeln mit Gitterabstandshaltern ( $p/d = 1,15$ )
- Versuche an drahtgestütztem Bündel mit unterschiedlichen Drahtsteigungen ( $p/d = 1,15$ )
- Versuchsauswertung mit besonderer Beachtung der Übertragung auf Wasser

##### 37-Stabbündel-Teststrecke

- Versuche an Bündel mit Rippenrohren ( $p/d = 1,20$ )
- Versuchsauswertung
- Vorbereitung von Versuchen an Bündel mit Glattrohren und Gitterabstandshaltern ( $p/d = 1,20$ )



Lösungskonzept für Untersuchungen zur kritischen Heizflächenbelastung eines FDWR

Abb.1

Wasser:  
158 bar    138 bar  
---    ---    5.6 Mg/m<sup>2</sup> s  
—    —    4.2 Mg/m<sup>2</sup> s  
-.-    -.-    2.8 Mg/m<sup>2</sup> s

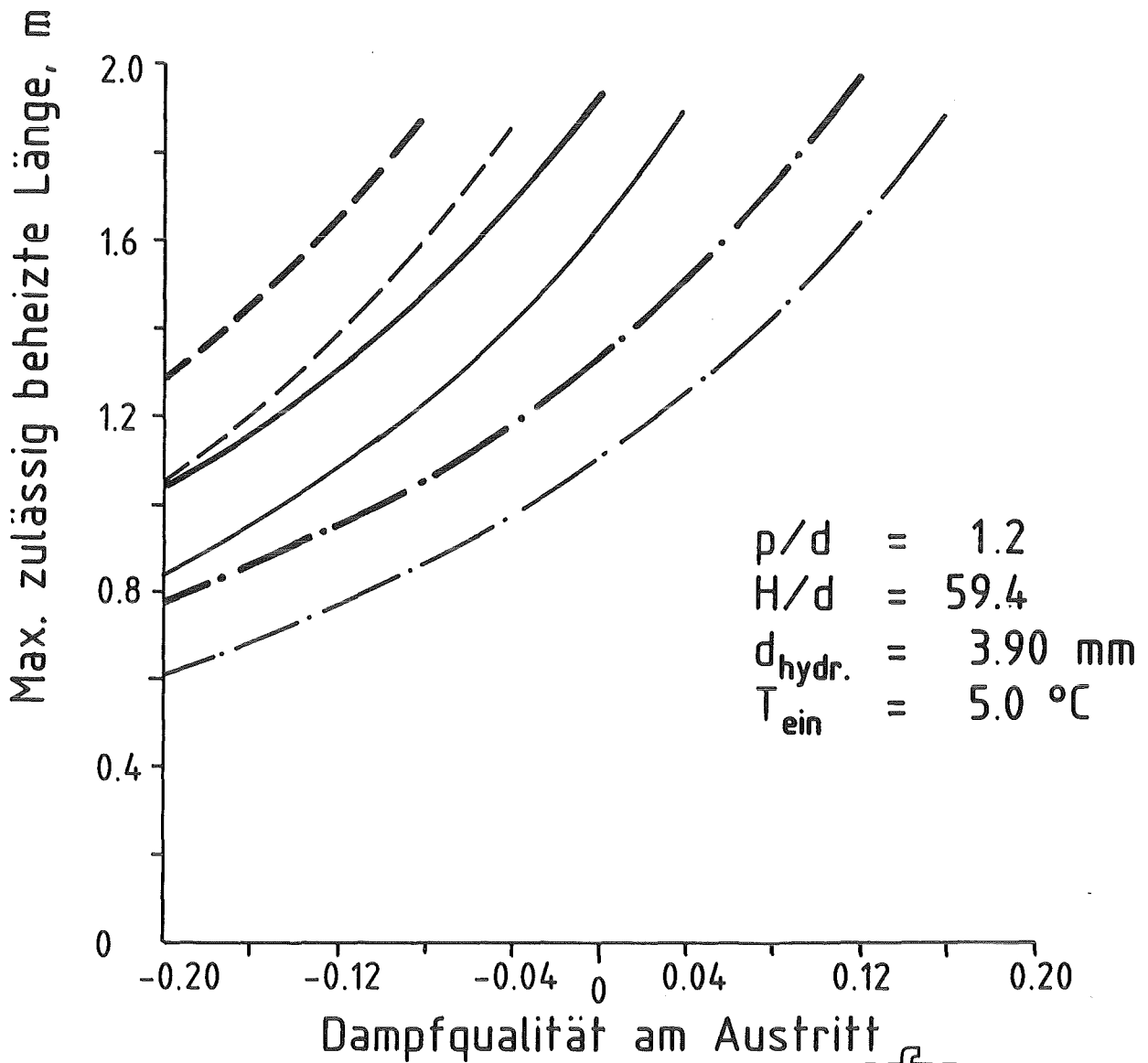
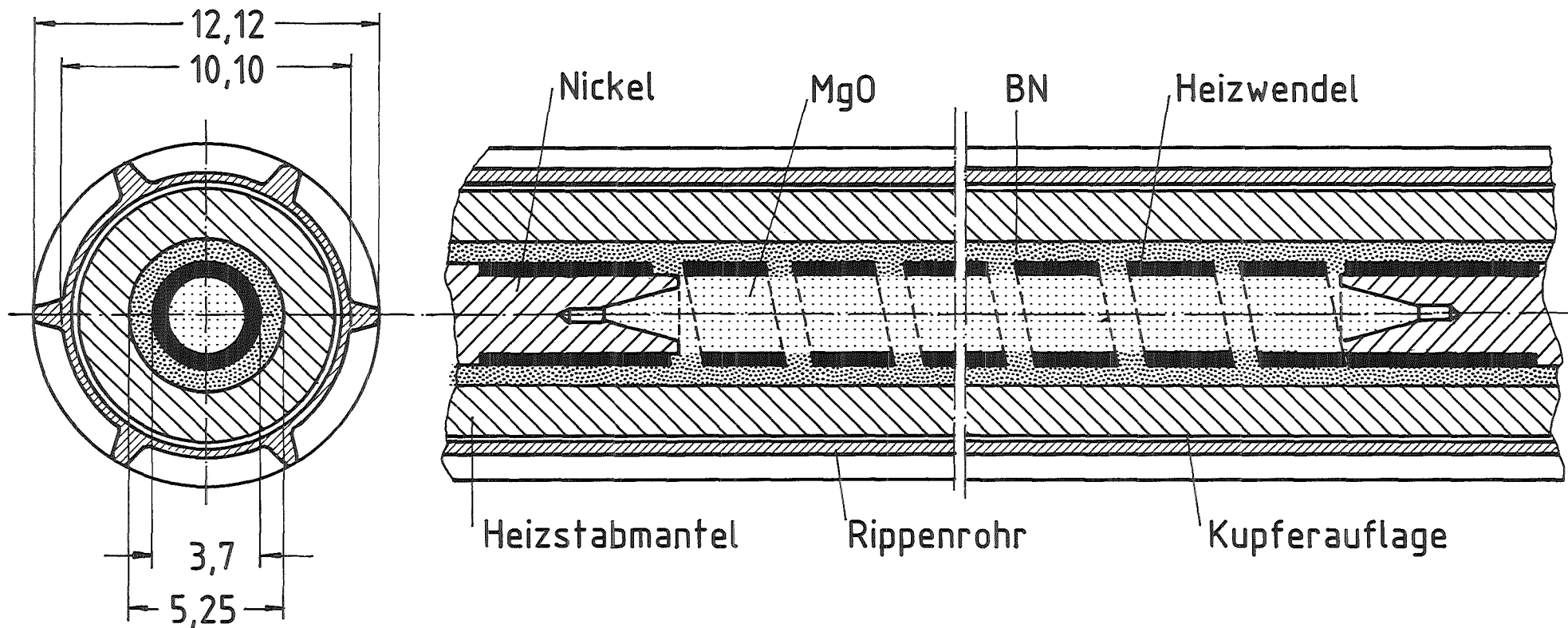


Abb.2 Frigen - Prüfstand  
Auslegung der beheizten Stablänge



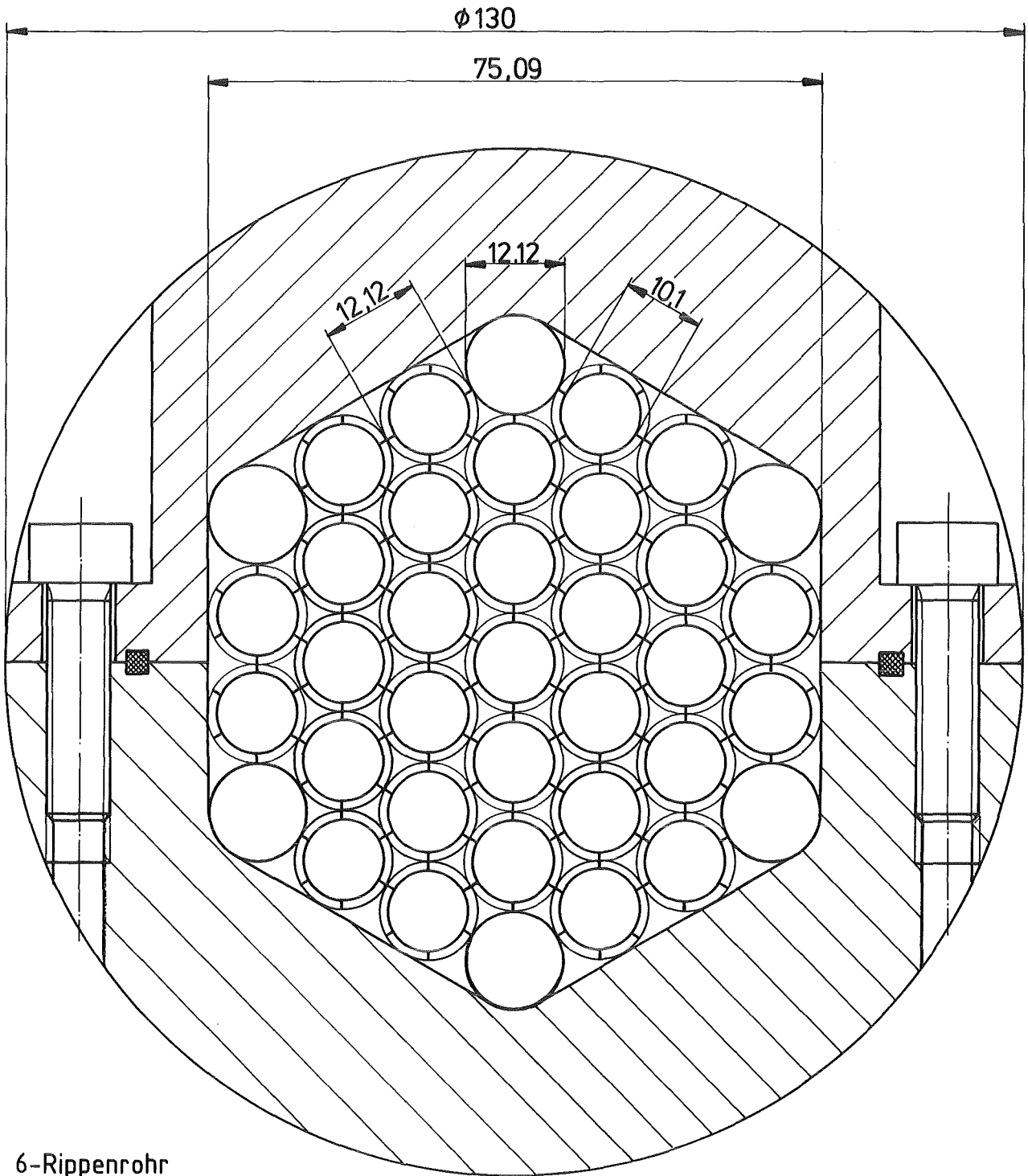
Auslegungsdaten:  
 Beheizte Länge: 600 mm  
 (axial gleichförmig)

Elektrische Daten:  
 1,4 Ohm  
 100 Volt  
 70 Amp.



Abb.3 KRISTA Brennstabsimulator





6-Rippenrohr  
Rippensteigung 600 mm  
 $p/d = 1,2$



Abb.4 Querschnitt durch FDWR-Stabbündel für Versuche zur kritischen Heizflächenbelastung in Frigen-12

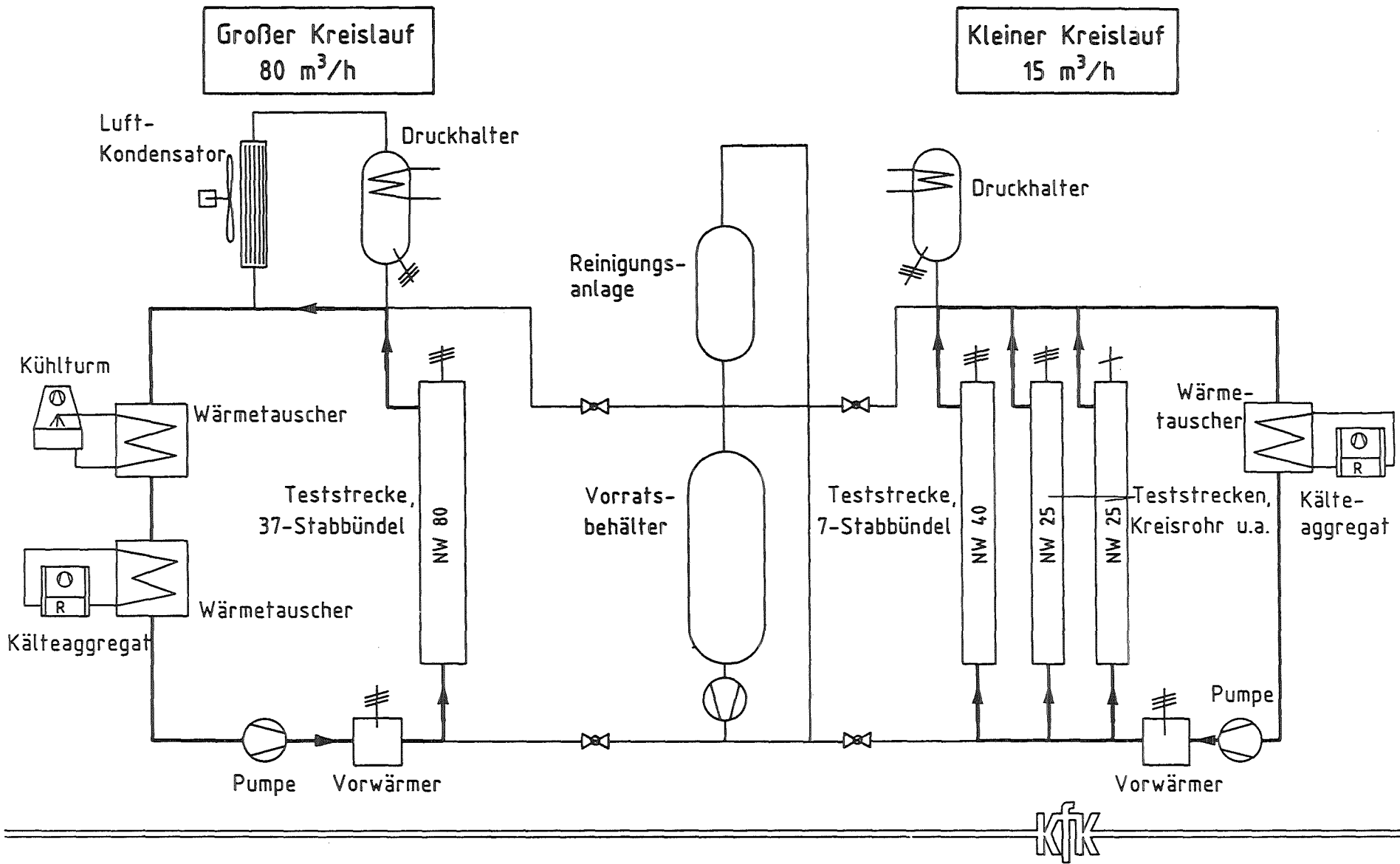


Abb.5 KRISTA Frigenkreisläufe

- 50.02.03 Brennelementverhalten eines FDWR bei Kühlmittel-  
verluststörfällen
- 50.02.03/01A RELAP5/MOD2 post-test analysis of a forced feed reflood  
PRS 0N1F experiment in an electrically heated 61-rod bundle with  
a tight lattice

### Summary

In order to test the applicability of the LWR-safety code RELAP5/MOD2 on tight fuel rod lattices of advanced PWRs presently being investigated a post-test analysis was performed of an experiment of the FLORESTAN-Programme. RELAP5/MOD2 turned out to be unable to adequately simulate the reflood behaviour observed in the experiment. Modelling effort is needed to extend the capability of RELAP5 towards applications to advanced PWRs, especially for the reflood phase of LOCAs.

50.02.03/01A RELAP5/MOD2 post-test analysis of a forced feed reflood  
PRS 0N1F experiment in an electrically heated 61-rod bundle with  
a tight lattice  
(G. Jacobs; INR )

### Introduction

An important question is to what extent the advanced PWR thermal hydraulics codes are suited to simulate the thermal hydraulic behaviour in tight rod bundles. The design studies for advanced PWRs consider tight fuel rod lattices with rod-to-rod distances of 0.6 to 2 mm. Especially interesting is the reflood phase of a LOCA. Thus, the latest version of the RELAP5/MOD2 code (cycle 36.05) has been used to calculate one of the first forced reflood tests under the FLORESTAN programme, test FDWR1.C. This test was previously considered as a benchmark problem in which five different computer codes were involved [2]. For RELAP5/MOD2, this was at the same time a chance to test the reflood model introduced in MOD2.

### Test information

The test section consists of a bundle of 61 electrically heated fuel rod simulators with integrated helical fins latticed in a hexagonal arrangement. The total length of the bundle is 5600 mm, and the heated length at the lower end is 2024 mm. The fuel rod simulators, 10.1 mm outer diameter, are heated indirectly. The cladding tube has 6 helical fins with 600 mm lead and 0.3 mm in height which gives a pitch-over-diameter ratio of 1.06 and 100 mm distance of the spacer levels. A heater rod of 6 mm outer diameter is placed in the center of the simulator; it is surrounded by annular alumina pellets of 9.2 outer diameter. There is an annular gap of 0.1 mm between the pellets and the cladding, which is filled with helium at 1 bar excess pressure. In terms of geometry, heat capacity, and gap conductivity, this rod type simulates a nuclear fuel rod at BOL time. The cosine axial power profile with a shape factor of 1.3 results from a continuously tapered wall thickness of the inner heater tube inside the heater rod. The specification of test FDWR1.C was:

|         |   |
|---------|---|
| 110 g/s | reflooding feed rate, approx. 8 cm/s rising velocity in cold bundle |
| 2.8 kW  | constant rod power, approx. 5 % decay heat power                    |

130 degree C            feed water temperature, approx. 17 k subcooling  
0.4 MPa                pressure in upper plenum

### RELAP5 input model

Several different nodalizations were used for the test FDWR1.C: a two-channel representation, a few volumes model, and a many volumes model. As a result of these sensitivity studies presently an one-channel representation is used (Fig. 1) with 20 volumes and 20 heat structures representing the heated section of the bundle. Modelling is done according to the recommendations contained in the RELAP5 manual [3]. The heat structures representing the fuel rod simulators comprise 9 mesh intervals, 2 for the annular alumina pellets, and 1 for each other material annulus including 2 gaps filled with helium at 5 bars. The values of the flow areas and hydraulic diameters in the test section are taken from the given geometrical dimensions of the facility without any tuning. The presence of the helical spacer fins on the rods could not be modeled, leaving aside that a rather high input value of 0.3 mm for wall roughness in the test section is used.

### Results

The calculational results were obtained using the CRAY version of RELAP5/MOD2 (cycle 36.05). In the experiment FDWR1.C, the rod bundle was quenched completely within 200 s after the beginning of reflooding; the reflood behaviour was quite different from that of a PWR-type rod lattice [1]. The overlay plots (Figs. 2 to 4) show the measured cladding temperatures of the rod no. 103 near the center of the bundle at three different axial levels in comparison to the calculated temperatures. The calculated values represent the outer mesh point temperature of the heat structures next to the measuring position. Obviously, the RELAP5 calculation did not predict quenching within a reasonable period of time. This is a striking deviation from the experimental behaviour. On the other hand the precursor cooling was over-estimated. The agreement between calculation and experiment is also poor regarding the differential pressure over the test section (Fig. 5), because RELAP calculated a higher two-phase pressure loss in the bundle. Blind predictions made by other institutions using RELAP5/MOD2 cycle 36.02 as a contribution to the benchmark problem mentioned above have shown similar results [2]. The amount of liquid water carried out of the heated section was overpredicted by RELAP5. Figure 6 shows the outlet water mass flow rate compared to the constant value of the feeding

rate. In spite of strong oscillations one can recognize that after 30 s the amount of water carried out compensates the amount of feedwater fed in. Thus, the collapsed liquid level in the core stagnates at 100 mm, which is not sufficient for totally quenching the bundle (Fig. 7). The entrainment rate in the quench front has probably been over-estimated. The reason may be a deficiency of interphase drag modelling. Furthermore, RELAP5 possibly assumes an inadequate droplet distribution above the quench front, which may be strongly influenced by the helical spacer fins. In a further RELAP5 calculation using a code modification with an artificially reduction of the interfacial drag by a factor of 100 the quench times agree quite well but turn-around times and maximum cladding temperatures as well as precursor cooling (Fig. 8) deviate.

### Conclusions

Comparisons of RELAP5/MOD2 results with data of a forced feed reflood test in a tightly latticed electrically heated fuel rod simulator bundle (FLORESTAN programme) show that the code cannot adequately describe the reflood behaviour of narrow flow channels. Evidently, substantial modelling effort is needed to extend the capability of RELAP5/MOD2 towards calculations of advanced PWRs.

### References

- [1] F.J. Erbacher, K. Wiehr:  
Nucl. Technology Vol. 80 (Jan. 1988), pp 153 - 160.
- [2] K. Wiehr:  
FDWR-Workshop at KfK, SEp. 1986,  
private communication.
- [3] V.H. Ransom, R.J. Wagner, J.A. Trapp et al:  
RELAP5/MOD2 Code Manual (2 volumes),  
EG&G Idaho Inc., USA,  
NUREG/CR-4312, Aug. 1985.

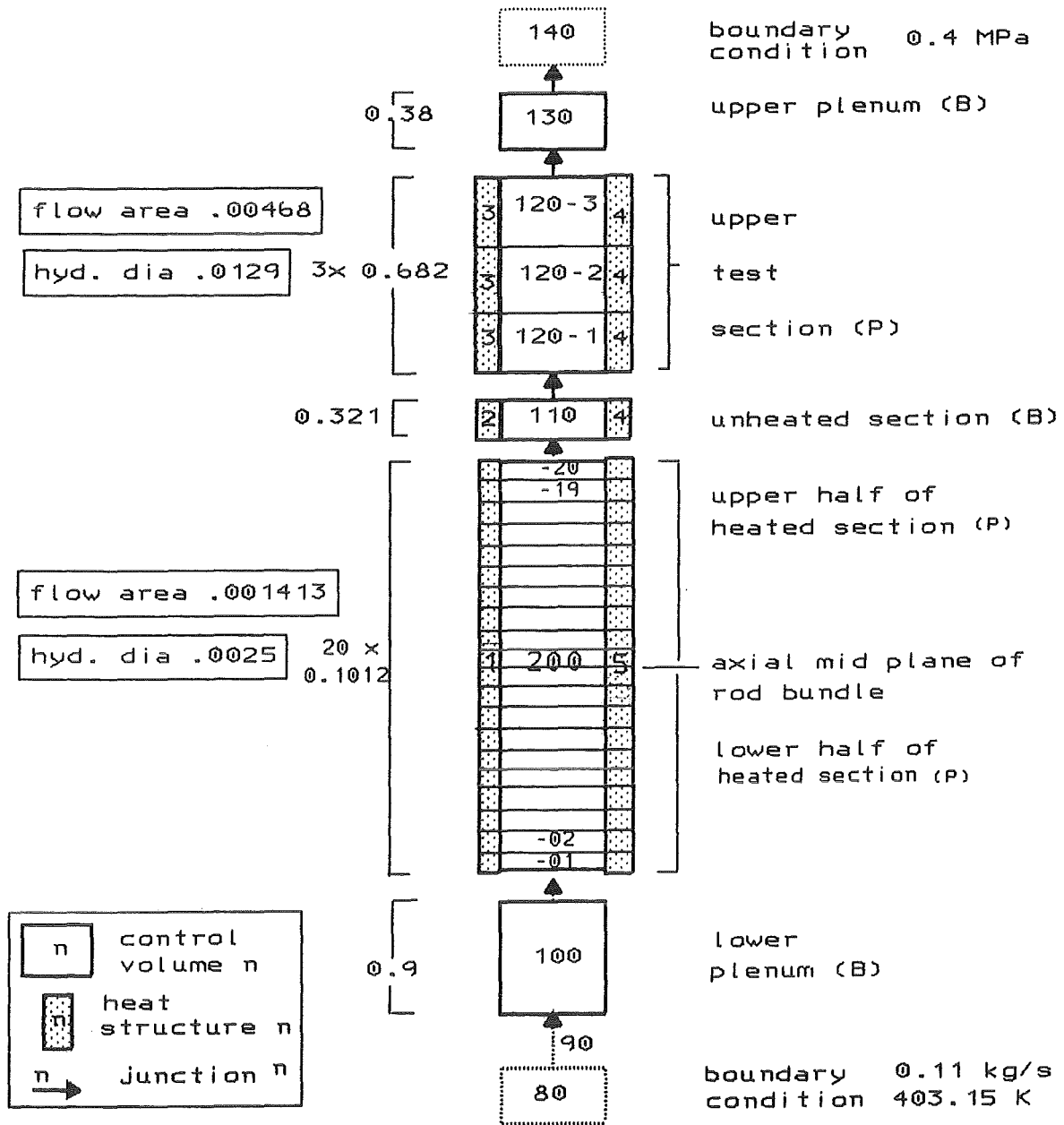


Fig. 1: RELAP5/MOD2 Nodalization Scheme for FLORESTAN Forced Feed Reflood Experiment FDWR1.C

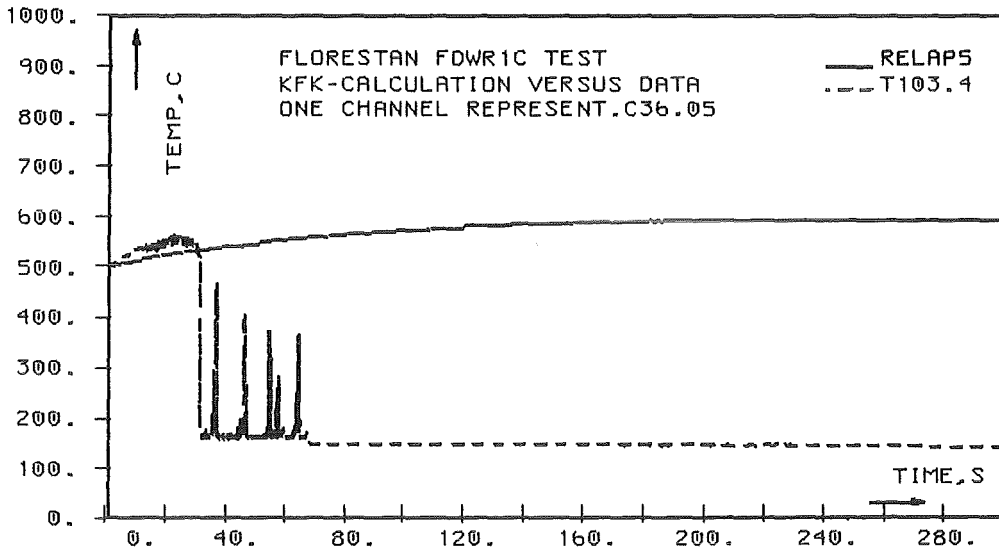


FIG. 2 CLADD TEMP AT ELEV 1012 MM (C)

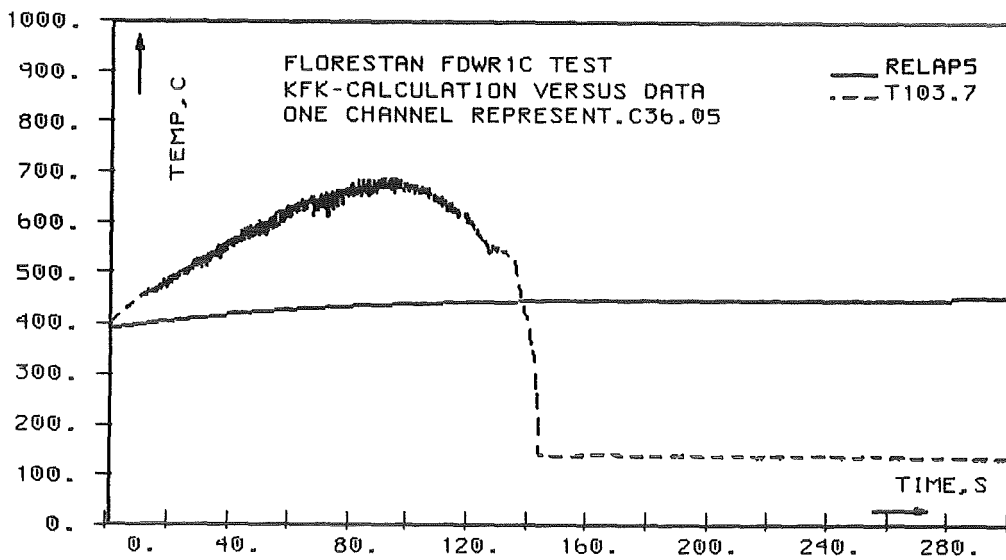


FIG. 3 CLADD TEMP AT ELEV 1612 MM (C)



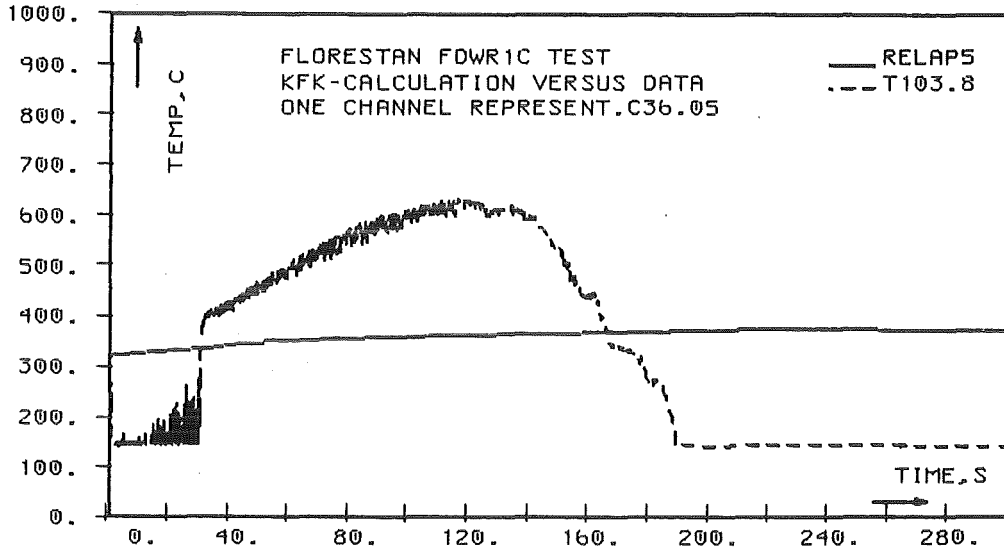


FIG. 4 CLADD TEMP AT ELEV 2012 MM (C)

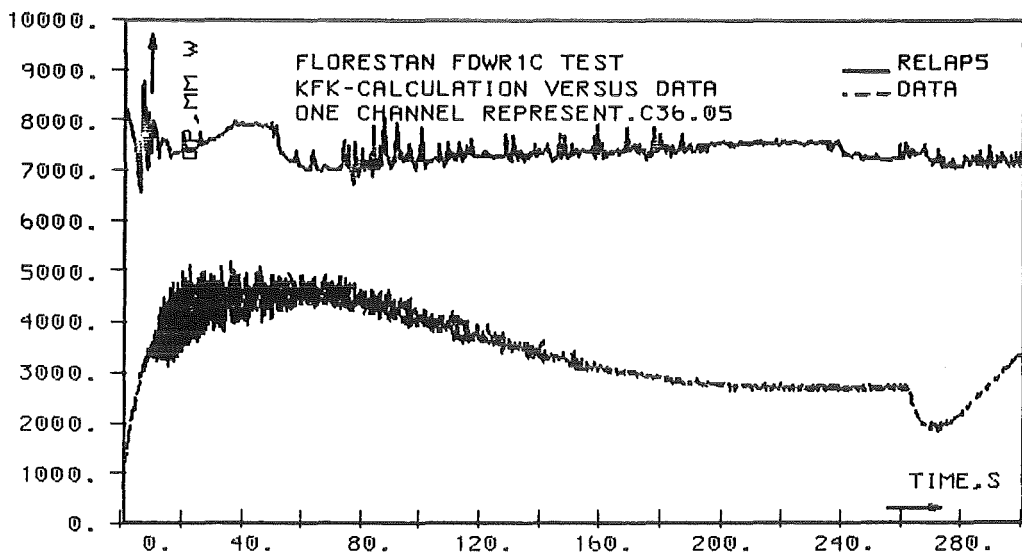


FIG. 5 DIFFERENTIAL PRESSURE OVER TEST SECTION (MM W)

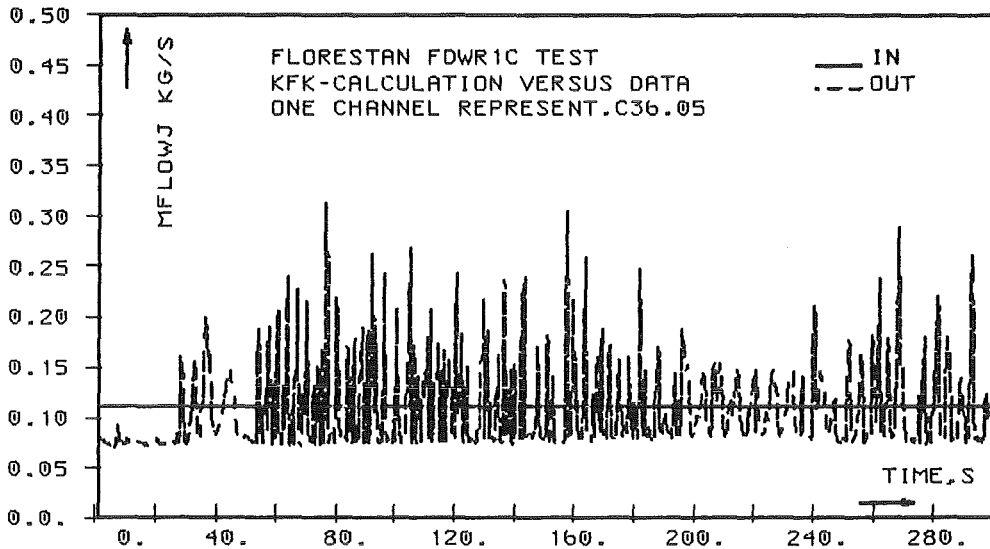


FIG.6 RELAP5 CALCULATED MASS FLOWS IN/OUT (KG/S)

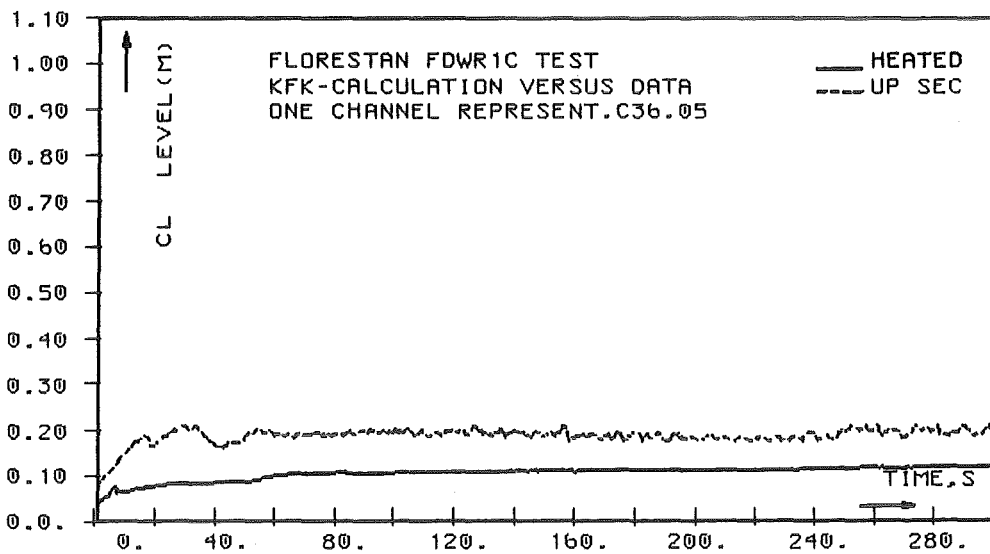


FIG.7 RELAP5 CALCULATED COLLAPSED LIQUID LEVELS (M)

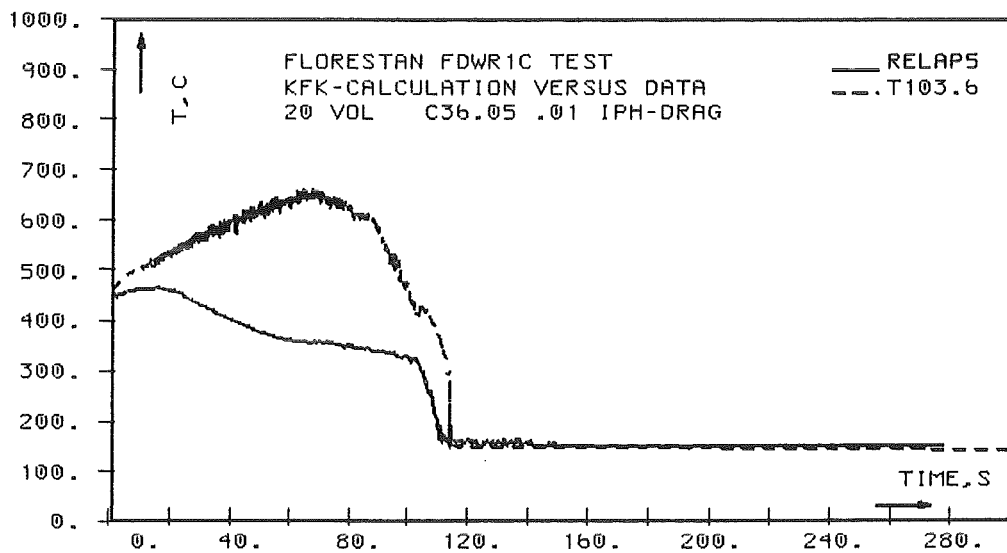


FIG. 8 CLADD TEMP AT ELEV 1412 MM (C)

50.02.03/02A Calculations of the Reflooding Phase after a Loss of  
Coolant Accident in Advanced Pressurized Water Reactors  
PRS ON1G

*Abstract*

The one-dimensional multichannel code FLUT, which was developed by the GRS-Garching for the analysis of the reflooding phase after a LOCA in a PWR, was modified in order to allow a good simulation in case of the new APWR geometry (hexagonal rod lattice with integral spiral ribs as spacers). Correlations for the calculation of the wall friction factors in the new core geometry and a newly developed droplet-model which allows a better modelling of the progression of the quench front, as well as some other minor changes were introduced in the code. The new version FLUT-FDWR was tested by the post-test calculations of many forced reflooding experiments both in PWR and APWR geometry. The results of two most significant calculations are reported here and compared with the experimental data.

The calculations for two different designs of homogeneous APWR were compared with that for a reference PWR (a KWU plant of the 1300 MWe class). The results show that the emergency core cooling system of a conventional PWR plant is able to cool the two considered APWR cores as well.

50.02.03/02A Rechnungen der Flutphase nach einem Kühlmittelverlust  
bei homogenen fortgeschrittenen Druckwasserreaktoren  
PRS ON1G (M. Cigarini; INR)

### *1. Einleitung*

Zur Simulation der Wiederauffüll- und Flutphase des Kühlmittelverluststörfalles bei den FDWR-Entwürfen des Kernforschungszentrums Karlsruhe wurde das eindimensionale, mehrkanalige, auf dem Zweifluidmodell basierende Rechenprogramm FLUT der GRS-Garching /1/ eingesetzt. Dieses Programm, das sich als geeignet erwiesen hat, die wesentlichen Vorgänge während der Flutung eines herkömmlichen DWR befriedigend wiederzugeben /1,2/, wurde im KfK modifiziert und weiterentwickelt /2/. Die neu erstellte Version FLUT-FDWR wurde durch die Nachrechnung mehrerer Zwangsflutungsexperimente sowohl in FDWR- als auch in DWR-Geometrie überprüft und für die Analyse der Flutphase nach einem 2F-KMVS bei zwei verschiedenen Entwürfen homogener FDWR verwendet /2/. Hier werden die wichtigsten Programmänderungen, die Ergebnisse der Nachrechnung zweier bedeutender Experimente und der durchgeführten Reaktorrechnungen dargestellt.

### *2. Die in FLUT-FDWR neu eingeführten Modelle*

Da die Nachrechnung mehrerer Notkühlversuche in DWR-Geometrie /2/ zeigte, daß das ursprüngliche Benetzungsmodell des FLUT-Programms das Entstehen einer oberen Benetzungsfront früher berechnet als die Experimente zeigen, wurde das Kriterium von Hsu-Young /3/ fürs Benetzungsbeginn ins Programm eingebaut. Damit kann die Wiederbenetzung des Hüllrohres nur dann anfangen, wenn die Wandtemperatur niedriger als 540 °C und der volumetrische Dampfgehalt  $\alpha$  kleiner als 0,95 wird.

Um die Vorkühlung des Hüllrohres in der Nebelströmung im Falle von hohem Dampfgehalt ( $\alpha \geq 0,8$  an der Benetzungsfront) gut wiedergeben zu können, wurde ein vereinfachtes Modell auf der Basis der Arbeit von R.Lee /4/ entwickelt und ins Programm eingebaut, welches die Anwesenheit zweier Tröpfchengrößen unmittelbar oberhalb der Benetzungsfront berücksichtigt.

Eigens für die Berechnung der Druckverluste in einem FDWR-Bündel wurden geeignete Beziehungen für die Berechnung des Reibungsbeiwerts in einem hexagonalen Brennstabgitter mit Wendelrippen oder Gitterabstandshaltern eingeführt /5,6,7/.

Für die Berechnung der Zwischenphasenreibung wurden die Parameter  $R_V$  und  $R_1$  der Oseenschen Beziehung /8/ auf einer rein empirischen Basis für die verschiedenen Brennstabgitter-Geometrien neu festgelegt /2/.

### 3. Simulation der Experimente

Unter den zur Verifikation der eingebauten Programmänderungen durchgeführten Vergleichsrechnungen werden hier beispielhaft die Ergebnisse der Nachrechnungen zweier Experimente gezeigt:

1. der FLECHT-SEASET Notkühlversuch Nr. 32114 /9/ (Flutung eines DWR-Bündels durch eine Flutrate von 2,5 bis 3,1 cm/sec gesättigten Wassers -125°C- mit einem Druck am Bündelaustritt von 2,76 bar);
2. der FLORESTAN Notkühlversuch Nr. 1 /10/ (Flutung eines sehr engen FDWR-Bündel -Abstandsverhältnis  $p/d=1,06$ - mit integralen Wendelrippen durch eine konstante Flutrate von 8,1 cm/sec gesättigtes Wassers -130°C- und mit einem Druck am Bündelaustritt von 4,35 bar).

Die Nodalisierung des FLECHT-Bündels mit 3,66 m beheizter Länge erfolgte fluidseitig in 12 Zellen. Die 159 beheizten Stäbe konnten wegen der gleichförmigen radialen Leistung in einem einzigen Strukturelement mit 60 axialen und 8 radialen Knoten zusammengefasst werden. Das axiale Leistungsprofil war cosinusförmig (Maximum 2,3 kW/m). Die Anfangstemperatur des Hüllrohres betrug in der Bündelmitte 893°C.

Das kürzere FLORESTAN Bündel (61 Brennstabsimulatoren mit 2,024 m beheizter Länge) wurde durch 8 Fluidzellen dargestellt, denen der beheizte Teil der Stäbe (40 axiale und 8 radiale Knoten) zugeordnet wurde. Weitere 5 Fluidzellen, jede mit einem unbeheizten Strukturelement verknüpft, stellten den oberen Teil ("kalter Teil") der Teststrecke dar, bis zu einer Gesamtlänge von 4,07 m. Die maximale Stableistung in der Bündelmitte (cosinusförmiges Profil) betrug 1,8 kW/m und die entsprechende Anfangstemperatur des Hüllrohres 500°C.

Für jedes dieser Experimente werden die Ergebnisse zweier Rechnungen dargestellt: Rechnung 1 wurde mit der ursprünglichen Version des FLUT-Programms durchgeführt, Rechnung 2 dagegen mit FLUT-FDWR.

Abb. 1 zeigt das Fortschreiten der Benetzungsfront im FLECHT-Bündel. Während bei der Rechnung 1 eine erhebliche Verzögerung zu beobachten ist, stimmt die Kurve der Rechnung 2 mit den experimentellen Punkten gut überein. Die Hül-

rohrtemperatur in der Bündelmitte (Abb. 2) zeigt dementsprechend bei der Rechnung 2 einen genaueren Verlauf. Dasselbe gilt für die Hüllrohrtemperaturen im oberen Teil des FLORESTAN-Bündels (Abb. 3). Hier werden die berechneten Temperaturverläufe mit den Messdaten von drei verschiedenen Stäben verglichen und die Ergebnisse der Rechnung 2 bleiben innerhalb der experimentellen Streubreite. Schließlich zeigt Abb. 4 die Dampftemperatur am Austritt der Teststrecke. Die gute Übereinstimmung der Rechnung 2 mit dem Experiment weist auf die gute Auswertung der Verdampfungsrate im Bündel durch das neue Tröpfchenmodell hin. Dies ist auch die Ursache der verbesserten Berechnung der Hüllrohrtemperatur.

#### *4. Rechnungen für den fortgeschrittenen Druckwasserreaktor*

Auf der Basis der Ergebnisse der Rechnungen für die Druckentlastungsphase, die mit einer für den FDWR modifizierte Version des Rechenprogrammes RELAP5/MOD1 durchgeführt wurden /11/, wurden die Wiederauffüll- und Flutphase für zwei homogene FDWR-Entwürfe und für eine DWR-Referenzanlage (KWU-DWR der 1300 MWe Klasse) mit FLUT-FDWR berechnet.

Die wesentlichen Auslegungseigenschaften und andere für die Auswertung der Flutphase wichtige Daten der betrachteten Reaktoren sind in der Tab. 1 aufgeführt, wo mit FDWR 1 ein Reaktor mit weiterem Gitter (KfK-Referenzentwurf) und mit FDWR 2 einer mit engem Gitter gekennzeichnet werden. Die Daten für den Referenz-DWR stammen aus Ref. /12/, die für die FDWR-Kerne aus Ref. /13/ und /14/.

Um die Anfangsbedingungen für diese Rechnungen aus den Ergebnissen von RELAP5/MOD1-Rechnungen /11/ entnehmen zu können, mußte die Nodalisierung so vorgenommen werden, daß eine möglichst genaue Datenübertragung zwischen den zwei Programmen realisierbar ist. Das endgültige Schema basiert auf den Ergebnissen einer Reihe von Testrechnungen und ist in Abb. 5 wiedergegeben. Insgesamt besteht die FLUT-Nodalisierung für den DWR aus 63 Fluidzellen in 13 Rohren und 8 Knotenzellen unterteilt. 221 Heizleitersegmente stellen die Strukturelemente und die verschiedenen Brennstabgruppen dar. Die Nodalisierungsschemata für die zwei FDWR-Entwürfe unterscheiden sich von dieser nur durch die Größe der Zellen des Kernes und des oberen Plenums.

Für die Übertragung der physikalischen Daten von RELAP5, wurde folgendermaßen vorgegangen:

| Tabelle 1: Auslegungsdaten und notkühlrelevante Eigenschaften der betrachteten Reaktoren |                   |                   |          |          |
|--|-------------------|-------------------|----------|----------|
|  |                   | Referenz-DWR      | FDWR 1   | FDWR 2   |
| th. Leistung   | (MW)              | 3765              | 3730     | 3595     |
| d  | (mm)              | 10,75             | 9,5      | 9,5      |
| Hüllrohr-  |                   |                   |          |          |
| wandstärke   | (mm)              | 0,72 (Zr)         | 0,4 (SS) | 0,4 (SS) |
| p/d  |                   | 1,33 <sup>1</sup> | 1,2      | 1,123    |
| Volumenverhältnis  |                   |                   |          |          |
| Wasser zu Brennstoff   |                   | 1,67              | 0,7      | 0,47     |
| Konversionsfaktor  |                   | 0,55              | 0,90     | 0,98     |
| aktive Kernhöhe  | (m)               | 3,9               | 2,2      | 1,995    |
| gesamte Stablänge  | (m)               | 4,36              | 2,63     | 2,39     |
| Kernströmungs-   |                   |                   |          |          |
| querschnitt  | (m <sup>2</sup> ) | 5,6               | 4,26     | 3,98     |
| Hydr. Durchmesser  | (mm)              | 13,4              | 3,69     | 2,85     |
| Druckverlust in Kern   |                   |                   |          |          |
| (stationär)  | (bar)             | 1,25              | 2,28     | 3,98     |
| mittl. spez.   |                   |                   |          |          |
| Stableistung   | (W/cm)            | 208               | 180      | 165      |
| axialer Formfaktor   |                   | 1,2               | 1,48     | 1,48     |
| Heißkanalfaktor  |                   | 2,57              | 2,57     | 2,57     |
| maximale treibende   |                   |                   |          |          |
| Ringraumwasserhöhe   | (m)               | 5,4               | 5,4      | 5,4      |

<sup>1</sup>) viereckige Anordnung

die äußeren Hüllrohrtemperaturen der verschiedenen Brennstabgruppen wurden unmittelbar aus RELAP5 Ergebnissen entnommen;

die Temperaturen der inneren Schichten der Stäbe wurden durch eine stationäre Wärmeleitrechnung vom FLUT-Programm bestimmt, wobei die Leistung am ersten Rechenzyklus (stationäre Wärmeleitrechnung) erhöht wurde, um die richtige Menge der in den Brennstäben gespeicherten Wärme zu erreichen;



für die Temperaturen der Strukturelemente wurden die von RELAP5 berechneten mittleren Temperaturen benutzt;

die fluiddynamischen Größen  $\alpha$ ,  $p$ ,  $h_v$ ,  $h_l$ ,  $w_v$ ,  $w_l$  wurden so angegeben, daß die Erhaltung der Masse, der Energie und des Impulses jedes Systemteils durch die Übertragung der Daten von einem Programm zum anderen gewährleistet werden konnte.

Die wesentlichen Anfangsbedingungen für die FLUT-Rechnungen sind in Tab. 2 aufgelistet.

| Tabelle 2: wesentliche Anfangsbedingungen für die Flutrechnungen der drei betrachteten Reaktoren |      |        |        |  |
|--|------|--------|--------|--|
|  | DWR  | FDWR 1 | FDWR 2 |  |
| Beginn der FLUT-Rechnung (s)   | 30   | 32     | 32     |  |
| Druck im oberen Plenum (bar)   | 9,53 | 8,74   | 9,62   |  |
| Druck im Druckhalter (bar)   | 29,4 | 20,22  | 21,9   |  |
| Druck im Sicherheitsbehälter (bar)   | 3,97 | 3,91   | 3,91   |  |
| Hüllrohrtemperatur an der Mittelebene des heißen Brennstabes (°C)                                | 693  | 556    | 445    |  |
| Hüllrohrtemperatur an der Mittelebene des mittleren Brennstabes (°C)                             | 409  | 397    | 353    |  |

Für alle drei betrachteten Reaktoren wurden die pessimistischen Annahmen beibehalten, die für die LOCA-Analyse eines herkömmlichen DWR üblich sind:

- 106% der Nennleistung am Störfallbeginn,

- Heißkanalfaktor an der Heißstelle gleich 2,57,
- Nachzerfallsleistungskurve: ANS-Standard + 20% /15/,
- reduzierte Verfügbarkeit des Notkühlsystems.

Die Temperaturverläufe des heißen Brennstabes sind das für die Sicherheitsanalyse bedeutendste Ergebnis. Abb. 6 zeigt einen Vergleich der berechneten Hüllrohrtemperaturen an der heißen Stelle für die drei betrachteten Reaktoren. In derselben Abbildung sind auch die Temperaturen der Druckentlastungsphase aus /11/ (gestrichelte Linien) wiedergegeben. In allen drei Fällen bleibt die Temperatur in der Flutphase erheblich niedriger als die erste Spitze, die während der Druckentlastungsphase auftritt. Außerdem bleiben die maximalen Temperaturen der Flutphase bei den zwei FDWR-Entwürfen niedriger als die des herkömmlichen DWR, auch wenn der Wendepunkt der Hüllrohrtemperatur etwas später erreicht wird. Dies geschieht aufgrund der günstigeren Anfangsbedingungen, die ihrerseits durch die niedrigere Stableistung der FDWR-Kerne verursacht werden /11/. Diese günstigen Temperaturen ermöglichen zusammen mit der kleineren Kernhöhe eine im Vergleich mit dem DWR schnellere Wiederbenetzung der zwei FDWR. Aus dem Benetzungsfrontverlauf (s. Abb. 7) geht die Wirkung der Heißeinspeisung auch klar hervor. Aufgrund der höheren Wassersäule im oberen Plenum der FDWR-Entwürfe, dringt Wasser von oben in die Kernkanäle schon am Anfang der Flutphase ein, was die Fortpflanzung der oberen Benetzungsfront nach unten erheblich beschleunigt.

Die dargestellten Ergebnisse sind stark von den angenommenen Anfangshüllrohrtemperaturen abhängig. Wie schon erwähnt, wurden diese aus Rechnungen für die Druckentlastungsphase übernommen, welche mit einer für den FDWR modifizierten Version des Programms RELAP5/MOD1 durchgeführt wurden /11/. Die RELAP5-Rechnungen neigen aber dazu, die Hüllrohrtemperaturen am Ende der Druckentlastungsphase aufgrund des vom Programm benutzten Rechenverfahrens zu unterschätzen. Aufgrund dieser Rechenmethode (5-Gleichungen Verfahren) wird nämlich angenommen, daß der Dampf im Kern gesättigt ist, was aber bei niedrigem Druck nicht mehr der Fall ist (nach wenigen Rechenzyklen bestimmt das FLUT-Programm an der Mittelebene des Kernzentrankanals eine Dampfüberhitzung von etwa 250°C). Da aber diese Ungenauigkeit der Anfangsbedingungen bei allen Reaktoren dieselbe ist, bleiben die Vergleichsbetrachtungen der Flutung gültig.

## 5. *Schlußfolgerungen*

Die durchgeführten Rechnungen zeigen, daß mit dem Notkühlssystem eines herkömmlichen DWR auch die zwei betrachteten FDWR-Kernentwürfe wiederbenetzt werden. Aufgrund der kleineren Kernhöhe und der niedrigeren Temperaturen am Ende der Druckentlastungsphase (RELAP5/MOD1-FDWR-Ergebnisse) bleiben die maximalen Hüllrohrtemperaturen und die Benetzungszeiten bei den zwei FDWR-Entwürfen sogar kleiner als beim DWR. Bei allen drei Reaktoren sind die maximalen Hüllrohrtemperaturen während der Flutphase erheblich niedriger als in der Druckentlastungsphase.

Diese Ergebnisse wurden mit einem Programm erhalten, das mit Erfolg an unterschiedlichen Geometrien überprüft wurde, nämlich der herkömmlichen DWR-Geometrie ( $p/d=1,33$  in einer viereckigen Stabanordnung) und einer sehr engen FDWR-Geometrie (FLORESTAN-Notkühlversuche,  $p/d=1,06$ ). Die Geometrien der betrachteten FDWR-Entwürfe liegen innerhalb dieser Spanne. Aufgrund dieser Ergebnisse kann man folgern, daß beide betrachtete FDWR-Entwürfe bezüglich des Verhaltens während der Flutphase sicherheitstechnisch annehmbar sind. Die Bewertung dieser Rechnungen muß aber die Unsicherheit der angewendeten Anfangsdaten berücksichtigen. Diese Unsicherheit beeinflußt aber die Ergebnisse aller drei Rechnungen in der gleichen Weise. Die Rechnungen können daher als Basis für einen befriedigenden Vergleich zwischen dem Notkühlverhalten der zwei FDWR-Entwürfe und des DWR dienen.

### *Zeichenerklärung*

|          |                             |
|----------|-----------------------------|
| $d$      | Brennstabdurchmesser        |
| $F$      | Strömungskanalquerschnitt   |
| $h_l$    | spez. Enthalpie des Wassers |
| $h_v$    | spez. Enthalpie des Dampfes |
| $p$      | Druck; Stabmittenabstand    |
| $w_l$    | Wassergeschwindigkeit       |
| $w_v$    | Dampfgeschwindigkeit        |
| $\alpha$ | Volumetrischer Dampfgehalt  |

*Literaturverzeichnis*

- /1/ V.Teschendorff: "The Two Fluid Code FLUT for LOCA Reflood Analysis" Workshop on the IAEA Programme in Uses of Computer Codes for Safety Analysis, Varna, Bulgaria, (May 1984).
- /2/ M.Cigarini: "Thermohydraulische Untersuchungen zu den Vorgängen während der Flutphase nach einem Kühlmittelverlust bei einem fortgeschrittenen Druckwasserreaktor" KfK 4302 EUR 10538d, (1987).
- /3/ Y.Y.Hsu,M.W.Young: "A Criterion for the Onset of Quench for Low Flow Reflood" NUREG 0915, (1982).
- /4/ R.Lee,J.N.Reyes,K.Almenas: "Size and Number Density Change of Droplet Populations above a Quench Front during Reflood" Int. Journ. Heat Mass Transfer, 27(4), 573, (1984).
- /5/ K.Johannsen: "Druckverlust bei voll ausgebildeter Laminarströmung in Stabbündeln" TU-Berlin, Tätigkeitsbericht Nr. 1, DFG-Az.: Jo 39/21-1, (April 1985).
- /6/ K.Rehme: "Systematische experimentelle Untersuchung der Abhängigkeit des Druckverlustes von der geometrischen Anordnung für längs durchströmte Stabbündel mit Spiraldrahtabstandshaltern" KfK externer Bericht INR-4/68-16, (1968).
- /7/ S.K.Cheng,N.E.Todreas: "Constitutive Correlations for Wire-wrapped Subchannel Analysis under Forced and Mixed Convection Conditions" M.I.T., DOE/ET/37240-108TR, (1984).
- /8/ C.W.Oseen: "Neuere Methoden und Ergebnisse in der Hydrodynamik" Akademische Verlagsgesellschaft m.b.H. Leipzig, (1927).
- /9/ M.J.Loftus,L.E.Hochreiter et al.: "PWR FLECHT SEASET Unblocked Bundle, Forced and Gravity Reflood Task Data Report" Vol. 1 and 2, EPRI NP-1459, (1981).
- /10/ F.J.Erbacher,K.Wiehr: "Experimental Investigation on Reflooding and Deformation Behaviour of an APWR Tight-Lattice Fuel Rod Bundle in a LOCA", Nucl. Technol., **80**, 153 (1988).

- /11/ C.Ferrero: "Untersuchungen zu LOCA- und ATWS-Störfällen beim homogenen und heterogenen fortgeschrittenen Druckwasserreaktor" KfK 4352 EUR 10540 DE, (1988).
- /12/ Kraftwerk Union: private Mitteilung, (November 1980).
- /13/ M.Cigarini,M.Dalle Donne: "Parametric Thermohydraulic Calculations for Advanced Pressurized Water Reactors with the Code HADA-2" KfK 4148, EUR 10532e, Karlsruhe, (1986).
- /14/ C.Broeders,M.Dalle Donne: "Conceptual Design of a (Pu,U)O<sub>2</sub> Core with a Tight Fuel Rod Lattice for an Advanced Pressurized Light Water Reactor" Nucl. Technol., 71, 82, (1985).
- /15/ American Nuclear Society Standards Committee Working Group ANS-5.1: "American National Standard for Decay Heat Power in LWR" ANSI/ANS-5.1-1979, (August 29, 1979).

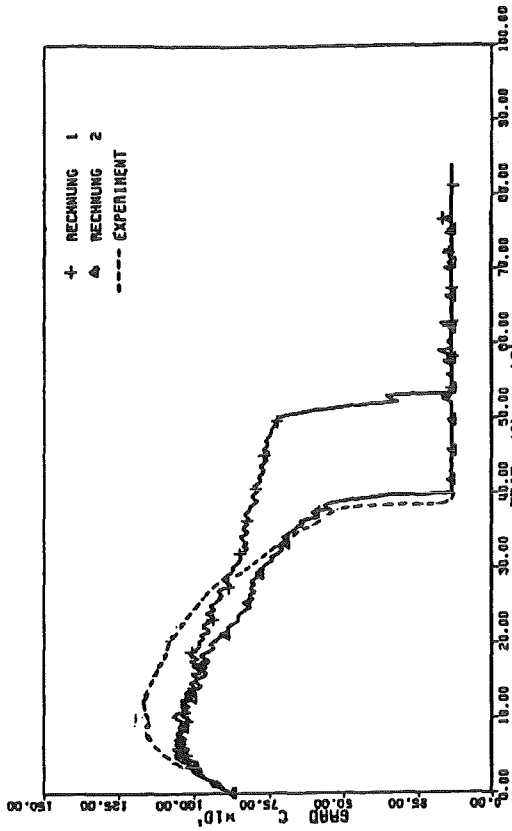


ABB. 2: FLECHT EXP. 92114 - WUELLROHRTEMPERATUR BEI DER HOEHE 1,83 M

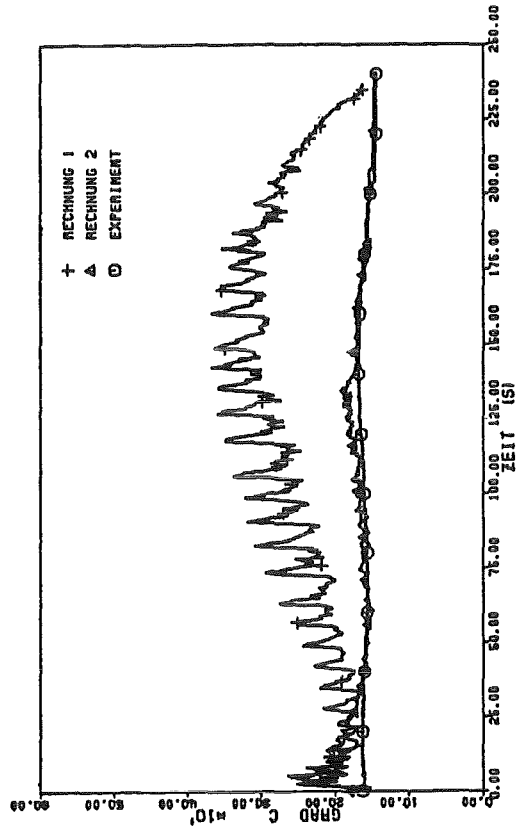


ABB. 4: FLORESTAN 1 - DAMPFRAUSTRITTSTEMPERATUR

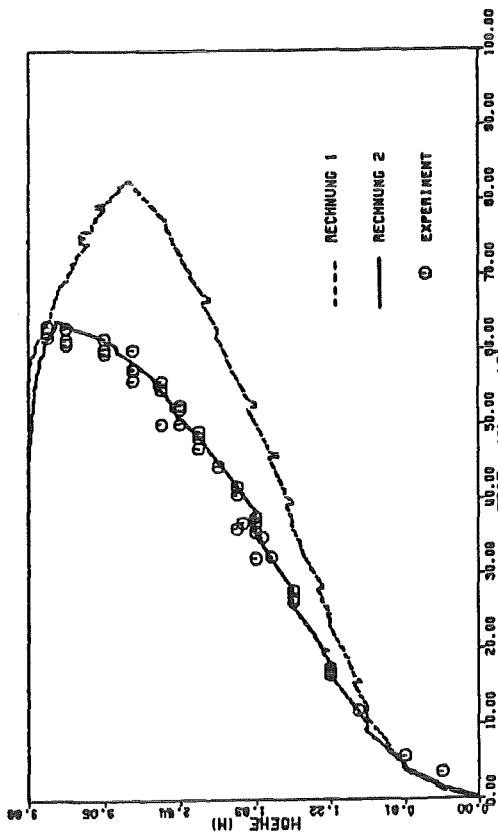


ABB. 1: FLECHT EXP. 92114 - BENETZUNGSFRONTVERLAUF

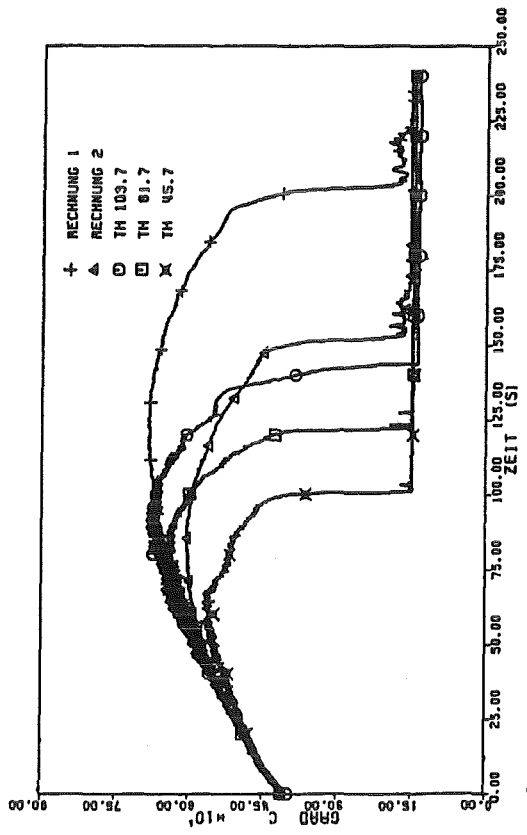
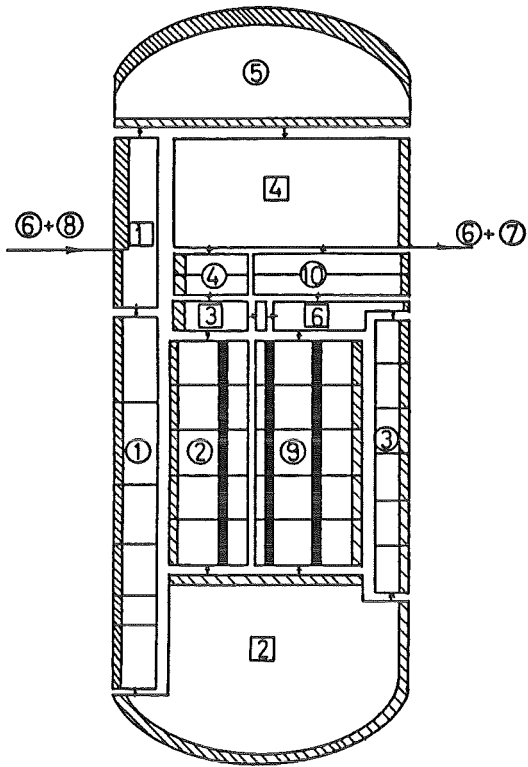


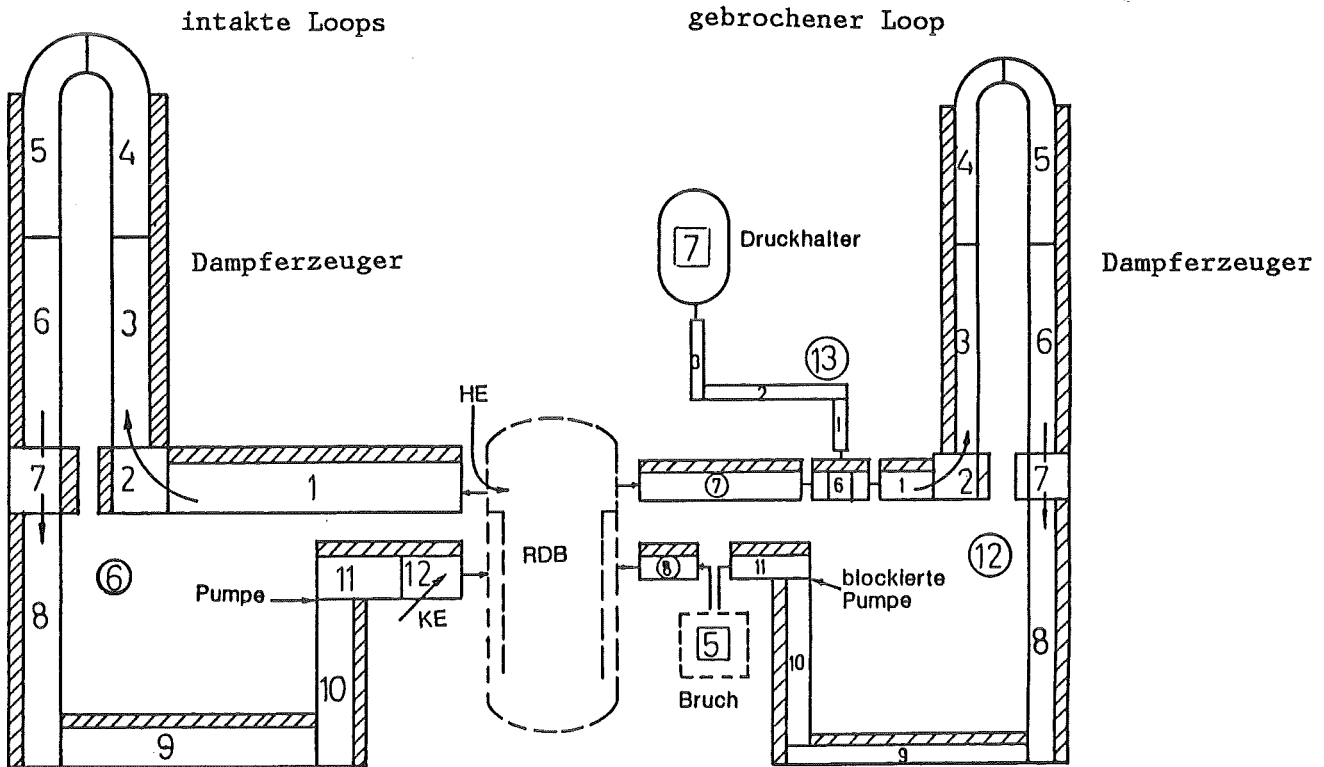
ABB. 3: FLORESTAN 1 - WUELLROHRTEMPERATUR BEI DER HOEHE 1,612 M



Komponenten der Nodalisierung:

- 13 Rohrteile (55 Fluidzellen)
- 8 Knotenzellen
- 221 Heizleitersegmente

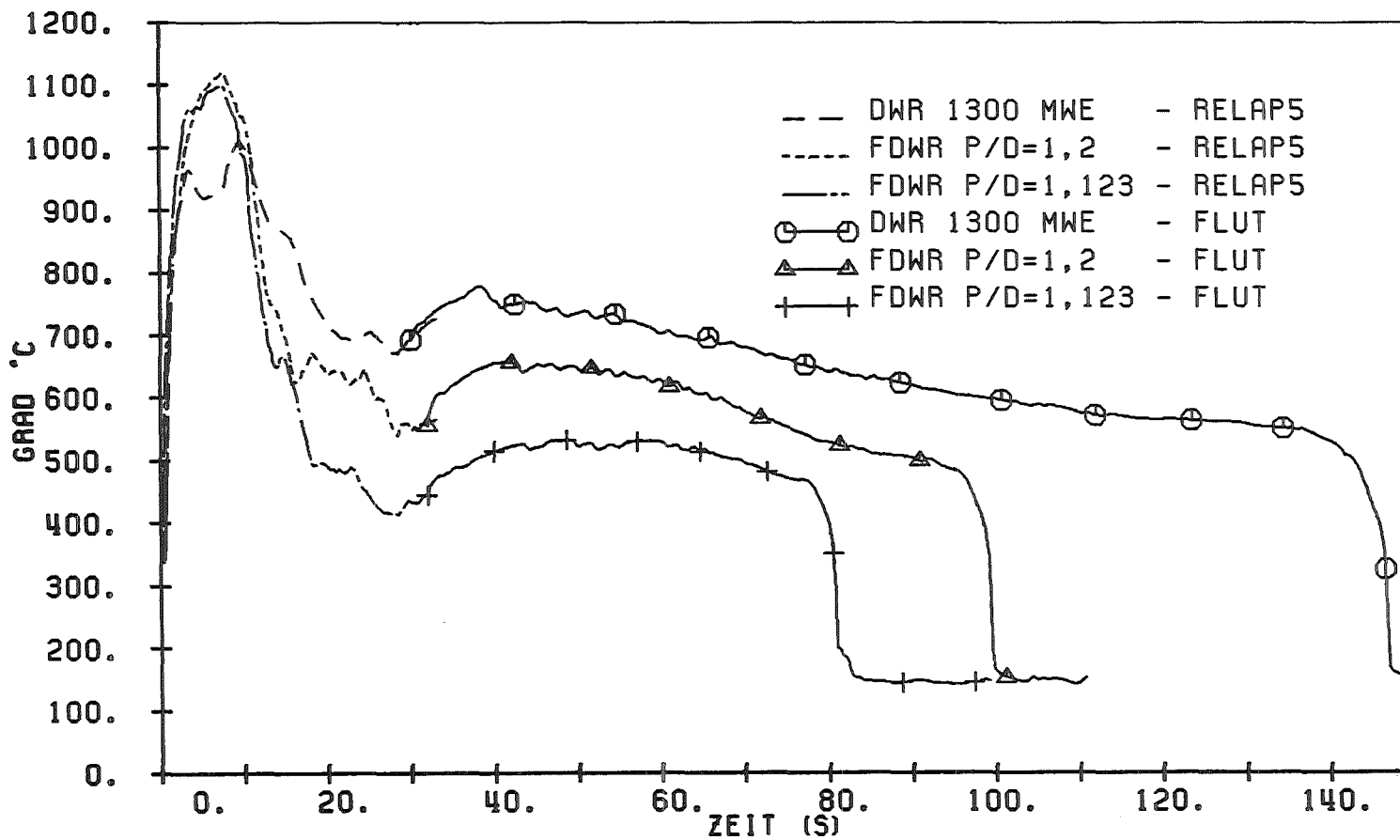
A) Reaktordruckbehälter



B) Primärkreisläufe

Abb. 5 DWR-Nodalisierungsschema für FLUT-Programm

Abb. 6 DWR und FDWR: Hüllrohrtemperatur des Heißen Brennstabes

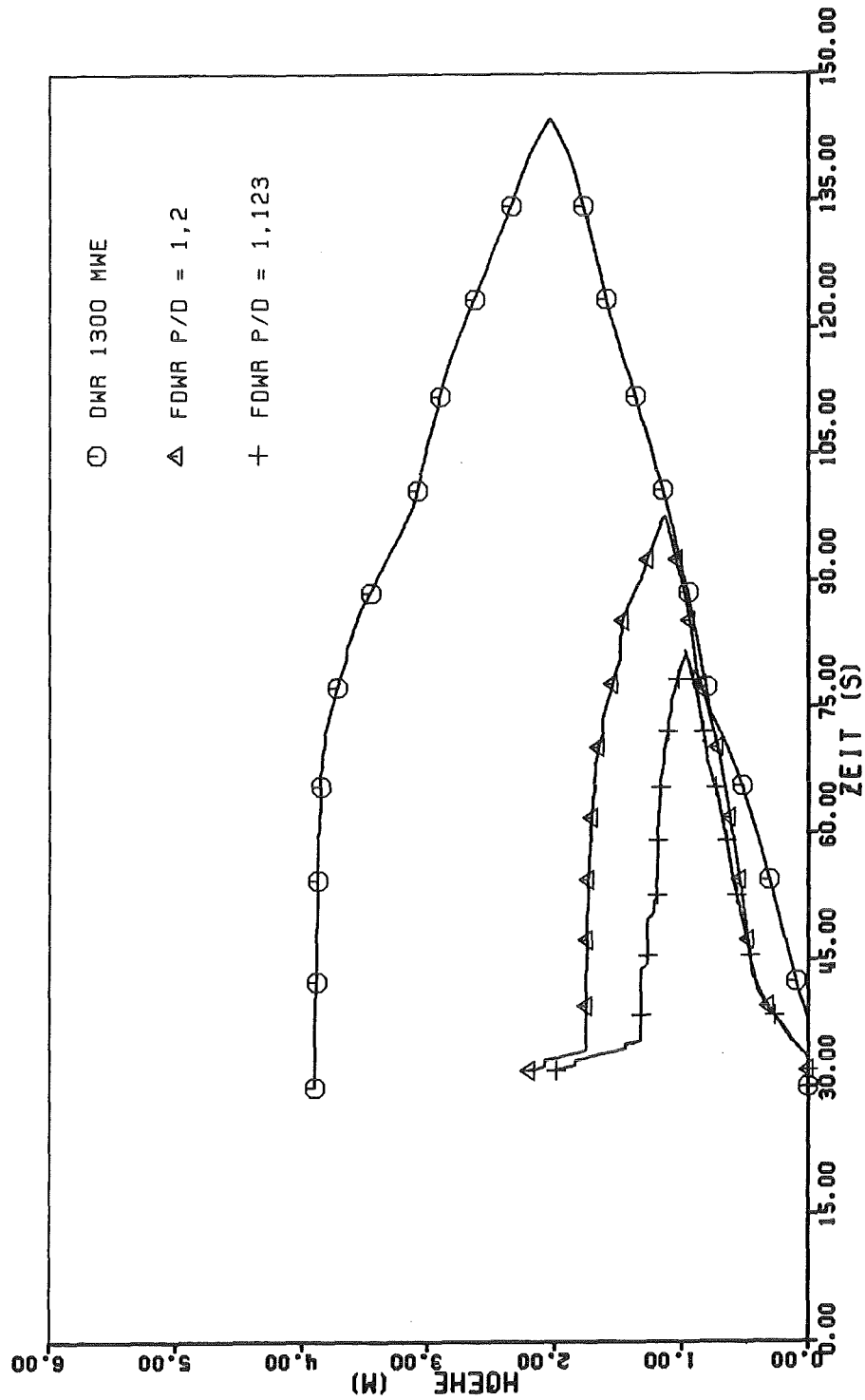


FLUT-FDWR

HUELLROHRTEMPERATUR DES HEISSEN BRENNSTABES

Die gestrichelten Kurven stammen aus Ref. /11/ (RELAP5/MOD1-FDWR-Rechnungen für die Druckentlastungsphase).





FLUT-FDWR

BENETZUNGSFRONTVERLAUF DES HEISSEN BRENNSTABES

Abb. 7 DWR und FDWR: Benetzungsfrentverlauf am Heißen Brennstab

AL-OMARI, I.; BAYER, A.; BRAUN, J.; BURKART, K.; EHRHARDT, J.; FISCHER, F.; HASEMANN, I.; MATZERATH, C.; PAESLER-SAUER, J.; PANITZ, H.J.; STEINHÄUER, C.  
Untersuchungen der radiologischen Folgen von Reaktorunfällen unter probabilistischen Gesichtspunkten.  
In: Projekt Nukleare Sicherheit.  
Jahresbericht 1986  
KfK-4100 (September 87) S.4800/1-4800/25

ALBRECHT, H.  
Freisetzung von Spalt- und Aktivierungsprodukten beim LWR-Kernschmelzen.  
Abschlussbericht des SASCHA-Programmes.  
KfK-4264 (Juni 87)

ALBRECHT, H.  
Results of the SASCHA program on fission product release under core melting conditions.  
Radiochimica Acta, 41(1987) S.133-40

ALBRECHT, H.  
Radioactivity emission from the Chernobyl accident in comparison with the results of the SASCHA program.  
Radiochimica Acta, 41(1987) S.141-43

ALSMEYER, H.; HAGEN, S.; OEHMANN, M.; SKOKAN, A.; SCHOECK, W.; RUHMANN, H.  
BETA experimental results on melt/concrete interaction: limestone concrete behavior.  
Proc. of the CSNI Specialists' Meeting on Core/Debris Concrete Interaction, Palo Alto, Calif., September 3-5, 1986  
EPRI NP-5054-SR (February 87) S.2/17-2/28

ALSMEYER, H.; HAGEN, S.; OEHMANN, M.; SKOKAN, A.; SCHOECK, W.; RUHMANN, H.  
BETA experimental results on melt/concrete interaction: silicate concrete behavior.  
Proc. of the CSNI Specialists' Meeting on Core/Debris Concrete Interaction, Palo Alto, Calif., September 3-5, 1986  
EPRI NP-5054-SR (February 87) S.2/3-2/16

ALSMEYER, H.; REIMANN, M.  
Die Wechselwirkung einer Kernschmelze mit Beton: Experimentelle Ergebnisse und Anwendung auf den Kernschmelzunfall.  
Jahrestagung Kerntechnik 87. Karlsruhe, 2.-4. Juni 1987  
Kerntechnische Ges.e.V. Deutsches Atomforum e.V.  
Eggenstein-Leopoldshafen:  
Fachinformationszentrum Energie, Physik, Mathematik 1987 S.335-38

ALSMEYER, H.  
BETA experiments in verification of the WECHSL code: experimental results on the melt-concrete interaction.  
Nuclear Engineering and Design, 103(1987) S.115-26

ALSMEYER, H.; DRES, K.; REIMANN, M.; STIEFEL, S.; BENZ, H.; OEHMANN, M.; SCHOENTHAL, E.; ZIEGLER, H.  
Modellentwicklung zur analytischen Beschreibung von Kernschmelzunfällen.  
In: Projekt Nukleare Sicherheit.  
Jahresbericht 1986  
KfK-4100 (September 87) S.4300/14-4300/32

ALSMEYER, H.  
Containment loadings from melt-concrete interaction.  
2nd Internat. Post SMIRT Seminar on Containment of Nuclear Reactors, Lausanne, CH, August 24-25, 1987

BAUMANN, W.; BORGWALDT, H.; CIGARINI, M.; GALVAN, A.; JACOBS, G.; SCHYGULLA, U.  
Thermo- und fluiddynamische Analysen von LWR-Stoerfaellen.  
In: Projekt Nukleare Sicherheit.  
Jahresbericht 1986  
KfK-4100 (September 87) S.4100/37-4100/78

BAYER, A.  
Der Unfall im Kernkraftwerk Tschernobyl. Ablauf - Auswirkung - Bewertung.  
Vortr.: Kolloquium 'Ethik der Technik', Universitaet Karlsruhe, 4. Juni 1987

BERGER, H.D.; BOEHME, R.; CHANLA, R.  
Verification of calculational methods for light water high converter reactors by critical experiments.  
Internat. Topical Meeting on Advances in Reactor Physics, Mathematics and Computation, Paris, F, April 27-30, 1987 Proc.  
La Grange Park, Ill.: American Nuclear Society 1987 Vol. 1 S.107-18

BOTTOMI, M.; DORR, B.; HOMANN, CH.; STRUWE, D.  
State of development of the computer programme BACCHUS-3D/TP for the description of transient two-phase flow conditions in LMFBR fuel pin bundles.  
Nuclear Engineering and Design, 100(1987) S.321-49

BUNZ, H.; KOYRO, M.; SCHOECK, W.  
Aerosolverhalten beim Kernschmelzen.  
In: Projekt Nukleare Sicherheit.  
Jahresbericht 1986  
KfK-4100 (September 87) S.4300/1-4300/13

BUNZ, H.; KOYRO, M.; SCHOECK, W.  
NAUA Mod 5 und NAUA Mod 5-M. Zwei Computerprogramme zur Berechnung des Aerosolverhaltens im Containmentsystem eines LWR nach einem Kernschmelzunfall.  
KfK-4278 (September 87)

BUNZ, H.; SCHOECK, W.; KOYRO, M.; GENTRY, J.W.; PLUNKETT, S.; RUNYAN, M.; PEARSON, C.; WANG, C.  
Application of the log BETA distribution to aerosol size distributions.  
15. Jahrestagung der Gesellschaft fuer Aerosolforschung, Hannover, 9.-11. September 1987

BUNZ, H.  
Aerosol behavior calculations for the DEMONA experiments using the NAUA code.  
DEMONA-Abschlusskolloquium, Karlsruhe, 1. Juni 1987

BURKART, K.; STEINHAUER, C.  
Ergebnisse der 'Deutschen Risikostudie Kernkraftwerke' - Phase B: Modellierung von Schutz- und Gegenmassnahmen und Abschaetzung ihres Umfangs.  
Jahrestagung Kerntechnik 87. Karlsruhe, 2.-4. Juni 1987  
Kerntechnische Ges.e.V. Deutsches Atomforum e.V.  
Eggenstein-Leopoldshafen:  
Fachinformationszentrum Energie, Physik, Mathematik 1987 S.263-66

BURKART, K.  
Relocation and reclamation.  
Workshop on Consequences of an Accidental Contamination of the Urban Environment, Risoe, DK, June 9-12, 1987

CIGARINI, M.  
Thermohydraulische Untersuchungen zu den Vorgaengen waehrend der Flutphase nach einem Kuehlmittelverlust bei einem fortgeschrittenen Druckwasserreaktor.  
KfK-4302 (August 87)  
EUR-10538d (August 87)  
Dissertation, Universitaet Karlsruhe 1987

CLASS, G.; EBERLE, F.; GERING, G.; MEYDER, R.; PHILIPP, P.; LANG, K.H.; SENGPIEL, W.  
Untersuchungen zu transienten Austauschvorgaengen in Zweiphasenstroemungen (NOVA-Programm).  
In: Projekt Nukleare Sicherheit.  
Jahresbericht 1986  
KfK-4100 (September 87) S.4100/79-4100/93

DEUBER, H.; GIRAUD, V.  
Untersuchungen zum Einfluss von Brandprodukten auf die Abscheidung von Radioiod mit Aktivkohlen.  
KfK-4198 (April 87)

DEUBER, H.; GIRAUD, V.  
Untersuchungen zur Abscheidung von Iod an Sorptionsmaterialien bei Braenden.  
In: Projekt Nukleare Sicherheit.  
Jahresbericht 1986  
KfK-4100 (September 87) S.4400/35-4400/44

DILLMANN, H.G.; PASLER, H.; MARTINSTEIG, H.  
Ein Containment-venting Filter-Konzept und seine erste Realisierung in einem deutschen Kernkraftwerk.  
Jahrestagung Kerntechnik 87. Karlsruhe, 2.-4. Juni 1987  
Kerntechnische Ges.e.V. Deutsches Atomforum e.V.  
Eggenstein-Leopoldshafen:  
Fachinformationszentrum Energie, Physik, Mathematik 1987 S.375-78

DILLMANN, H.G.; MAIER, R.; PASLER, H.; SCHMITT, H.  
Entwicklung von Schwabstofffiltern fuer extreme Belastungen.  
In: Projekt Nukleare Sicherheit.  
Jahresbericht 1986  
KfK-4100 (September 87) S.4400/11-4400/12

DOMANSKI, R.; REIMANN, J.; MUELLER, U.  
Phase redistribution and pressure drop in T-junctions with different diameter ratios.  
European Two-Phase Flow Meeting, Trondheim, N, June 1-4, 1987

EBERLE, F.; KADLEC, J.; HAILFINGER, G.; SCHARNOWELL, R.  
Experimental modal survey of a horizontal cylindrical shell partly filled with water.  
KfK-4195 (Februar 87)

EBERLE, F.; HAILFINGER, G.; KADLEC, J.; KRIEG, R.  
Beitrag zum Einfluss von Strukturimperfectionen auf das dynamische Verhalten duennwandiger Schalenstrukturen.  
Jahrestagung Kerntechnik 87. Karlsruhe, 2.-4. Juni 1987  
Kerntechnische Ges.e.V. Deutsches Atomforum e.V.  
Eggenstein-Leopoldshafen:  
Fachinformationszentrum Energie, Physik, Mathematik 1987 S.255-58

EBERLE, F.; HAILFINGER, G.; KADLEC, J.; KRIEG, R.  
On the influence of structural imperfections on the transport of dynamic loads through a fluid filled cylindrical shell.  
Ma, D.C. [Hrsg.]  
Fluid Structure Vibration and Liquid Sloshing: Pres. at the 1987 Pressure Vessel and Piping Conf., San Diego, Calif., June 28 - July 2, 1987  
New York, N.Y.: ASME 1987  
PVP-Vol. 128

EHRHARDT, J.; HASEMANN, I.  
Ergebnisse der 'Deutschen Risikostudie Kernkraftwerke' - Phase B: Modellierung im Nahbereich und Abschaetzung nichtstochastischer Schaeden.  
Jahrestagung Kerntechnik 87. Karlsruhe, 2.-4. Juni 1987  
Kerntechnische Ges.e.V. Deutsches Atomforum e.V.  
Eggenstein-Leopoldshafen:  
Fachinformationszentrum Energie, Physik, Mathematik 1987 S.271-74

ENSINGER, U.; RUEDINGER, V.; WILHELM, J.G.  
Das TiO<sub>2</sub>-Verfahren zur Abscheidegradpruefung an Schwabstofffiltern unter Stoerfallbedingungen.  
Jahrestagung Kerntechnik 87. Karlsruhe, 2.-4. Juni 1987  
Kerntechnische Ges.e.V. Deutsches Atomforum e.V.  
Eggenstein-Leopoldshafen:  
Fachinformationszentrum Energie, Physik, Mathematik 1987 S.581-84

ERBACHER, F.J.  
Cladding tube deformation and core emergency cooling in a loss of coolant accident of a pressurized water reactor.  
Nuclear Engineering and Design, 103(1987) S.55-64

ERBACHER, F.J.  
A review of significant safety research results on zircaloy fuel cladding deformation and coolability of deformed rod bundles in a LOCA.  
IAEA Specialists' Meeting on Water Reactor Fuel Behavior and Fission Products Release in Off-Normal and Accident Conditions, Wien, A, November 10-13, 1986

FISCHER, F.  
Unsicherheits- und  
Sensitivitätsuntersuchungen fuer  
Unfallfolgenmodelle.  
Jahrestagung Kerntechnik 87. Karlsruhe,  
2.-4.Juni 1987  
Kerntechnische Ges.e.V. Deutsches Atomforum  
e.V.  
Eggenstein-Leopoldshafen:  
Fachinformationszentrum Energie, Physik,  
Mathematik 1987 S.259-62

FISCHER, F.  
Uncertainty and sensitivity analysis for  
computer models in accident consequence  
assessments.  
Probabilistic Safety Assessment and Risk  
Management (PSA '87), Zuerich, CH, August 30  
- September 4, 1987 Vol. III, S.939-44  
Koeln : Verl. TUEV Rheinland, 1987

GOELLER, B.; KRIEG, R.; MESSEMER, G.; WOLF,  
E.  
On the failure of spherical steel  
containments under excessive internal  
pressure.  
Nuclear Engineering and Design, 100(1987)  
S.205-19

GOELLER, B.; DOLENSKY, B.; KRIEG, R.;  
MESSEMER, G.; WEHNER, E.; XU, M.  
On the failure criterion of plastic  
instability.  
Structural Mechanics in Reactor Technology :  
SMIRT ; Trans.of the 9th Internat.Conf.,  
Lausanne, CH, August 17-21, 1987  
Rotterdam [u.a.] : A.A.Balkema, 1987. - Vol.  
B, S.537-42

GOELLER, B.; KRIEG, R.; MESSEMER, G.; WOLF,  
E.  
Failure pressure and failure mode of the  
bolted connection for the large component  
port in German PWR containments.  
In: Projekt Nukleare Sicherheit.  
Jahresbericht 1986  
KfK-4100 (September 87) S.4100/1-4100/17

HAGEN, S.; KAPULLA, H.; MALAUSCHEK, H.;  
KATANISHI, S.  
Post test investigation of the single rod  
tests ESSI 1-11 on temperature escalation in  
PWR fuel rod simulators due to the  
zircaloy/steam reaction.  
KfK-3768 (Maerz 87)

HAGEN, S.; HAIN, K.; VOGEL, K.  
Out-of-pile Experimente zur Untersuchung  
schwerer Kernschaden.  
Jahrestagung Kerntechnik 87. Karlsruhe,  
2.-4.Juni 1987  
Kerntechnische Ges.e.V. Deutsches Atomforum  
e.V.  
Eggenstein-Leopoldshafen:  
Fachinformationszentrum Energie, Physik,  
Mathematik 1987 S.323-26

HAGEN, S.; HOFMANN, P.  
LWR fuel rod behavior during severe  
accidents.  
Nuclear Engineering and Design, 103(1987)  
S.85-106

HAGEN, S.; HAIN, K.; BUTZER, W.; GRUENHAGEN,  
A.; HANAUER, J.; HARBAUER, G.; HERING, W.;  
LANGE, W.; LEILLING, W.; MALAUSCHEK, H.;  
PAROTH, N.; SEPOLD, L.; SCHLOSS, F.; VOLLMER,  
T.; WALLENFELS, K.P.; VOGEL, K.; BENZ, H.;  
GIESSMANN, H.; HEIL, O.; ROETZEL, W.;  
ROEHLING, H.J.; PFANN, PH.  
Out-of-pile Buendeleexperimente zur  
Untersuchung schwerer Kernschaden  
(CORA-Programm): Versuch B mit Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>-Pellets.  
In: Projekt Nukleare Sicherheit.  
Jahresbericht 1986  
KfK-4100 (September 87) S.4200/28-4200/52

HAGEN, S.; HOFMANN, P.  
Physical and chemical behavior of LWR fuel  
elements up to very high temperatures.  
KfK-4104 (Juni 87)

HAIN, K.  
Out-of-pile-Experimente zur Untersuchung  
schwerer Kernschaden. SFD-Versuchsanlage  
CORA - Anlagenbeschreibung.  
KfK-4274 (Juni 87)

HASCHKE, D.; SCHOECK, W.  
Results of the DEMONA aerosol removal  
demonstration experiments.  
OECD(NEA)/CEC Workshop on Water-Cooled  
Reactor Aerosol Code Evaluation and  
Uncertainty Assessment, Bruxelles, B,  
September 9-11, 1987

HENNIES, H.H.; KESSLER, G.; KUCZERA, B.;  
THEENHAUS, R.; WOLTERS, J.  
Reaktorsicherheitsforschung und  
Sicherheitstechnik.  
AGF Vortragsveranstaltung 'Tschernobyl und  
die Zukunft der Energieversorgung in der  
Bundesrepublik', Bonn-Bad Godesberg,  
17.-18.September 1986  
Bonn : AGF 1987 S.69-104

HENNIES, H.H.; KUCZERA, B.  
Stand der internationalen  
Reaktorsicherheitsforschung.  
Sicherheit und Unfallbeherrschung bei DWR-  
und SWR-Kernkraftwerken  
Bonn : Deutsches Atomforum (INFORUM), 1987. -  
S.36  
Jahrestagung Kerntechnik, Karlsruhe,  
2.-4.Juni 1987

HENNIES, H.H.  
Sicherheitsvorkehrungen bei Kernkraftwerken  
mit Druckwasserreaktoren und ihr  
Funktionsnachweis durch grosstechnische  
Experimente, I.  
Naturwissenschaften, 74(1987) S.459-67

HENNIES, H.H.  
Sicherheitsvorkehrungen bei Kernkraftwerken  
mit Druckwasserreaktoren und ihr  
Funktionsnachweis durch grosstechnische  
Experimente, II.  
Naturwissenschaften, 74(1987) S.520-27

HENNIES, H.H.  
Ergebnisse des Reaktorsicherheitsprogramms  
des Kernforschungszentrums Karlsruhe (KfK).  
VGB-Sondertagung 'Skandinavien 1987',  
Helsinki, SF, 21.-22.Mai 1987

HENNIES, H.H.  
30 years of reactor development in West  
Germany. From the FR2 in Karlsruhe to the  
actual design of 1300MW pressurized water  
reactors.  
Votr.: The Institution of Civil Engineers,  
London, 29.Oktober 1987

HENNIES, H.H.; KUCZERA, B.  
L'etat actuel de la recherche internationale  
en matiere de surete des reacteurs.  
Conception et Surete des Reacteurs a Eau Sous  
Pression d'Allemagne Federale, Paris, F, 20  
Octobre 1987

HENNIES, H.H.  
Consequences of Core Meltdown Accidents in  
Large Light Water Reactors.  
Internat. Scientific Forum on Fueling the 21st  
Century, Moskva, SU, September 30 - October  
6, 1987

HOFMANN, P.; UETSUKA, H.; GARCIA, E.; DENIS,  
A.  
New determination of the  $UO_2$ /zircaloy  
reaction kinetics and calculation of the  
oxygen diffusion coefficients.  
KfK-4253 (Juni 87)

HOFMANN, P.; ADELHELM, CH.; GARCIA, E.;  
MARKIEWICZ, M.; BURBACH, J.; GAUSMANN, G.;  
KURZ, K.; METZGER, H.  
Mechanisches und chemisches Verhalten von  
Zircaloy-4 Huellrohren und  $UO_2$ -Brennstoff bei  
hohen Temperaturen.  
In: Projekt Nukleare Sicherheit.  
Jahresbericht 1986  
KfK-4100 (September 87) S.4200/9-4200/27

HOFMANN, P.; LIESENFELD, U.; MARKIEWICZ, M.;  
BURBACH, J.; METZGER, H.  
Untersuchungen zum Einfluss des  
Oxidbrennstoffs und der Spaltprodukte auf das  
mechanische Verhalten von Stahlhullrohren.  
In: Projekt Nukleare Sicherheit.  
Jahresbericht 1986  
KfK-4100 (September 87) S.4200/53-4200/55

HOFMANN, P.  
First results of CORA post test examinations  
(CORA bundle test B).  
Severe Fuel Damage and Source Term Research  
Program Review Meeting,  
Silver Spring, Md., May 4-8, 1987

HOFMANN, P.  
LWR fuel rod behavior at temperatures up to  
2300°C.  
Vortr.: Atomic Energy of Canada Limited,  
Whiteshell Nuclear Research Establishment,  
Pinawa, CDN, 11. Mai 1987

HOFMANN, P.; HAGEN, S.; SCHANZ, G.; SEPOLD,  
L.  
Recent results of the KfK severe fuel damage  
experiments and future plans.  
SFD and Source Term Research Program Review  
Meeting, Silver Spring, Md., October 19-23,  
1987

HOFMANN, P.  
SFD separate effects tests.  
CORA Workshop, Karlsruhe, September 23-24,  
1987

HOFMANN, P.  
Separate effects tests for identification of  
TMI-2 core materials.  
OECD/CSNI Joint Task Group on 'Three Mile  
Island 2 Examination' Workshop, Idaho Falls,  
Idaho, February 3-6, 1987

HOFMANN, P.  
Post test examinations of the CORA scoping  
tests.  
CORA Workshop, Karlsruhe, September 23-24,  
1987

IHLE, P.; RUST, K.  
PWR reflood experiments using full length  
bundles of rods with zircaloy claddings and  
alumina pellets (results of the  
SEFLEX-program).  
Nuclear Engineering and Design, 99(1987)  
S.223-37

JOHN, H.; REIMANN, J.; EISELE, G.  
Kritische Leckstroemung aus rauhen Rissen in  
Druckbehaeltern.  
KfK-4192 (Oktober 87)

KANZLEITER, T.F.; WOLF, L.; SCHOECK, W.;  
BUNZ, H.; HASCHKE, D.; HOSEMANN, J.P.; WEBER,  
G.; PEES, M.; RUHMANN, H.; FISCHER, M.  
Results from DEMONA aerosol experiments.  
14th Water Reactor Safety Information  
Meeting, Gaithersburg, Md., October 27-31,  
1986

KRIEG, R.; GOELLER, B.; MESSEMER, G.; WOLF,  
E.  
Failure pressure and failure mode of the  
latest type of German PWR containments.  
3rd Workshop on Integrity of Containments for  
Nuclear Power Plants, Washington, D.C., May  
21-23, 1986  
Nuclear Engineering and Design, 104(1987)  
S.381-90

KUCZERA, B.  
Main contributions of the KfK Nuclear Safety  
Project in the LWR Safety Area.  
MacKe, I.O. [Hrsg.]  
Proc. of the 1986 Winter Meeting of the  
American Nuclear Society, Washington, D.C.,  
November 16-20, 1986  
Transactions of the American Nuclear Society,  
53(1986) S.302-03

KUCZERA, B.; RININSLAND, H.  
The Nuclear Safety Project at KfK 1972-1986 -  
objectives and results.  
Nuclear Engineering and Design, 103(1987)  
S.9-31

KUCZERA, B.  
Current and future LWR severe accident  
related R+D activities at KfK.  
15th Water Reactor Safety Information  
Meeting, Gaithersburg, Md., October 26-29,  
1987

LEISTIKOW, S.  
Zircaloy fuel cladding corrosion behavior  
under light water reactor (LWR) operation and  
accident conditions.  
European Corrosion Meeting (EUROCORR 87),  
Karlsruhe, April 6-10, 1987 Preprints  
Frankfurt : Dechema 1987 S.87-92

LEISTIKOW, S.; SCHANZ, G.  
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)  
S.65-84

LEISTIKOW, S.; SCHANZ, G.  
Oxidationsverhalten von Zircaloy-Huellrohren  
bei langsamen Transienten und schweren  
Kernschaeden.  
In: Projekt Nukleare Sicherheit.  
Jahresbericht 1986  
KfK-4100 (September 87) S.4200/1-4200/8

LEISTIKOW, S.; BERG, H.VON; SCHANZ, G.  
Oxidationsverhalten von Edelstahl-Huellrohren  
in Wasserdampf.  
In: Projekt Nukleare Sicherheit.  
Jahresbericht 1986  
KfK-4100 (September 87) S.4200/56-4200/78

LEISTIKOW, S.; BERG, H.VON  
Investigation under nuclear safety aspects of  
zircaloy-4 oxidation kinetics at high  
temperatures in air.  
German-Polish Workshop on High Temperature  
Corrosion Research, Juelich, December  
2-4, 1987

MEYDER, R.  
Modelling of transient fuel rod behaviour and  
core damage during loss of coolant accidents  
in a light water reactor.  
Nuclear Engineering and Design, 100(1987)  
S.307-14

MOLDASCHL, H.; BROGLI, R.; KUCZERA, B.  
Light water high converter reactor - the LWR  
technology of the late 90s.  
Internat.Conf.on Nuclear Power Performance  
and Safety, Wien, A, September 28 - October  
2, 1987

MUNZ, D.; MUELLER, S.  
Effect of cracks on the burst pressure of the  
containment of a pressurized water reactor.  
2nd Internat.Seminar on Containment of  
Nuclear Reactors, Lausanne, CH, August 24-25,  
1987

PAESLER-SAUER, J.  
Anwendungsgebiete von Modellen zur  
atmosphaerischen Ausbreitung.  
Jahrestagung Kerntechnik, Karlsruhe,  
2.-4.Juni 1987 - Fachsitzung 'Atmosphaerische  
Ausbreitungen'  
Bonn : Dt.Atomforum 1987. - S.49-64

PANITZ, H.J.  
Probabilistische Unfallfolgenabschaetzungen  
mit unterschiedlichen atmosphaerischen  
Ausbreitungsmodellen.  
Jahrestagung Kerntechnik 87, Karlsruhe,  
2.-4.Juni 1987  
Kerntechnische Ges.e.V. Deutsches Atomforum  
e.V.  
Eggenstein-Leopoldshafen:  
Fachinformationszentrum Energie, Physik,  
Mathematik 1987 S.267-70

PANITZ, H.J.  
Accident consequence assessments with  
different atmospheric dispersion models.  
Internat. SNS/ENS/ANS Topical Meeting on  
Probabilistic Safety Assessment and Risk  
Management, Zuerich, CH, August 30 -  
September 4, 1987

PETERSEN, C.; SCHNEIDER, H.; SCHWEIGER, W.  
Untersuchungen zum mechanischen Verhalten von  
Huellrohrwerkstoffen fuer FDWR.  
In: Projekt Nukleare Sicherheit.  
Jahresbericht 1986.  
KfK-4100 (September 87) S.4200/79-4200/87

PFEFFER, W.; SCHNADT, H.; BURKART, K.  
Investigation into the parameter 'driving  
time' in the accident consequence model  
UFOMOD of the German risk study phase B.  
Workshop on Consequences of an Accidental  
Contamination of the Urban Environment,  
Risoe, DK, June 9-12, 1987

PROJEKTLEITUNG NUKLEARE SICHERHEIT; [HRSG.]  
Projekt Nukleare Sicherheit. Jahresbericht  
1986.  
KfK-4100 (September 87)

REHME, K.  
Geschwindigkeits- und Turbulenzverteilungen  
in Wandkanaelen von Stabbuendeln in drei  
Ebenen hinter einem Gitterabstandshalter.  
KfK-4199 (Maerz 87)

REHME, K.  
The structure of turbulent flow through rod  
bundles.  
Nuclear Engineering and Design, 99(1987)  
S.141-54

REHME, K.  
Turbulent flow through two asymmetric rod  
bundles.  
Heat and Technology, 5(1987) No.1-2, S.19-37

REHME, K.  
The structure of turbulence in wall  
subchannels of a rod bundle.  
Atomkernenergie-Kerntechnik, 49(1987)  
S.145-50

REHME, K.  
On the development of turbulent flow in wall  
subchannels of a rod bundle.  
Nuclear Technology, 77(1987) S.331-42

REHME, K.  
Geschwindigkeits- und Turbulenzverteilungen  
in Wandkanaelen von Stabbuendeln in drei  
Ebenen hinter einem Gitterabstandshalter.  
KfK-4323 (Dezember 87)

REHME, K.  
Heat transfer in rod bundles with artificial  
roughness.  
Vortr.: Inst.of Physical and Technical  
Problems of Energetics, Akademie der  
Wissenschaften der Litauischen SSR, Kaunas,  
SU, 18.September 1987

REHME, K.  
Phenomena of turbulent flow through rod  
bundles.  
Vortr.: Akademie der Wissenschaften der  
Litauischen SSR, Kaunas, SU, 16.September  
1987

REICHERT, U.  
Untersuchungen zum Auftreten und zur  
Abscheidung von penetrierenden  
Iodverbindungen in der Abluft von  
Kernkraftwerken.  
In: Projekt Nukleare Sicherheit.  
Jahresbericht 1986  
KfK-4100 (September 87) S.4400/1-4400/10

REIMANN, J.  
A new gas separator for stratified and slug  
flow.  
3rd Internat.Conf.on Multi-Phase Flow, Den  
Haag, NL, May 18-20, 1987

REIMANN, J.; BRINKMANN, H.J.  
A new gas separator for gas-liquid pipeline  
flow.  
Internat.Conf.on Offshore Separation Pipeline  
Flow, Edinburgh, GB, October 14-16, 1987

REIMANN, J.; DOMANSKI, R.  
Two-phase flow through dividing T-junctions  
with different diameter ratios.  
AIChE Meeting on Phase Distribution and  
Separation in Multiphase Systems, New York,  
N.Y., November 15-20, 1987

REIMANN, M.; ROSEMANN, J.P.; HASSMANN, K.  
Containment loadings during hypothetical core  
melt accidents.  
Nuclear Engineering and Design, 100(1987)  
S.93-102

REIMANN, M.  
Verification of the WECHSL code on  
melt-concrete interaction and application to  
the core melt accident.  
Nuclear Engineering and Design, 103(1987)  
S.127-38

RICKETTS, C.I.; RUEDINGER, V.; WILHELM, J.G.  
HEPA-filter behavior under high humidity  
airflows.  
First, M.W. [Hrsg.]  
Proc.of the 19th DOE/NRC Nuclear Air Cleaning  
Conf., Seattle, Wash., August 18-21, 1986  
CONF-860820 (May 87) Vol. 1 S.319

RUEDINGER, V.; RICKETTS, C.I.; WILHELM, J.G.;  
ALKEN, W.  
Development of glas-fiber HEPA filters of  
high structural strength on the basis of the  
establishment of the failure mechanisms.  
First, M.W. [Hrsg.]  
Proc.of the 19th DOE/NRC Nuclear Air Cleaning  
Conf., Seattle, Wash., August 18-21, 1986  
CONF-860820 (May 87) Vol. 1 S.947

RUEDINGER, V.; RICKETTS, C.I.; WILHELM, J.G.  
Schwebstofffilter hoher mechanischer  
Belastbarkeit.  
Jahrestagung Kerntechnik 87. Karlsruhe,  
2.-4.Juni 1987  
Kerntechnische Ges.e.V. Deutsches Atomforum  
e.V.  
Eggenstein-Leopoldshafen:  
Fachinformationszentrum Energie, Physik,  
Mathematik 1987 S.577-80  
Atomwirtschaft-Atomtechnik, 32(1987) S.587-89

RUEDINGER, V.; ARNITZ, TH.; BENESCH, R.;  
ENSINGER, U.; GECKLE, U.; RICKETTS, C.J.  
Schwebstofffilterung unter  
Stoerfallbedingungen.  
In: Projekt Nukleare Sicherheit.  
Jahresbericht 1986  
KfK-4100 (September 87) S.4400/13-4400/34

SCHANZ, G.; LEISTIKOW, S.; BERG, H.VON  
Vergleichende Untersuchungen zum  
Hochtemperatur-Kriechberstverhalten des  
austenitischen CrNi-Stahls DIN W.Nr. 1.4970  
in Argon und Wasserdampf.  
KfK-4261 (Mai 87)

SCHOECK, W.; BUNZ, H.; KOYRO, M.  
Folgerungen aus dem DEMONA-Programm  
hinsichtlich der Abschaetzung des Quellterms  
beim Kernschmelzen.  
Jahrestagung Kerntechnik 87. Karlsruhe,  
2.-4.Juni 1987  
Kerntechnische Ges.e.V. Deutsches Atomforum  
e.V.  
Eggenstein-Leopoldshafen:  
Fachinformationszentrum Energie, Physik,  
Mathematik 1987 S.235-38

SCHOECK, W.; [HRSRG.]; BUNZ, H.; SCHOECK, W.;  
HASCHKE, D.; FROMENTIN, A.; TAUBENBERGER, R.;  
KANZLEITER, T.; SCHROEDER, T.; PEEHS, M.;  
RUHMANN, H.; FISCHER, M.; WEBER, G.;  
SCHROEDL, E.; [AUTOREN]  
DEMONA  
Jahresbericht 1985.  
KfK-4182 (Dezember 86)  
BF-R65.523-12 (Dezember 86)  
EIR-592 (Dezember 86)  
GRS-A-1252 (Dezember 86)  
KWU-R-917/86/107 (Dezember 86)

SCHOECK, W.; [HRSRG.]; BUNZ, H.; SCHOECK, W.;  
HASCHKE, D.; FROMENTIN, A.; TAUBENBERGER, R.;  
KANZLEITER, T.; SCHROEDER, T.; PEEHS, M.;  
RUHMANN, H.; FISCHER, M.; WEBER, G.;  
SCHROEDL, E.; [AUTOREN]  
DEMONA  
Jahresbericht 1986.  
KfK-4285 (Juli 87)  
BF-R65.523-13 (Juli 87)  
EIR-621 (Juli 87)  
GRS-A-1344 (Juli 87)  
KWU-R-917/87/112 (Juli 87)

SCHOECK, W.  
General valuation of the results of the  
DEMONA program.  
DEMONA-Abschlusskolloquium, Karlsruhe, 1.Juni  
1987

SCHOECK, W.  
Comparison of aerosol code calculations with  
a DEMONA experiment.  
OECD(NEA)/CEC Workshop on Water-Cooled  
Reactor Aerosol Code Evaluation and  
Uncertainty Assessment, Brukelles, B,  
September 9-11, 1987

SEILER, R.; CHAWLA, R.; GMUER, K.; HAGER, H.;  
BERGER, H.D.; BOEHME, R.  
Integrale Experimente und Analysen zum  
Voidverhalten verschiedener Gitter des  
fortgeschrittenen Druckwasserreaktors.  
Jahrestagung Kerntechnik 87. Karlsruhe,  
2.-4.Juni 1987  
Kerntechnische Ges.e.V. Deutsches Atomforum  
e.V.  
Eggenstein-Leopoldshafen:  
Fachinformationszentrum Energie, Physik,  
Mathematik 1987 S.15-18

SMOGLIE, C.; REIMANN, J.; MUELLER, U.  
Two-phase flow through small breaks in a  
horizontal pipe with stratified flow.  
Nuclear Engineering and Design, 99(1987)  
S.117-30

STEINHAUER, C.; MATZERATH, C.  
Ergebnisse der 'Deutschen Risikostudie  
Kernkraftwerke' - Phase B: Modellierung im  
Fernbereich und Abschaetzung von  
stochastischen somatischen Schaeden.  
Jahrestagung Kerntechnik 87. Karlsruhe,  
2.-4.Juni 1987  
Kerntechnische Ges.e.V. Deutsches Atomforum  
e.V.  
Eggenstein-Leopoldshafen:  
Fachinformationszentrum Energie, Physik,  
Mathematik 1987 S.275-78

WIEHR, K.; HARTEN, U.  
Datenbericht REBEKA-7.  
KfK-4145 (Februar 87)

WIEHR, K.; ERBACHER, F.J.  
Untersuchungen zum Fluten einer engen  
Stabbuendelgeometrie.  
Jahrestagung Kerntechnik 87. Karlsruhe,  
2.-4.Juni 1987  
Kerntechnische Ges.e.V. Deutsches Atomforum  
e.V.  
Eggenstein-Leopoldshafen:  
Fachinformationszentrum Energie, Physik,  
Mathematik 1987 S.137-40

WILHELM, H.J.; OHLMAYER, M.; DILLMANN, H.G.  
Verfahren zum Reinigen von Luft- oder  
Gasstroemen nach dem Mehrweg-Sorptionsprinzip  
und zur Ausfuehrung des Verfahrens geeignete  
Wanderbettfilteranlage.  
DE-PS 35 23 192 (17.9.1987)

WILHELM, J.  
Development and application of filters for  
air cleaning in nuclear power plants.  
Nuclear Engineering and Design, 103(1987)  
S.139-47

WILHELM, J.G.  
Filtering of iodine in nuclear installations.  
Vortr.: Islamabad, PAK, 11.Mai 1987

WILHELM, J.G.  
Filtering of particulates in nuclear  
installations.  
Vortr.: Islamabad, PAK, 12.Mai 1987

WILHELM, J.G.  
Measurement of airborne radioiodine.  
Vortr.: Islamabad, PAK, 13.Mai 1987

WILHELM, J.G.  
Research and development in nuclear  
filtering, filter testing.  
Vortr.: Islamabad, PAK, 14.Mai 1987

WILHELM, J.G.  
Metal fiber filter for containment venting.  
Vortr.: Islamabad, PAK, 15.Mai 1987