

KfK 4000
Juli 1986

Projekt Nukleare Sicherheit

Jahresbericht 1985

Kernforschungszentrum Karlsruhe

KERNFORSCHUNGSZENTRUM KARLSRUHE

PROJEKT NUKLEARE SICHERHEIT

KfK 4000

PROJEKT NUKLEARE SICHERHEIT

JAHRESBERICHT 1985

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

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

| | |
|--|------|
| Institut für Datenverarbeitung in der Technik | IDT |
| Institut für Material- und Festkörperforschung | IMF |
| Institut für Neutronenphysik und Reaktortechnik | INR |
| Institut für Reaktorbauelemente | IRB |
| Institut für Reaktorentwicklung | IRE |
| Institut für Radiochemie | IRCH |
| Hauptabteilung Ingenieurtechnik | IT |
| Hauptabteilung Sicherheit | HS |
| Laboratorium für Aerosolphysik und Filtertechnik | LAF |

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

Der vorliegende Jahresbericht 1985 beschreibt die Fortschritte der Arbeiten des PNS, die von den Instituten und Abteilungen der KfK und den im Auftrag der KfK arbeitenden externen Institutionen auf dem Gebiet der nuklearen Sicherheit durchgeführt werden. Er enthält detaillierte Beiträge zu allen Forschungsvorhaben, die den Stand der Arbeiten zum Ende des Berichtsjahres darstellen. Diesen Beiträgen in deutscher Sprache sind Kurzfassungen in englischer Sprache vorangestellt, in denen über

- durchgeführte Arbeiten
- erzielte Ergebnisse
- geplante Weiterarbeit

jedes einzelnen Forschungsvorhabens zusammengefaßt informiert wird.

Im Anhang findet sich eine vollständige Liste der PNS-Veröffentlichungen,
die im Berichtsjahr erschienen sind.

Der Bericht wurde von der Projektleitung zusammengestellt.

Zum Druck eingereicht: Juli 1986

NUCLEAR SAFETY PROJECT

ANNUAL REPORT 1985

The Annual Report 1985 is a detailed description (in German language) of work within the Nuclear Safety Project performed in 1985 in the nuclear safety field by KfK institutes and departments and by external institutes on behalf of KfK.

It includes for each individual research activity short summaries in English language on

- work performed
- results obtained
- plans for future work

This report was compiled by the project management.

Karlsruhe, July 1986

InhaltsverzeichnisSeite

SUMMARIES

1 - 47

DETAILLIERTE BERICHTE

06.01. SICHERHEIT UND UMGEBUNGSSCHUTZ VON KKW

PNS-Teilprojekt 4100 - Dynamische Beanspruchung von Reaktor-
komponenten unter Störfallbedingungen

| | | |
|--------------------------|--|------------|
| <u>06.01.15</u> | Entwicklung und Verifizierung von Codes zur Beanspruchung von Containment-Strukturen | 4100 - 1 |
| 06.01.15/08A PNS 4127 | Das mechanische Verhalten von Druckwasserreaktor-Sicherheitsbehältern bei schweren Unfällen | 4100 - 1 |
| <u>06.01.19</u> | Thermoermüdung und Thermoschockverhalten von Reaktorkomponenten | 4100 - 40 |
| 06.01.19/04A PNS 4160 | Untersuchung der Ermüdungsrißausbreitung unter zyklischer Thermoschockbelastung | 4100 - 40 |
| <u>06.01.21</u> | Thermo- und fluiddynamische Analysen von LWR-Störfällen | 4100 - 50 |
| 06.01.21/06A PNS 4270 | Blinde Vorausrechnung eines Kleinleckversuches an der LOBI-MOD2 Versuchsanlage mit Hilfe des Rechenprogramms RELAP5/MOD1 | 4100 - 50 |
| 06.01.21/07A PNS 4271 | Erfahrungen aus der Vektorisierung eines Thermo-hydraulik-Codes: BODYFIT-1FE | 4100 - 84 |
| 06,01,21/07 PNS 4271 | Analyse von HDR-Temperaturschichtungsversuchen mit COMMIX-1B | 4100 - 89 |
| 06.01.21/08A PNS 4272 | Erste Rechnungen zur Flutphase bei einem homogenen FDWR | 4100 - 97 |
| 06.01.21/08A PNS 4272 | ATWS-Studie für einen homogenen und einen heterogenen FDWR | 4100 - 102 |
| 06.01.22/02A PNS 4280 | Untersuchungen zu transienten Austauschvorgängen in Zweiphasenströmungen (NOVA-Programm) | 4100 - 108 |

| | | <u>Seite</u> |
|--|--|--------------|
| <u>06.01.03</u> | Entwicklung von Zweiphasen-Massenstrom-Meßverfahren und Anwendung bei Blowdown-Experimenten | 4100 - 116 |
| 06.01.03/30A PNS 4139 | Kritischer Massenstrom in kleinen Lecks | 4100 - 116 |
| 06.01.03/31A PNS 4140 | Untersuchung des transienten Verhaltens der TMFM-Ausführungen 2.5 und 50 | 4100- 122 |
| <u>PNS-Teilprojekt 4200 - Brennelementverhalten bei Störfällen</u> | | |
| <u>06.01.04</u> | Entwicklung und Verifizierung eines Codesystems zur Beschreibung des Brennelementverhaltens bei Störfällen | 4200 - 1 |
| 06.01.04/39A PNS 423C | Entwicklung und Verifizierung von Rechenprogrammen zu schweren Kernschäden | 4200 - 1 |
| <u>06.01.09</u> | Brennstabverhalten in der Wiederauffüll- und Flutphase eines Kühlmittelverluststörfalles | 4200 - 5 |
| 06.01.09/08A PNS 4238 | Untersuchungen zur Wechselwirkung zwischen aufblähenden Zircaloy-Hüllen und einsetzender Kernnotkühlung; Auswertung des REBEKA-7-Experiments | 4200 - 5 |
| <u>06.01.16</u> | Untersuchungen zu schweren Kernschäden | 4200 - 45 |
| 06.01.16/29A PNS 4254 | Oxidationsverhalten von Zircaloy-Hüllrohren bei langsamen Transienten und schweren Kernschäden | 4200 - 45 |
| 06.01.16/28A PNS 4253 | Mechanisches und chemisches Verhalten von Zircaloy-Hüllrohren und UO ₂ -Brennstoff bei hohen Temperaturen | 4200 - 56 |
| 06.01.16/26A /27A PNS 4251/52 | Out-of-pile Bündelexperimente zur Untersuchung schwerer Kernschäden (CORA-Programm) | 4200 - 87 |

| | | <u>Seite</u> |
|---|--|--------------|
| 06.01.16/25A PNS 4250 | Langzeitkühlung im stark beschädigten Core (COLD) | 4200 - 124 |
| <u>06.01.17</u> | Untersuchungen zum Störfallverhalten Fortgeschrittener Druckwasserreaktoren (FDWR) | 4200 - 142 |
| 06.01.17/21A PNS 4240 | Flut- und Deformationsverhalten von engen Stabbündeln (FLORESTAN) | 4200 - 142 |
| 06.01.17/22A PNS 4242 | Untersuchungen zum Einfluß des Oxidbrennstoffs und der Spaltprodukte auf das mechanische Verhalten von Stahlhüllrohren | 4200 - 155 |
| 06.01.17/23A PNS 4243 | Oxidationsverhalten von Edelstahl-Hüllrohren in Wasserdampf | 4200 - 163 |
| 06.01.17/24A PNS 4244 | Untersuchungen zum mechanischen Verhalten von Hüllrohrwerkstoffen für FDWR | 4200 - 176 |
| <u>PNS-Teilprojekt 4300 - Ablauf und Beherrschung von LWR-Kernschmelzunfällen</u> | | |
| <u>06.01.11</u> | Reaktions-, Freisetzungs- und Aerosolverhalten beim Kernschmelzen | 4300 - 1 |
| 06.01.11/35A PNS 4311 | Untersuchungen zur Wechselwirkung von Spaltprodukten und Aerosolen in LWR-Containments | 4300 - 1 |
| 06.01.11/36A PNS 4314 | Materialuntersuchungen im Rahmen der BETA-Experimente zur Untersuchung der Wechselwirkung zwischen Schmelze und Beton | 4300 - 14 |
| 06.01.11/39A PNS 4326 | Untersuchungen zum Transport-, Freisetzungs- und Rückhalte Mechanismus für Spaltiod bei Reaktorstörfällen | 4300 - 23 |

Seite

| | | |
|--------------------------|--|-----------|
| <u>06.01.12</u> | Untersuchungen zur Wechselwirkung von Stahlschmelzen in Beton | 4300 - 37 |
| 06.01.12/35A PNS 4325 | Ausbreitung von Stahlschmelzen in Beton | 4300 - 37 |
| 06.01.12/37A PNS 4334 | Modellentwicklung zur analytischen Beschreibung von Kernschmelzenunfällen | 4300 - 63 |
| 06.01.12/36A PNS 4331 | Hydrodynamische und thermische Modelle zur Wechselwirkung einer Kernschmelze mit Beton | 4300 - 86 |

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

| | | |
|--------------------------|---|-----------|
| <u>06.01.14</u> | Abluftfilterung an Reaktoren | 4400 - 1 |
| 06.01.14/23A PNS 4414 | Untersuchungen zum Auftreten und zur Abscheidung von penetrierenden Iodverbindungen in der Abluft von Kernkraftwerken | 4400 - 1 |
| 06.01.14/24A PNS 4415 | Entwicklung von Schwebstofffiltern für extreme Belastungen | 4400 - 14 |
| 06.01.14/25A PNS 4416 | Schwebstofffilterung unter Störfallbedingungen | 4400 - 21 |
| 06.01.14/26A PNS 4418 | Untersuchungen zur Abscheidung von Iod an Sorptionsmaterialien bei Bränden | 4400 - 40 |

06.02 SICHERHEIT UND UMGEBUNGSSCHUTZ VON
WIEDERAUFARBEITUNGSANLAGEN

PNS-Teilprojekt 4500 - Sicherheit der Wiederaufarbeitung

| | | |
|--------------------------|--|----------|
| <u>06.02.01</u> | Störfallanalysen für die große Wiederaufarbeitungsanlage (WAA) | 4500 - 1 |
| 06.02.01/13A PNS 4513 | Störfallablaufanalysen für die Abgasreinigung der großen Wiederaufarbeitungsanlage | 4500 - 1 |

06.03 EINDÄMMUNG VON FOLGESCHÄDEN

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

| | | |
|--------------------------|---|-----------|
| <u>06.03.01</u> | Untersuchung des physikalischen und chemischen Verhaltens biologisch besonders wirksamer Radionuklide in der Umwelt | 4800 - 1 |
| 06.03.01/13A PNS 4812 | Untersuchung des physikalischen und chemischen Verhaltens biologisch besonders wirksamer Radionuklide in der Umwelt | 4800 - 1 |
| <u>06.03.03</u> | Untersuchungen der radiologischen Folgen von Reaktorunfällen unter probabilistischen Gesichtspunkten | 4800 - 30 |
| 06.03.03/20A PNS 4831 | Unfallfolgenmodell für "Risikostudien für kerntechnische Anlagen" | 4800 - 30 |
| 06.03.03/21A PNS 4834 | Untersuchungen zu speziellen Fragestellungen aus dem Themenbereich "Risikostudien für kerntechnische Anlagen" | 4800 - 30 |

SUMMERIES
OF THE
GERMAN REPORTS

| <u>Content</u> | <u>Page</u> |
|--|-------------|
| 06.01. SAFETY AND ENVIRONMENTAL PROTECTION OF NUCLEAR POWER PLANTS | 1 |
| | |
| <u>PNS-Subproject 4100 - Dynamic Loads and Strains of Reactor Components under Accident Conditions</u> | |
| 06.01.015/08A Development and Verification of Codes for PNS 4127 Analysis of Dynamic Stresses and Deformations of LWR-Containments | 1 |
| 06.01.19/04A Thermal Fatigue and Thermal Shock Behavior of PNS 4160 Reactor Components | 3 |
| 06.01.21/06-08A Thermalhydraulic Analyses of LWR-Accidents PNS 4270-72 | 4 |
| 06.01.22/02A Investigation of Transient Interfacial Exchange PNS 4280 Processes in Two-Phase Flow (NOVA Program) | 6 |
| 06.01.03 Development of Two Phase Mass Flow Measurement Techniques and Application at Blowdown Experiments | 8 |
| 06.01.03/30A Critical Mass Flow Rate Through Small Cracks PNS 4139 | 8 |
| 06.01.03/31A Investigation of Transient Response of PNS 4140 TMFM-Prototypes 2.5 and 50 | 9 |
| | |
| <u>PNS-Subproject 4200 - Fuel Behavior under Accident Conditions</u> | 10 |
| 06.01.04 Development and Assessment of a Fuel Behavior Code System | 10 |
| 06.01.04/39A Development and Verification of a Code System PNS 423C of Fuel Behavior at Loss-of-Coolant Accidents | 10 |

| | | <u>Page</u> |
|-------------------------------------|---|-------------|
| 06.01.09 | Fuel Rod Behavior in the Refill and Reflood Phase of a LOCA | 12 |
| 06.01.09/08A PNS 4238 | Investigations of the Interaction between Ballooning Zircaloy Claddings and the Emergency Core Cooling (REBEKA Program) | 12 |
| 06.01.16 | Investigations on Severe Core Damage | 14 |
| 06.01.16/29A PNS 4254 | Oxidation Behavior of Zircaloy Cladding Tubes | 14 |
| 06.01.16/28A PNS 4253 | Mechanical and Chemical Behavior of Zry-4 Cladding and UO ₂ Fuel during Severe Core Damage Transients | 15 |
| 06.01.16/26A /27A PNS 4251/52 | Out-of-pile Bundle Experiments on Severe Fuel Damage Investigations (CORA) | 18 |
| 06.01.16/25A PNS 4250 | Long Term Coolability of Severely Damaged Cores (COLD) | 19 |
| 06.01.17 | Investigations on the Accident Behavior of Advanced Pressurized Water Reactor (FDWR) | 21 |
| 06.01.17/21A PNS 4240 | Flooding and Deformation Behavior of Closely Packed Hexagonal Fuel Rod Bundles (FLORESTAN) | 21 |
| 06.01.17/22A PNS 4244 | Investigations on the Influence of Oxide Fuel and Fission Products on the Mechanical Properties of Steel Cladding Tubes | 22 |
| 06.01.17/23A PNS 4243 | Oxidation Behavior of Stainless Steel Cladding Tubes in Steam | 24 |
| 06.01.17/24A PNS 4244 | Investigation of the Mechanical Behavior of Cladding Material for APWR | 25 |

PNS-Subproject 4300 - Investigation and Control of LWR

Core-Meltdown Accidents

| | | |
|--------------------------|--|----|
| 06.01.11 | Reaction Behavior, Activity Release and Transport of Fission Products during Core-Meltdown | 27 |
| 06.01.11/35A PNS 4311 | Investigations on the Interactions of Fission Products and Aerosols in LWR-Containments | 27 |
| 06.01.11/36A PNS 4314 | Constitutions and Reaction Behavior of LWR Materials at Core Melting Conditions | 28 |
| 06.01.11/39A PNS 4326 | Investigations of Transport-, Release- and Retention Mechanisms for Fission Product Iodine during Severe Reactor Accidents | 29 |
| 06.01.12 | Investigation on the Interaction of Steel Melts and Concrete | 31 |
| 06.01.12/35A PNS 4325 | Erosion of Concrete by Steel Melts - Investigation of the Melt Front Velocity | 31 |
| 06.01.12/37A PNS 4334 | Development of Models for the Analytical Determination of Core Meltdown Accidents | 32 |
| 06.01.12/36A PNS 4331 | Hydrodynamical and Thermal Models for the Interaction of a Core Melt with Concrete | 33 |

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

| | | |
|--------------------------|---|----|
| 06.01.14 | Offgas Filters in Nuclear Power Stations | |
| 06.01.14/23A PNS 4414 | Investigations on the Occurrence and Retention of Penetrating Iodine Species in the Exhaust Air of Nuclear Power Plants | 35 |

| | | <u>Page</u> |
|--|---|-------------|
| 06.01.14/24A PNS 4415 | Development and Improvement of Exhaust Air Filters for Accident Conditions | 36 |
| 06.01.14/25A PNS 4416 | Investigation into the Behavior of HEPA Filters at High Temperature, Air Humidity, and Elevated Differential Pressure | 37 |
| 06.01.14/26A PNS 4418 | Investigations on the Retention of Iodine by Sorbents in the Case of Fire | 39 |
| 06.02 | SAFETY AND ENVIRONMENTAL PROTECTION OF REPROCESSING PLANTS | |
| <u>PNS-Subproject 4500 - Safety of the Reprocessing</u> | | |
| 06.02.01 | Incident Analysis for the Large Reprocessing Plant | 40 |
| 06.02.01/13A PNS 4513 | Incident Analysis for the Offgas Cleaning System of the Large Reprocessing Plant | 41 |
| 06.03 | MITIGATION OF CONSEQUENCES | |
| <u>PNS-Subproject 4800 - Behavior, Impact and Removal of Released Nuclear Pollutants</u> | | |
| 06.03.01 | Investigation of the Physical and Chemical Environ- mental Behavior of Radionuclides Characterized by a Particular Biological Effectiveness | 42 |
| 06.03.01/13A PNS 4812 | Investigation of the Physical and Chemical Environ- mental Behavior of Radionuclides Characterized by a Particular Biological Effectiveness | 42 |
| 06.03.03 | Investigation of Radiological Impact of Reactor Accidents under Probabilistic Aspects | 45 |
| 06.03.03/20A PNS 4831 | Off-site Accident Consequence Model for Nuclear Facilities | 45 |
| 06.03.03/21A PNS 4834 | Investigations of Special Problems in Assessing Off-site Accident Consequences | 45 |

06.01. SAFETY AND ENVIRONMENTAL PROTECTION OF NUCLEAR
POWER PLANTS

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

06.01.15/08A Development and Verification of Codes for Analysis
PNS 4127 of Dynamic Stresses and Deformations of LWR-Containments
(F. Eberle, B. Göller, J. Kadlec, R. Krieg, G. Messemer
E. Wolf; IRE)

Work performed and Results obtained

The computer program ROTMEM was used to investigate failure of the containment due to internal overpressure at other weak parts. After a deformation of 0.1 m the containment comes in contact with a double-T girder, which is clamped nearly radially to the outer concrete containment. The corresponding computations showed that the girder will plastically fail before the containment strains have reached critical values. In order to study whether the girder could prior to its failure simply punch a small hole into the pressurized containment shell, a corresponding small scale (1:19) experiment was performed. It turned out that the girder fails by local plastic buckling, and that the shell will not be damaged at all.

In order to study failure of the containment near a quadrilateral reinforcement, corresponding experiments using the bulge-test-facility were performed. It turned out that the failure pressure is nearly the same as for circular reinforcements, the failure mode, however, is different. First, a small crack with leakage occurs in front of one corner, but then a slight additional pressure increase causes unstable crack growth and global failure. Some nozzles of the containment come in contact with the outer concrete shell after a displacement of 0.1 m. The corresponding computations showed that for this case the failure pressure of the containment is slightly reduced to 15.1 bar. The presented results were computed using material properties, which were measured at a temperature of 170°C and a strain rate of 10^{-6} /s. These material properties were significantly (30%) better than the values specified for the material. Computations with

ROTMEM showed that the failure pressure is only slightly reduced as long as only small regions (ca. 6 m diameter) are made from the weaker material with the specified properties only.

The machine for the bi-axial investigation of the multi-row bolted connection in the containment has been assembled.

Manufacture of the thin spherical shell as a small scale model for the containment with a scale factor of 1:43 was finished. Detailed measurement of the model geometry yielded an average diameter of 1295.9 mm and an average wall thickness of 0.96 mm. The model is to be used to study the influence of imperfections on the dynamic response. In order to distinguish between the influence of individual imperfections and other disturbances, the admitted tolerances of the model were rather small. However, they could even be kept smaller during the manufacture process. The largest deviations from the ideal shape, relative to the shell radius, are smaller than $\pm 10^{-4}$ along the circumference, and smaller than $\pm 3 \cdot 10^{-4}$ along the meridian. The wall thickness of the model varies for about $\pm 3\%$. For real containments the allowed deviations from the ideal shape are in the order of $\pm 10^{-3}$, and for the wall thickness in the order of $\pm 5\%$. First preliminary dynamic tests with the model yielded the two first mode shapes with eigenfrequencies of 260 and 600 Hz resp. Corresponding computations with the finite element program STRUDL (for the perfect geometry) yielded values of 270 and 590 Hz resp.

The strange phenomena, which were observed in the fluid filled cylindrical tank, were investigated in some details. It turned out that due to a repositioning of the tank between two series of measurements the clamping conditions suffered some undue changes. Additional experiments confirmed that the older unexpected experimental findings could indeed be explained by such modifications. Additionally it turned out, that in computations, which take into account the deviations of the tank from the ideal cylindrical geometry, the shape and the amplitude of the dynamic response is significantly changed.

Plans for future work

The multi-row bolted connection will be investigated using the bi-axial test facility- The program ROTMEM will be used to perform some parallel computations, into which anisotropic material behavior must perhaps be included.

Experimental modal analysis for the spherical containment model will start in detail, first at the perfect model, later at the model with imperfections. It is planned to simulate earthquake excitations by means of a shaker table. In parallel, corresponding computational methods will be developed. Finally, experimental buckling investigations will be performed with the sphere. Corresponding techniques which do not damage the spherical model have still to be developed.

06.01.19/04A Thermal Fatigue and Thermal Shock Behavior of
PNS 4160 Reactor Components
(K. Bethge, D. Munz, H. Stamm; IMF IV)

Work performed

A series of 8 plates made of the ferritic steel 20 MnMoNi 55 was exposed to cyclic thermal shock loading. In order to obtain a sufficient number of data for crack growth rates of surface cracks experimental parameters, such as temperature difference, cooling time, number of cycles and initial crack size, were varied. Characterization experiments for fatigue crack growth on CT-specimens according to ASTM-E 647 were performed investigating the dependence of crack growth rates on environmental and loading conditions. Besides post-test analyses of the thermal fatigue experiments, a study describing the behavior of clad components under cyclic thermal loading could be accomplished.

Results obtained

In all the plates subjected to cyclic thermal shock loading crack growth along the whole crack front of the nearly semi-elliptical initial surface cracks could be observed. Compared to mechanical experiments in a passive environment the final cracks showed a more irregular shape of the crack surface and particularly near the surface, extensive crack branching. The scatter of crack growth rate data obtained from the plate experiments is larger than for the corresponding data from mechanical experiments on CT-specimens in a water bath.

However, both rates have the same order of magnitude.

The mechanical experiments showed increasing crack growth per cycle for decreasing frequencies (20Hz - 0,033 Hz) in a range of cyclic stress intensity ΔK corresponding to thermal fatigue experiments.

In the theoretical studies of cyclic behavior of clad components the so called "Bree-problem" was solved for numerous material combinations.

Plans for future work

- thermal shock experiments without mechanical load of austenitic plates on ferritic plates with an austenitic cladding
- thermal shock experiments with mechanical loads superimposed on ferritic plates
- continuation of material characterization experiments on austenitic and ferritic materials
- accompanying fractographic studies
- post-test analysis of current experiments
- theoretical studies of crack growth in the shakedown region of clad components.

06.01.21/06-08A Thermalhydraulic Analyses of LWR-Accidents
PNS 4270-72 (W. Baumann, H. Borgwaldt, G. Jacobs, G. Willerding; INR
M. Cigarini, C. Ferrero; EURATOM, S.H. Mansoor, IAEA)

Work performed

The recently released RELAP5/MOD2/36.00 has been installed on a CRAY X-MP. The double blind prediction of the LOBI-MOD2 test A2-81 (ISP18) and Analysis of the results were performed in due time.

A revised version of COMIX-1B (April 1985) has been obtained from ANL. The plotting options have been completed. also plotting at teh graphics work station by means of the DISSPLA package has been implemented. The pilot version of COMIX-2 developed at ANL by Bottoni has been reorganized and simplified in its overall structure using the newly developed programming tool OBJXREF for the analysis of code structure. The turbulence models of COMMIX-1B have been transferred to COMMIX-2. This reference version has been implemented on a CYBER-205 after adaption to the strict FORTRAN-77 standard. Blind pre- and post-test predictions of a series of HDR experiments were performed using COMMIX-1B. The transient calculation was conducted up to ca. 20s for the preliminary tests T32.15, T32.17 and T32.18, and to ca. 100s

for the principal tests T32.36 and T32.11. The two-equation turbulence model and a volume-weighted skew-upwind differencing scheme were used for the simulations. Part of the computations were redone employing the revised version of COMMIX-1B.

The vectorized BODYFIT.1FE code has been implemented on several vector computers, for benchmarking purposes.

The major changes of RELAP5/MOD1 for APWR calculations concerned the condensation and evaporation models and the finite difference scheme of the momentum equations. Moreover, new pressure drop and CHF correlations were implemented. Calculations of the refill and reflood phases after a LOCA were performed with FLUT for a PWR of the KWU type and for a homogeneous APWR with wide lattice ($p/d=1.2$). The present versions of RELAP5 and FLUT do not allow a simple data transfer between the codes, therefore, a new version of FLUT (FLUT No.5) was implemented. New subroutines were written for APWR calculations to determine the friction losses based on correlations for a typical APWR geometry.

Results obtained

The RELAP5 calculation predicted a covered core throughout the transient as it was observed in the experiment. In this respect, which is important in PWR-licensing calculations, the prediction results were acceptable. However, the calculation failed to describe correctly the horizontal two-phase stratification. The main reason for this was the simple condensation model used in the code, which overestimated the condensation rate under stratified flow conditions. Another deficiency was found in critical flow model, which overcalculated the break flow rate during stratified flow upstream the break orifice.

Restructuring COMMIX-2 reduced the number of FORTRAN-77 compiler messages by some 600. The turbulence models have been tested. So far, the codes performance on the CYBER-205 is unsatisfactory.

Apart from a few measurement locations, the results by COMMIX-1B compare fairly well with the HDR-experiments, however, convergence is poor, and computer running time is extreme.

Benchmark results with BODYFI-1FE demonstrated achievable performance ratios versus the Siemens 7890, of 3.5 with highly-optimized code on the CYBER-205, and 5,6 or 8, respectively, with portable code on the Siemens-VP-200 or CRAY X-MP. In comparison with former calculations more stable results for both PWR and APWR have been obtained with the modified RELAP version. The pressure peak in the loss of heat sink accident (considered ATWS) was about 208 bar in case of an APWR, more than in a PWR (ca 185 bar). However this value is lower than the pressurizer safety valves design pressure. Test calculations showed the consistency of the new correlations with the program structure. Steady state calculations for an heterogeneous and for a tight lattice homogeneous APWR were performed for the next LOCA and ATWS calculations. The results of the reflooding showed that the emergency core cooling system of a normal PWR is able to assure the coolability of an APWR- core. The post-test calculation of the SEFLEX-Test No. 03 (KfK-IRB) has been performed: the results show that the FLUT code can take into account the effect of different fuel rod simulators on the quenchfront velocity (see also calculation of the FEBA experiment Nr. 216).

Plans for future work

Installation of RELAP5/MOD2/36.02 and recalculation of ISP18 experiment using this version. Optimization and vectorization of COMMIX-2. Continuation of COMMIX-1B runs to determine long term strains for the HDR installation. Documentation of the results achieved for APWR and of the modified RELAP5/MOD1 code version. Pre- and post-test FLUT calculations of the reflooding experiments for the APWR. Calculations by FLUT No.5 modified for APWR for different homogeneous and the most recent heterogeneous APWR designs.

06.01.22/02A Investigation of Transient Interfacial Exchange Processes
PNS 4280 in Two-Phase Flow (NOVA Program)
 (G. Class, F. Eberle, G. Gering, R. Meyder, P. Philipp,
 K.H. Lang, W. Sengpiel;IRE)

Work performed and Results obtained

A number of basic single-phase experiments has been performed for the purpose of checking the measuring techniques and investigation of the characteristics of the experimental facility. A first set of air-water bubble flow experiments has been performed with an average volumetric void fraction of 3 p.c. Evaluation of the experimental data is done with computer programs for data analysis.

In a first step a program for the separation of the bubble signals from the overall turbulence signal supplied by the hot film sensor has been developed and successfully applied. Software development for data analysis is not yet completed. The bubble flow experiments performed with an average volumetric void fraction less than 3 p.c. and with superficial water velocities of about 1 m/s revealed at an axial location $z=70D$ ($D=70\text{mm}$) a steep increase of local void fraction towards the channel wall.

This accumulation of bubbles at the channel wall for upward flow indicates a radial bubble transport towards the channel wall, as there was a homogeneous bubble distribution over the tube diameter at the entrance of the test section. Another evaluation of the experimental data gives the radial shape of the axial turbulent velocity fluctuations of the liquid phase. Therefrom one-dimensional energy spectra have been deduced for different radial measuring positions.

In the frame of the theoretical work, a procedure has been developed to deduce the local resulting forces acting at the interfacial area and causing bubble transport and corresponding void distributions, from experimental data.

Plans for future work

In 1986 the two-phase flow experiments will be continued. Construction work for an extended test section will begin, which additionally will allow experiments on downward two-phase flow. Construction of a measuring platform movable along the new test section and rotatable around the plexiglass tubes will be completed. It will serve especially as a support of the equipment for the computer tomography.

Theoretical work will aim at the application of the method mentioned above for deduction of the resultant interfacial forces from experimental data. Moreover, model development for describing the turbulence structure in the liquid phase of a bubble flow and for describing transversal lift forces due to the Kutta-Joukowski effect will be continued.

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

06.01.03/30A Critical Mass Flow Rate Through Small Cracks
PNS 4139 (H. John, S. Barth, G. Eisele, L.Pawlak, J. Reimann,
E. Wanner, R. Weinbrecht,; IRB)

Work performed

The modification of the experimental facility for nonsteady state two-phase flow has been finished. Measurements of critical mass flow rates in small cracks have been performed. Several test sections with simulated cracks (rough slits) and a real crack have been used for the experiments with undercooled water up to pressures of 14 MPa, The most important parameters as inlet pressure of the water and the degree of undercooling, the width of the slits and the roughness of the slitsurface have been varied in a wide range.

Results obtained

A comparison of the experimental data with calculations from a mathematical model showed a relativ good agreement.

Plans for future work

Analisation and documentation of the experimental data. Creating a practicable model for calculation of critical mass flow rate through small cracks.

06.01.03/31A Investigation of Transient Response of TMFM-Prototypes
PNS 4140 2.5 and 50
(G. Class, F. Eberle, J. Kadlec, R. Scharnowell; IRE)

Work performed and results obtained

Fabrication of the test facility producing pulsating water-air-flow was completed and the test facility was taken into operation. It was used to measure in the frequency range 0-200 Hz of the transfer characteristics related to the mass flow fluctuations at the input of the TMTM-unit 2.5. Originally planned measurements of the transfer characteristics related to the temperature fluctuations at the input of the same unit were not performed due to non-availability of the test loop, foreseen for these measurements in the planning phase. To correct the signal disturbances produced by the mechanical resonance of the TMFM-measuring element, an additional correction procedure was developed and implemented on the PDP-11 minicomputer.

The transfer characteristic measured reveals at approx. 90 Hz a narrow peak due to resonance mentioned above. The correction procedure developed eliminates the corresponding signal disturbances producing smooth output signals in accordance with the theoretical expectations. Complete task results are summarized in a final primary report concluding the task.

Plans for future work

Task completed.

06.01 SAFETY AND ENVIRONMENTAL PROTECTION OF
NUCLEAR POWER PLANTS

PNS-Subproject 4200 - Fuel Behavior under Accident Conditions

06.01.04 Development and Assessment of a Fuel Behavior Code System

06.01.04/39A Development and Verification of a Code System of Fuel
PNS 423C Behavior at Loss-of-Coolant Accidents
(R. Meyder, W. Sengpiel; IRE, S.Albiez, B. Buescher; IT)

Work performed

The post test calculation of the experiment ESSI-4 is postponed due to uncertainties in the material properties and the effect of the gap between the shroud and the insulation. Instead of this the ESA 1.1 experiment was analysed. This experiment is cooled with Argon and has no gap between the shroud and the insulation. To model this experiment additional changes in the SCDAP/Mod0 code were made. So, the oxidation models can now optionally be switched off, and for the COOLQS subroutine an alternative was created, which handles Argon instead of steam as the coolant. Further changes were made in the calculation of the axial power profile, where now the rod total power is input instead of the electric current. The boundary conditions for the axial heat transfer calculation have been updated so that now temperature histories can be prescribed there.

In 1985, the SCDAP code SCDAP/Mod1 has been transferred to Karlsruhe. This code is installed on the main computer in KfK and the sample problem is solved successfully. To handle also CORA simulator rods the code is extended so that now four types of components can be handled. The fourth component has the design of a CORA rod simulator.

Results obtained

The post test analysis of ESSI 1.1 experiment using the KfK version of SCDAP/Mod0 showed that changes of the thermal properties of the insulation material, conductivity and capacity, in the order of 10% have only a minor influence on the temperatures calculated.

Axial heat conduction. however has a strong influence especially at the upper respectively lower end of the test section. Since the temperature profile has a feedback effect on the axial power profile, the code was changed to handle temperature histories as boundary condition.

Plans for future work

The analysis of ESSI 1.1 test will be continued with SCDAP/Mod0 and for SCDAP/Mod1 an input will be set up for a first CORA test.

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

06.01.09/08A Investigations of the Interaction between Ballooning
PNS 4238 Zircaloy Claddings and the Emergency Core Cooling
(REBEKA Program)
(K. Wiehr, F. Erbacher, W. Just, U. Harten; IRB)

Work performed

- Data Report REBEKA-5
- Data Report REBEKA-6
- Evaluation of the REBEKA-7 bundle experiments.

Results obtained

The last REBEKA-7 bundle experiment was successfully performed in October 31, 1984. Similar to REBEKA-6, this experiment was conducted without flow reversal between the steam cooled heatup phase and the flooding phase. All 49 fuel rod simulators were exposed to a 60 bar helium inner pressure prior to the start of the experiment. In the zone of anticipated burst points only some few sheathed thermocouples were point welded into the Zry-4 cladding. The main plane of measurement for power adjustment prior to the experiment was 150 mm below the axial midplane of the bundle.

On account of these measuring devices an undisturbed and maximum interaction was expected to occur among the Zircaloy cladding tubes in a subassembly, and axial cladding tube deformations as well as cooling channel blockage were expected to be similar to the corresponding phenomena in REBEKA-6. The experimental results can be described as follows:

- Cladding tube temperatures measured in the 1850 mm plane exhibited a temperature plateau of about 800°C over an extended period of time within the flooding phase.
- The mean value of the cladding tube temperatures measured closest to the burst points was 755°C.
- By evaluation of axial and azimuthal temperature distributions a mean burst temperature of 790°C can be estimated.

- The cladding tube temperature in the 1850 mm plane underwent a strong decrease during the last 10 to 15 seconds before burst. Negative temperature ramp: about -9 K/s (influence of gap and cooling).
- In the axially lower zones the cladding tube temperature did not decrease so that these axial zones became hotter than the higher zones (smaller gap between the heat source and the cladding).
- Consequence: The cladding tube deformation in the 1850 mm plane stopped and lower axial cladding tube zones started to get deformed.
- The axial extent of cladding tube zones exposed to stronger strains was larger than in previous REBEKA experiments.
- The longest mean deformation times in the flooding phase were 40 seconds.
- The mean burst pressure fell down to 57 bar.
- The mean circumferential burst strain was 55%.
- The maximum cooling channel blockage achieved under flooding conditions was 66%.

The appearance of cladding tube deformation and of the resulting cooling channel blockage is the result of interaction of a cladding subject to deformation, on the other hand.

On account of the uni-directed flow in the heatup and flooding phases the temperature maximum was shifted towards the upper zone between the central spacers. Here deformation was initiated. Cooling in this experiment was just sufficiently large to stop or decelerate deformation but it was not large enough to be able to cool down substantially the lower axial and less deformed cladding tube zones. However, these zones were sufficiently hot and the load exerted by internal pressure still high enough to give rise now also to deformation.

This negative temperature feedback effect, which requires the interplay of clearly defined conditions, caused higher circumferential strains in the REBEKA-7 experiment over a larger axial zone and hence the greatest cooling channel blockage obtained during flooding in the REBEKA bundle experiments.

Plans for future work

- REBEKA-7 report.

06.01.16 Investigations on Severe Core Damage

06.01.16/29A Oxidation Behavior of Zircaloy Cladding Tubes

PNS 4254 (S. Leistikow, I. Cambien, G. Schanz; IMF II)

Work performed

Parameter studies towards the influence of reduced steam supply rate and of hydrogen addition to steam on the oxidation kinetics and the mechanical behavior of Zircaloy-4: Experimental investigations of the oxidation behavior and the hydrogen uptake of Zircaloy-4 under mixed atmospheres of steam, hydrogen, and argon at 1100 to 1300°C. Creep rupture testing of Zircaloy-4 tube capsules under steam/argon mixture (1000°C, < 3 h). PECLOX code verification for stationary steam starvation conditions.

Results obtained

The test program towards the influence of steam starvation and hydrogen enrichment of the core atmosphere has proved that hydrogen enrichment in the atmosphere has no essential influence on the oxidation. During hydrogen uptake from enriched atmospheres the oxide growth is only initially retarded. It was analytically verified that the hydrogen solubility of Zircaloy-4 in equilibrium with the given partial pressure of the atmosphere is decreasing with increasing temperature. Initially the steam supply determines the almost quantitative and only slightly temperature dependent oxidation reaction turnover, whereas subsequently the oxygen diffusion through the growing scale takes over the role of the rate-determining step, the strong temperature dependence of the reaction and its parabolic character appear, and the turnover approaches the asymptotic consumption under unlimited supply.

In view of the given results and of those of a corresponding american investigation, The USNRC has rejected a "hydrogen blanketing" module from the code system SCDAP.

The evaluation of additional burst tests in highly diluted steam/argon atmosphere (5,5/1000) was affected by the decreasing oxidation along the tube capsules due to steam consumption. A planned test series in hydrogen, containing atmospheres had to be cancelled due to safety considerations.

In the PECLOX calculations stationary steam starvation conditions were simulated and compared with unlimited steam supply. For slight steam starvation the scale growth rates were correspondingly reduced and the -Zr(O) growth slightly accelerated. For pronounced starvation the oxide formation is suppressed. An improved modeling was suggested in order to allow oxide formation after temporary starvation conditions, which will be essentially important for the simulation of temperature excursions with PECLOX.

In addition to the current program theoretical considerations concerned the influence of the protective character of pre-existent scales. A review of the oxidation of Zircaloy during a Loss-of-Coolant Accident was published in which the existing knowledge was judged in comparison to valid licensing and proposed embrittlement criteria.

Plans for future work

Completion of the experimental investigations, evaluation and documentation.

06.01.16/28A Mechanical and Chemical Behavior of Zry-4 Cladding and UO_2
PNS 4253 Fuel during Severe Core Damage Transients
 (P. Hofmann, Ch. Adelhelm, H. Uetsuka, H. Zimmermann, J. Burbach,
 G. Gausmann, D. Kempf, K. Kurz, H. Metzger, G. Streib; IMF I)

Work performed

- Isothermal and temperature transient UO_2 /Zry-4 reaction experiments with 100 mm long fuel rod segments in a oxidizing atmosphere between 1000°C and 2000°C .
- Determination of the UO_2 dissolution by molten Zircaloy-4.
- Fission gas behavior in irradiated UO_2 during out-of-pile annealing tests.

Results obtained

- The temperature transient experiments which were performed in the high temperature/high pressure autoclave equipment MONA at heating and cooling rates of 0.25, 1, 5 and 10 K/s have been finished. The maximum temperature varied between 1000 and 2000°C ; the holding time at T_{max} was 10 s in every test.

It was the purpose of the experiments to find out whether and at which heatup rate an uncontrolled temperature escalation will take place. Moreover, these experiments provide a data base for verifying the PECLOX model which is capable of calculating the thickness of the reaction zones and the oxygen distribution in the various reaction layers formed as a function of the temperature and time /1/.

It is evident from the test results that in no case an uncontrolled temperature escalation took place as a result of the cladding oxidation. Initially the UO_2 /Zircaloy reaction as well as the Zircaloy-steam reaction obey a parabolic rate law with nearly the same reaction kinetics. At test temperatures above the Zircaloy melting point (approx. 1760°C) the metallic fraction of the cladding tube is liquified. On account of the stable external ZrO_2 layer, which is formed during the heatup, running down (relocation) of the metallic melt is prevented. Heatup of the rod segments to 2000°C and cooling them down to 1000°C resulted in a complete conversion of the cladding tube into ZrO_2 , even at heating and cooling rates of 10 K/s.

To check the pyrometrically measured temperatures in the UO_2 /Zircaloy reaction experiments under oxidizing conditions in parallel Zircaloy oxidation experiments under well defined temperature conditions were performed in a tube furnace. A comparison of the external reaction layer thickness indicates that a temperature correction of the MONA experiments is necessary /2/.

- In the LAVA melting facility first reaction kinetic experiments between solid UO_2 and molten Zircaloy cladding material were performed. The melt is contained in a solid UO_2 crucible. The temperatures investigated varied between 1800°C and 2300°C for maximum reaction times of one hour. The amount of fuel reacted was determined from the amount of dissolved UO_2 . This can be done by chemical analysis or more conveniently and faster by quantitative assessment of the individual phases in the solidified metallic melt. The results obtained so far show a reasonable correlation between the amount of dissolved UO_2 , on the one hand, and the temperature and time, on the other hand. The dissolution rate obeys a parabolic rate law. The various phases metallographically observed in the solidified melt are in agreement with the ternary (U-Zr-O) phase diagram. At temperatures of 2300°C the UO_2 crucible wall is completely penetrated by the Zircaloy melt within a few minutes.

- UO_2 samples irradiated to various burnups between 0.3 and 3.8% were annealed in capsules. Two test series were performed. In the first one the capsules were heated in a tubular furnace. The temperatures ranged from 1200 to 1600°C and the annealing times from 8 to 240 minutes. In the second test series the capsules were inductively heated at temperatures from 1700 to 2000°C for 2.5 to 40 minutes. After annealing the fission gas release and in some cases the swelling of the fuel were measured. The release increases with increasing temperature, annealing time and burnup. At 2000°C and burnups above 0.9% the fission gas release is between 40 and 60% after annealing times between 5 and 15 minutes.

Plans for future work

- Verification of the PECLOX model with the available experimental data.
- Continuation of the UO_2 dissolution experiments.
- Preparation of $\text{UO}_2/\text{Zry}/\text{Inconel 718}$ melt specimens of well defined initial composition for use as reference specimens.

References

- /1/ P. Hofmann, H.J. Neitzel; Experimental and Theoretical Results of Cladding Oxidation under Severe Fuel Damage Conditions.
7th Internat. Conf. on "Zirconium in the Nuclear Industry", June 24-27, 1985
Strasbourg, France
- /2/ H. Uetsuka, P. Hofmann; Reaction Kinetics of Zircaloy-4 in a 25% O_2 /75% Ar Gas Mixture from 900 to 1500°C under Isothermal Conditions.
KfK-3917 (1985)

- 06.01.16/26A Out-of-pile Bundle Experiments on Severe Fuel Damage
27A Investigations (CORA)
- PNS 4251/52 S. Hagen, K. Hain, W. Butzer, A. Grünhagen, J. Hanauer,
G. Harbauer, W. Lange, W. Leiling, H. Malauschek, N. Paroth,
R. Rinderspacher, F. Schloß, T. Vollmer, K.P. Wallenfels; IT
B. Buescher, EG&G, Idaho, USA, S. Katanishi, JAERI, Japan)

Work performed

Construction of the CORA-facility:

Final work was performed for the completion of the facility: The main task was the installation of the steam supply-superheating unit in the facility. The electrical installation of the unit in respect to measurement and control was performed and the connection from the superheater (1000^oC) to the entrance of the high temperature shield was made.

The superheater can be used with either steam or argon. So the time history of the oxidating atmosphere can be clearly preset. The steam generator and the superheater were both tested for proper operation. Other components such as the Argon supply for fuel rod internal pressure were installed. The control units of the different systems were connected to the controlling computer and tested together with the corresponding software. The test facility testing was started with the installation of the first bundle of stainless steel rod to test the heating capability of the facility.

Preliminary tests in the NIELS-facility:

The investigation of the influence of absorber rod materials was continued. The testes were run with bundles of 3x3 fuel rod simulators with a central absorber rod. The 80Ag15In5Cd alloy was clad in stainless steel and surrounded by a guide tube. The guide tube material was zircaloy or stainless steel. The spacer was made of Inconel 718.

We ran 3 additional tests with Zry-guide tubes. The maximum temperatures in these tests were 1170^oC, 1400^oC and 1850^oC. The maximum temperature in a test with a stainless steel guide tube was 1500^oC.

Results obtained

The absorber tests proved that there is no reaction between the stainless steel of the absorber rod cladding and the molten absorber alloy. In the tests with the Zry-guide tube the absorber rod cladding fails at 1200°C. With a stainless steel guide tube the absorber rod cladding fails at 1350°C. The earlier failure in the tests with Zry-guide tubes is explained by the alloy formation between the guide tube and the Inconel spacer. This interaction is avoided if spacer and guide tube are of the same material.

The molten absorber expelled reacts with the zircaloy of the fuel rod. This can cause a complete dissolution of the cladding.

Plans for future work

For the final test of the facility and the instrumentation, two tests are planned with standard design fuel rod simulators, but with alumina instead of uranium oxid pellets. There after, the tests with bundles containing UO₂ fuel pellets will start according to the test matrix. In the NIELS-facility, tests with boroncarbide-absorber material are planned.

06.01.16/25A Long Term Coolability of Severely Damaged Cores (COLD)
PNS 4250 (G. Hofmann, H. Schneider; IRB)

Work performed

Dryout experiments in deep beds of 60 mm in diameter were continued. Bed depths between 45 and 11 cm were investigated with beds consisting of 3 mm particles; the results together with the data generated in the last year describe the dryout heat flux as a function of the bed depth in up to 103 cm deep beds for 3 mm particles. A corresponding test series with cylindrical 1 mm particles (length = diameter) was conducted for bed depths between 14.5 and 103 cm. From a comparison of the dryout heat fluxes for 3 mm spherical and cylindrical particles in a 103 cm deep bed a shape factor for the particle geometry was derived. Axial pressure differences were measured in the bed and were found a time-saving and reliable indicator for dryout transients.

In preparation for the DCC-3 inpile experiments at SANDIA National Laboratories stratified beds of 3 mm spheres with 5 cm deep top layers of between 1 mm and 2 mm particles were investigated out-of-pile. The experiments included both heated dryout tests and unheated air-water tests to investigate the effect and stability of phase boundaries at the layer interface. Predictions with

Lipinski's one-dimensional separated flow model were compared with the experimental results.

Results obtained

The dependence of the dryout heat flux on bed depth is relatively weak, especially for 3 mm particles, and it disappears for bed depths greater than 40 to 60 cm, the agreement with the model prediction seems good in trend and quantities. There were no indications for unexpected mechanisms that could reduce the coolability in very deep beds. When the liquid pool above the bed was high, periodical pool oscillations were observed and the dryout heat flux was increased, especially for small particles /1/.

In stratified beds the well known strong reduction of the dryout heat flux was confirmed. In addition, it was found that the lower layer becomes uncoolable (in the limits of the experimental accuracy) if there is a sufficiently large difference in particle diameter of adjacent layers. This behavior is attributed to capillary effects at the layer interface, that cause a large saturation step and may block liquid downflow /2/. A prerequisite for this extreme behavior of stratified beds is a horizontal and geometrically undisturbed layer interface a condition that is not found in most experiments, including DCC-3, where a large number of TC's penetrated the layer interface. Both the results from uniform deep beds and axially stratified beds were found in good agreement with model predictions /1,2/.

Plans for future work

The planned experiments with variable natural convection bottom inlet flow through a permeable support structure were canceled. The program will be completed by reporting the results in 1986.

References

- /1/ G. Hofmann; Dryout in Very Deep Particulate Beds; Proc. Third Intern. Conf. on Reactor Thermal Hydraulics, Newport RI., Vol. 2 (Oct. 1985), S. 19/I
- /2/ G. Hofmann; L. Barleon; Reduced Coolability of Particle Beds as a Result of Capillary Effects at Horizontal Phase Boundaries; Proc. ANS/ENS Topical Meeting on Thermal Reactor Safety; San Diego, Cal. (Feb. 1986)

- 06.01.17 Investigations on the Accident Behavior of Advanced
 Pressurized Water Reactor (FDWR)
- 06.01.17/21A Flooding and Deformation Behavior of Closely Packed
PNS 4240 Hexagonal Fuel Rod Bundles (FLORESTAN)
 (F.J. Erbacher, W. Just, P. Schäffner, K. Wiehr; IRB)

Work performed

- Completion and functional testing of test loop FLORESTAN for investigations on flooding and deformation behavior of tight lattice rod bundles.
- Performance of first test series of 11 flooding tests.
- Transfer of a Freon loop from GKSS to KfK/IRB.
- Design of test section and test bundle for critical heat flux tests in Freon.
- Calculations on temperature distribution in cladding tubes with integral helical fins.

Results obtained

The first 11 flooding tests under forced feed flooding from bottom were performed in a 61 rod bundle with finned cladding tubes of 2 m heated length, an axial power profile of 1.3 and a pitch over diameter ratio of $p/d=1.06$. The cold flooding rate in all tests was approx. 8 cm/s at a flooding water temperature of 130°C and a system pressure of 4 bar. The rod power was 2.8 and 1.4 kW, respectively, and kept constant with time. The main test parameter was the max. cladding temperature at start flooding. The results of the flooding test at 500°C initial temperature were selected as basis for blind predictions by five different institutions using the following computer codes: FLUT, FLUT-BS, SSYST-ZETHYF, RELAP 5/MOD2 and BETHY. The comparison of test results and predictions will be published after evaluation.

In contrast to the flooding tests in PWR-geometries the flooding tests in the tight lattice exhibited a relatively high pressure drop over the bundle length. With high initial temperatures this pressure drop under forced feed exceeded the max. pressure head available in a reactor by gravity feed through the downcomer. With non-uniform rod power distribution over the bundle cross-section relatively high rod temperatures in the high rated area were measured. This suggests a moderate coolant cross-mixing.

The emphasis of the Freon tests planned to investigate the critical heat flux (CHF) in tight lattice rod bundles is on rod bundles with integral helical fins on the cladding outer surface. These fins are expected to have a favorable

effect on the CHF. However, local enhancements of the heat flux at the transition from the fins to the tube geometry may reduce this positive effect. Therefore, FEM-calculations with the ADINA-code were performed. The simulation of CHF-conditions in a reactor assumed an indirect electrically heated fuel rod simulator, a constant heat transfer coefficient over the rod circumference and a constant fluid temperature. The calculations showed a very high concentration of the isotherms at the transitions from the fins to the tube and a heat flux enhancement of 80 percent compared to the average heat flux. This underlines the strong need for CHF tests with finned tubes under representative conditions.

Plans for future work

- Bundle flooding tests on 61 rod bundle with SS-finned tubes (p/d=1.06), forced and gravity feed).
- Bundle burst test on 61 rod bundle with pressurized Zry-tubes (p/d=1.20).
- Single rod burst tests (smooth tubes, finned tubes).
- Performance of a standard problem exercise for the flooding behavior of tight lattice bundles (comparison of test results with blind predictions).
- Elaboration of test program for CHF-tests in Freon 12.
- Design, fabrication, instrumentation and assemblage of fuel rod simulators and test section for Freon tests.
- Construction and commissioning of Freon test loop.

06.01.17/22A Investigations on the Influence of Oxide Fuel and Fission
PNS 4242 Products on the Mechanical Properties of Steel Cladding Tubes
 (P. Hofmann, U. Liesenfeld, M. Karkiewicz, J. Burbach,
 Ch. Gosgnach, H. Metzger; IMF I)

Work performed

Performance of creep rupture tests with fission-product containing 1.4970 tube specimens between 700 and 1000°C. Determination of the influence of various fission products on the mechanical properties of the cladding tubes in dependence on the oxygen partial pressure.

Results obtained

All volatile fission product elements investigated (J, Se, Te) exhibit an influence on the mechanical properties of stainless steel tubing (1.4970) in short-time creep rupture tests in the examined temperature range between 700 and 1000°C. Iodine vapor results only at very high concentrations in a reduction of the time-to-failure and burst strain of the tube specimens compared to He filled reference specimens. An additional oxygen potential (Ni/NiO) exerts an intensified influence of iodine vapor on the mechanical properties of 1.4970. On contrary, the influence of tellurium vapor on the deformation and failure behavior of the 1.4970 tubing is only slightly dependent on the oxygen potential, but stronger than that of iodine vapor. The influence of Se vapor is smallest of all fission product elements investigated.

In a final publication on the influence of CsI on the mechanical properties of Zircaloy tubing was theoretically described and experimentally shown that under LWR typical irradiation conditions CsI will be dissociated by the oxygen potential of the fuel /1/. The resulting iodine partial pressure which forms in the fuel rod is sufficient to cause a premature low-ductility failure of the Zircaloy tubing as a result of stress corrosion cracking.

Plans for future work

Continuation of the creep rupture tests with 1.4970 tubing containing iodine, selenium, tellurium or cesium at various oxygen partial pressures. Performance of long-time creep rupture tests.

References

- /1/ P. Hofmann, J. Spino; Conditions under which CsI can cause SCC Failure of Zircaloy Tubing.
Journ. of Nucl. Materials 127 (1985) 205-220.

06.01.17/23A Oxidation Behavior of Stainless Steel Cladding Tubes
PNS 4243 in Steam
(S. Leistikow, H. v. Berg, G. Schanz; IMF II)

Work performed

A series of isothermal-isobaric stress rupture experiments (950-1200°C, 1-50 mm - 100-10 bar) have been performed in steam using internally pressurized tube capsules of the austenitic CrNi-steel DIN No. 1.4970. In a literature study the corrosion behavior of ferritic-martensitic 9 to 12% Cr-steels in water and steam was evaluated.

Results obtained

The stress rupture curves were defined with satisfactory precision. Within the investigated burst time range they appear as straight lines with an only small temperature dependence of the slope. The higher slope for 950°C can be explained by incomplete recrystallisation of the initially cold worked material. At the lower temperatures the tubes show wide burst openings, which are increasing area are observed. The double-layered scale tends to disintegrate by spalling of the external layer. Short tests show a tendency to increasing circumferential burst strain with increasing temperature. Over longer durations, in contrast, the oxidation induces a reduction of the burst strain for increasing duration and test temperature. In comparison to investigations at the IRB of KfK, where long tubes are exposed to temperature ramps (5K/s) burst stress and strain have shown comparable tendencies of temperature dependence.

In the frame of the comparison of materials for the selection of the cladding material the martensitic 12 Cr-steel DIN No. 1.4914 was analysed in microstructure and composition of the steam-grown oxide scale. The chromium-depleted external partial scale consists of wüstite (FeO) plus magnetite (Fe₃O₄) whereas the chromium-rich inner layer consists of the phases wüstite and spinel (FeCr₂O₄).

In water and steam the resistance of martensitic steels may well be comparable to that of austenitic steels if higher chromium content together with molybdenum addition and stabilisation by titanium or niobium is provided. However, in the primary loop problems with the formation, the transport, and the deposition of corrosion products are to be expected. Even in the P_H elevated medium of a secondary loop the hazards of transport and enrichment of dissolved solids may induce severe damage by local corrosion phenomena (pitting, stress corrosion cracking).

Plans for future work

Microstructural evaluation of the capsule specimens and in comparison stress rupture experiments under inert gas.

06.01.17/24A Investigation of the Mechanical Behavior of Cladding
PNS 4244 Material for APWR
(C. Petersen, H. Schneider, W. Schweiger; IMF II)

Work performed

- Tensile testing and creep testing of austenitic and ferritic steels at high temperatures without preirradiation:

On both materials investigated (the austenite W.Nr. 1.4970 and the tempered martensitic ferrite W.Nr. 1.4914) in the temperature range between 1000°C and 1200°C had been conducted tensile tests are completed.

The set of data from creep test results of W.Nr. 1.4970 had been extended to 900°C until 1050°C.

Results obtained

The tensile strength values (i.e. yield stress $R_{P0,2}$ and ultimate tensile strength R_m) of both materials decrease, as expected, with increasing temperature continually and reach at 1200°C values of $R_{P0,2} = 10$ MPa and $R_m - 5$ MPa. Remarkable was the stepwise increase in strain, changing the environment from air atmosphere to vacuum. A direct comparison was accomplished at 1000°C. The just detected high strain values of $A = 52\%$ (W.Nr. 1.4970) and $A = 70\%$ (W.Nr. 1.4914) in air were increased under vacuum by 15 to 20% strain. The maximum strain values in the measured temperature range were for W.Nr. 1.4970 with $A = 90\%$ at 1000°C and for W.Nr. 1.4914 with $A = 80$ at 800°C and 1100°C respectively. At these temperatures amounts of strain could be reached, which would lead to a blockage of the coolant channels, if it happened in one plain of the fuel element.

From the analysis of creep rupture curves of W.Nr. 1.4970 result a strongly increasing temperature dependence of the stress exponent in the higher temperature range. The total creep strain reach - below 100 sec time to rupture - values of 10-15%. A temperature dependence of total creep strain could not be detected. The creep rupture strength of W.Nr. 1.4970 decreased above 900°C much more faster, so it was supposed to be a change of creep mechanism.

Plans for future work

- Continuation of tensile creep tests on both materials up to 1200°C.
- Examination of behaviour of precipitates in this temperature range.
- Realization of temperature transient creep experiments on both materials.
- Determination of coefficients from the existing data base to complete damage models.

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

- 06.01.11 Reaction Behavior, Activity Release and Transport of
 Fission Products during Core-Meltdown
- 06.01.11/35A Investigations on the Interactions of Fission Products
PNS 4311 and Aerosols in LWR-Containments
 (H. Bunz; M. Koyro, W. Schöck, LAF I)

Work performed and Results obtained

The condensation modelling in NAUA has been improved. The improved model shows a better steam-droplet-balancing and a better numerical stability in critical cases. Participation in international code comparison exercises (OECD, CEC) is continuing.

In DEMONA for experiments have been conducted

- V34 base tests with high aerosol concentration
- V36 test with 'transient' thermodynamics
- V39 test with low concentration Ag-aerosol
- V53 test with iron oxide aerosol.

Test V34 (B4):

This test corresponds to the base test of the DEMONA test matrix, except for the aerosol material which was tin oxide. The results were identical with those of test V31 (B3) from 1984. The reproducibility of the overall aerosol behavior under identical boundary conditions was demonstrated.

Test V36 (B5):

This test was scheduled as the 'transient thermodynamics' case to check the capabilities of the codes under non-stationary conditions. The steam injection was stopped one hour before the aerosol injection and resumed only after the aerosol concentration had dropped below approx. 1 g/m^3 . This occurred already one hour after the end of the aerosol production, so that a difference between dry and wet aerosol behavior could not be resolved. The effect is more pronounced in V39.

Test V39:

This test was also conducted as a 'transient' test. The difference to V 36 was that a low concentration silver aerosol was used and that the restart of the steam injection was delayed to three hours after the end of the aerosol production. The combined effect of low concentration (1 g/m^3 max.) and extended dry period now leads to a clear difference in aerosol removal rates between dry and condensing conditions.

Test V53:

After completion of the development of the iron oxide aerosol generators test V53 was conducted with pure iron oxide aerosol. The maximum aerosol concentration in the containment was 3 g/m^3 (one generator unit had failed). The removal rate was faster than in the previous tests which appears to be due to changed thermodynamic boundary conditions. New COCMEL and FIPLOC calculations are under way to resolve this issue.

Plans for future work

The next experiment will be with a mixed iron oxide - tin oxide - aerosol. Then the construction work for the multicompartment test can be done. The multicompartment test is scheduled to be the final test of the DEMONA series.

06.01.11/36A Constitutions and Reaction Behavior of LWR Materials
PNS 4314 at Core Melting Conditions
 (A. Skokan, Ch. Adelhelm, Ch. Gosgnach, G. Schlickeiser; IMF I)

Work performed

Examination of samples in the scope of the BETA experiments, drawn from the melt as well as from the cut crucible cooling down.

Results obtained

The chemical compositions of the metallic and oxidic melt fractions and their variation in the course of the experiments are in feasible agreement with the various experimental parameters, in particular the heating power input, type and amount of the melt fractions poured into the crucible, and the crucible material.

The melting and solidification temperatures of the oxide melt fraction, measured with a pyrometer on some specimens drawn from the melt, are in good agreement with the corresponding values of corium melts that were measured in former laboratory scale experiments. Hence it follows that, regarding the melting and solidification behavior, the simulation of the core melt by an alumina/steel melt presents a satisfying solution, particularly for a longer time of melting that results in higher amounts of molten concrete.

Plans for future work

The project is finished.

06.01.11/39A Investigations of Transport-, Release- and Retention
PNS 4326 Mechanisms for Fission Product Iodine during Severe
 Reactor Accidents
 (H. Moers, H. Klewe-Nebenius, G. Pfennig; IRCH)

Work performed

Surface analytical investigations for gaseous phase adsorption were performed for iodine exposures between 0.5 and 500 Langmuir ($1 \text{ L} = 10^{-6} \text{ torr} \cdot \text{sec}$). Information was obtained especially for the initial phase of the adsorption process. For the aqueous phase experiments different Ag samples were kept in a 10^{-3} to 10^{-4} n iodide solution for periods between 0.5 and 300 hours. Similar samples were exposed to a ca. $2 \cdot 10^{-4}$ n I_2 solution until all I_2 had reacted. Both experimental series were performed at room temperature as well as at 90°C . In several additional experiments 2000 ppm of boric acid (sump water component) were added. After these pretreatments all samples were investigated by surface.

Results obtained

- Iodine is adsorbed at metallic silver from the gaseous phase forming an increasing overlayer of AgI with increasing exposure.
- The reaction slows down remarkably after formation of a closed overlayer but continues also after this point.

- During the initial adsorption phase two different iodine species are observed: isolated chemisorbed iodine atoms and iodine bound in AgI.
- Binding energies and relative intensities for the different iodine species were determined and used for identification of species observed in the aqueous phase experiments.
- The iodide adsorption at metallic silver in the aqueous phase is chemisorptive; it stops after formation of at maximum one half of a monolayer.
- The reaction of dissolved I_2 with Ag proceeds to nearly 100% forming an inhomogeneous thick overlayer of AgI crystallites. If the whole iodine inventory of the reactor sump can be oxidized to I_2 , e.g. by radiation induced mechanisms, a nearly complete conversion into AgI can be expected. This reaction, however, depends e.g. on the formation speed of I_2 from iodide, the transport velocity of I_2 to the Ag surfaces (dependent on the intermixture of the sump water), and on possible losses of I_2 into the gaseous phase or losses by radiolytical disintegration of already formed AgI.
- The addition of boric acid was of no influence in any case.

Plans for future work

The project will be finished by the end of 1985.

06.01.12 Investigation on the Interaction of Steel Melts
and Concrete

06.01.12/35A Erosion of Concrete by Steel Melts - Investigation of
PNS 4325 the Melt Front Velocity
(S. Hagen, A. Grünhagen, H. Malauschek, K.P. Wallenfels; IT)

Work performed

In 1985 three high temperature tests (V1.7, V1.8, V1.9), three low temperature tests (V2.1, V2.2, V2.3) and two tests with american calziumcarbonate (Limestone) concrete (V3.1, V3.2) were performed. The power input into the melt of these tests was 1700 KW, 1900 KW and 400 KW, 120-150 KW, 50-90 KW, 240 KW, 1700-2500 KW and 400-1600 KW. In test V1.8 teh melt (350 kg steel + 130 kg oxide) contained 39 kg CaO, in test V1.9 (350 kg steel + 60 kg oxide) 18 kg CaO and in test V2.2 (300 kg steel + 100 kg oxide) 15 kg CaO. The crucibles contained the normal instrumentation:

108 thermocouples, 16 moisture detectors and 30 light guides. After the test the crucibles were cut in axial directions.

Results obtained

The high temperature tests showed a preferential penetration of the melt in axial direction. 250 mm for V1.7, 450 mm for V1.8 and 350 mm for 1.9 against about 50 mmm in radial direction. The slow temperature tests V2.1 resulted in about 400 mm axial penetration against 100 mm radial penetration and V2.2 good 100 mm in axial direction against short 100 mm in radial direction. Responsible for the higher penetration is the higher heat conduction as consequence of a not contineous gasfilm between melt and concrete. The addition of CaO reduces the viscosity of the melt remarkable. In test V1.8 the reduction corresponds to a factor of about 10 with the consequence that dispersion of the metal in the oxidic melt has disappeared.

Plans for future work

Two final tests will be performed at the beginning of 1986.

06.01.12/37A Development of Models for the Analytical Determination of
PNS 4334 Core Meltdown Accidents
(H. Alsmeyer, K. Dres, IRB; H. Benz, M. Oehmann, E. Schönthal,
H. Ziegler, KTB; H. Ruhmann, KWU)

Work performed

- Test of the BETA experimental facility.
- BETA experiments on the high temperature core melt.concrete interaction.

Results obtained

In the BETA facility 17 experiments have been carried out until end of 1985 including two experiments with limestone concrete according to American specifications. The present experimental results of silicate concrete behavior for high temperature melts (excluding crust formation) show the dominance of downward penetration of the melt, which is due to a very effective downward heat transfer mode of the melt to the concrete. Consequently, a very rapid initial cooling of the melt is observed also in the very high internal heating power experiments. with the melt quickly attaining a temperature which is only slightly above the solidification temperature of the steel melt. The strong agitation of the gas released from the concrete was observed to establish a complete dispersion of the metallic phase into the oxidic phase, if the viscosity of the oxidic phase is high or the density difference of the metallic and oxidic phase is high or the density difference of the metallic and oxidic phases is small. However, for a typical oxidic melt, with moderate viscosity, separation of the phases is the stable configuration, when the density of the oxide phase is reduced due to dilution of the molten concrete. The largest fraction of the evolved gases is hydrogen; on- and off-line analyses are in good agreement. Chemical equilibrium of gases is established in the gas room above the melt corresponding to a temperature of about 1300 K. A very modest aerosol generation, observed visually by laser scattering and filter samples, is well below 100 mg/m^3 . Material investigations show the fast burnout of the chromium content in the steel, while H_2 production continues on the base of iron oxidation. Freezing processes in the melt strongly effect the heat transfer rate, but have only minor effect on the gas composition. This is due to the fact that the

crusts forming at the melt-concrete boundary are permeable for the gases released from the concrete. The dominance of downward melt front propagation is reduced in case of existing crusts and sideward propagation gets more important. As the gases continue to percolate through the melt passing the gas-permeable crust, the oxidic melt is well agitated and the heat transfer is by gas-driven convection. This keeps the pool temperature low, close to the freezing temperature of the metal.

The experiments with limestone and lime/common sand crucibles, respectively, give similar melt front propagation and pool temperatures as for silicate concrete. However, the experiment with pure limestone gave considerable aerosol release, unlike silicate concrete, also for low temperature melts. Shape and chemical composition of these aerosols lead to the assumption that the burning of the lime is responsible for the aerosol release, while soft CaO is powderized and transferred from the concrete surface into the gas stream.

Plans for future work

This project is in close cooperation with PNS 4323. Furthermore, there is close connection to other German research projects sponsored by the BMFT on the field of core melt research.

06.01.12/36A Hydrodynamical and Thermal Models for the Interaction of
PNS 4331 a Core Melt with Concrete
 (M. Reimann, G. Cenerino, S. Stiefel)

Work performed

- Pre-tests and post-test calculations of the BETA experiments.
- Sensitivity study with the WECHSL code.
- Computations with the iodine model (IMPAIR)

Results obtained

The concrete erosion in the BETA experiments with siliceous concrete can be reproduced by WECHSL calculations as well for high as for low power inputs with sufficient accuracy.

For the first time, evaluated gas measurements were available which can also be computed reliably. For limestone concrete predominantly used in the USA, the WECHSL modelling proved to be sufficient to reproduce the most important phenomena.

The application of the WECHSL code on the core melt accident is at present possible until complete freezing of the metal layer occurs. By means of a sensitivity study, parameters have been identified fixing the liquidus resp. solidus temperature of the oxidic phase and consequently influencing by means of the heat exchange between the melt layers also the freezing behavior of the metal layer. For these parameters, a reliable assessment appears to be necessary.

Plans for future work

The BETA experiments and the WECHSL code verification shall be completed in 1986. It has been agreed to combine the German code developments for the concrete decomposition phase (WECHSL KfK, and KAVER, KWU), as the physical modelling in both codes shows no longer substantial differences. The combined efforts on the German reference code concentrate on the long time behavior of the core melt.

06.01. SAFETY AND ENVIRONMENTAL PROTECTION OF NUCLEAR POWER PLANTS

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

06.01.14 Offgas Filters in Nuclear Power Stations

06.01.14/23A Investigations on the Occurrence and Retention of Penetrating
PNS 4414 Iodine Species in the Exhaust Air of Nuclear Power Plants
(H. Deuber, V. Giraud; LAF II)

Work performed

Investigations with ^{131}I from NPPs:

Operation of particular iodine species samplers in the stack exhaust air and other exhaust air streams of a boiling water reactor (BWR 5) during refueling outage and power operation to establish the occurrence and origin of penetrating iodine. The particular iodine species samplers permit to distinguish between organic iodine that is less difficult to retain (e.g. CH_2I) and more difficult to retain.

Investigations with synthesized iodine species:

First investigations on the retention of nonradioactive vinyl iodide, a possibly penetrating iodine species, by an activated carbon.

Results obtained

- As for the stack exhaust air, the average proportion of the organic ^{131}I that is less difficult to retain (e.g. CH_3I) was on the order of 50%, and the average proportion of the organic ^{131}I that is more difficult to retain less than one tenth of this value. (The rest consisted nearly completely of elemental ^{131}I .) In the other exhaust air streams similar results were obtained.
- At room conditions and a short purging time (1h) the vinyl iodide was nearly completely retained in the first section (residence time: 0.05 s) of a test train consisting of the widely used activated carbon 207 B (KI).

Plans for future work

- In particular cases further operation of modified iodine species samplers and - with occurrence of high proportions of penetrating iodine - performance of the other investigations indicated in section 3 for ^{131}I from NPPs.
- Retention of synthesized nonradioactive and radioactive organic iodine compounds (vinyl iodid, alkyl iodides) by sorbents under exactly defined conditions (30°C, 70% R.H., purging time up to 100 h).

06.01.14/24A Development and Improvement of Exhaust Air Filters for
PNS 4415 Accident Conditions
(H.-G. Dillmann, R. Maier, H. Pasler, H. Schmitt; LAF II)

Work performed

The concept of an accident particulate air filter system has been revised and further simplified. Additional removal studies were made on the true scale prototype. Further measurements of the removal efficiencies were made on metal filter candles. As errors may occur in the measurement of removal efficiencies due to the non-uniform distribution of aerosols, investigations were carried out with a view to improving the aerosol feed. During the fourth quarter the TAIFUN facility was renovated.

Results obtained

The filter concept was simplified. Given the short half-life the iodine filter stage can be dispensed with. Likewise, on account of the high temperature strength of the stainless steel fibers cooling by recirculated air as well as the vlower can be eliminated.

The prototype filter studied exhibited removal efficiencies of > 99.97% which is equivalent to HEPA quality. However, small leakages still occurred on the border which have to be further reduced.

When tested with uranin aerosols, the metal fiber filter candles yielded removal efficiencies of up to more than 99%.

By improvement of the aerosol feeds the discrepancies with respect to a standard deviation have been reduced from 100% at the maximum to < 20%. These investigations are essential for testing larger scale filter systems. The renovation of the TAIFUN facility has been completed except for minor works. Commissioning has started.

Plans for future work

In 1986 the prototype HEPA filter will be further improved. Especially the problem must be handled of fiber clamping on the border and the associated problem of border leakages.

The development of metal fiber candles will be acrried on. It is intended to further improve the removal efficiencies while reducing the pressure drop. A prototype of a roughing filter which is amenable to clean-up is in the phase of construction and it is planned to investigate it for its loadability, clean-up capability and removal behavior.

06.01.14/25A Investigation into the Behavior of HEPA Filters at High
PNS 4416 Temperature, Air Humidity, and Elevated Differential Pressure
 (V. Rüdinger, Th. Arnitz, R. Benesch, U. Ensinger, U. Geckle,
 C.I. Ricketts; LAF II, O. Heil; KTB)

Work performed

Investigation of HEPA filtration at high temperatures, to include development and optimization of a suitable test method:

The new TiO_2 -aerosol test method was put into routine use at room temperature. HEPA filtration measurements were made for temperatures between 50 and 200°C

Investigation of HEPA filter flow-resistance characteristics and structural limits for dry and high humidity airflow:

Structural analysis yielded models for the two failure modes that result from the bending and from the swelling of filter pleats under high ΔP .

Comparisons of actual to theoretical structural limits were made. An additional series of filter tests under high humidity, including evaluation of 3 different demisters, was completed and the data were analyzed.

Investigation of HEPA-filter behavior under combined challenges:

Remaining construction on the test facility BORA was completed. Tests of HEPA-filters under combined challenges were planned and scheduled to begin with elevated differential pressures and temperatures in 1986.

Preliminary tests for study of HEPA-filter behavior during exposure to combustion products:

Tests of HEPA-filters by exposure to low humidity airflows laden with combustion products from ail and cable fires were completed.

Modelling of reactor air-cleaning systems with the modified E-VENT computer code and performance of verification tests with the test facility BORA:

The flow-resistance characteristics of the components in the test facility BORA were measured and verification tests were performed, both in the range 30 - 250°C. Transcription of the air-cleaning system in a modern German nuclear power plant was begun.

Results obtained

- The repeatability of filtration efficiencies measured in the range of $1 \cdot 10^3$ to $4 \cdot 10^4$ was found to be about 5%. Filtration efficiencies decreased slightly at elevated temperatures.

- The model for the bending of the filter pack was quantitatively verified and that for the swelling of leats was qualitatively verified. Structural failure occurred between 2 - 4 kPa for deep-pleat and 0.4 - 0.8 kPa for mini-pleat filters resp., during humidity tests. Test results confirmed that demisters cannot protect particulate loaded filters from failure during fog conditions.

Plans for future work

Filtration efficiency tests at up to 300°C are planned.

The model to calculate stresses in swollen pleats will be improved. Tests of S, R, and EU 4 filters under high P will be continued as will humidity tests of filters and filter medium. Planning and construction of a rig for humidity tests of filter medium will be completed in 1986.

Tests of filters under combined high ΔP s and temperatures will begin. Data analysis for tests of filters challenged by combustion products will be completed.

Verification tests will be completed and documented. The air cleaning system will be fluid-dynamically modelled with E-VENT.

06.01.14/26A Investigations on the Retention of Iodine by Sorbents
PNS 4418 in the Case of Fire
(H. Deuber, V. Giraud; LAF II)

Work performed

Determination of the retention of CH_3I and I_2 by sorbents under the influence of combustion products:

Tests on the retention of $\text{CH}_3^{131}\text{I}$ by various impregnated activated carbons under the influence of combustion products (combustion products from a PVC cable, synthetic combustion product HCl).

Results obtained

Large reduction of the retention efficiency of the first bed sections (in the direction of flow) with a challenge of combustion products lower than that to be expected during a fire in a NPP in extreme cases: reduction of the performance index (K-value) of the first bed section (bed depth: 2.5 cm; residence time: 0.05 s) from 10-20 s^{-1} to below 1 s^{-1} in some cases (30°C, 70% R.H.).

Plans for future work

Combustion of cables to be used in future (FRNC cables), lubricants and paints to analyze the gaseous combustion products (gas chromatography, mass spectrometry). Preparation and analysis of gaseous reaction products from I_2 and combustion products.

Tests on the retention of $\text{CH}_3^{131}\text{I}$ by various impregnated activated carbons under the influence of combustion products from the materials mentioned and under the influence of synthetic combustion products (SO_2 , CH_3COOH).

06.02 SAFETY AND ENVIRONMENTAL PROTECTION OF REPROCESSING PLANTS

PNS-Subproject 4500 - Safety of the Reprocessing

06.02.01 Incident Analysis for the Large Reprocessing Plant

06.02.01/13A Incident Analysis for the Offgas Cleaning System of
PNS 4513 the Large Reprocessing Plant
(S. Fenyi, K. Nagel; IDT)

Work performed

Calculating deterministically the release of iodine and aerosols under different conditions using the PASSAT facility.

On the basis of diffusion the adsorption of water, krypton and xenon on special adsorber beds have been described.

Theory to calculate the amount of iodine in PASSAT under the following failures:

- a) two causes of failures (heater 1 failed before heater 2, heater 2 failed before heater 1).
- b) See a) and failure of the power-light system.

Stochastic model for calculating the released amount of iodine using an arbitrary sequence of failures and several causes of failure.

A procedure for the numerical inversion of a two-dimensional Laplace-Stieltjes transformed using number-theoretical methods.

Results obtained

The released amounts of aerosols are very low normal conditions.

The release of iodine in the most serious accident depends on the used dissolution process. The release is nearly a factor of 10 higher using dosage of acid compared to batchwise dissolution.

The adsorption of water as well as the coadsorption of krypton and xenon can be described using diffusion models.

The failure of the power-light system gives a release of iodine which is two to three orders of magnitude higher than in all other failures.

Plans for future work

Additional investigations in the adsorption of water, krypton and xenon.

The investigations with the stochastic models to calculate released amounts of iodine were terminated.

06.03 MITIGATION OF CONSEQUENCES

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

Nuclear Pollutants

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

06.03.01/13A Investigation of the Physical and Chemical Environmental
PNS 4812 Behavior of Radionuclides Characterized by a Particular Biological Effectiveness

(H. Schüttelkopf, H. Bailer, B. Bohn, S. Erat, K. Gamer, G. Hefner, J. Hiller, A. Kieling, T. Liese, M. Pimpl, W. Schmidt, T. Sollich, W. Wünschel; HS)

Work performed

- Development and optimization of analytical methods.
- Measurement of transfer factors.
- Experiments on the enhancement of mobility of Np, Pu, Am, Tc, Pb, Cr, Co, Ni and Cd (among others by the action of earth earthworms).
- Investigations into the germination capacity of wheat.

Results obtained

- Methods have been elaborated for the determination of very low concentrations of Tc-99 in soil and plant samples. Suitable analytical methods for uranium, thorium, radium, lead and plutonium have been optimized. Techniques have been improved for the determination by ICP and AAS of nutrients and trace elements in soils and plants. A measuring technique has been elaborated for the determination by ICP-AES of rare earth elements in soils. The determination of anions in soil and plant extracts by ion chromatography has been carried on and improved.
- The measurements of the actinide transfer from the soil into the plant were continued as long-term experiments performed in lysimeters on three soils, a chalky soil, a disintegrated granite and a gley soil. Grass, wheat, potatoes and maize were cultivated. Parameter studies were started in pots containing 10 kg of soil. It is planned to illustrate in a test series the influence exerted by the pH-value in the soil on the transfer; another

parameter study is to show the influence of various contents of organic substances. It will be investigated on a sandy soil contained in lysimeters whether growing different cultures will change the solubility and availability to plants of actinides in the soil. Growing beans following the crops above is to allow conclusions to be made regarding the value of the previous crop. At the beginning of the 1985 vegetation period investigations started on the soil to plant transfer of Tc-99. On two soils - a sandy soil and a loess soil - potatoes and wheat were cultivated. The soil was contaminated by 50% each with Tc(VII) and Tc(IV). The analyses of leaf samples collected during the flowering period yielded high transfer factors for Tc(VII) which is according to expectations, but also surprisingly high values for Tc(IV). It will have to be clarified in further experiments whether Tc(IV) is actually so excellently available to plants. No influence can be recognized for the time being of various nitrogen fertilizers on the transfer behavior of Tc. Preparatory work has started on the experimental measurement of the soil to plant transfer of U, Th, Ra, Pb and Po. Searching a test plant which is particularly sensitive to heavy metals, experiments with water cress were performed on soils with different concentrations of Np, Pb, Cr and Co.

- It was investigated in column experiments how earthworms enrich the pollutants Cd, Co, Cr, Ni and Pb in their tissues and distribute them in the soil while taking into account the fractions capable of mobilization and complex formation. Contaminated cattle dung introduced as layers into the individual soil columns was distributed in the soil by the action of the earthworms; with the exception of Cr, the fraction of heavy metals available to plants in the whole soil column (EDTA extraction) was higher than the fraction capable of mobilization (HNO_3 extraction). An enrichment of heavy metals, above all Cd, was detected in the tissue of the earthworms. The displacement of Tc, Np, Pu, Am and Cm was further investigated in 20 soil cores in total of 80 cm length and 30 cm diameter collected at nine sites with different types of soil in an undisturbed stratification. After termination of irrigation and successful recultivation soil samples were taken from the individual soil columns and are presently analyzed. The results will show how much of the activities added are still left in the individual columns and how these activities are distributed in the columns.

- In Petri dishes the influence was investigated which various heavy metals at different levels of concentrations exerted on the germination capability of wheat. Usually, an increase in heavy metal concentration in the soil reduces the germination capability and the progress of development following germination specifically of each metal, the heavy metal content in the harvested crop being the higher the poorer the status of development of the little wheat plants is.

Plans for future work

The radiochemical methods of analysis and the techniques of conventional soil analytics will be further improved and optimized. The measurements of the soil to plant transfer will be continued and the scope of investigations will be widened. Investigations into the availability to plants of radioecologically important elements in the soil will start, studies on the displacement of pollutants in the soil will be carried on, and the influence exerted by pollutants in the soil on the germination behavior of useful plants will be further studied.

06.03.03 Investigation of Radiological Impact of Reactor Accidents
under Probabilistic Aspects

06.03.03/20A Off-site Accident Consequence Model for Nuclear Facilities
PNS 4831

06.03.03/21A Investigations of Special Problems in Assessing Off-site
PNS 4834 Accident Consequences

(A. Bayer, J. Braun, K. Burkart, J. Ehrhardt, F. Fischer,
O. Graf, I. Hasemann, C. Matzerath+), R. Müller +), J. Päsler-
Sauer, H.J. Panitz, C. Steinhauer; INR)

Work performed

The further development of the off-site accident consequence model UFOMOD has been concentrated on the remodelling of all relevant submodels and the implementation of new data sets provided by external contractors of the German Risk Study - Phase B (DRS-B). The investigations are supported by the Commission of the European Communities (Project MARIA of the radiation protection programme, Contract-No. BI 6-128-D). Special work has been done in the area "emergency planning for nuclear plants" by support of the Ministry of the Interior.

Results obtained

To provide quantitative arguments in the discussion about the incorporation of trajectory models in ACA codes, deterministic and probabilistic comparative calculations were started with participants of German and foreign institutions. The evaluation of the deterministic and validation benchmark calculations is nearly finalized, a detailed report is under publication. The first part of the probabilistic calculations with the segmented plume model MUSEMET, the puff model RIMPUFF and the numerical model TRANSLOC is terminated with the computation of the spatial activity concentration fields of 95 weather sequences. The concentration fields are input to the accident consequence assessment (ACA) code UFOMOD, which optionally calculates distribution functions of contaminated areas, organ doses and health effects of individuals and in the population. The evaluation of the results will show the importance of improved atmospheric dispersion modelling in ACA codes.

+) Ingenieurbüro Dr. Trippe, Karlsruhe

Shielding factors for 12 different house types representative of the Federal Republic of Germany were calculated with the point-kernel shielding code QAD-CG-E. The results for a "semi-detached house", a "Fertigteilhause" and a "multi-storey building" are presented by isodose lines, which are drawn in vertical and horizontal cross-sections through the buildings by the new PICTURE-CG program.

The existing dynamic food-chain models (ECOSYS, FOOD-MARC) were applied to determine the agricultural consequences of accidental releases without and including countermeasures to reduce exposure from the ingestion pathways. After the revision of the foodchain submodule of UFOMOD and the implementation of the ECOSYS-data, new criteria for intervention levels of agricultural countermeasures will be derived. The development of models to describe dynamically the behaviour of radionuclides in the hydrosphere is under way.

New age and time dependent data sets of dose factors for external and internal radiation of 141 radionuclides have been provided by the Gesellschaft für Strahlen- und Umweltforschung (GSF) mbH, München. Computer programs to manage these data in the UFOMOD code have been written.

The concept of the health effects submodels of UFOMOD has been discussed on the basis of the recently published American "Health Effects Model for Nuclear Power Plant Accident Consequence Analysis" during a workshop held at KfK. The models for early somatic and genetic effects will be adopted without modification. The late somatic effects models will be provided by GSF.

The modelling of emergency actions and countermeasures is under revision in contact with various public authorities. To judge and improve the new concept, detailed analyses and parameters studies have to be performed with new source terms to show the most important dependencies influencing the radiation doses to be expected.

Based on recent investigations to identify sensitive parameters of the atmospheric dispersion and deposition submodel of UFOMOD, work has to be continued using further methods and corresponding computer codes. The objective is to compare and apply various methods of sensitivity and uncertainty analysis to different submodels of UFOMOD. To this purpose, SANDIA-, ANL- and ISPRA-codes on sensitivity and uncertainty analysis have been implemented and tested at KfK.

Plans for future work

Continuation of probabilistic comparative calculations with different atmospheric dispersion models applicable in ACA. Termination of programming of the UFOMOD code for the DRS-B. Reassessment of accident consequences with new source terms.

DETAILLIERTE BERICHTE

06.01 SICHERHEIT UND UMGEBUNGSSCHUTZ VON KKW

PNS - Teilprojekt 4100 - Dynamische Beanspruchung von Reaktor-
komponenten unter Störfallbedingungen

| | | |
|----------|---|------------|
| 06.01.15 | Entwicklung und Verifizierung von Codes zur Beanspruchung von Containment-Strukturen | 4100 - 1 |
| 06.01.19 | Thermoermüdung und Thermoschockverhalten von Reaktorkomponenten | 4100 - 40 |
| 06.01.21 | Thermo- und fluiddynamische Analysen von LWR-Störfällen | 4100 - 50 |
| 06.01.22 | Untersuchungen zu transienten Austauschvor- gängen in Zweiphasenströmungen (NOVA-Programm) | 4100 - 108 |
| 06.01.03 | Entwicklung von Zweiphasen-Massenstrom- Meßverfahren und Anwendung bei Blowdown- Experimenten | 4100 - 116 |

06.01.15 Entwicklung und Verifizierung von Codes zur Beanspruchung
 von Containment-Strukturen

06.01.15/08A Das mechanische Verhalten von Druckwasserreaktor-Sicherheits-
PNS 4127 behältern bei schweren Unfällen

(F. Eberle, B. Göller, J. Kadlec, R. Krieg, G. Messemer,
E. Wolf, IRE)

Das Untersuchungsprogramm umfaßt die Ermittlung von Versagensdruck und Versagensart eines neueren Druckwasserreaktor-Sicherheitsbehälters beim Kernschmelzunfall und Arbeiten zum dynamischen Verhalten des Sicherheitsbehälters bei schweren Erdbeben.

Die Arbeiten zum ersten Problem sind weit fortgeschritten. Über die bis Jahresende 85 erzielten Ergebnisse wird im folgenden im Detail berichtet. In der Zwischenzeit wurde auch ein größeres Experiment zum Versagen der Verschraubung zwischen Materialschleuse und Containment-Schale durchgeführt. Damit ist das Verhalten der wichtigsten Schwachstellen des Sicherheitsbehälters bekannt. Eine zusammenfassende Darstellung der Ergebnisse und die Bestimmung derjenigen Schwachstelle, die für das Versagen des Sicherheitsbehälters entscheidend ist, erfolgt demnächst.

Bei den Arbeiten zum dynamischen Verhalten des Sicherheitsbehälters bei schweren Erdbeben wurde ein wichtiges Ziel erreicht. Ein sehr genaues Kugelschalen-Modell des Sicherheitsbehälters wurde nach mehrjähriger Arbeit fertiggestellt. Es wird experimentelle Untersuchungen zum Schwingungsverhalten ohne und mit einer Modellierung der in der Realität immer vorhandenen Imperfektionen (Abweichungen von der idealen Kugelschalen-Geometrie) erlauben.

On the Failure of Spherical Steel Containments under Excessive Internal Pressure

1. Description of the Problem

The containment of the latest type of German pressurized water reactors consists of a free standing spherical steel shell with a diameter of 56 m and a wall thickness of 38 mm (Fig. 1). It is fixed into the concrete basement at an angle of 40° below the equator. The containment shell is made of approximately 500 curved sheets which are welded together. The material is the ferritic steel 15 Mn Ni 63. Many pipes, electrical cables, etc. penetrate the containment shell. At these locations the containment has reinforced sections which account for the loss of load carrying capacity due to these penetrations. In order to allow the transport of large components into the containment, the equipment hatch is constructed as a removable section having a size of about 10 m. It is fixed to the containment shell by a multiple-row bolted connection including more than 1500 screws. In order to protect the containment shell from external events, it is surrounded by a reinforced concrete shell of 2 m wall thickness. The gap between both shells has a width of about 2 m. However some auxiliary equipment built into the gap reduces the width at some locations considerably.

During a design basis accident the maximum pressure in the containment will not exceed a value of about 5 bar. The containment shell is designed to withstand this loading without significant leakages. This has been confirmed by a pressure test of the containment at 6.7 bar.

During a hypothetical core melt accident, however, the pressure inside the containment is expected to grow beyond the design limit $\bar{1}$, leading to large plastic deformations and finally to failure of the containment shell. The goal of this paper is to determine the pressure of failure and the mode of failure. Of special interest is, whether a moderate leakage occurs preventing a further pressure increase, or whether a global failure must be expected causing considerable mechanical damage.

A description of the investigation program and first results may be found in reference $\bar{2}$. A similar program for the US-types of pressurized water reactor containments is under way in the Sandia National Laboratories $\bar{3}$.

2. Failure Criterion

Usually structures are designed such that the stresses are within given limits which in most cases are lower than the yield stress of the material. The integrity of the structure can then be guaranteed. However, if under excessive loading the stresses exceed the given limits, there is no general stress criterion describing reliably the ultimate load carrying capacity of the structure or the conditions immediately before and during failure. Also combinations of a stress criterion with other criteria are often not very successful in predicting the point of failure. On the other hand, reliable methods are necessary to describe the containment behavior under excessive loading conditions. Therefore, the question of which physical effect really limits the load carrying capacity of structures, like the containment shell, is discussed here in some detail.

Failure of the containment means that in a certain region material will be ruptured such that new boundaries are created. Consequently, failure in this sense is basically a problem of fracture mechanics, where the propagation of cracks causes such new boundaries.

In classical applications of the fracture mechanics one starts with an initial crack having a length and a depth in the order of some millimeters. Then the stresses required for crack propagation are moderate and cause only minor plastic deformations. Under these conditions well established fracture mechanics models exist which yield fairly good results.

However, in the problem discussed here, the initial cracks may be much smaller, e.g. in the order of micro structural defects. The size of the defect depends on the details of the fabrication process of the material and is not known, in general. Usually the stresses and strains required for propagation of these small cracks are rather high. In uniaxial tensile tests of the containment material these stresses and strains can be determined from the conditions in the necking region of the tensile rod immediately before and during fracture. The true equivalent stresses and strains of the material at fracture have been found to be about 1490 N/mm^2 and 150 %, respectively. In biaxial membrane tests the true equivalent stresses and strains immediately before and during fracture have been found to be about

800 N/mm² and 50 %, respectively [27]. Under these conditions, namely micro-cracks of unknown size and high plastic deformations, reliable fracture models do not exist. The different results of the uniaxial tensile tests and the biaxial membrane tests show, that a simple failure model defining a maximum equivalent strain, for instance, does not exist. In other words, the stress and strain conditions immediately before and during fracture of the containment shell cannot be predicted using theoretical models.

Fortunately, further investigations show, that in many cases the ultimate load carrying capacity of structures does not depend on an accurate description of the stress and strain conditions immediately before and during fracture. Rather, before these conditions are reached, the load carrying capacity of the structure may be limited by the mechanism of plastic instability.

A simple example for this mechanism is the well known behavior of a rod under tension. If the strain of the rod grows, the true stress in the rod increases and the actual cross-section of the rod decreases. At low strains the first effect dominates and therefore the tension force, which is the product of the true stress and the actual cross-section, increases, too. However, at a certain strain both effects compensate each other and the tension force reaches its maximum. Then, if the strain exceeds this value, the tension force decreases. At the same time a necking region forms in the rod. Now, if the test is done with a prescribed tension force, up to the maximum tension force the behavior of the rod is the same as explained above. However, for a tension force exceeding this maximum the problem becomes unstable. The necking region forms very fast in a dynamic process and the conditions of fracture are reached within milliseconds. In other words, for a tension force exceeding the maximum force the rod fails by plastic instability. The strain, where finally fracture occurs, is not important at all, provided it is not lower than the strain, where the plastic instability starts. For the containment material both values have been measured. The strain where fracture of the rod occurs, has been found to be about 150 %, as already mentioned. The strain, where plastic instability starts, has been found to be about 14 %.

For other structures under prescribed loading the same mechanism may occur. However, in contrast to a rod under tension, in a more complex geometry the maximum loading and the beginning of plastic instability do not only depend on the actual cross-section, but also on many details of the continuously changing geometry and the boundary conditions. Consequently, calculation of the maximum load as well as of the stresses and strains, where plastic instability starts, is quite difficult. It requires a careful modelling of the nonlinearities caused by the material behavior and by the large geometry changes. In addition, when the strain for plastic instability of the system is found, it has to be proved that it is lower than the strain at which fracture of the material occurs. Fortunately, for structures of ductile material the strain at plastic instability often is lower than the strain for fracture, as it was discussed in the tensile test above, for instance. Consequently, an accurate description of the conditions for fracture of the material is no longer necessary.

Of course, the results of the uniaxial tensile tests must not be simply transferred to the containment shell, the response of which is governed by a biaxial state of stresses. Under these conditions the biaxial membrane tests have demonstrated that the containment material may undergo bi-axial plastic deformations with a maximum equivalent strain of about 50 % before it fractures. The theoretical investigations discussed in chapter 5 show that plastic instability of the containment including reinforcements occurs at even lower strains of about 30 %. This means that failure of the containment will be governed by plastic instability. Consequently, a reliable calculation of containment failure becomes possible.

Care must be taken that the material used for the membrane tests adequately represents that of the pressurized containment. The containment is welded from many sheets, and the weldings might have caused cracks which could lead to premature fracture. But due to the careful ultrasonic screening cracks exceeding a certain size can be ruled out. Also from experiments with welded containment material performed elsewhere it turned out that the welding process did not essentially influence the strain, where fracture occurs. So it remains true that indeed the effect of plastic instability describes the failure of the pressurized containment.

3. Theoretical Model and its Verification

The theoretical investigation of the containment under high internal overpressure requires a computer program which describes the behavior of the shell at rather high plastic strains up to plastic instability. Of course, such a program has to be tested by experiments under a biaxial state of stresses, as it will occur in the containment. Suitable experiments are the so called bulge-tests, in which circular, initially plane membranes are pressurized from one side until failure (fig. 2). Such tests have the advantage that large plastic strains are reached before instability occurs. Usually, the corresponding analyses are carried out by special purpose programs [4-9]. Application of such methods to different geometries is rare; in [10 and 11] plastic instability of cylindrical shells is investigated.

In the present paper the special interest in plastic instability of a spherical shell with reinforcements and other restraints led to the development of the program ROTMEM [12]. This program allows for calculation of the membrane stresses and strains of an axisymmetric shell under axisymmetric pressure loading. Any elastic-plastic material behavior can be considered. Large deformations including changes of wall thickness are taken into account. However, bending and shear stresses are neglected. The conditions of equilibrium for an axisymmetric membrane are:

$$p = \frac{N_\varphi}{r_\varphi} + \frac{N_\theta}{r_\theta} \quad p_\varphi = (N_\theta - N_\varphi) \cdot \frac{\cot \varphi}{r_\theta} - \frac{\partial N_\varphi}{r_\varphi \partial \varphi} \quad (1)$$

N_φ and N_θ are the stress resultants, r_φ and r_θ are the principal radii of curvature, p and p_φ are the pressure loadings in radial and meridional direction and φ and θ are meridional and circumferential coordinates, respectively. For the numerical treatment the membrane is described by the coordinates of discrete points of a meridian. The radii of curvature, the tangent angle φ and the strains of the membrane can easily be determined from these data. Using the deviatoric strains ϵ_i the deviatoric stresses s_i can be computed by inverting the Prandtl-Reuss equation:

$$d\epsilon_i = \frac{1}{2G} \cdot ds_i + s_i \cdot d\lambda, \quad i = \varphi, \theta, 3. \quad (2)$$

G is the shear modulus, and λ is the strain hardening parameter which may be derived from an uniaxial tensile test of the material. From the stresses \mathbf{s}_i , the stress resultants N_φ and N_θ can be determined. Thus, from the conditions of equilibrium (1) the loading required to keep the membrane in its actual deformation state can be computed. If these values agree with the given loading, the solution is found. Otherwise the geometric configuration will be changed iteratively by the Newton-Raphson-method such that the calculated loading approaches the given one. This procedure works satisfactorily up to relatively high plastic strains.

However, for membranes with reinforcements typical for containments and calculations close to the point of plastic instability it turned out that the transverse stresses occurring near the reinforcements must not be neglected. Analysis of the three-dimensional state of stresses in the transition region between shell and reinforcement yields the mean value of the transverse stress, averaged over the membrane thickness:

$$\bar{\sigma}_3 = \frac{1}{6} N_\varphi \cdot \kappa_h \quad (3)$$

where κ_h is the curvature of the necking surface of the membrane. The influence of this stress is taken into account in the stress-strain relation (2) in an improved version of ROTHEM.

In order to test the program, several membrane tests were compared with corresponding computations. The membranes having a thickness of 2 mm were machined from sheets of the containment material with an initial thickness of 38 mm. Therefore, the material properties should be representative for the containment. During the tests the resulting deformations of the membrane were measured at several pressure levels and based on this, the stresses acting in the membrane could be determined. Two types of tests have been carried out:

First, two membranes with constant wall thickness have been investigated. Fig. 3 shows the decrease of the wall thickness at the center of the membranes with growing pressure. Computational and experimental results agree quite well. Both membranes failed at a pressure of 42.8 bar. The computations

indicate plastic instability for a pressure of 45.2 and 45.8 bar, respectively. Fig. 4 shows one of the membranes after failure with a maximum equivalent strain of about 50 %.

In a second test series two membranes with circular reinforcements at their centers have been investigated. Fig. 5 shows the thickness of the membrane for a point close to the reinforcement versus internal pressure. Computation and experiment agree satisfactorily also under these conditions. The membranes failed at a pressure of 28.1 and 31.7 bar, respectively. The computations stopped at pressures of 28.6 and 29.5 bar, respectively, where significant necking occurred with maximum strains of about 32 % (fig. 6). Thus, at these pressures the computations indicate the beginning of plastic instability. Fig. 7 shows one of the failed membranes, where the circular reinforcement was nearly completely separated from the remainder. The crack occurred approximately 2 mm in front of the reinforcement in a significant necking region, where the thickness had reduced to 1.2 mm, corresponding to a strain of about 50 %. It should be emphasized that this value has been measured after the dynamic process of plastic instability and fracture was over. The value just before failure, which really should be compared with the computations in fig. 5, is not known.

Thus, it may be concluded that ROTMEM describes both the nonlinearities due to geometrical changes and elastic-plastic material behavior up to plastic instability satisfactorily and that it may be applied to investigate failure of the containment.

At some locations the containment has quadrilateral reinforcement plates. In order to study the failure for such a case, an experiment was performed in which the membrane had a quadratic reinforcement at its center. It turned out that this problem can be appropriately described by an axisymmetric model, with a diagonal direction used as the radial direction. However, the failure mode has proven to be completely different in comparison to the circular reinforcements. In front of the corners of the reinforcement local necking regions occurred, which extended only a few millimeters along the circumference. At a pressure of 31.2 bar, in one of the necking regions a small crack opened which did not propagate, and which prevented a further pressure increase (fig. 8).

In a second experiment with a quadratic reinforcement the openings caused by the small cracks at the corners were sealed and the pressure increase was continued. It turned out that only a small additional pressure increase in the order of 0.1 bar was necessary to cause instable propagation of one of the small cracks. That means the local failure mode occurring in case of a quadratic reinforcement may be easily changed into a global failure mode, if the parameters differ a little bit from the above test conditions.

4. Properties of the Containment Material

For determination of failure pressure and failure mode of the containment the properties of that material have to be used from which the containment is really built up. Therefore uniaxial tensile tests have been performed under conditions, which are expected to occur in the containment shell during a core melt accident. These conditions are characterized by a temperature of 170 °C and a low strain rate in the order of $\dot{\epsilon} = 10^{-6}/s$ [1]. From the data of several tensile tests the average stress-strain-relation of the material has been calculated. The resulting curve is shown in fig. 9. It is interesting to note that the yield stress is reduced, while the tensile stress is increased in comparison to the same material tested at room temperature and using a standard strain rate of $\dot{\epsilon} = 5 \cdot 10^{-4}/s$. It should be mentioned, additionally, that in tests under the elevated temperature of 170 °C, but using the standard strain rate of $\dot{\epsilon} = 5 \cdot 10^{-4}/s$, both the yield stress as well as the tensile stress are reduced. Nevertheless, all measured values are significantly higher than the guaranteed minimal values for the material. For comparison, a material curve just reaching these values is included in fig. 9.

The results of uniaxial tests together with the v. Mises stress hypothesis allow for an appropriate description of the biaxial state of stresses in the containment. This has been shown in [2], where (equivalent) stress-strain diagrams obtained from uniaxial and from biaxial tests are compared. However, in [2] a small discrepancy of about 10 % remained between the two results, which was essentially attributed to the discontinuous load increase with long interruptions for the membrane tests. For an uniaxial tensile test, with the same load history the discrepancy between the two stress-strain diagrams was much smaller.

The material curve for 170 °C and a strain rate of $6 \cdot 10^{-7}/s$, shown in fig. 9, will be used in the following computations. The influence of deviations of the material properties for different sheets used in the containment will be investigated separately.

5. Investigation of Weak Parts of the Containment Shell with ROTMEM

The program ROTMEM will be used to investigate failure at weak parts of the containment. As only axisymmetric problems can be analysed, it is necessary to relocate some weak parts in such a way that this condition is satisfied. That means, interactions between different weak parts are not considered. This is allowed, since the strains are disturbed only in rather small local areas around these locations. Otherwise, an investigation would be required into which all the weak parts are included simultaneously. Since under these conditions reliable computations are beyond the present scope this could have been done only by expensive experimental investigations with relative large models.

The axi-symmetric configuration used for the computations carried out here is shown in fig. 10. The results for the individual weak parts will be presented in the following paragraphs.

Clamping region of the containment

Fig. 11 shows the computed equivalent strains along a meridian of the containment for different internal overpressures. It can be seen that in all cases the strains in the clamping region ($\varphi_0 = 130^\circ$) are considerably lower than in the undisturbed shell region. Thus, failure will not occur near the clamping.

Shell regions near reinforcements

Up to an internal overpressure of 9 bar the material is still linear elastic, and the highest strain occurs in the undisturbed shell regions (fig. 11a). With increasing pressure the yield stress is first exceeded in front of the reinforcement, while the reinforcement itself remains still elastic. Thus large concentrations of strain occur in front of the reinforcement (fig. 11b). For pressures growing further on, finally the reinforcement becomes plastic, too, reducing slightly the intensity of the strain-peak in comparison to the neighbourhood (fig. 11c). Nevertheless, the largest strain in the containment remains concentrated in a rather small region around the reinforcement.

Fig. 12 shows, how this maximum strain increases with the internal overpressure. In order to study the sensitivity of the containment with respect to different types of reinforcements, several additional cases have been investigated. It is very interesting to see that for all these cases the strains seem to go to infinity when the pressure approaches a value of about 15.4 bar. Here the point of plastic instability is reached. The size of the reinforcement or whether there is a reinforcement at all, is only of minor influence. Furthermore, the strain increase just before the beginning of plastic instability is so strong, that any material defect reducing the ultimate strain to 10 % for instance, has only little influence on the failure pressure.

However, once plastic instability is reached, a crack will quickly propagate around the reinforcement, as has been demonstrated during the membrane tests (fig. 7). That means, there will be a big hole in the containment and consequently strains more than twice as high as in the undamaged containment must be endured (case P5 in fig. 12). Furthermore, the maximum pressure which the damaged structure can withstand, is slightly lower than the pressure reached before. As a result, large cracks are expected to propagate in radial direction leading to global failure of the containment.

Containment coming in contact with external obstacles

The pressure inside the containment might increase nearly to plastic instability, before the deforming containment would come into contact with the outer concrete shell. At a pressure of 15 bar, for example, the largest radial displacement would just have reached a value of 1.4 m, while the gap width is 2 m. However, as mentioned before, at some locations the deformation of the containment shell is restricted to rather low values. Two important cases are discussed here.

The nozzle of the largest penetration touches the outer concrete encasing after a radial displacement of about 0.1 m. For the corresponding computations the nozzle and the obstacle were moved to the axis of symmetry. Fig. 13a shows the deformation of the containment at an overpressure of 14.25 bar. The nozzle came in contact with the encasing at a pressure

of 9.2 bar. Though the shell model has no bending stiffness, the deformations are rather smooth. Fig. 13b shows the equivalent strains in the containment under these conditions. Additionally to the strain peak in front of the reinforcement there is a second peak at the connection between reinforcement and nozzle. This peak is due to the large contact force which is introduced at a rather small area. Fig. 14 shows the two peak strains versus internal overpressure. For pressures greater than 13.2 bar the connection between nozzle and reinforcement plate suffers somewhat higher strains than the connection between reinforcement and containment shell. As a consequence, the pressure for plastic instability is slightly reduced from 15.4 to 15.1 bar.

The second restriction for the free deformation of the containment shell is due to some auxiliary equipment built into the surrounding gap slightly above the equator. Here, the containment comes in contact with a double-T girder, after a radial displacement of 0.2 m. The girder has an almost radial direction to the containment shell. It has a height of 0.2 m, a length of 1.4 m and a cross section of 54 cm^2 . The material has a yield stress of 240 MPa and a tensile stress of about 450 MPa. For the calculations the double-T girder was moved to the axis of symmetry and was replaced by a circular rod having a diameter of 200 mm and a distance of only 0.1 m from the shell. Fig. 15a shows the deformed containment for an overpressure of 10 bar. It came in contact with the girder at a pressure of 9.2 bar. Fig. 15b shows the resulting equivalent strains in the containment. The largest strain occurs in the contact area. If the girder would not fail, plastic instability would finally occur in this region at a pressure of 13.7 bar with a maximum strain of more than 100 %. But prior to this, the girder will fail, since the contact force exceeds by far the load carrying capacity of the girder. Fig. 16a shows that this point will be reached at a pressure somewhat smaller than 10 bar. For this pressure the strains in the containment are rather low at values of less than 5 % (fig. 16b).

However, these calculations cannot answer the question, whether the real double-T girder simply could punch a hole into the containment shell. Therefore, a small scale experiment was performed, using the facility for the bulge tests. The containment shell was simulated by a membrane of 2 mm thickness as described in paragraph 3. A small scale double-T girder was made from the same material as in reality. Special care was taken to model all the structural details in correct scale.

As in reality, first contact occurred after the membrane reached a strain of 1.5 %. Fig. 17 shows the experimental results. While the double-T girder suffers large deformations caused by local buckling, the shape of the membrane is almost undisturbed and the failure of the membrane is not influenced by this obstacle. Consequently, also the failure of the containment shell will not be caused by such an obstacle.

Variation of the material properties

The computations discussed above were performed with measured material data, revealing significantly higher yield and tensile stresses than the guaranteed values (fig. 9). Of course, if the whole containment would be fabricated from a steel which just reaches the guaranteed values the failure pressure of the containment would be considerably reduced. In fig. 18 curve P8 shows that in this case the pressure for plastic instability would be reduced from 15.4 to 11.7 bar.

However, in a real containment the material properties will be a little bit different for different sheets. In order to study the influence of this effect on the failure pressure, two additional results will be presented. In fig. 18 case P7 shows the maximum strain in a containment which has a small area of 3 m radius where only the guaranteed material data are reached. The maximum strain, occurring in this weaker area, is considerably higher compared with the reference case P0, discussed above. However, as long as the weaker material has a sufficient ductility, the failure pressure of the containment is only slightly influenced.

For larger areas of weaker material with the guaranteed values the pressure for plastic instability will be more reduced, finally approaching the value of 11.7 bar for the complete shell made from weak material. In fig. 18 case PB shows that for a containment, in which the whole part above the equator is made from the weak material, plastic instability occurs at a pressure of 12 bar.

These results demonstrate that for an appropriate determination of the failure pressure the actual spatial distribution of the material properties should be considered. Especially, it is not correct simply to use the weakest guaranteed material properties for these investigations.

Since an exact distribution of the material properties in the containment is not known, it will be assumed that the measured material behavior is representative for the containment and that only small areas having a size of one or two sheets are made of significantly weaker material. Then, from the above investigations it follows that the failure pressure is not reduced significantly.

6. Investigation of the bolted connection between material lock and containment shell

The construction of the bolted connection is shown in fig. 19 . It is important to note that the containment shell is not reinforced in the area of the bolted connection. The two cover plates together are thicker than the shell and therefore have a larger load carrying capacity. The screws are prestressed such that sliding between the shell and the cover plates is expected for an internal containment pressure of about 7 bar. For higher pressures the screws will be loaded additionally by shear forces. A rough assessment of the problem shows that the containment shell at the location where the holes are drilled represents the weakest part of the bolted connection. The question is at which internal overpressure the bolted connection will fail, and in which way it will fail.

In order to provide a better understanding of the load carrying capacity of thin structures with holes, several tensile tests have been done with flat sheets. One sheet was without a hole, the others had a circular hole at their center (fig. 20). The sheets had a width of 170 mm and a thickness of 3 mm. The diameter of the holes varied from 0.7 mm to 12 mm.

The holes were so small that theoretical models for an infinite sheet with a circular hole should allow for a good approximation. Application of a plane stress model for these cases indicates that the maximum stresses and strains occur at the boundary of the hole and that they are independent of the size of the hole. Consequently, if a stress or strain criterion is applied, failure of the sheet is also expected to be independent of the size of the hole. The experimental results, however, showed that the size of the hole had a strong influence on the strain conditions at failure. Tensile instability occurred at rather high global strains in sheets with a small hole, and at lower values for larger holes (fig. 21 and 22).

Careful inspection showed additionally, that for a small hole the strain across the thickness was also small whereas for a larger hole it was larger (fig. 23). These effects can hardly be described by plane stress models. Rather three-dimensional models are required, which should

take into account nonlinearities due to large geometry changes and plastic material behavior, too. Application of such a three-dimensional model to a sheet with one hole would already require noticeable numerical effort. However, the containment shell has more than 1500 holes which are loaded in a different way due to the asymmetric multi-row design of the bolted connection. Furthermore, due to the transverse contraction of the shell before failure the prestressing of the screws will be reduced leading to an additional increase of the shear forces in the screws. This may influence the load allocation to the different screws before failure. In order to describe this effect, the three-dimensional model should include a description of the prestressing of the screws. The consequence of all these facts is, that a reliable, purely theoretical analysis of the bolted connection up to its failure seems to be impossible.

Therefore, it is planned to investigate the bolted connection experimentally in a scaled-down mock-up. According to fig. 24, a section of the connection will be tested under biaxial loading in a special device. In order to keep the costs within reasonable limits, the test section includes only 160 screws and is scaled down by a factor of 3.75. Then the diameter of the screws is reduced from 30 to 8 mm. In addition to stresses and strains also the leakages through the bolted connection will be measured as a function of the loading. At present the components of the test device are being assembled.

In order to find out, whether scaling has an essential influence on the results, pretests have been done for single rows of the bolted connection under uniaxial tension. In a first test the dimensions had been scaled down by the factor 3.75. In two additional tests the scaling factor was 7.5 and 15, respectively. Fig. 25 shows the different size of the specimens. For all the specimens the material had been taken from the same sheet. The surfaces had been sandblast finished in order to reach similar friction conditions as in reality and the torque for the screws had been scaled down by the length scale to the third power in order to obtain proper prestressing. Fig. 26 shows the results of the tension tests. In some cases two identical experiments have been done in order to confirm the results. The measured forces have been

scaled to the test with the largest dimensions. A comparison between the different curves shows, that simple scaling rules provide acceptable accuracy. The somewhat larger deviations for the smallest test dimensions with a screw diameter of only 2 mm may be due to the difficulties to realize the extremely small tolerances which must also be scaled down. Fig. 27 shows the disassembled test section after failure. It is interesting to note, that plastic deformations occurred only locally. Therefore the total elongation of the test section is rather small. Additional tests have been done in order to study the influence of variations of the prestressing of the screws. It turned out that such variations have an influence on the load where sliding occurs, but almost no influence on the maximum load.

From the above findings it may be concluded, that the planned experimental investigation will be able to answer the question at which pressure the bolted connection between containment and equipment hatch will fail and how it will fail.

7. Conclusions

The investigations show that for the latest type of the German pressurized water reactor containment, where plastic instability governs the containment failure, some interesting statements can be made about this failure.

At shell regions near reinforcements failure is expected to occur at an overpressure of 15.4 bar. If the reinforcement is circular, large cracks will propagate leading to considerable mechanical damage. If the reinforcement is rectangular, a small crack will occur first, but a slight additional pressure increase or any other slight disturbance will also lead to global failure of the containment. If one of the major nozzles contacts the outer concrete encasing and if this structure can carry the loading the critical overpressure may be reduced to about 15.1 bar. For this case predictions about the mode of failure cannot be made.

These results are based on measured stress-strain-diagrams exceeding the guaranteed stress values by about 30 %. However, it is also shown that a reduction of the material data to the guaranteed values for just a few sheets causes only a slight reduction of the failure pressure. On the other hand, from the experiments it is known that all the insufficiencies not addressed in this paper are expected to reduce the calculated failure pressures in the order of 5 %.

It should be pointed out that failure of the bolted connection between the equipment hatch and the containment shell is not included, so far. Here the failure pressure might be somewhat smaller. A reliable determination of this value and the corresponding mode of the failure is the goal of the investigations in the next months.

8. References

- [1] Gesellschaft für Reaktorsicherheit: Deutsche Risikostudie Kernkraftwerke - Fachband 5: Untersuchung von Kernschmelzunfällen. TÜV Rheinland GmbH, 1980
- [2] R. Krieg, F. Eberle, B. Göller, W. Gulden, J. Kadlec, G. Messemer, E. Wolf: Spherical Steel Containments of Pressurized Water Reactors under Accident Conditions - Investigation program and first results. Nuclear Engineering and Design, Vol 82, (1984), 77-87.
- [3] T.E. Blejwas, R.L. Woodfin, A.W. Dennis, D.S. Morschel: Containment Integrity Program. Sandia National Laboratories, SANDIA 83-0417, March 1983
- [4] R. Hill: A Theory of the Plastic Bulging of a Metal Diaphragm by Lateral Pressure. The Philosophical Magazine, Vol 41, (1950), No. 322, 1133-1142.
- [5] E.W. Ross, W. Prager: On the theory of the Bulge Test. Quarterly of Applied Mathematics, Vol. 12, (1954), 86-91.
- [6] N.A. Weil, N.M. Newmark: Large Plastic Deformations of Circular Membranes. J. of Applied Mechanics, Transactions of the ASME, Vol. 77, (1955) 533-538.
- [7] M.F. Ilahi, A. Parmar, P.B. Mellor: Hydrostatic Bulging of a Circular Aluminium Diaphragm. Int. J. Mechanical Sciences, Vol. 23, (1981), 221-227.
- [8] S.C. Tang: Large Strain Analysis of an Inflating Membrane. Computers & Structures, Vol 15, No 1, (1982), 71-78.

- [⁻9⁻]
- E. Charter, K.W. Neale:
Finite Plastic Deformation of a Circular Membrane under Hydrostatic Pressure - I, Rate independent behaviour.
Int. J. of Mechanical Sciences, Vol. 25, No. 4, (1983), 219-233.
- [⁻10⁻]
- M.A. Salmon: Plastic Instability of Cylindrical Shells with Rigid End Closures.
J. Applied Mechanics, Transactions of the ASME, Sept. 1963, 401-409.
- [⁻11⁻]
- P. Mann-Nachbar, O. Hoffmann, W.E. Jahsmann:
Plastic Instability of Cylindrical Pressure Vessel of Finite Length.
AIAA-Journal, Vol 1, No 5, May 1963, 1607-1613.

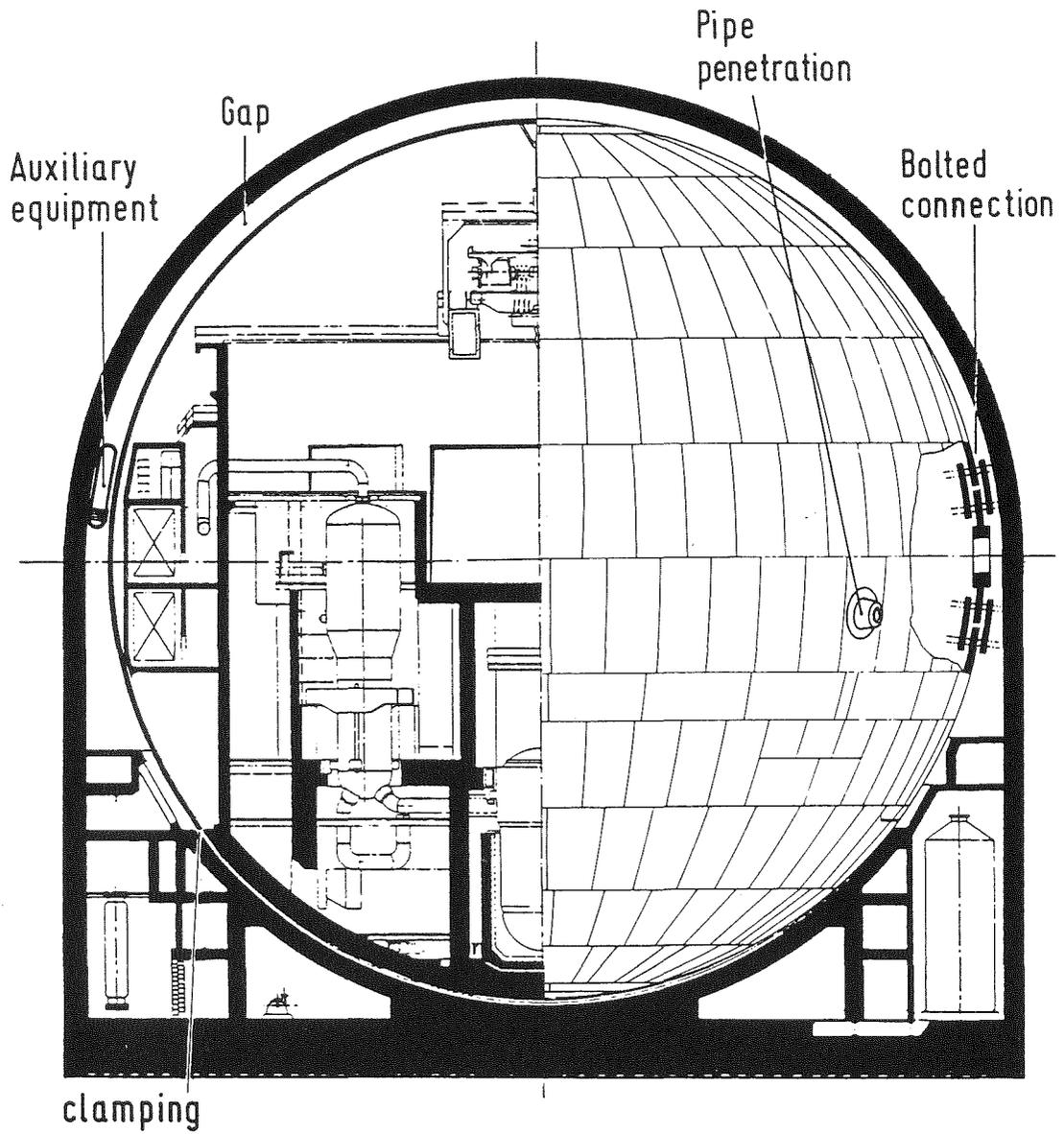


Fig. 1: Containment of a pressurised water reactor with some weak parts.

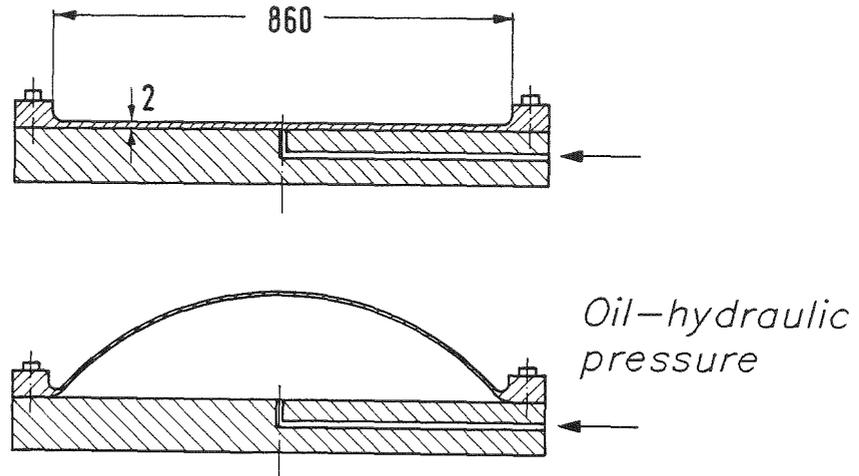


Fig. 2: Experimental set-up for the membrane tests. (Dimensions in mm.)

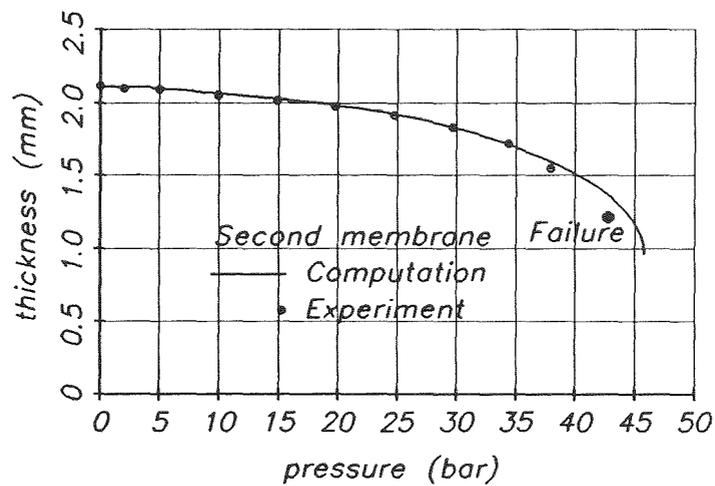
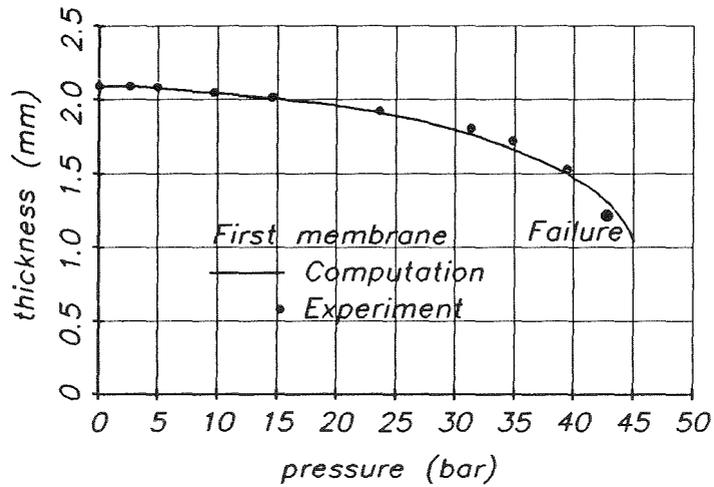


Fig. 3: Thickness at the center of membranes without reinforcement versus pressure.

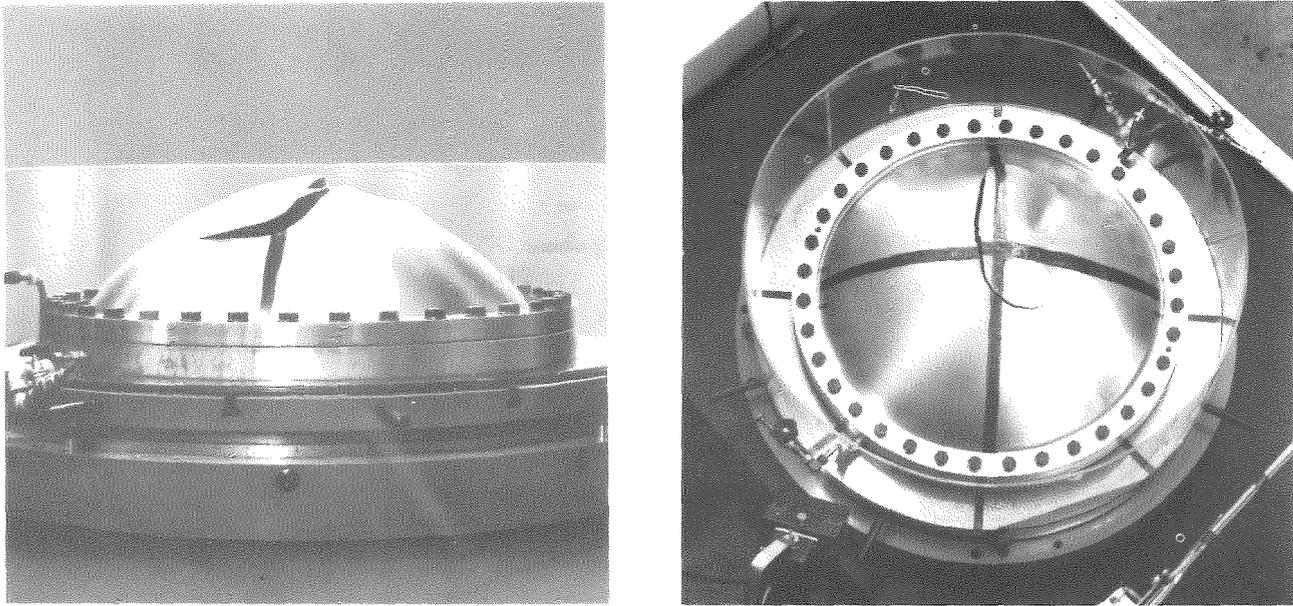


Fig. 4: Membrane without reinforcement after failure at a pressure of 42.8 bar.

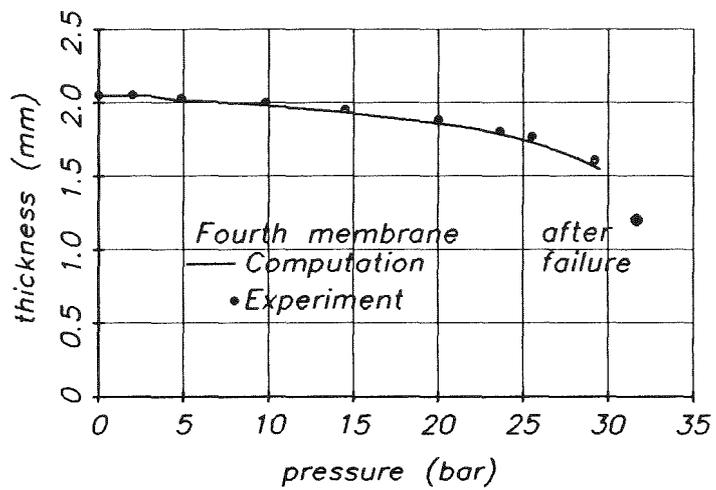
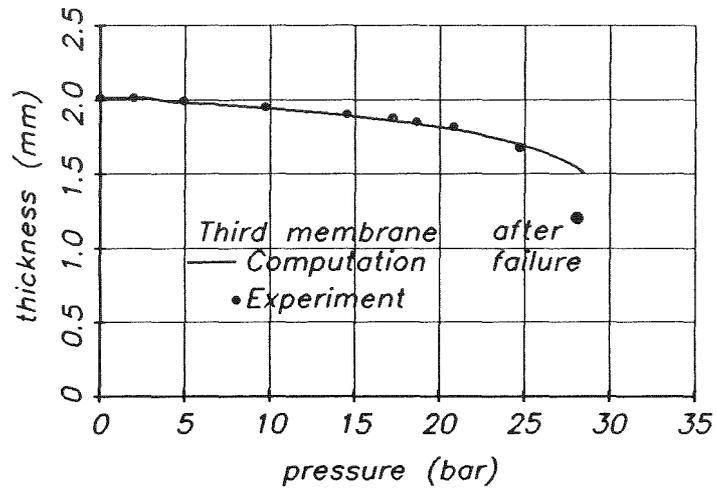


Fig. 5: Thickness of the membranes versus pressure for a point close to the central reinforcement.
(Point at $r=70\text{mm}$ in fig. 6.)

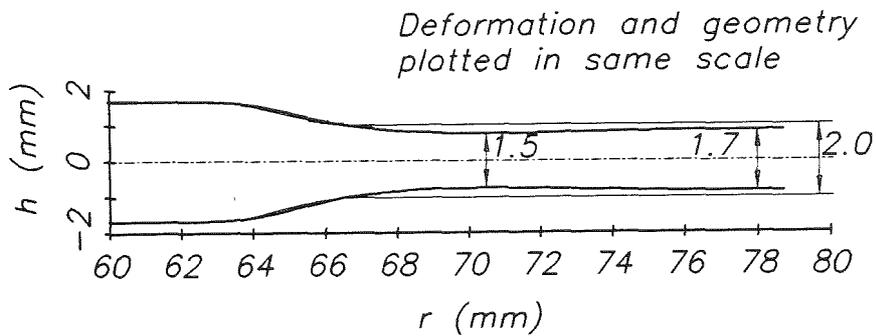


Fig. 6: Computed thickness of the third membrane having a central reinforcement for a pressure of 28.6 bar.

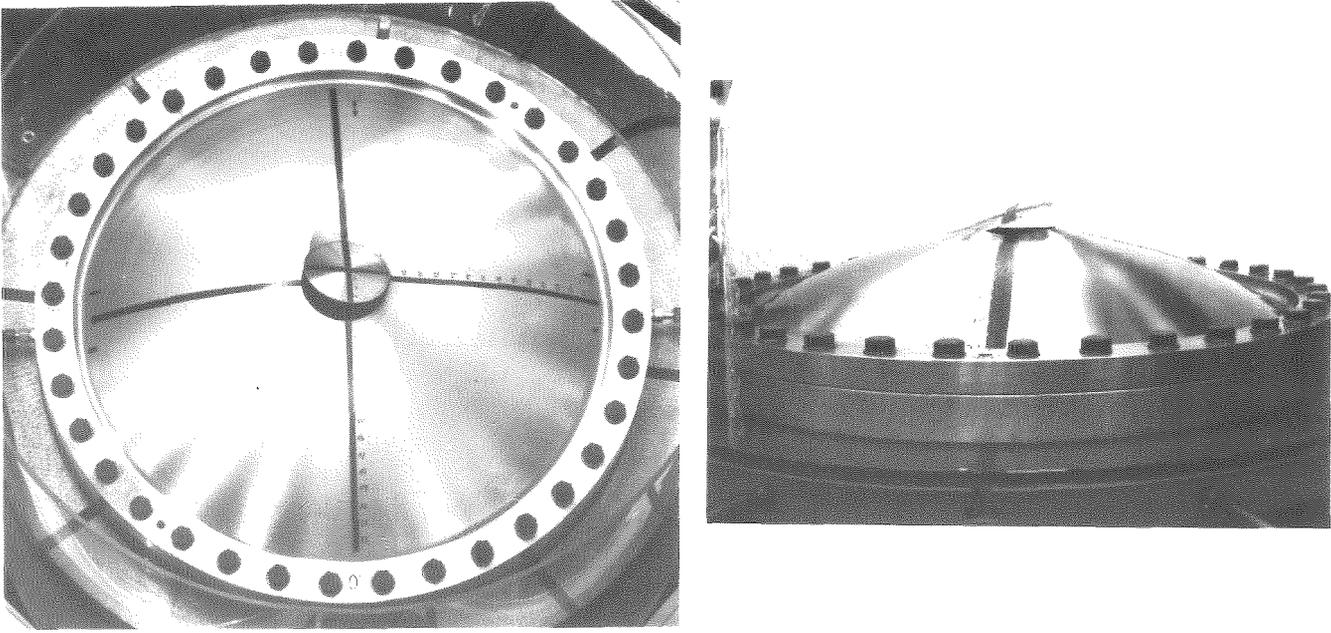


Fig. 7: Membrane with reinforcement after failure at a pressure of 28.1 bar.

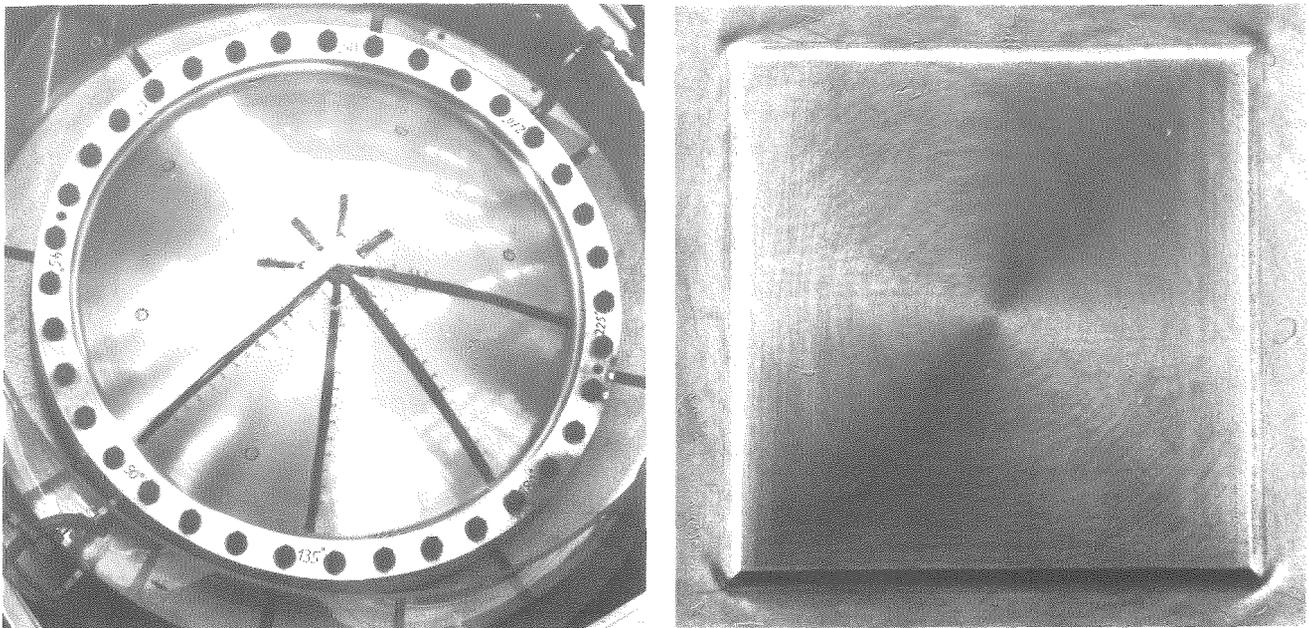


Fig. 8: Membrane with a quadrilateral reinforcement after a first crack occurred (near the lower left corner of the reinforcement) at a pressure of 31.2 bar.

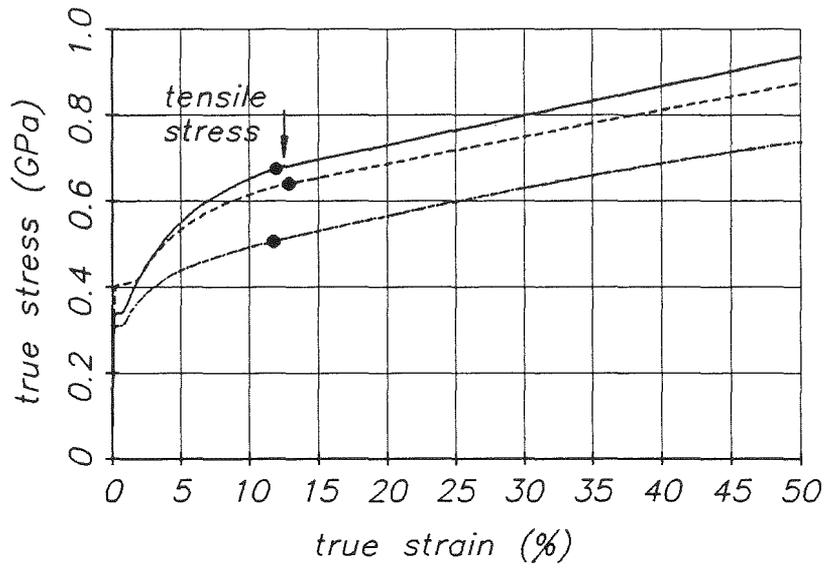


Fig. 9: Properties of the containment steel 15MnNi63.
— Measured at 170°C, $\dot{\epsilon} = 6 \cdot 10^{-7} / s$.
--- Measured at 20°C, $\dot{\epsilon} = 5 \cdot 10^{-4} / s$.
- · - · - Adjusted to guaranteed values at 170°

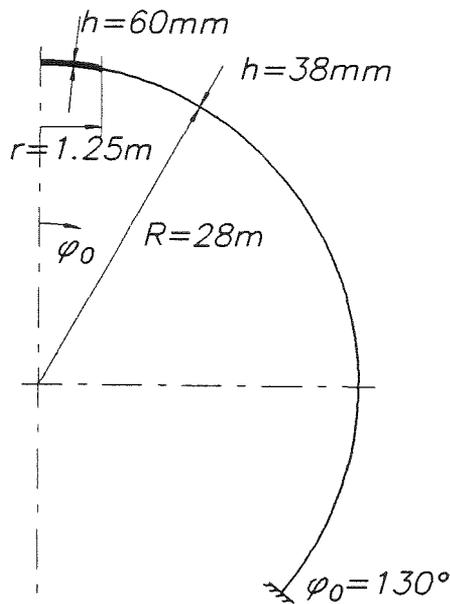


Fig. 10: Containment model with reinforcement

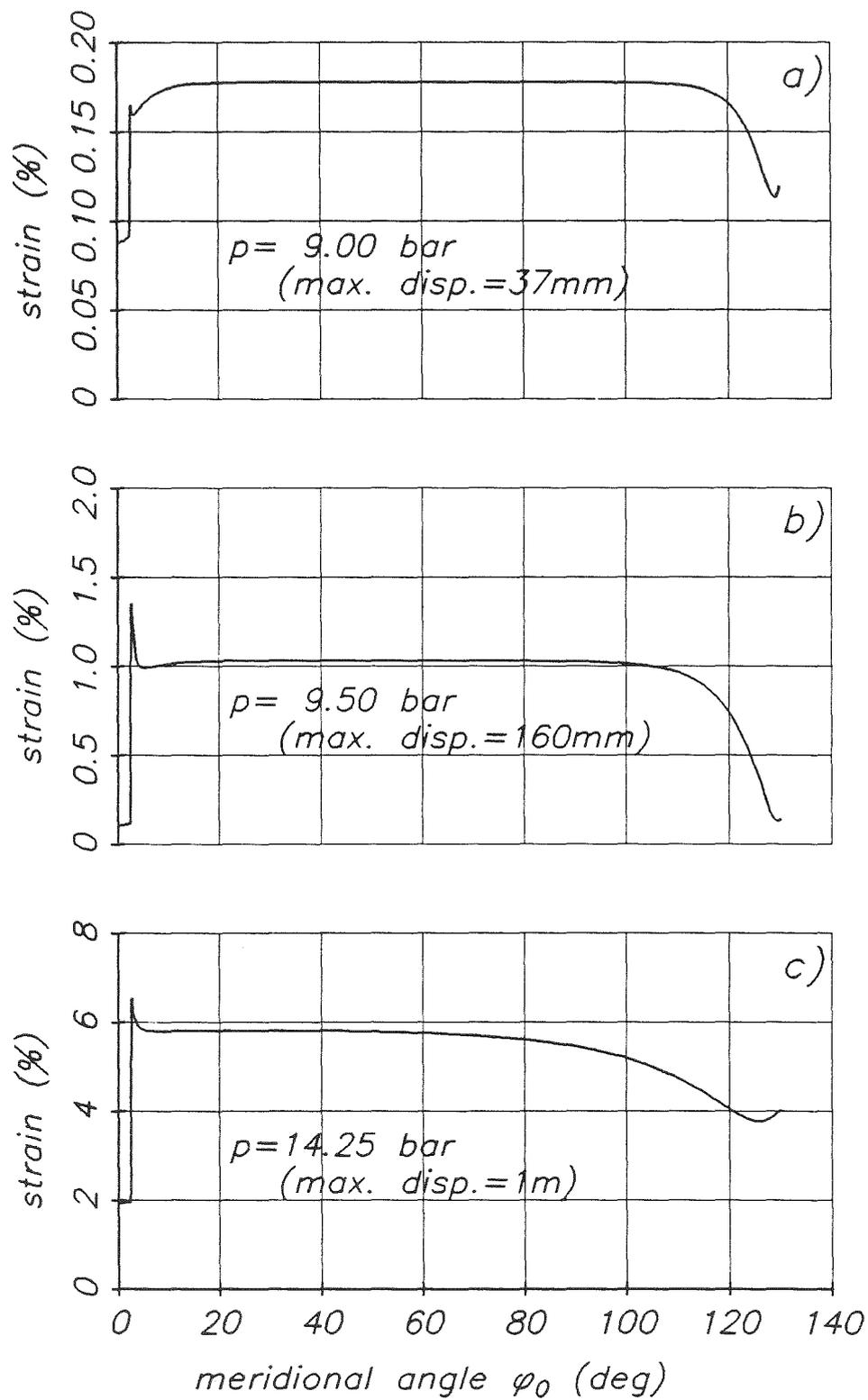


Fig. 11: Equivalent strains in the containment with a reinforcement for different internal overpressures.

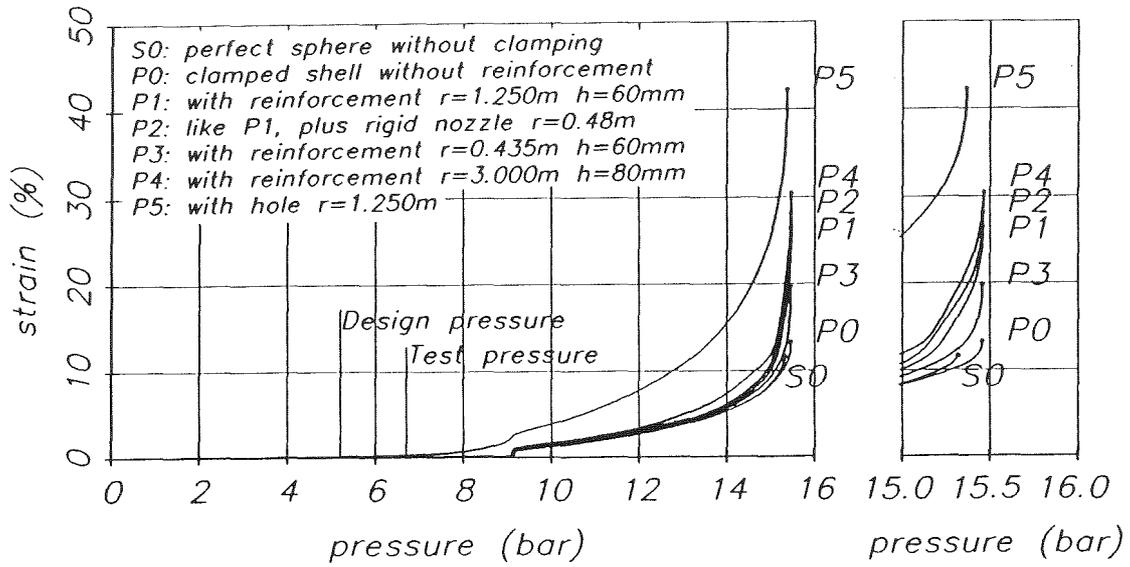


Fig. 12: Equivalent strains in the containment for different reinforcements.

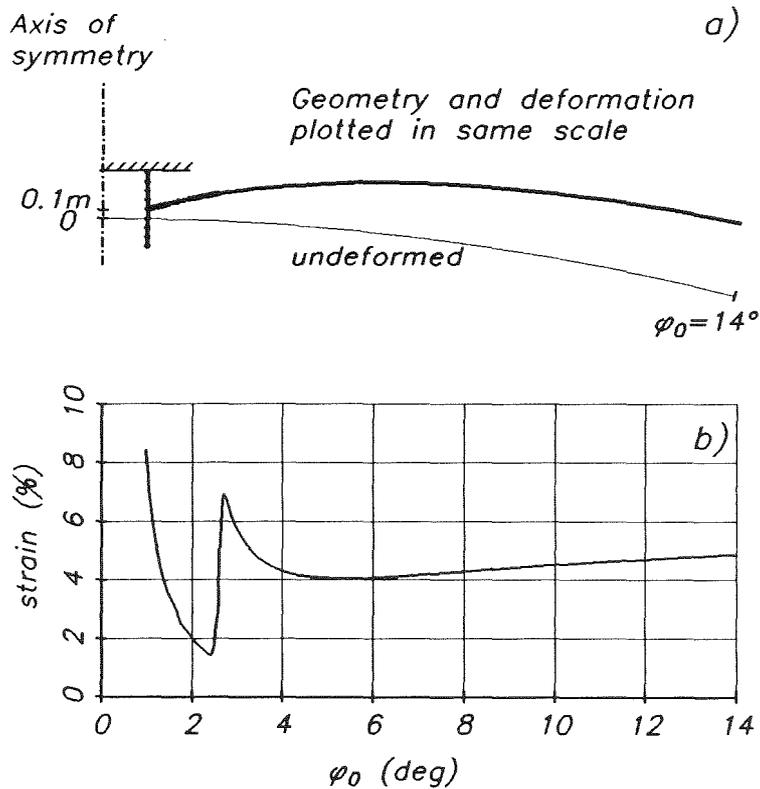


Fig. 13: Deformation and strain for the containment having a reinforcement with rigid nozzle after touching the concrete encasing. Results shown for an overpressure of 14.25 bar.

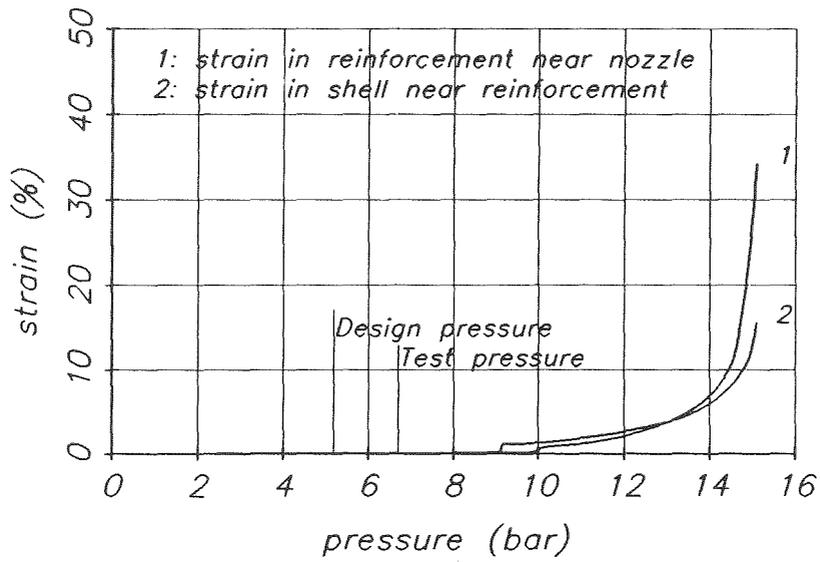


Fig. 14: Equivalent strains in the containment having a reinforcement with rigid nozzle after striking against the concrete encasing.

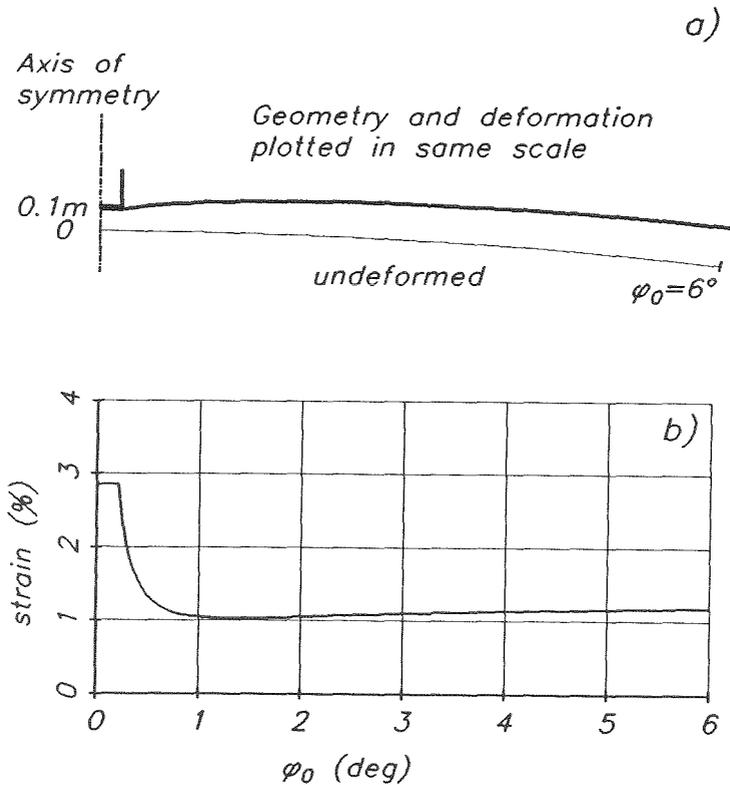


Fig. 15: Deformation and strain for the containment after touching an external girder. Results shown for an overpressure of 10 bar.

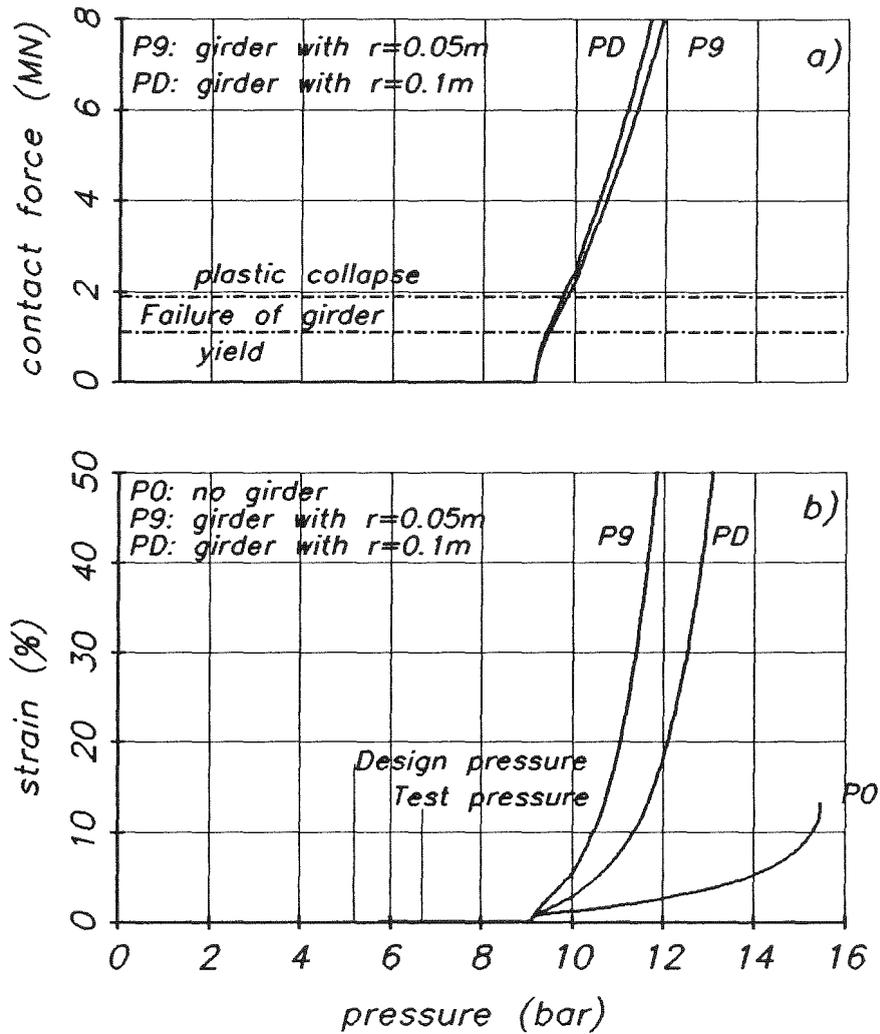


Fig. 16: Containment touching external girders of different size after a deformation of 0.1m.
a) contact force in the girder.
b) equivalent strains in the containment.

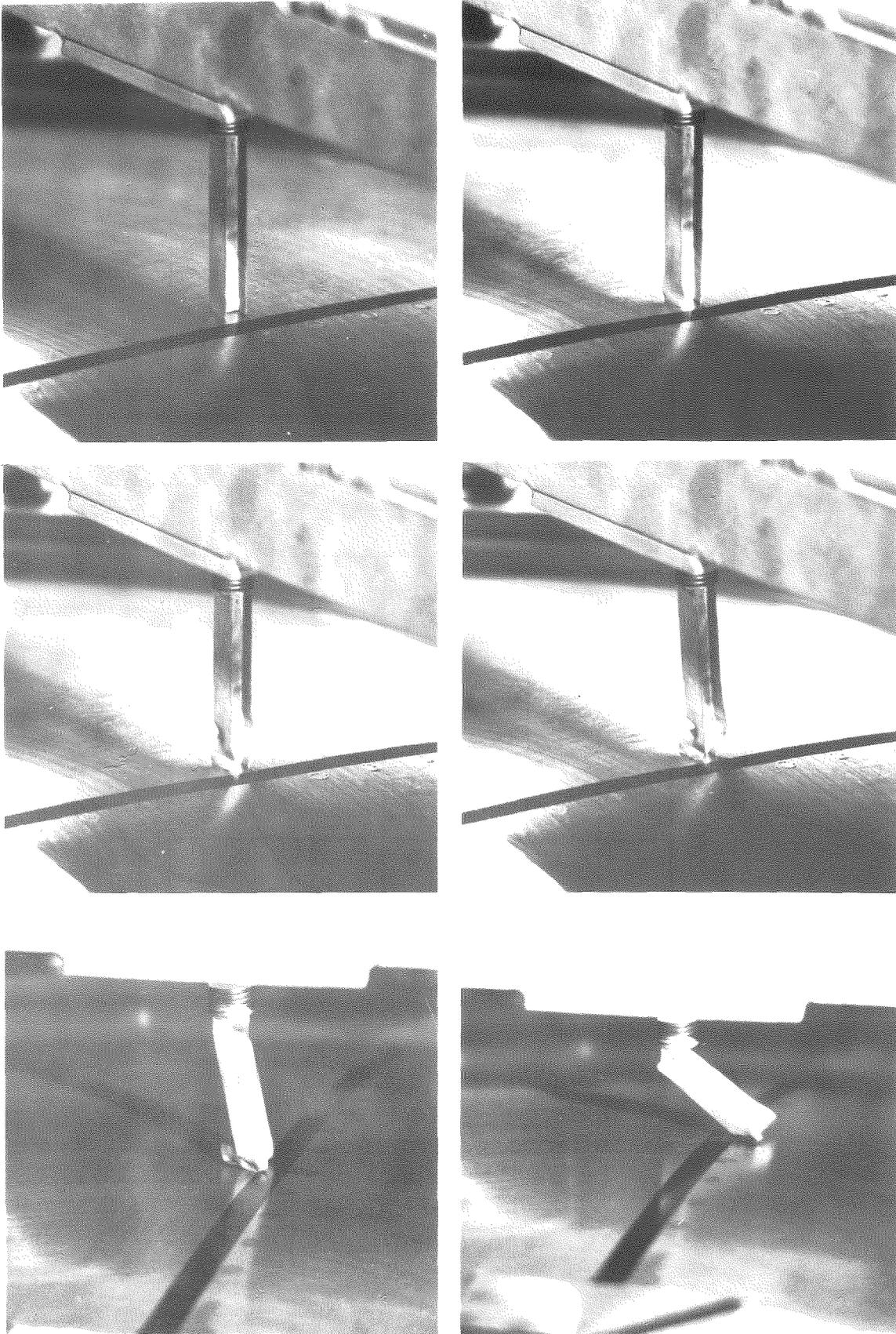


Fig. 17: Small scale experiment for the investigation of the contact between the deforming containment and the double-T girder.

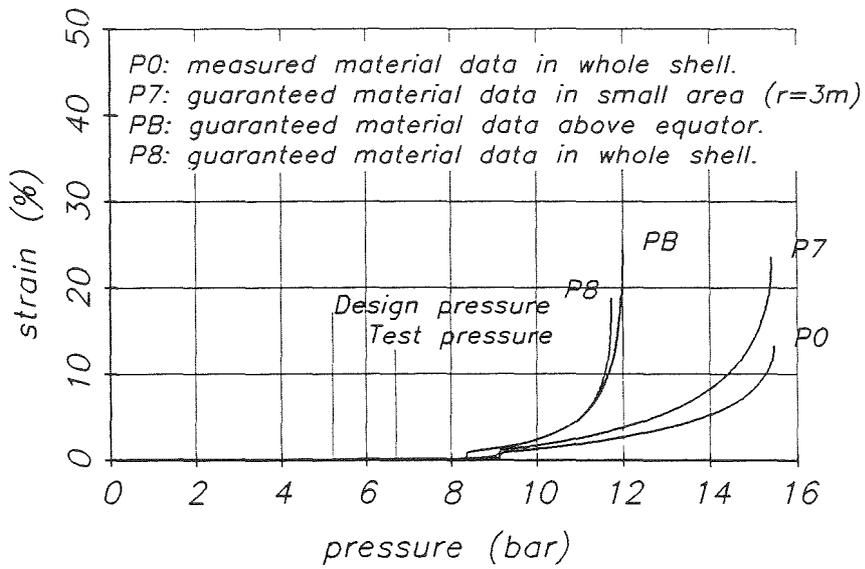


Fig. 18: Equivalent strains in containments composed of two different materials.

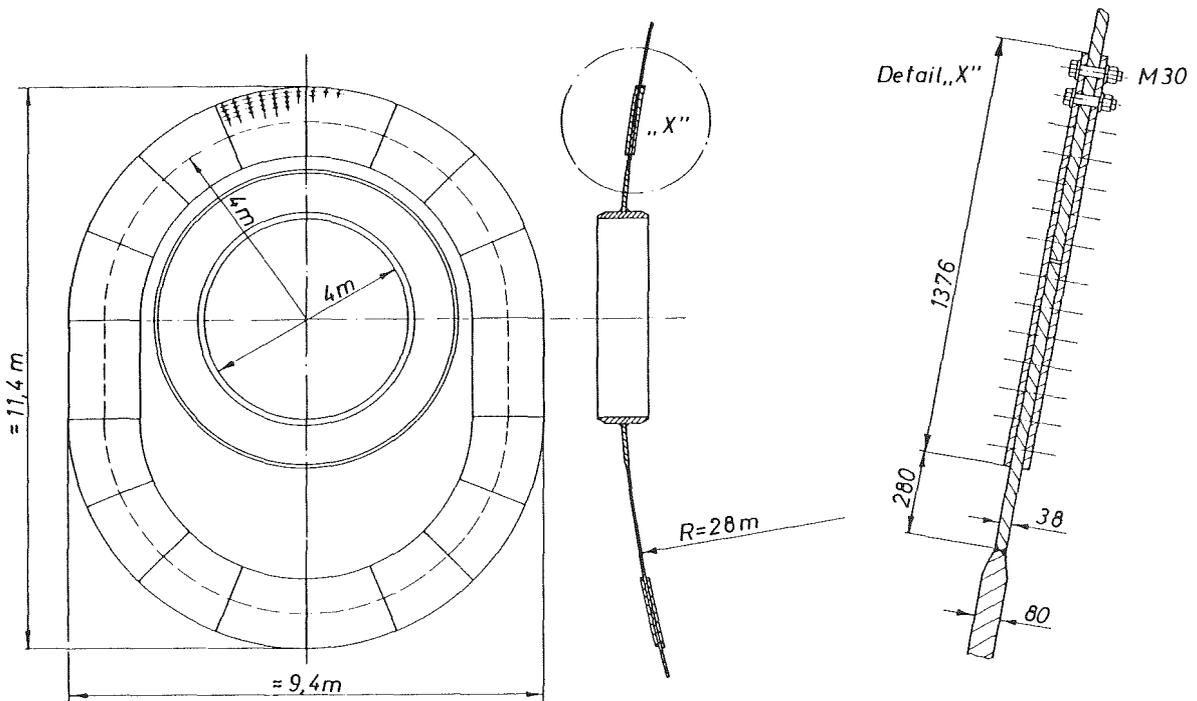


Fig. 19 Multiple - Row Bolted Connection in the Containment

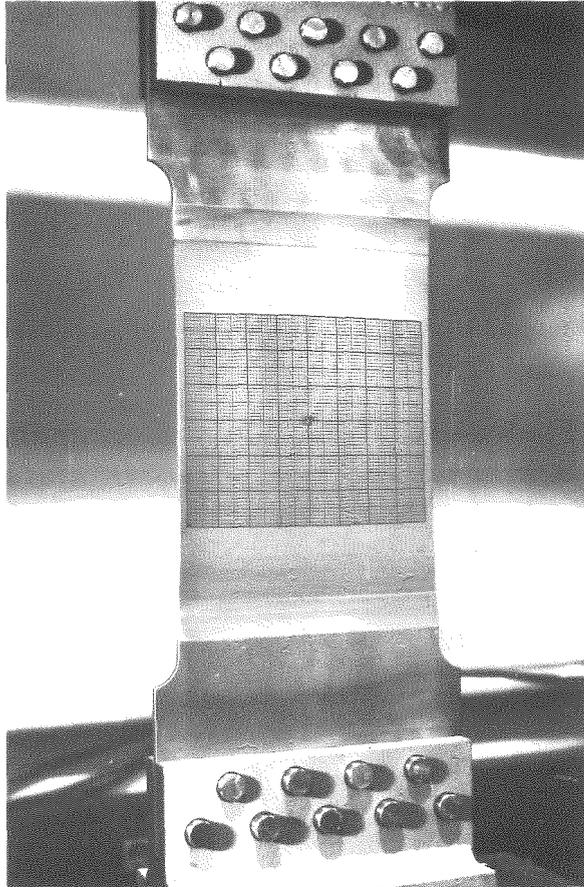


Fig. 20: Flat sheet with a hole during uniaxial tensile test.

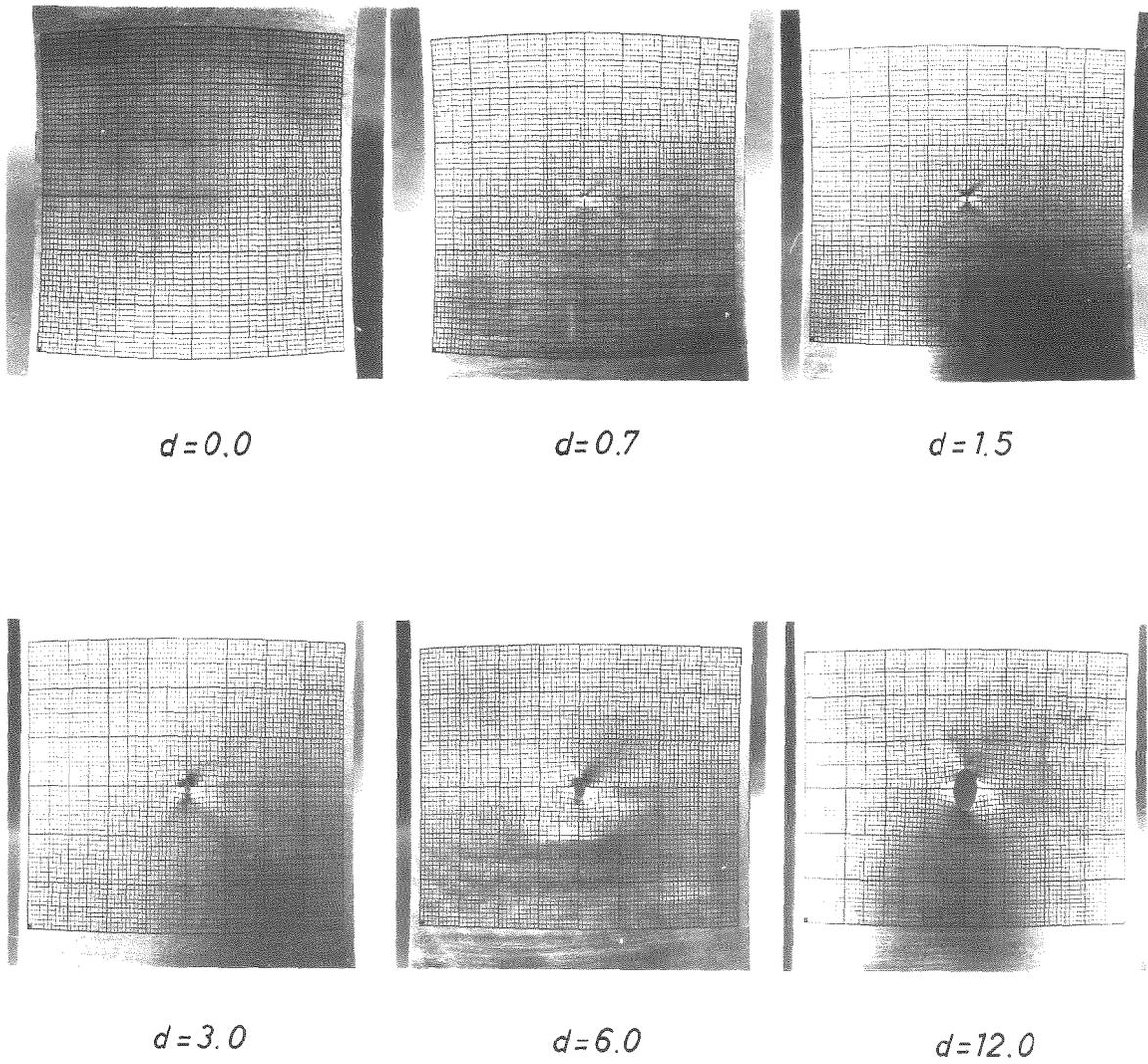


Fig. 21: Deformation of the sheets with holes of different diameters d (mm) at the beginning of tensile instability.

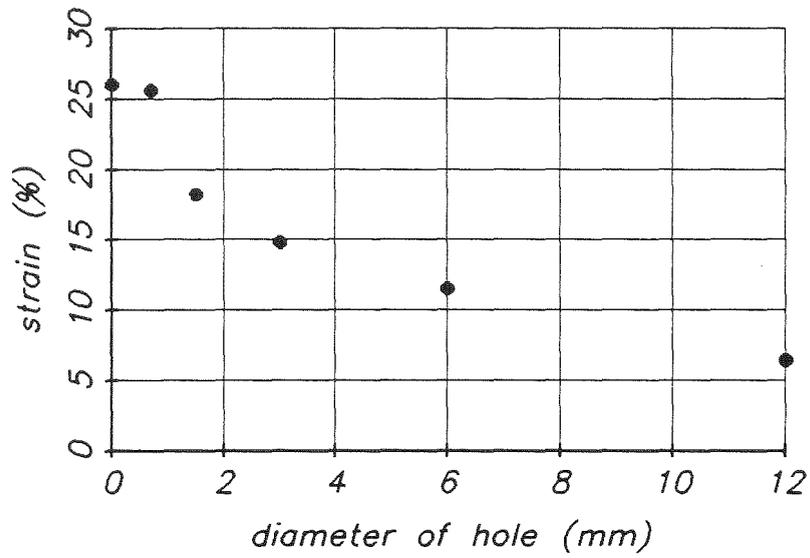


Fig. 22: Global strains in the sheets with holes of different diameters at the beginning of tensile instability.

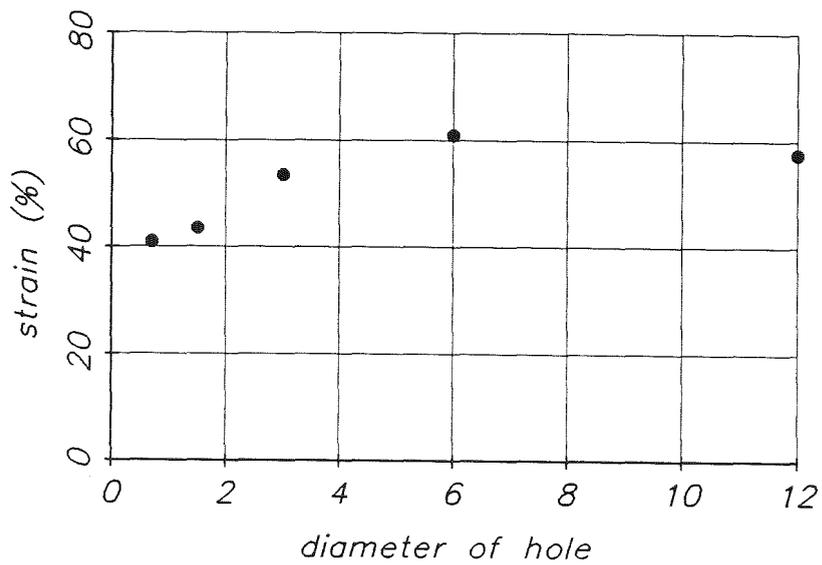


Fig. 23: Strain across the thickness at the boundary of the holes after failure of the sheet.

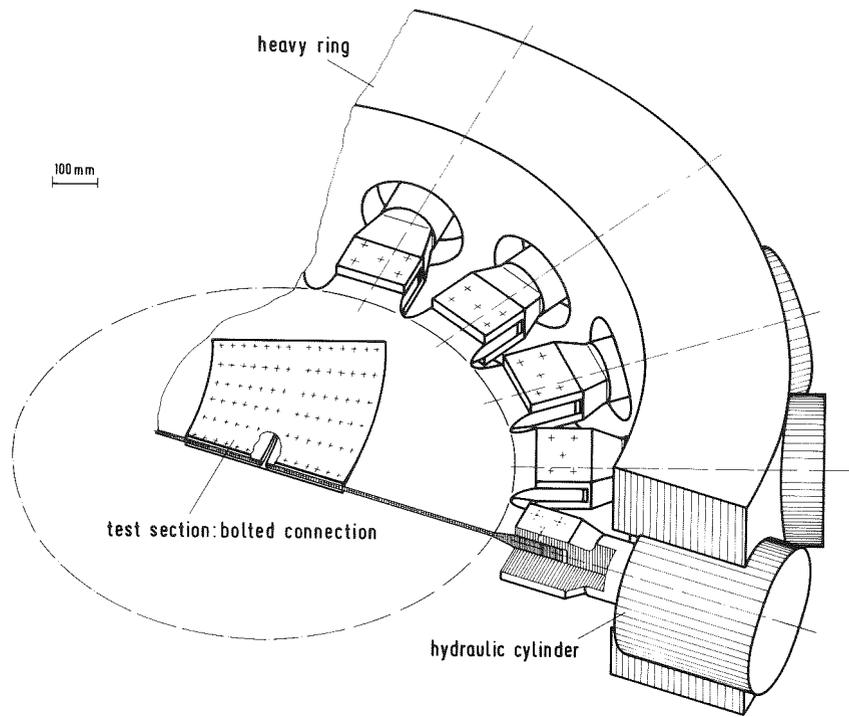


Fig. 24: Biaxial test equipment for the bolted connection.

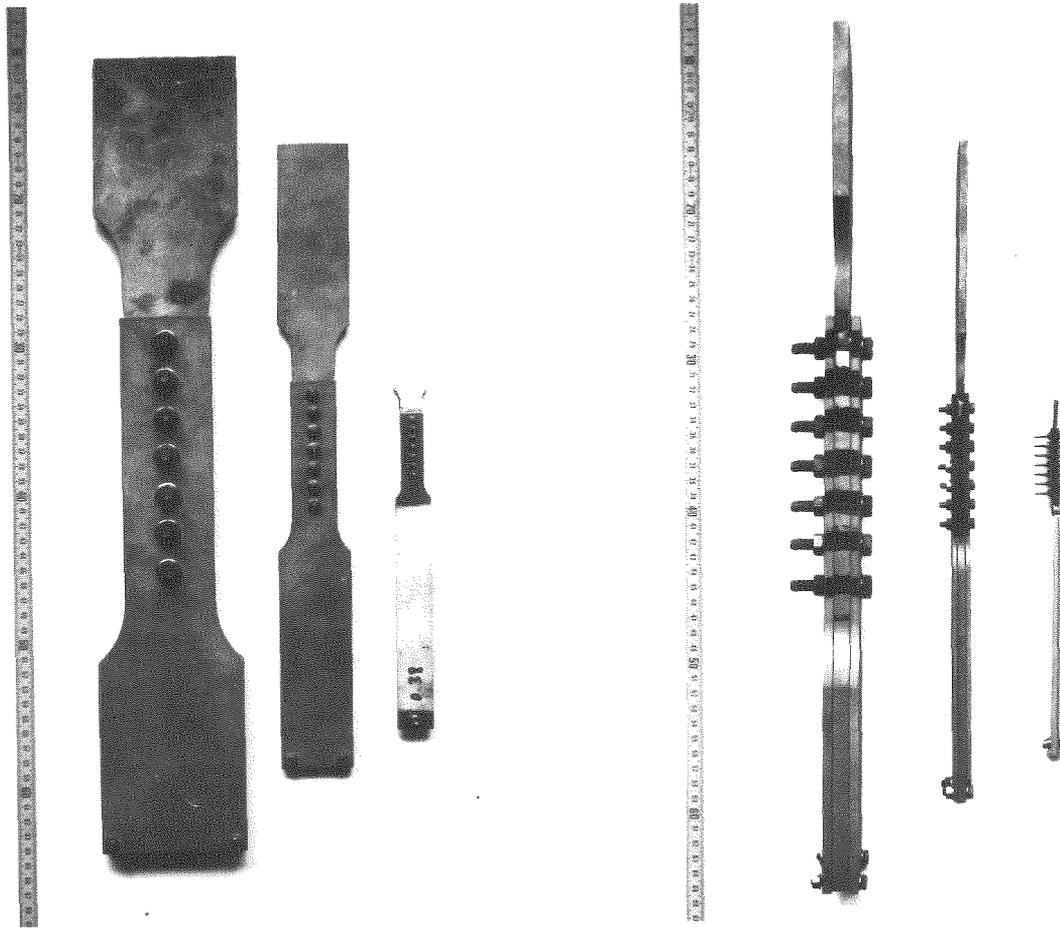


Fig. 25: Scaled single row bolted connections for uniaxial pretests.

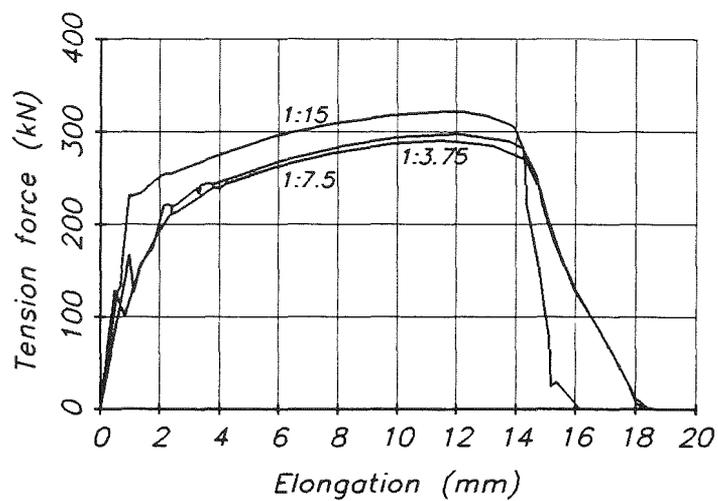


Fig. 26: Tension force in single-row bolted connections of different size. Results scaled to the same size (1:3.75).

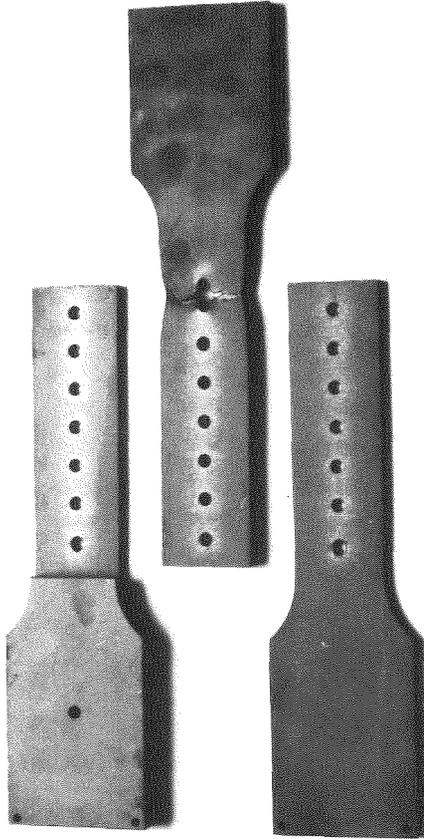


Fig. 27: Disassembled single-row specimen after failure.

06.01.19 Thermoermüdung und Thermoschockverhalten von Reaktorkomponenten

06.01.19/04 A Untersuchung der Ermüdungsrißausbreitung unter

PNS 4160 zyklischer Thermoschockbelastung

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

Abstract

Ergebnisse experimenteller und theoretischer Untersuchungen zum Ermüdungsrißwachstum unter zyklischer Thermoschockbelastung werden vorgestellt. Die Experimente wurden am Reaktorbaustahl 20 MnMoNi 55 durchgeführt und bruchmechanisch ausgewertet. Mit Hilfe des experimentellen Befundes wurde die Genauigkeit der Rißwachstumsvorhersage untersucht.

1. Einleitung

Wiederholte Temperaturgradienten, die im Falle einer Notkühlung oder aber im Normalbetrieb von Leichtwasserreaktoren auftreten, verursachen hohe Thermo- spannungen in Teilen des Reaktordruckbehälters. Derartige zyklische Belastungen können zum Wachstum vorhandener Risse oder Fehlstellen führen. Die hier vorgestellten Ergebnisse stützen sich auf Untersuchungen der Thermoermüdung an Kleinproben, die neben der genauen Kenntnis der Belastungs- und Randbedingungen den Vorteil der einfachen Variation der Versuchsparameter bieten. Die Untersuchung umfaßt die drei Schwerpunkte

- Thermoermüdungsexperiment und Fraktographie
- Bruchmechanische Analyse und
- Materialcharakterisierungsexperimente

wobei das Ziel sein soll, die Methoden der bruchmechanischen Analyse zur Vorhersage des Rißwachstums unter zyklischer Thermoschockbelastung zu bestätigen.

2. Das Thermoermüdungsexperiment

a) Versuchsanlage und Belastungsbedingungen

Zur Durchführung der Thermoermüdungsexperimente wurde eine spezielle Prüfeinrichtung /1/ 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 im Heißluftstrom auf eine vorwählbare Temperatur zwischen 200°C und 450°C aufgeheizt. Nach Erreichen einer homogenen Ausgangstemperatur wird mittels eines Linearverstellgeräts ein Spritzstempel an die Probe herangefahren, um einen Spritzfleckbereich von 30 mm Durchmesser im Zentrum der Platte abzudichten. Während der sich anschließenden Kühlphase wird die angerissene Probenseite im Spritzfleckbereich für 5 s bzw. 15 s mit kaltem Wasser, das unter einem Druck von 38 bar steht und Umgebungstemperatur besitzt, lokal abgekühlt. Am Ende der Kühlphase wird der Spritzstempel abgefahren und die Probe erneut auf ihre Ausgangstemperatur aufgeheizt, die sie nach 2 bis 3 Minuten, abhängig von der Dauer der Kühlphase, wieder erreicht hat.

Um die Beanspruchung der Probe während eines Belastungszyklus zu ermitteln, wurde eine ungerissene Referenzprobe mit 15 Thermoelementen bestückt, die auf unterschiedlichen Radien und Tiefen innerhalb und außerhalb des Spritzfleckbereichs angeordnet sind. Damit konnte die räumliche und zeitliche Temperaturverteilung in der Probe bestimmt und mit Berechnungen mittels des FE-Programms ADINAT /2/ verglichen werden. Unter Zugrundelegung eines Wärmeübergangskoeffizienten von 20 kW/m²K konnte sehr gute Übereinstimmung mit der experimentell bestimmten Temperaturverteilung erreicht werden.

b) Experimentelle Ergebnisse

Die vorgestellte Versuchsanlage für Kleinprobenexperimente ermöglicht die Erzeugung einer mehrachsigen Spannungsverteilung mit steilen Gradienten, wobei wohldefinierte thermische Randbedingungen sowie wohldefinierte Anfangs-

und Endrißgeometrien vorliegen. Ebenso bietet die Anlage die Möglichkeit, die Versuchsparameter Material, Rißgeometrie und Belastung in einfacher Weise zu verändern.

Um im Rahmen der experimentellen Gegebenheiten einen möglichst breiten Bereich der Spannungsintensität zu erfassen, wurden mehrere Thermoermüdungsproben unterschiedlich hoch belastet. So wurden neben der Probenausgangstemperatur die Versuchsparameter Kühldauer, Rißgeometrie und Zyklenzahl variiert. Insgesamt wurden sieben ferritische Proben (Werkstoff 20 MnMoNi 55) untersucht. Anhand der beiden Thermoermüdungsproben A4 und A6, deren Belastungsdaten der Abb. 2 entnommen werden können, sollen die gefundenen Ergebnisse erläutert werden.

Rißwachstum aufgrund der zyklischen thermischen Belastung tritt bei allen Proben entlang der gesamten Rißfront des mechanischen Ermüdungsanrisses auf. Wie man an der Probe A4 erkennen kann, weist der Thermoermüdungsriß allerdings ein unregelmäßigeres Wachstum auf, als man bei mechanischen Ermüdungsversuchen an Oberflächenrissen beobachtet. Im allgemeinen ist der Thermoerschockriß im oberflächennahen Bereich stark verzweigt, außerdem wird dort bei manchen Proben verglichen mit dem tiefsten Punkt des Risses ein beschleunigtes Rißwachstum (s. Probe A6) beobachtet. Eine genaue Bestimmung des Rißwachstums an der Oberfläche gestaltet sich daher etwas schwieriger als am tiefsten Punkt. Zur Beschreibung des an den verschiedenen Thermoermüdungsproben ermittelten Rißfortschritts Δa am tiefsten Punkt bzw. Δc an der Oberfläche des Anfangsrisses, der sich sehr gut durch einen halbelliptischen Riß idealisieren läßt, wurde die Endrißgeometrie durch eine Halbellipse vollständig eingehüllt und der mittlere globale Rißfortschritt pro Lastwechsel über dem Anstieg der Schwingbreite der Spannungsintensität ΔK (s. Abschnitt 3) von der Anfangs- zur Endrißgeometrie aufgetragen. Durch diese Vorgehensweise wird der im Experiment auftretende Bereich von ΔK während des Rißwachstums auf jeden Fall eingeschlossen.

Während die Rißwachstumsraten am tiefsten Punkt im Vergleich zu denen an der Oberfläche nur geringe Streuung aufweisen, lassen sich (s. Abb. 3) die an beiden Enden der Halbachsen der Ellipse bestimmten Rißgeschwindigkeiten nur durch ein breiteres Streuband beschreiben, welches wie die Wachstumsraten am tiefsten Punkt keine Abhängigkeit von der Kühldauer des Thermoermüdungsexperiments erkennen läßt.

Bei fraktographischen Untersuchungen am VTT in Finnland wurde nach einer Endox-Behandlung /3/, bei der eine dünne Oxidschicht von der Bruchfläche entfernt wurde, ein überwiegend duktiler und transkristalliner Bruchmechanismus mit typischer Schwingungsstreifenbildung festgestellt. Lokale Schwingungsstreifenabstände von ca. 0,1 µm konnten in guter Übereinstimmung mit dem mittleren globalen Rißwachstum pro Lastwechsel bestimmt werden. Als ein Kennzeichen thermisch erzeugten Rißfortschritts wurden Sekundärrißbildung und Rißverzweigung im Übergangsbereich von mechanischem Ermüdungsanriß zu thermischem Rißfortschritt beobachtet.

3. Bruchmechanische Analyse

Die aus der Temperaturverteilung resultierende Spannungsverteilung wird bei der bruchmechanischen Analyse mittels des FE-Programms ADINA /2/ unter Verwendung temperaturabhängiger Materialparameter durchgeführt.

Zur Bestimmung des Rißfortschritts wird die Anfangsrißgeometrie durch einen halbelliptischen Oberflächenriß der Tiefe a und der Länge $2c$ idealisiert. Das Rißwachstum Δa am tiefsten Punkt der Halbellipse und Δc am Oberflächenpunkt während eines Belastungszyklus wird mit Hilfe der Paris-Beziehung

$$\frac{da}{dN} = C (\overline{\Delta K}_A)^n \quad \text{bzw.} \quad \frac{dc}{dN} = C (\overline{\Delta K}_C)^n$$

berechnet, wobei $\overline{\Delta K}_A$ bzw. $\overline{\Delta K}_C$ die Schwingbreite der gewichtet gemittelten Spannungsintensitätsfaktoren am tiefsten Punkt bzw. an der Oberfläche der Halbellipse bezeichnen. Die Spannungsintensitätsfaktoren \overline{K}_A bzw. \overline{K}_C werden nach /4/ mittels der Gewichtsfunktionsmethode bestimmt.

Die Entwicklung der Spannungsintensitätsfaktoren \overline{K}_A und \overline{K}_C im Verlauf der Kühlphase sind am Beispiel der Probe A4 in Abb. 4 für verschiedene Rißtiefen dargestellt. Nach einem steilen Anstieg durchläuft der Spannungsintensitätsfaktor für kurze Risse gleich zu Beginn der Kühlphase ein Maximum und erreicht bereits nach kurzer Zeit einen quasistationären Wert, der sich durch Verlängerung der Kühlphase nur unmerklich ändert. Bei tieferen Rissen nimmt der Spannungsintensitätsfaktor kontinuierlich bis zum Ende der hier betrachteten Kühlzeiten zu.

Da unter der Voraussetzung einer homogenen Temperaturverteilung am Ende der Aufheizphase die Thermospannungen verschwinden und somit $\bar{K}_{\min} = 0$ wird, ergibt sich für die Schwingbreite der Spannungsintensität $\bar{\Delta K} = \bar{K}_{\max} - \bar{K}_{\min} = \bar{K}_{\max}$. Mit Kenntnis der Änderung von $\bar{\Delta K}_A$ bzw. $\bar{\Delta K}_C$ mit fortschreitendem Riß kann durch Integration der Paris-Beziehung ausgehend von einer Anfangsrißgeometrie der Rißfortschritt Δa in Tiefenrichtung und Δc an der Oberfläche in Abhängigkeit der Lastwechselzahl berechnet werden.

4. Experimente zur Materialcharakterisierung

Für die Rißfortschrittsrechnung ist die genaue Kenntnis der Material- und Umgebungsparameter C und n der Paris-Beziehung von Bedeutung. Da diese Parameter neben ihrer Abhängigkeit vom Werkstoff und vom Spannungsverhältnis $R = K_{\min}/K_{\max}$ einen Einfluß des Umgebungsmediums an der Rißspitze, der Belastungsform und -frequenz aufweisen, wurden begleitende mechanische Ermüdungsversuche am selben Werkstoff (20 MnMoNi 55) durchgeführt. Dabei wurden Standardbruchmechanikproben (CT-Proben) nach ASTM-E 647 verwendet und mit einem bei allen Versuchen konstanten Spannungsverhältnis von $R = 0.1$ beaufschlagt.

Die Vorhersage des Rißwachstums unter Thermoermüdungsbeanspruchung bedingt aus den zuvor genannten Gründen eine möglichst genaue Anpassung der mechanischen Ermüdungsversuche hinsichtlich Belastungsfrequenz und -form an die Gegebenheiten des Thermoermüdungsexperiments. Deshalb wurden die mechanischen Ermüdungsversuche so ausgeführt, daß deren Belastungsfrequenzen 1/5 Hz bzw. 1/15 Hz den Kühlzeiten von 5 s bzw. 15 s des Thermoermüdungsexperiments entsprechen, wobei dem Einfluß der Haltezeit während des lastfreien Aufheißvorgangs des Thermoermüdungsexperiments keine Bedeutung zugemessen wurde. Ebenso wurde eine trapezförmige Belastungsfunktion untersucht, deren Verlauf dem zeitlichen Verlauf des Spannungsintensitätsfaktors beim Thermoschock für flache Risse entspricht.

Bei Raumtemperaturversuchen an Laborluft und im Wasserbad konnte im untersuchten Frequenzbereich von 1/30 Hz bis 20 Hz bei sinusförmiger Belastung an Laborluft kein Einfluß der Frequenz auf die Rißgeschwindigkeit, hingegen bei Messungen im Wasserbad aufgrund überlagerter Korrosionserscheinungen ein ausgeprägter Frequenzeinfluß nachgewiesen werden. Wie man anhand Abb. 5 erkennen

kann, steigt die Rißgeschwindigkeit mit abnehmender Frequenz bis zu 1/15 Hz stetig an, während eine weitere Reduzierung der Frequenz auf 1/30 Hz keinen merklichen Zuwachs der Rißgeschwindigkeit bei fester Schwingbreite der Spannungsintensität bewirkt.

Um den Einfluß der Belastungsform auf die Rißgeschwindigkeit im Wasserbad zu untersuchen, wurden die mechanischen Ermüdungsproben neben einer sinusförmigen Lastfunktion mit einer den Lastverlauf beim Thermoschock nachbildenden, trapezförmigen Lastfunktion beaufschlagt. Bedingt durch die gegenüber der sinusförmigen Lastfunktion kürzere Anstiegszahl bis zum Kraftmaximum stellt sich bei der trapezförmigen Belastungsform sowohl bei 1/5 Hz als auch bei 1/15 Hz (s. Abb. 5) eine geringere Rißgeschwindigkeit als bei sinusförmiger Belastung ein. Für die Rißwachstumsparameter C und n ergaben sich unter Berücksichtigung einer trapezförmigen Belastungsfunktion, Wasser als Umgebungsmedium an der Rißspitze und den beiden Frequenzen 1/5 Hz bzw. 1/15 Hz folgende Werte:

$$\begin{aligned} 1/5 \text{ Hz} & : C = 4,087 \cdot 10^{-8} \quad , \quad n = 2,558 \\ 1/15 \text{ Hz} & : C = 2,051 \cdot 10^{-7} \quad , \quad n = 2,094 \end{aligned}$$

für ΔK in $\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ und da/dN in mm/Zyklus

Eine Vorhersage des Thermoermüdungsrißwachstums der Proben A4 und A6 mit den oben genannten Rißwachstumsparametern C und n läßt nach Abb. 6 eine sehr gute Beschreibung des Rißwachstumsverhaltens von Probe A4 erkennen. Obwohl bei der Probe A6 das Tiefenrißwachstum befriedigend vorausgesagt werden kann, unterschätzt die Vorhersage das Oberflächenrißwachstum erheblich, wofür möglicherweise an der Oberfläche entstandene Anrisse, die mit dem Hauptriß zusammengewachsen sind, verantwortlich gemacht werden können. Zieht man weiterhin in Betracht, daß der Faktor 2 im mechanischen Ermüdungsexperiment bei doppeltlogarithmischer Auftragungsweise im da/dN - ΔK -Diagramm eine durchaus zulässige Streuung darstellt, aber bei einer Darstellungsweise wie in Abb. 6 empfindliche Abweichungen verursacht, so kann die Qualität der Rißwachstumsvorhersage von Probe A6 besser beurteilt werden.

5. Zusammenfassung

Es wurden theoretische und experimentelle Ergebnisse zur Thermoermüdung vorgestellt. Eine Vorhersage des experimentellen Rißwachstums konnte mit Hilfe der linear elastischen Bruchmechanik und geeignet geführter Experimente zur Materialcharakterisierung erfolgreich durchgeführt werden. Im Gegensatz zu den Ergebnissen mechanischer Ermüdungsversuche konnte bei der Thermoermüdung keine Frequenzabhängigkeit für die untersuchten Kühlzeiten von 5 s und 15 s festgestellt werden. Ebenso wird beim Thermoermüdungsexperiment ein breiteres Streuband der Rißgeschwindigkeiten an der Oberfläche als am tiefsten Punkt des halbelliptischen Risses beobachtet. Fraktographische Untersuchungen der Thermoermüdungsbruchflächen wiesen duktilen Rißwuchs und ausgeprägte Sekundärrißbildung auf.

6. Literaturverzeichnis

- /1/ G. Czuck, C. Mattheck, D. Munz, H. Stamm
Crack Growth under Cyclic Thermal Shock Loading, Nuclear Engineering and Design 84 (1985), 189 - 199
- /2/ ADINAT/ADINA
A Finite Element Program for Automatic Dynamic Incremental Nonlinear Analysis, Report AE 81 - 2/Report AE 81 - 1, ADINA Eng. Inc. Watertown Mass. USA (1981)
- /3/ 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
- /4/ C. Mattheck, P. Morawietz, D. Munz
Stress Intensity Factor at the Surface and at the Deepest Point of a Semi-Elliptical Surface Crack in Plates under Stress Gradients, Int. Journ. of Fracture 23 (1983), 201 - 212

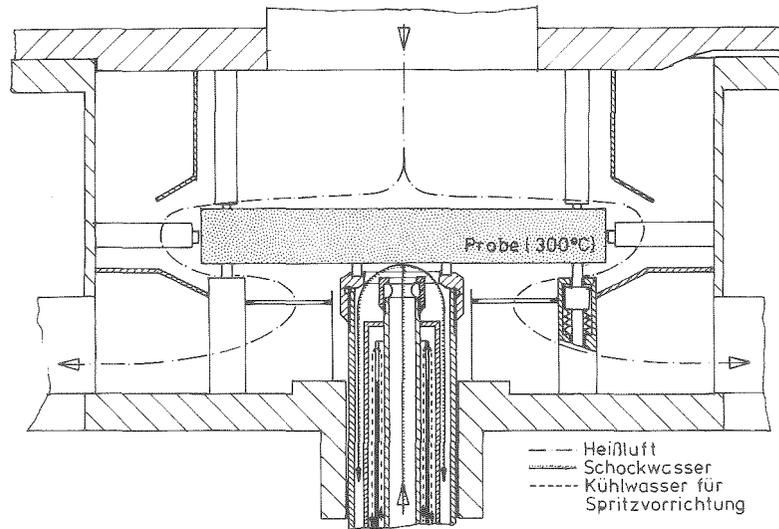
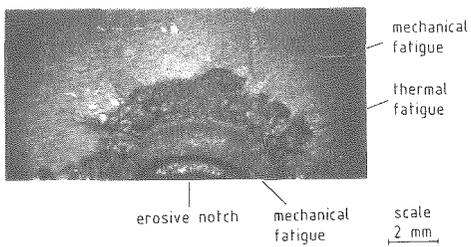
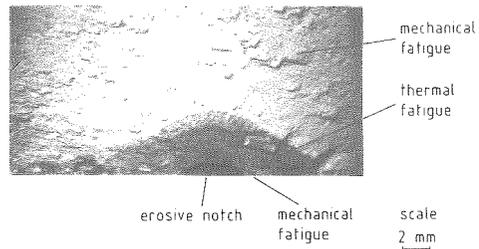


Abb. 1: Skizze der Versuchsanlage



| | | | |
|----------------|-------|-------------------------------------|-----------------|
| specimen: | A 4 | material: | 20 Mn Mo Ni 5 5 |
| cooling time: | 15 s | number of cycles: | 20200 |
| initial temp.: | 313°C | temperature difference ΔT : | 275,8°C |



| | | | |
|----------------|---------|-------------------------------------|-----------------|
| specimen: | A 6 | material: | 20 Mn Mo Ni 5 5 |
| cooling time: | 5 s | number of cycles: | 15 183 |
| initial temp.: | 414,3°C | temperature difference ΔT : | 363,2°C |

Abb. 2: Bruchflächen der Thermoermüdungsproben A4 und A6

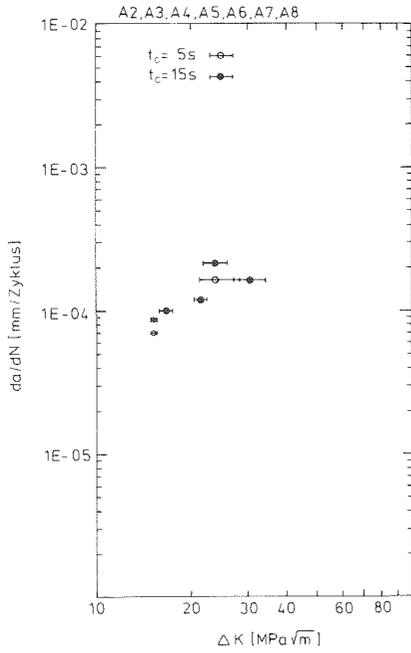


Abb. 3a: Rißwachstumsraten am tiefsten Punkt des Thermoermüdungsrisses

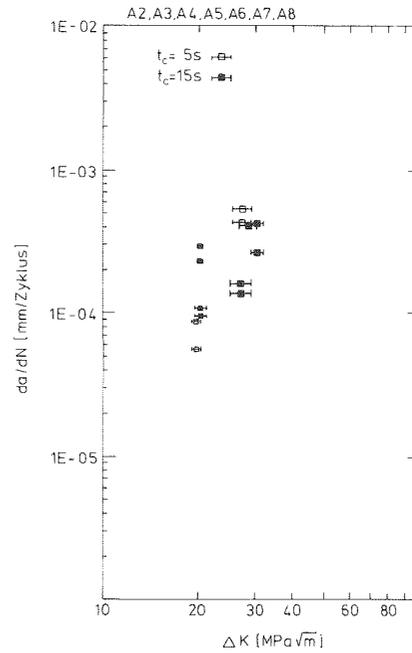


Abb. 3b: Rißwachstumsraten an der Oberfläche des Thermoermüdungsrisses

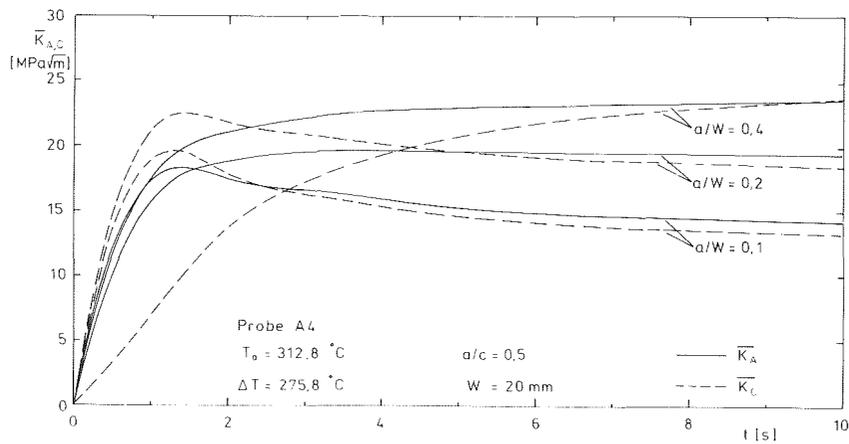


Abb. 4: Zeitlicher Verlauf der Spannungsintensitätsfaktoren \overline{K}_A und \overline{K}_C während der Kühlphase

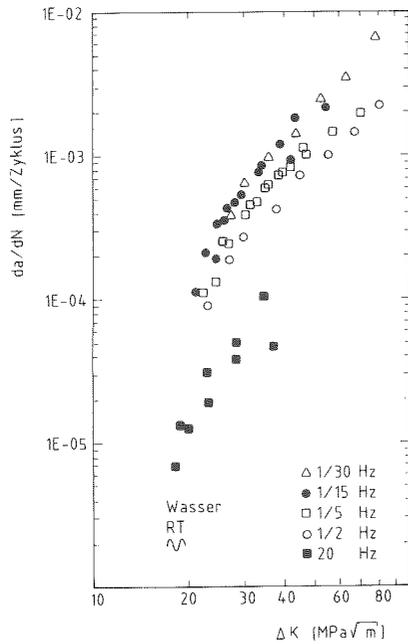


Abb. 5a: Einfluß der Frequenz auf die Rißgeschwindigkeit im mechanischen Ermüdungsexperiment

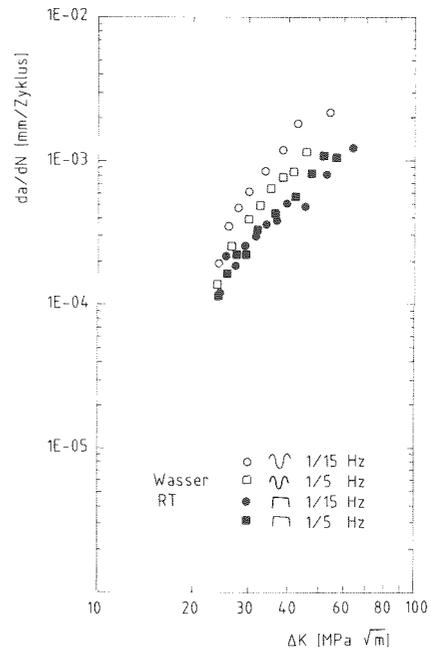


Abb. 5b: Einfluß der Belastungsform auf die Rißgeschwindigkeit im mechanischen Ermüdungsexperiment

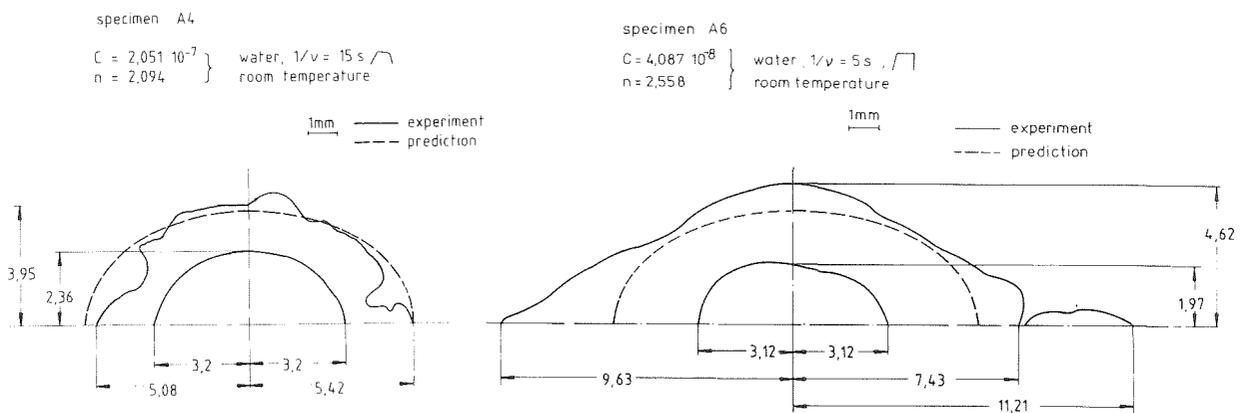


Abb. 6: Vergleich von experimentellem Rißzuwachs mit der Vorhersage auf der Basis der Rißwachstumsparameter des mechanischen Ermüdungsexperiments

- 06.01.21 Thermo- und fluiddynamische Analysen von LWR-Störfällen
(W. Baumann, H. Borgwaldt, G. Jacobs, G. Willerding; INR,
M. Cigarini, C. Ferrero; EURATOM, S.H. Mansoor, IAEA)
- 06.01.21/06A Blinde Vorausrechnung eines Kleinleckversuches an der
PNS 4270 LOBI-MOD2 Versuchsanlage mit Hilfe des Rechenprogramms
RELAP5/MOD1
(G. Jacobs, S. Mansoor; INR)

1. Einführung
2. Testspezifikation
3. Rechenmodell
4. Anfangs- und Randbedingungen
5. Vergleich: Rechnung/Experiment
6. Zusammenfassung und Folgerungen
7. Literatur
8. Tabellen und Abbildungen

1. Einführung

Nach dem TMI-Unfall im Jahre 1979 verlagerte sich der Schwerpunkt bei den integralen Experimenten wie Semiscale, LOFT und LOBI von den großen Brüchen zu den kleinen Lecks. Einer der ersten Versuche (Test A2-81) in der unter diesem Aspekt 1983 umgebauten LOBI-Anlage in Ispra wurde von der CSNI (Committee on the Safety of Nuclear Installations) als internationales Standardproblem (ISP18) ausgewählt. Entsprechend dem starken Interesse an Kleinleckversuchen haben an diesem Standardproblem 25 Organisationen mit 9 verschiedenen Rechenprogrammen teilgenommen, einschließlich KfK. Man erhoffte sich wesentliche Erkenntnisse über die Vorhersagefähigkeit der Computercodes insbesondere im Hinblick auf die bei kleinen Lecks zu erwartenden Nichtgleichgewichts- und Phasenseparationsvorgänge. Deshalb wurde von den Teilnehmern eine blinde Vorausrechnung verlangt. Die Aufgabe wurde zusätzlich erschwert, dadurch daß nicht nur die experimentellen Ergebnisse des Versuchs A2-81 sondern auch die aller Vorversuche bis nach dem Einsendetermin zurückgehalten wurden. Es war also nicht möglich, Anpassungen der Codes und der Eingabemodelle an die neue LOBI Anlage (MOD2) vorzunehmen.

Dieser Bericht gibt Auskunft über die KfK-Vorausrechnung, die mit dem Code RELAP5/MOD1 durchgeführt wurden.

2. Testspezifikation

LOBI-MOD2 ist ein Modell eines 1300 MW Druckwasserreaktors vom KWU-Typ in der Verkleinerung 1 : 712. Die Anlage besitzt zwei Primärkreisläufe mit aktiven Pumpen und Dampferzeugern sowie einen geschlossenen Sekundärkreislauf mit Kondensator, Kühler und Speisewasserpumpe (Abb. 1 & 2). Der eine Testkreislauf repräsentiert drei intakte Kreisläufe der Referenzanlage. Lecks können im anderen Kreislauf an verschiedenen Positionen simuliert werden. Die Reaktorleistung wird erzeugt durch ein elektrisch beheiztes (8x8)-Stab-bündel im Reaktordruckbehältermodell. Der Maßstab 1 : 712 bezieht sich auf die Leistung und den Kühlmitteldurchsatz. Längen und Höhen der Komponenten wurden möglichst anlagengetreu im Verhältnis 1 : 1 wiedergegeben. Das Notkühlssystem wird dargestellt durch eine Hochdruckeinspeisung und einen Akkumulator /1/. Die Abb. 1 und 2 zeigen schematisch Primär- und Sekundärsystem der Anlage. Bei dem in Frage stehenden Test A2-81 befindet sich, wie aus Abb. 1 ersichtlich, das Leck im kalten Strang zwischen Pumpe und Druckbehälter. Um ein 1 %-iges Leck zu simulieren, wurde eine Düse von 3 mm Durchmesser verwendet. Das entspricht einer Leckgröße von 50 cm² in der Referenzanlage. Der Versuch wurde von normalen Betriebsbedingungen (15,8 MPa Primärdruck, 5,21 MW Bündelleistung, 293,5 /326 C Eintritts- bzw. Austrittstemperatur) durch Öffnen (innerhalb 4 sec) eines Schnellventils hinter der Leckstelle gestartet.

Die Leistung blieb konstant bis zum Reaktorschutzsignal bei Erreichen des Primärdrucks von 13,2 MPa. Danach (0,5 sec Verzögerung) wurde die Leistung nach der üblichen Nachzerfallsleistungskurve des Referenzreaktors heruntergefahren. Gleichzeitig wurden Speisewasserzufuhr und Dampfabfuhr zum Kondensator abgesperrt und die Abkühlung der Sekundärseite über die Abblaseventile mit einer Rate von 100 K/h abgefahren. Die Pumpen liefen mit konstanter Drehzahl bis zum Erreichen des Drucks von 11,0 MPa. Danach wurden die Pumpen innerhalb 70 sec zum Stillstand gebracht. 35 sec nach Erreichen von 11,7 MPa startete die Hochdruckeinspeisung. Der Akkumulator war in diesem Test nicht aktiv. Das Testende wurde mit 1,0 MPa Enddruck definiert (siehe Tab. 2.1).

3. Rechenmodell

Wir führten die Rechnungen zum ISP18 mit der von uns erstellten IBM-Fassung des Leichtwasserreaktor-Transientenanalyseprogramms RELAP5/MOD1 (Zyklus 19) durch /2/. Es wurden an dem Programm keine modellmäßigen Modifikationen vorgenommen.

Zum besseren Verständnis des folgenden werde kurz auf den Code RELAP5/MOD1 eingegangen /3/. RELAP5 ist das Ergebnis von 20 Jahren Code-Entwicklung am INEL (Idaho National Engineering Laboratory) auf dem Gebiet der Leichtwasserreaktor-Transientenanalyse. Kürzlich erschien eine abschließende Druckwasserreaktorversion: RELAP5/MOD2, die uns für die ISP18 Voraussrechnung jedoch noch nicht zur Verfügung stand /4/. Mit RELAP5/MOD1 entstand 1981 ein Code, der im Unterschied zu allen früheren Codes dieses Familiennamens erstmalig auf einem echten Zweifluidnichtgleichgewichtsmodell aufbaute.

Die wichtigste Vereinfachung des Zweifluidmodells besteht in der Annahme, daß die weniger massive Phase in einer Rechenzelle sich im Sättigungszustand befindet (5 Feldgleichungen). Das hydrodynamische Modell wird vervollständigt durch die konstitutiven Beziehungen, die aus empirischen Korrelationen bestehen und einen entscheidenden Einfluß auf die Güte des Modells haben. In RELAP5/MOD1 sind dies zwei Beziehungen für Reibung und Massenaustausch zwischen den Phasen und zwei Beziehungen für Reibung und Wärmeübergang an der Wand. Bei Nichtgleichgewichtsvorgängen kommt es besonders auf die Beziehung für den Phasenmassenaustausch (Verdampfung & Kondensation) an. Der Quellterm der Gesamtenergiegleichung koppelt das hydrodynamische Modell mit dem Wärmeleitungsteil mittels der erwähnten Wärmeübergangsbeziehung, die üblicherweise aus einem ganzen Paket von Korrelationen besteht.

Der Code verwendet zur numerischen Lösung ein Schema von eindimensionalen, finiten Differenzen, sowohl für die Fluidströmung als auch für die Wärmeleitung. Die Stromwege werden dargestellt durch aneinandergereihte Kontrollvolumen (Zellen). Die Integration wird entweder zwischen den Zellrändern (Masse, Energie) oder den Zellmitten (Impuls) vorgenommen. Auf diese Weise ergibt sich eine überlappende Vermaschung. Durch eine teilweise implizite Diskretisierung in Zeitrichtung unter Wahrung der Linearität der impliziten Terme und Linearisierung der nichtlinearen Terme (Zustandsfunktionen) führt das Lösungsverfahren auf ein (NxN) System linearer Gleichungen (N = Gesamt-

zahl der Zellen) mit dem Druck als einziger Unbekannten, das sich mittels eines direkten Verfahrens lösen läßt.

Das RELAP5-Eingabemodell für den Test A2-81 basierte auf einer einfachen Nodalisierung, die die Geometrie der LOBI-MOD2 Anlage so naturgetreu wie möglich abbilden sollte. Die Größe der Kontrollvolumen (Zellen) lag etwa bei 1 m, was eine Gesamtzahl von 263 Volumen erbrachte. In Abb. 3 ist die Nodalisierung dargestellt unter Beibehaltung der ungefähren Höhenunterschiede der einzelnen Anlagenteile. Ebenso detailliert wurde die Nodalisierung bei den Wärmestrukturen gemacht. Wegen des größeren Verhältnisses Oberfläche/Volumen bei LOBI als bei der Referenzanlage kommt dem Wärmespeichervermögen der Wandungen und dergl. und den Wärmeverlusten an die Umgebung (ca. 2 % der Bündelleistung) bei langsamen Transienten größere Bedeutung zu. Bedeutsam sind ferner die verschiedenen Bypasswege im Druckbehälter, in Abb. 4 gekennzeichnet mit 1 bis 5. Allerdings gab es hier über die Durchsatzanteile nur ungefähre oder überhaupt keine Angaben von Seiten des LOBI-Projektes. Wir haben einen Bypassanteil von 9,5 % am Gesamtdurchsatz angenommen, der uns inzwischen als zu hoch erscheint.

Alle geometrischen Daten mußten aus Herstellungszeichnungen zusammengesucht werden. Dadurch gestaltete sich die Eingabevorbereitung als sehr zeitaufwendig.

4. Anfangs- und Randbedingungen

Die Anfangsbedingungen für den Test A2-81 waren die normalen Betriebsbedingungen der Referenzanlage, wie schon erwähnt. Eine größere Anzahl von kürzeren (bis 200 sec Problemzeit) RELAP5-Rechnungen war erforderlich, das Eingabemodell so zu trimmen, daß sich auch in der Rechnung die gewünschten Anfangsbedingungen stationär einstellten. Hierbei wurden einfache Regelsysteme (eine RELAP5-Möglichkeit) verwendet. Die Hauptkomponenten der Anlage (Verdampfer, Druckbehälter, Kreisläufe mit Pumpen) wurden zunächst separat eingestellt und dann zusammen im Gesamtsystem auf den stationären Zustand gebracht. Es erwies sich als ziemlich langwierig, alle vorgegebenen Anfangsbedingungen primär- und sekundärseitig einheitlich zu erreichen. Wir haben versucht, die einzugebenden Druckbeiwerte für lokale Strömungswiderstände sorgfältig abzuschätzen. Während der stationären Rechnungen erwiesen sich allerdings an mehreren Stellen Anpassungen als notwendig, um die gemessenen

Druckverluste einigermaßen genau zu reproduzieren. Es ist uns nicht gelungen, auf der Sekundärseite im Downcomer der Dampferzeuger Druckverluste, Rezirkulation und Wasserspiegel in Übereinstimmung mit den Daten zu bringen. Bei der Einstellung der Wärmeverluste an die Umwelt, die u. a. durch Aussparungen in der Isolierung und zusätzliche Wasserkühlung der γ -Densitometer und Differenzdruckaufnehmer entstehen, genügte es, geeignete Wärmeübergangszahlen am äußeren Rand der Wärmestrukturen vorzugeben.

Die Einstellung der primärseitigen Betriebsbedingungen war problemlos, das Temperaturniveau ausgenommen. Dieses hängt von dem Zustand der Sekundärseite ab. Das richtige Temperaturniveau wurde schließlich erreicht durch geringfügige Absenkung des Sekundärdruckes auf 6,52 MPa und eine etwa 10 %-ige Vergrößerung der Wärmeübergangsfläche der Wärmeleiter, die die Rohrbündel in den Dampferzeugern darstellen. Wie wir inzwischen wissen, ist eine bessere Anpassungsmethode, weil physikalischer, die Reduzierung des äquivalenten Durchmessers des rechten Randvolumens, die den gewünschten Effekt über die Wärmeübergangsbeziehungen erreicht /5/. Schwieriger war die Einstellung der Anfangsbedingungen auf der Sekundärseite. Hier waren folgende Parameter zu initialisieren (in beiden Verdampfern): Druck im Dampfdom, Wasserstand im Fallraum, Rezirkulation, Speisewasserzufuhr und Speisewassertemperatur.

Um den Sekundärdruck auf den Sollwert von 6,52 MPa zu bringen und stabil zu halten, wurde ein Regler verwendet, der die Ventilstellung des Dampfaustrittsventils nach folgender Vorschrift einstellte.

$$\text{Ventilstellung} = \text{Anfangsstellung} + C_1 f(\Delta p) + C_2 \int f(\Delta p) dt,$$

wobei Δp die Regelabweichung im Druck, f eine Dämpfungsfunktion für kleine Δp , und C_1, C_2 empirische Konstanten sind.

Mit Hilfe eines zweiten Reglers wurde die Speisewasserzufuhr an den Dampfstrom angeglichen, um den Wasserspiegel auf dem gewünschten Stand zu stabilisieren.

$$\text{Einspeiserate} = f(\Delta L) \cdot \text{Dampfmassenstrom}$$

mit Wasserspiegelabweichung ΔL und einer passenden Verstärkungsfunktion f .

In Tab. 4.1 sind die schließlich erreichten den gemessenen Anfangsbedingungen gegenübergestellt.

Die Randbedingungen für die Transiente waren gegeben durch die Ereignisabfolge (siehe Tab. 2.1) und die zeit- bzw. druckabhängigen Funktion für

- die elektrische Leistung, heruntergefahren von 100 % auf 1 %,
- die Pumpendrehzahl, heruntergefahren von 100 % auf 0 %,
- die Hochdruckeinspeisung abhängig vom Primärdruck,
- die Sperrwassereinspeisung in die Hauptkühlmittelpumpen abhängig vom Primärdruck, und
- die sekundärseitige Abkühlung, gegeben durch eine Sättigungsdruckkurve entsprechend 100 K/h.

Diese Randbedingungen wurden mit Hilfe einer entsprechenden Triplogik und parameterabhängigen Kontrollvolumen bzw. Verbindungen realisiert.

5. Vergleich: Rechnung/Experiment

Es wurden zwei Rechnungen der Transiente durchgeführt. Die erste mußte wegen eines Fehlers in der Triplogik wiederholt werden. Bei einer minimalen Zeitschrittweite von nur 10^{-10} sec verlangte die automatische Zeitschrittsteuerung von RELAP5 in einigen kritischen Phasen der Transiente eine weitere Reduzierung des Zeitschrittes. Es kam deswegen jedoch nicht zum Absturz der Rechnung. Die mittlere Zeitschrittweite während der ganzen Rechnung betrug 18 msec. Ein Problem, das allerdings zum Abbruch führte, konnte durch geringfügige Modifikation des Codes behoben werden. Die Rechnung konnte danach mit einem normalen Restart fortgesetzt werden. Es handelte sich um eine Bereichsüberschreitung einer Tabelle. Die hohen Rechenzeiten (siehe Tab. 5.1) waren bedingt durch die feine Nodalisierung insbesondere bei den Wärmestrukturen (2016 Maschen). Außerdem ist die verwendete IBM-Version von RELAP/MOD1 3- bis 4mal langsamer als die Original-CDC-Version.

Etwa 460 Meßgrößen des Versuchs wurden aufgezeichnet. Davon wurden 49 als Vorhersageparameter für das ISP18 ausgewählt und standen zum Vergleich Rechnung/Experiment zur Verfügung. Anhand einer Auswahl aus diesen 49 sollen im folgenden die Hauptergebnisse erläutert werden. Zuvor fassen wir die wichtigsten experimentellen Fakten des Tests A2-81 zusammen:

- Der Primärdruck lag während des ganzen Tests über dem Sekundärdruck und folgte der Abkühlungskurve.
- Ein Teil der erzeugten Wärme wurde über die Verdampfer abgeführt.
- In den heißen Strängen war ein verhältnismäßig hoher Wasserinhalt festzustellen.
- Das Heizbündel blieb stets bedeckt.
- Eine mäßige Unterkühlung wurde im Downcomer des Druckbehälters und am Bündeleintritt gemessen.
- Beide Pumpenbögen blieben wassergefüllt.
- Die Oberflächentemperaturen der Heizstäbe folgten praktisch der Sättigungstemperatur des Kühlmittels in allen Ebenen.

Die Computersimulation des Tests mit einer Leckgröße von nur 1 % stellte RELAP5 sicher vor eine sehr schwierige Aufgabe. Von daher ist es nicht verwunderlich, daß die RELAP5 Vorausrechnung zum Teil erhebliche Abweichungen zum experimentellen Befund zeigte, wie wir im folgenden sehen werden.

Der Druckabfall im Primärsystem wurde bis etwa 600 sec sehr gut vorausgerechnet (Abb. 5.1). Infolge eines etwas schnelleren Abfalls zu Beginn kamen die Tripsignale für Schnellabschaltung und Hochdruckeinspeisung entsprechend früher (Tab. 5.2). Ab 600 sec war die gerechnete Druckentlastung stärker als im Experiment. Dadurch begann die gerechnete Druckkurve von der experimentellen nach unten abzuweichen. Nach 1200 sec stimmte die Entlastungsrate wieder gut überein mit der Messung, so daß der gerechnete Druck danach etwa um 0,5 MPa unter dem gemessenen blieb und der Primärdruck von 1,0 MPa (Testende) 300 sec früher erreicht wurde als im Versuch. Infolge des niedrigeren Druckes waren die Fluidtemperaturen, soweit sie bei Sättigung lagen, in der Rechnung auch entsprechend niedriger (Abb. 5.6). Insoweit wurde das Druckverhalten zufriedenstellend vorausgesagt. Allerdings fiel in der Rechnung der Primärdruck bei etwa 850 sec unter den Sekundärdruck (Abb. 5.56), was vor allem in bezug auf die Wärmeabfuhr über die Dampferzeuger den Beginn eines vom Experiment abweichenden Verhaltens kennzeichnete. Die

Dampferzeuger wirkten von diesem Zeitpunkt an nicht mehr als Wärmesenken wie im Versuch.

Der Leckmassenstrom (Abb. 5.57) konnte leider nicht verglichen werden, weil keine zuverlässigen Messungen gemacht wurden. Immerhin läßt sich der Gesamtmassenverlust abschätzen. Der vorhergesagte Verlust ergibt sich aus der mittleren Leckrate (Abb. 5.57) zu $0,25 \cdot 4000 = 1000$ kg. Andererseits liefert das vom LOBI Projekt abgeschätzte Masseninventar (Abb. 5.58, aus /6/ entnommen) bei 4000 sec Transientenzeit ein Massendefizit von etwa 120 kg. Berücksichtigt man die Hochdruckeinspeisung und Sperrwassereinspeisung insgesamt mit 0,185 kg/s im Mittel, so ergibt sich im Experiment ein Gesamtmassenverlust von 860 kg. Die Rechnung überschätzte den Verlust also um ca. 16 %. Aus dem zeitlichen Verlauf des Masseninventars (Abb. 5.58) läßt sich erkennen, daß die Rechnung den Leckmassenstrom zwischen 300 und 900 sec stark überschätzte.

Die Fluidichten wurden in den waagerechten Meßeinsätzen mittels Zweistrahl-Gammadensitometer gemessen. Wie in Abb. 5 zu erkennen ist, geht der eine Strahl fast diametral, der andere mehr peripher durch den Rohrquerschnitt. Entsprechend wurden zwei Dichtekurven aufgenommen (in den Plots gekennzeichnet mit DIA bzw. PER). Anhand der gemessenen Fluidichten in den kalten Strängen am Kesseleintrittsstutzen (Abb. 5.17 & 5.21) erkennt man, daß dort Schichtenströmung mit separierten Phasen vorgelegen hat. Betrachtet man weiter den gerechneten Leckmassenstrom (Abb. 5.57) und die Fluidichte in der Nähe des Lecks kesselseitig (Abb. 5.21), so wird deutlich, daß die Rechnung dort keine stabile Schichtenströmung gesehen hat. Das Zeitintervall zwischen 300 und 900 sec war durch starke Oszillationen zwischen Dampf- und Flüssigkeitsdichte gekennzeichnet, wobei die hohen Dichten vorherrschten. Später, nach 1200 sec, stellte sich in der Rechnung praktisch gesättigte Flüssigkeit ein. Die Fluidichten in den heißen Strängen am Kesselaustritt (Abb. 5.15 & 5.18) zeigen ein umgekehrtes Bild verglichen mit dem vorherigen. Ab 700 s stehen die Rechenresultate im krassen Gegensatz zum Experiment. Während im intakten Loop Phasenseparation mit hohem Füllstand und im gebrochenen Loop praktisch kein Dampfanteil gemessen wurde, sagte die Rechnung vollständige Entleerung voraus. Der Wasserspiegel im Druckbehälter sank sogar noch weiter ab, was durch den Differentialdruck (Abb. 5.29) im oberen Plenum belegt wird. Die RELAP5-Kurve zeigt bereits nach 200 s Dampfakkumulation im oberen Plenum. Der im Bündel erzeugte Dampf wurde in der Rechnung zum Teil abgeführt über den Bypass zur kalten Seite, dort aber sogleich kondensiert. Der

im oberen Plenum angesammelte Dampf konnte erst nach Freiwerden des Pumpenbogens (Abb. 5.26) vollständig zum Leck hin entweichen. Die Differenzdrücke in den heißseitigen Schenkeln der U-Rohre der Dampferzeuger (Abb. 5.30 & 5.31) zeigen, daß die Entleerung früher vorausgesagt wurde als im Experiment, sicher eine Folge des hohen Massenverlustes zu Anfang.

Zwei Fluidtemperaturen wurden in den waagerechten Meßeinsätzen gemessen, unten und oben im Rohr. Die untere Temperatur (gekennzeichnet mit B) wurde mit der berechneten Flüssigkeitstemperatur und die obere Temperatur (mit T gekennzeichnet) mit der berechneten Dampftemperatur verglichen. Die Fluidtemperaturen am Austritt des Druckbehälters befanden sich bei Sättigung in der Rechnung und leicht unterkühlt (ab 400 s) im Experiment (Abb. 5.6 & 5.7). Die Unterkühlung ist zurückzuführen auf die Rückfluß-Kondensationskühlung in den U-Rohren, die im Leckkreislauf noch deutlicher war (Abb. 5.10 & 5.11). Die gemessenen Fluidtemperaturen am Kesseleintritt zeigten in beiden Meßpositionen Unterkühlung an (Abb. 5.8 & 5.9) als Folge der Durchmischung mit dem eingespeisten Notkühlwasser. Berechnet wurde ebenfalls Unterkühlung, aber die stark oszillierenden Dampftemperaturen, die zwischen Unterkühlung und Sättigung hin und her springen, weisen darauf hin, daß hier die Dampfphase nicht stabil vorhanden war (keine Phasenseparation). Die Abb. 5.12 & 5.13 für den Leckkreislauf zeigen ein ähnliches Bild allerdings mit weniger Unterkühlung. Im Experiment stellte sich, wie erwähnt, ab 400 s Rückfluß-Kondensation ein. Als Folge davon bildete sich unter dem Einfluß des eingespeisten Wassers eine Unterkühlung im Druckbehälter (Downcomer, unteres Plenum) aus. In der Rechnung bildete sich im Druckbehälter eine gewisse Zirkulation unter Einbeziehung der Bypasswege aus, die die Fluidtemperaturen auf Sättigung brachte (Abb. 5.14). Die Heizstaboberflächentemperaturen folgten sowohl im Experiment als auch in der Rechnung praktisch der Sättigungstemperatur des Fluids (Abb. 5.35). Wegen des niedrigeren Druckes zeigte die Rechnung deutlich niedrigere Temperaturen. Am oberen Ende des Bündels trat zeitweise eine leichte Überhitzung auf wegen der Dampfakkumulation im oberen Plenum (Abb. 5.38).

6. Zusammenfassung und Folgerungen

Die Teilnahme an der blinden Voraussrechnung im Rahmen des ISPl8 erwies sich als sehr nützliche Übung für uns. Das Verstehen der thermohydraulischen Phänomene und die Computersimulation einer Kleinlecktransiente sowie die

Erfahrung in der Anwendung des RELAP5 Codes wurde erheblich vertieft bzw. erweitert.

Das RELAP5 Eingabemodell für die Vorausrechnung basierte auf einer einfachen Nodalisierung. Die Geometrie der LOBI-MOD2 Versuchsanlage wurde so anlagentreu wie möglich nachgebildet. Dadurch ergab sich eine ziemlich große Anzahl von Kontrollvolumen und Wärmestrukturen. Die Erstellung des Eingabesatzes auf der Grundlage der Herstellungszeichnungen war sehr zeitaufwendig.

Ein beträchtlicher Aufwand war nötig, um in zahlreichen stationären RELAP5-Rechnungen akzeptable Anfangsbedingungen des Versuchs zu erreichen. Allerdings gelang es nicht, ausnahmslos alle vorgegebenen Anfangsbedingungen zu befriedigen.

Ernstere Probleme bei der Durchführung der transienten Rechnung traten nicht auf. Allerdings wurde eine enorm hohe Rechenzeit verbraucht, um die ISPL8 Rechnungen durchzuführen.

Die KfK Vorausrechnung ergab ein bedecktes Heizbündel und entsprechende Oberflächentemperaturen, die praktisch der Sättigungstemperatur des Fluids folgten, ähnlich wie im Experiment. Hierin und bezüglich anderer sicherheitsrelevanter, globaler Parameter können die Ergebnisse als annehmbar gewertet werden. Allerdings waren die meisten lokalen Parameter wie Fluidichten in guter Übereinstimmung mit den experimentellen Daten nur bis etwa 200 sec in der Transiente. Danach entfernte sich die vorherberechneten Massenverteilungen im Primärsystem von den experimentellen Fakten. Bisweilen zeigte die Rechnung gerade das Gegenteil von dem Verhalten im Experiment. Es gibt offensichtlich einige Tatsachen in der Rechnung, die dem experimentellen Befund kraß widersprechen.

- Sinken des Primärdrucks unter den Sekundärdruck und folglich Umkehrung des Wärmetransports in den Dampferzeugern.
- Überschätzung des Leckmassenstromes und folglich zu niedriges Primärsystemmasseninventar.
- Vollständige Entleerung der heißen Stränge.

- Leerblasen des Pumpenbogens des Leckkreislaufs.
- Keine Unterkühlung des Fluids im Kerneintritt.

Der Gesamtvergleich der vorausgerechneten mit den gemessenen Daten zeigt deutlich, daß der Code ein zu homogenes Systemverhalten berechnete und daß die Phasentrennung unter Schwerkräfteinfluß nicht korrekt beschrieben wurde. In den meisten Fällen gelang es dem Code nicht, die Fluidichteverteilungen während der Transiente richtig wiederzugeben.

Der Grund für diese Unzulänglichkeiten lag hauptsächlich in einer unrealistisch hohen Kondensationsrate in den kalten Kesseleinmündungen. Der im Kern erzeugte Dampf kam über die verschiedenen Bypasswege dorthin und wurde sofort wegkondensiert. Es konnte sich im kalten Strang des Leckloops keine Schichtenströmung ausbilden mit einem hinreichend großen Dampfströmungsquerschnitt. Folglich sammelte sich der Dampf zunächst im oberen Plenum und entwich später nach Freiwerden des Pumpenbogens zum Leck.

Die konstitutiven Beziehungen von RELAP5/MOD1 für den Massenaustausch zwischen den Phasen sind gegenwärtig noch nicht in der Lage, die Kondensation bei vorliegender Schichtströmung zufriedenstellend zu beschreiben.

Die starke Überschätzung des Leckmassenstromes wurde vermutlich dadurch verursacht, daß die Fluidbedingungen (Phasenseparation) stromaufwärts vom Leck nicht richtig berechnet wurden. Dadurch kam es zum Ausströmen einer zweiphasigen Mischung oder stoßweise zu reiner Dampfentladung.

7. Literatur

- /1/ LOBI-MOD2: Facility Description and Specification for OECD-CSNI International Standard Problem No. 18 (ISP18), 4 Volumes, Joint Research Centre, Ispra Establishment, Comm. No. 4010/13 (1984/85).
- /2/ G. Jacobs et al.: Arbeiten an der IBM-Version des Leichtwasserreaktor-Primärsystemprogramms RELAP/MOD1 und deren Anwendung, im Jahresbericht 1983, Projekt Nukleare Sicherheit, KfK 3450 (Juni 1984).

- /3/ V. H. Ransom et al.: RELAP5/MOD1 Code Manual, 3 Volumes, INEL, NUREG/CR-1826 (1982).
- /4/ V. H. Ransom et al.: RELAP/MOD2 Code Manual, EG&G Idaho, Inc., Idaho Falls, NUREG/CR-4312 (1985).
- /5/ L. N. Kmetyk: RELAP5 Assessment: Conclusions and User Guidelines, SNL, NUREG/CR-3936 (1984).
- /6/ G. Leva, J. Blogg: ISPl8: Primary System Mass Inventory for LOBI-MOD2 Test A2-81, Joint Research Centre, Ispra Establishment, Techn. Note No. I.06.C1.85.136 (1985).

8. Tabellen und Abbildungen

Table 2.1 List of Most Important Trips/Events of LOBI-MOD2
Test A2-81 (ISP18)

| No. | Time or Primary Pressure /other Trip Signal | Trip/Event |
|-----|--|---|
| 1 | Sufficient time before time zero | Pressurizer cooling and pressurizer additional heating off (the loop is put in steady state conditions without both) |
| 2 | -240 sec | Start closure of shut-off valve in tube to top of upper head (closure time 8 sec) |
| 3 | -5 sec | Start closure of drain valve in upper plenum (closure time 8 sec) |
| 4 | 0 sec | Normal pressurizer heating off |
| 5 | 0 sec | Leak starts to open |
| 6 | 4 sec | Leak is fully open |
| 7 | 132 bar | Shut off valves in feed water lines and the shut-off valve in the steam line before the condenser starts to close (closure time 1.5 sec) |
| 8 | 132 bar | Cooling down curve becomes active (at the rate of 100 K/hr) |
| 9 | 132 bar + delay 0.5 s | Heating power starts to drop |
| 10 | 117 bar + delay 35 s | HPIS starts |
| 11 | 110 bar | Main coolant pumps (MCP) speed start to drop |
| 12 | Time at which MCP speed reaches zero | MCP speed zero |
| 13 | 2 sec after 12 | Mechanical brakes MCP in brake position |
| 14 | 2 sec after 13 | Locked rotor resistance simulator in broken loop in position "resistance" |
| | 10 bar | End of Test |

Table 4.1 Specified, Measured and Calculated Initial Conditions
for LOBI-MOD2 Test A2-81 (ISP18)

| | Specified | Measured | Calculated |
|---|-----------|----------|------------|
| Primary system ----- | | | |
| Mass flow: (kg/s) | | | |
| -Intact loop | 21.0 | 21.0 | 21.0 |
| -Broken loop | 7.0 | 6.7 | 6.7 |
| Pressure: (MPa) | | | |
| -Upper Plenum | 15.8 | 15.8 | 15.8 |
| Fluid temperatures: (C) | | | |
| - Vessel Inlet | | | |
| -Intact loop | 294.0 | 293.7 | 293.9 |
| -Broken loop | 294.0 | 293.3 | 293.5 |
| - Pressurizer | 346.0 | 346.0 | 346.0 |
| Core Power: (MW) | 5.28 | 5.206 | 5.206 |
| Pressurizer Water Level:(m) | 4.8 | 5.2 | 5.2 |
| Secondary system ----- | | | |
| Feedwater mass flows: (kg/s) | | | |
| -Intact loop | 2.0 | 2.0 | 2.09 |
| -Broken loop | 0.67 | 0.72 | 0.66 |
| Pressure: (MPa) | | | |
| -Steam Dome | 6.45 | 6.54 | 6.52 |
| Main feedwater temperature (C): | | | |
| -Intact loop | 210.0 | 212.9 | 212.9 |
| -Broken loop | 210.0 | 212.9 | 212.9 |
| Recirculation ratio: | | | |
| -Intact loop | 3.6 | c. 6.5 | 7.2 |
| -Broken loop | 3.6 | c. 4.5 | 7.1 |
| Collapsed Liquid Level in Downcomer (m): | | | |
| -Intact Loop | 8.3 | | 8.3 |
| -Broken Loop | 9.1 | | 9.1 |
| Pressure Differential b/w Level: (MPa) | | | |
| -Intact loop | | | |
| B and S | | 0.05475 | 0.06037 |
| R and S | | 0.00562 | 0.00072 |
| S and T | | 0.00080 | 0.00237 |
| F and B (Downcomer) | | -0.01274 | -0.01470 |
| B and F (Riser) | | 0.01406 | 0.01328 |
| -Broken loop | | | |
| B and S | | 0.04634 | 0.04901 |
| R and S | | 0.01082 | 0.00865 |
| S and T | | 0.00222 | 0.00042 |
| F and B (Downcomer) | | -0.01046 | -0.00879 |
| B and F (Riser) | | 0.01119 | 0.01110 |

Table 5.1: LOBI-MOD2 Test A2-81 (ISP18) Post-Test prediction performance information

| SEQ.NO. | DATE | JOB NO. | SIMULATION FROM | TIME TO | CPU TIME (MIN) | REMARKS |
|---------|----------|---------|--------------------|------------|-------------------|--------------------|
| 1 | 13.03.85 | 3193 | 0. | 440. | 143. | STEADY STATE |
| 2 | 15.03.85 | 6908 | 440. | 555. | 51. | START OF TRANSIENT |
| 3 | 17.03.85 | 8863 | 555. | 1600. | 310. | |
| 4 | 29.03.85 | 6460 | 1600. | 1850. | 180 | |
| 5 | 31.03.85 | 3092 | 1850. | 2700. | 600. | |
| 6 | 01.04.85 | 7985 | 2700. | 3300. | 473. | |
| 7 | 03.04.85 | 6020 | 3300. | 3550. | 180. | |
| 8 | 06.04.85 | 3562 | 3550. | 4464.8 | 579. | END OF TRANSIENT |

ACCUMULATED VALUES:

NO. OF JOBS = 8

ELAPSED TIME = 25 DAYS

SIMULATION TIME = 4464.8 SECONDS

CPU TIME = 41.93 HOURS (SIEMENS 7-890 = FACOM M380)

Table 5.2 LOBI-MOD2 Test A2-81 (ISP18): Post-Test Prediction, Sequence of Events

| Event | Time(s) | |
|--|----------|------------|
| | measured | calculated |
| - Leak starts to open | 0 | 0 |
| - Primary pressure reaches 132 bar Heating Power starts to drop; Cooling down curve becomes active; secondary shutoff valve starts to close; | 32 | 24 |
| - Primary pressure reaches 110 bar Main Coolant Pumps start to coastdown | 45 | 41 |
| - High Pressure Injection starts (117 bar + delay of 35 s) | 74 | 65 |
| - Main Coolant Pumps stop | 117 | 115 |
| - MCP's in break position | 119 | |
| - Locked Rotor Resistance Simulator for Broken Loop in position "resistance" | 121 | 115 |
| - Primary pressure reaches 10 bar (specified end of test) | 4333 | 4025 |

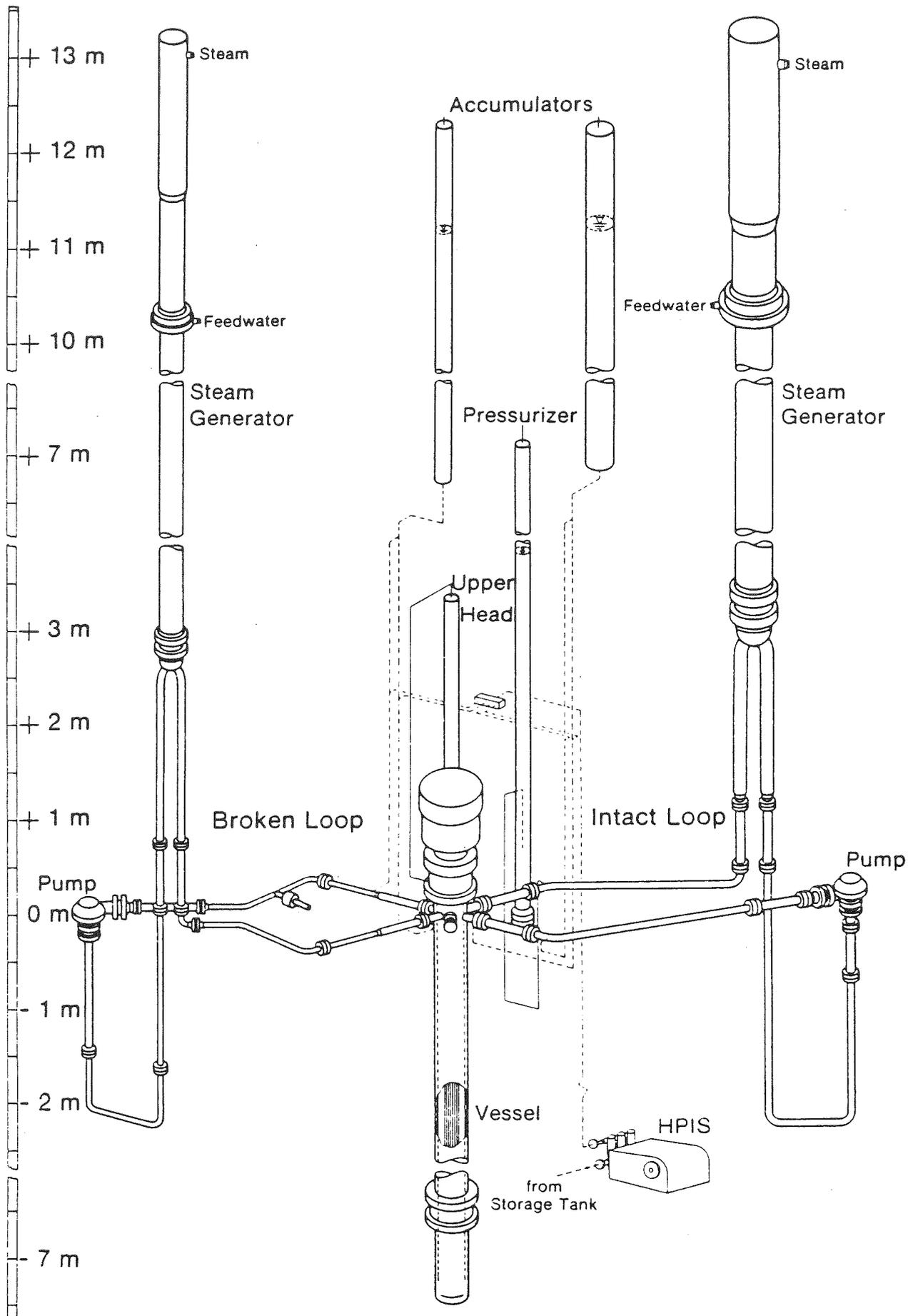


Abb. 1: LOBI-MOD2 Versuchsanlage - Primärkreisläufe -

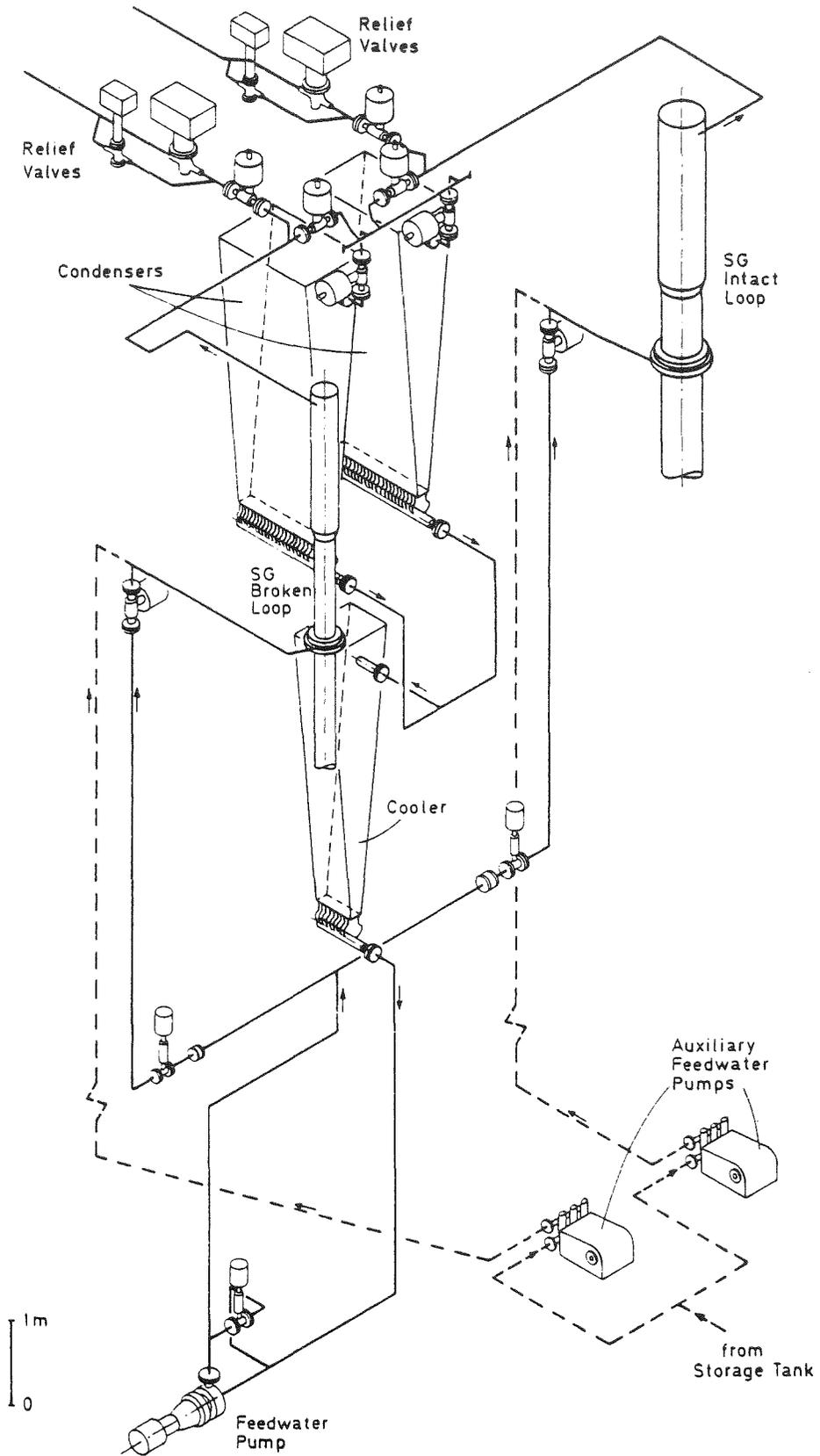
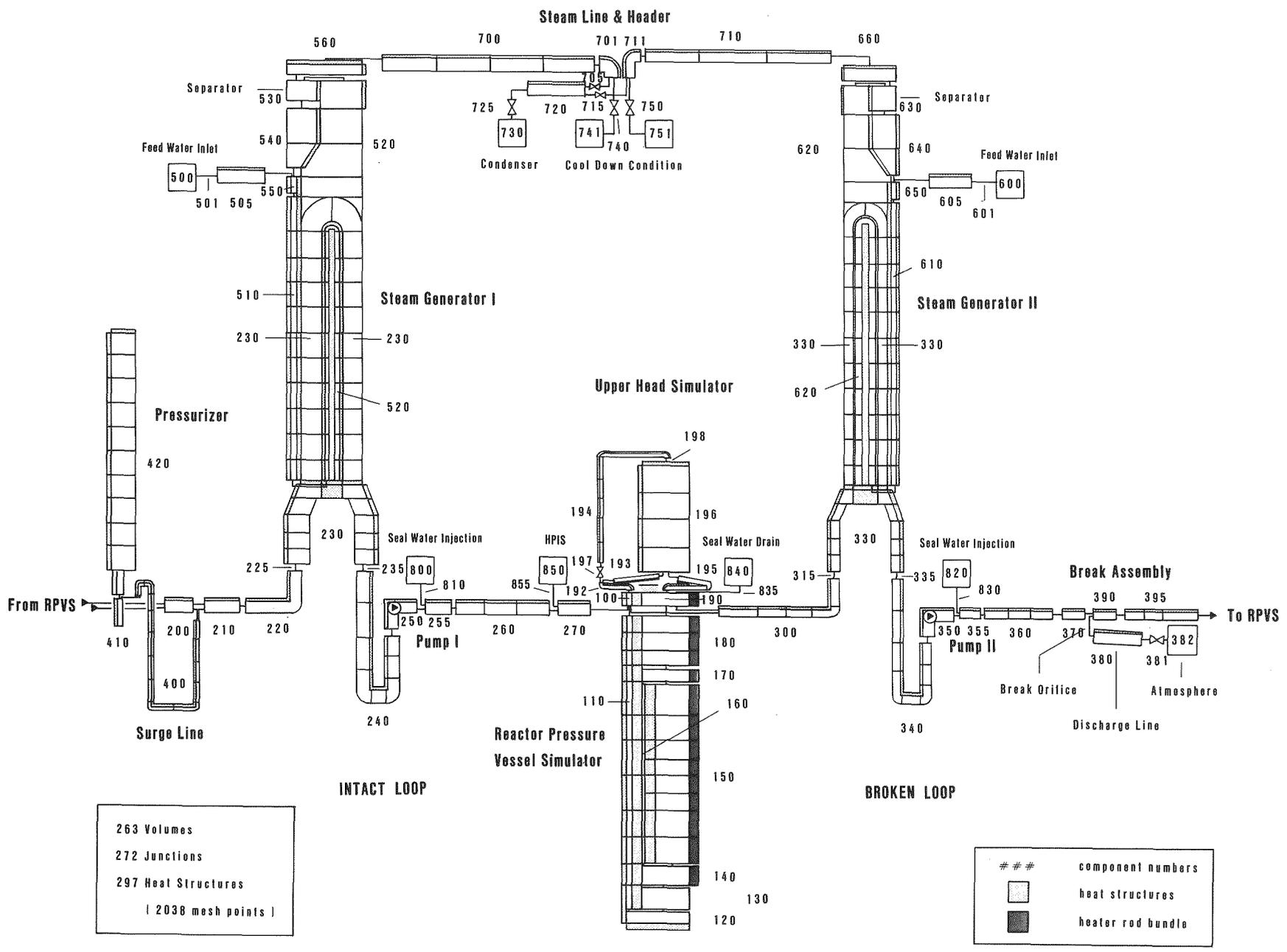


Abb. 2: LOBI-MOD2 Versuchsanlage - Sekundärkreislauf -

Abb. 3: Nodalisierungsschema von LOBI-MOD2-Test A2-81 (ISP18) für RELAP5/MOD1



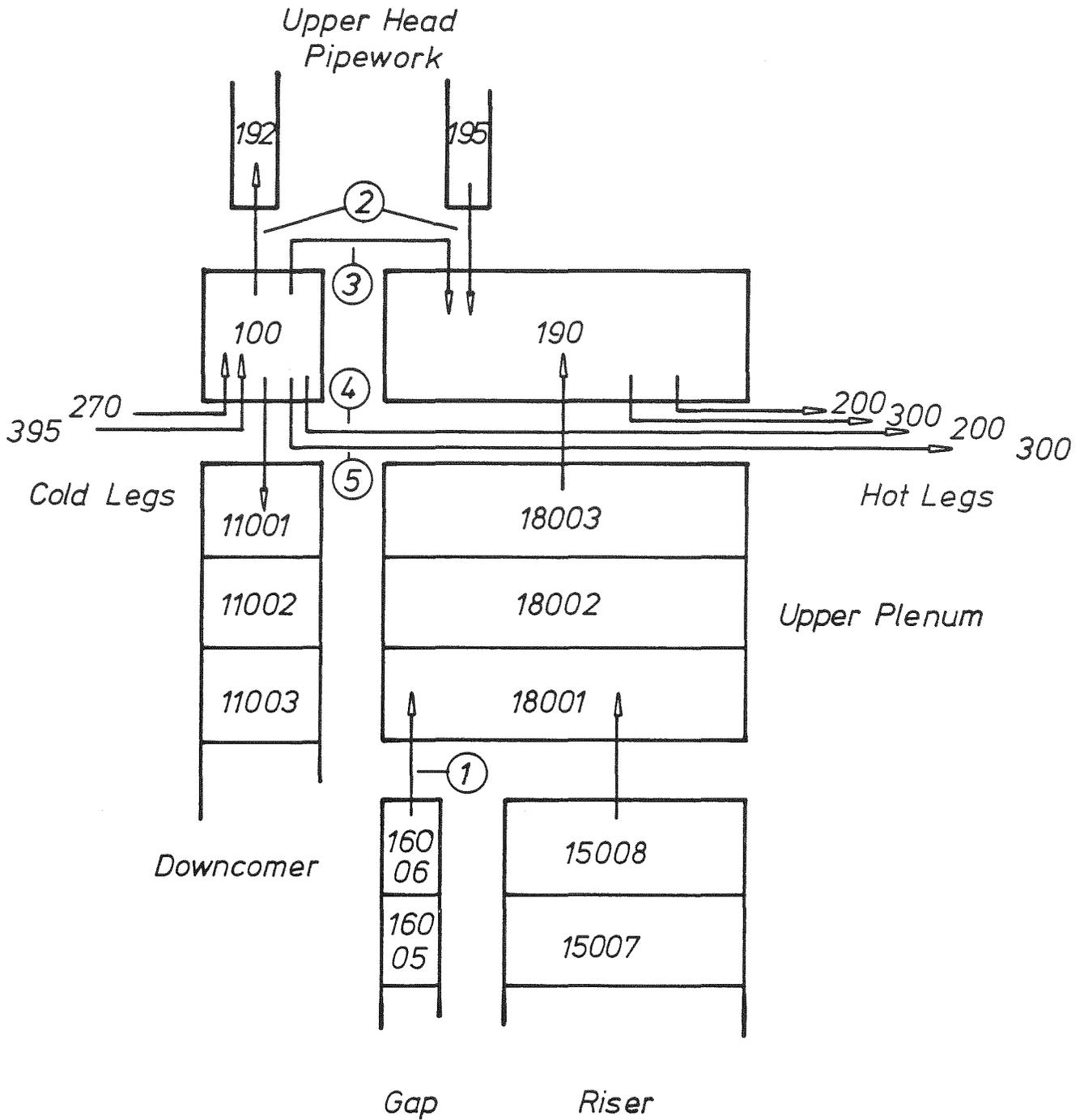
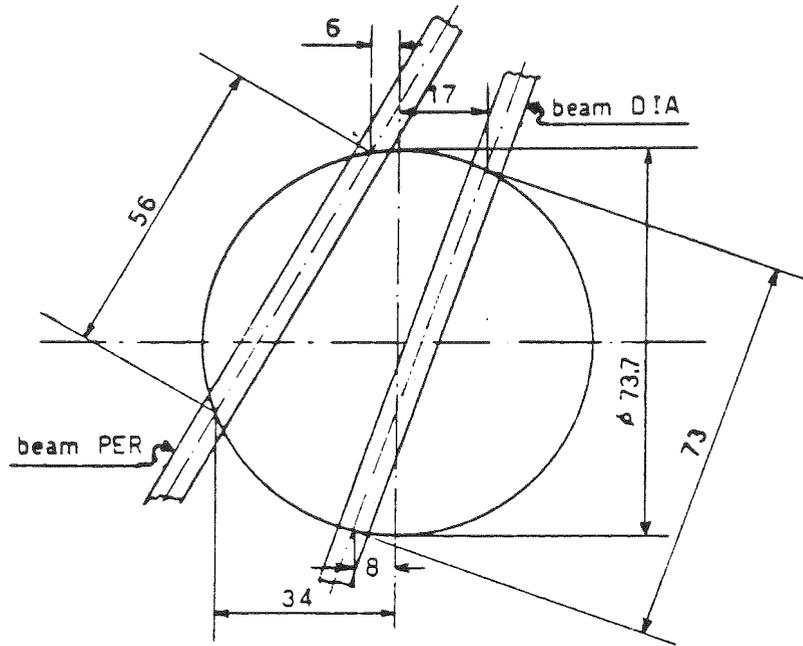
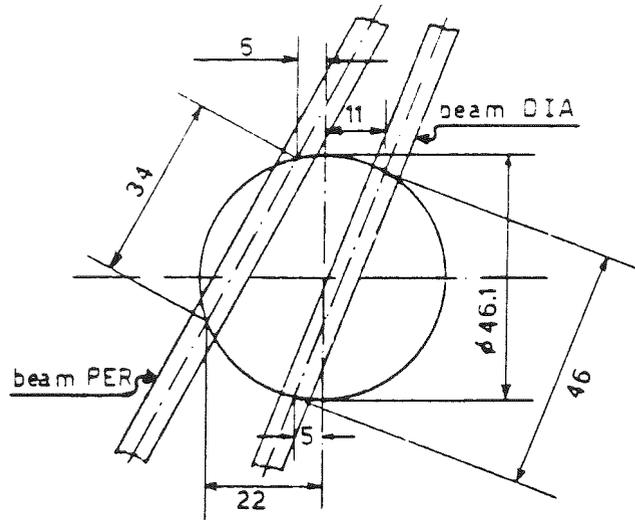


Abb. 4: RELAP5-Modellierung der verschiedenen Kern-Bypasswege im LOBI-MOD2 Test A2-81 (ISP18)

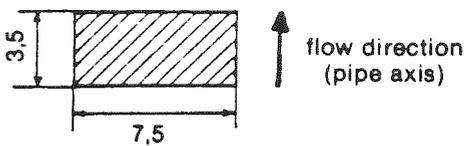
Intact Loop instruments



Broken Loop instruments



Beam Cross Section



(M = 4:1)

Note: The beam cross section geometry shown is the nominal one; due to scattering effects and finite source size the beam intensity distribution is non uniform and about 10% of the effective beam lies outside the nominal section.

Abb. 5: LOBI-MOD2: Strahlgeometrie der Gamma-Densitometer

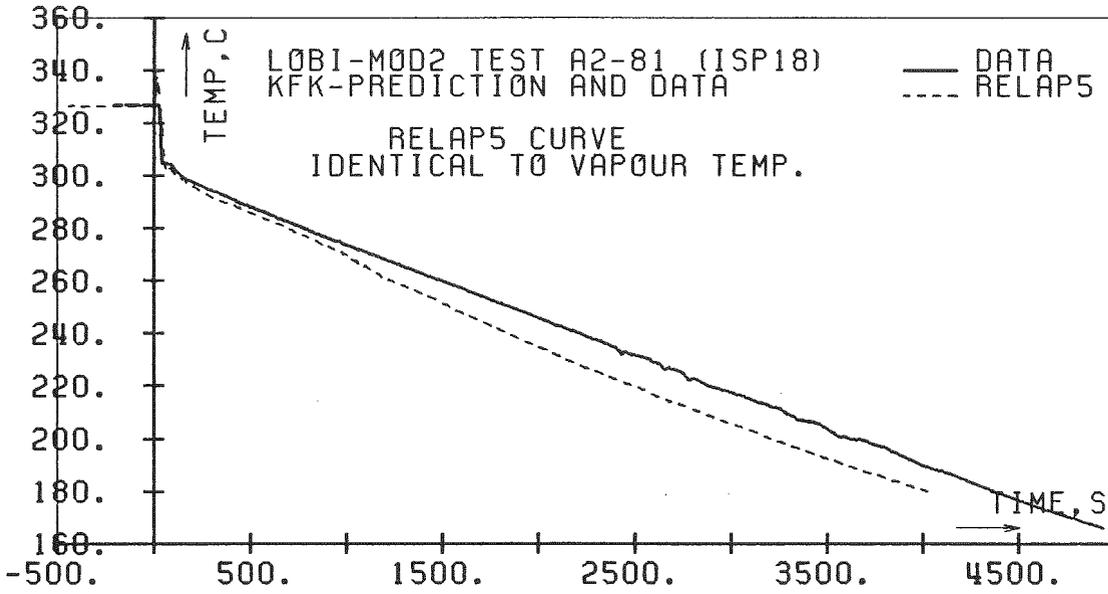


FIG. 5. 6 FLUID TEMP. INTACT L. VESSEL OUTLET AT TOP, TF11T (C)

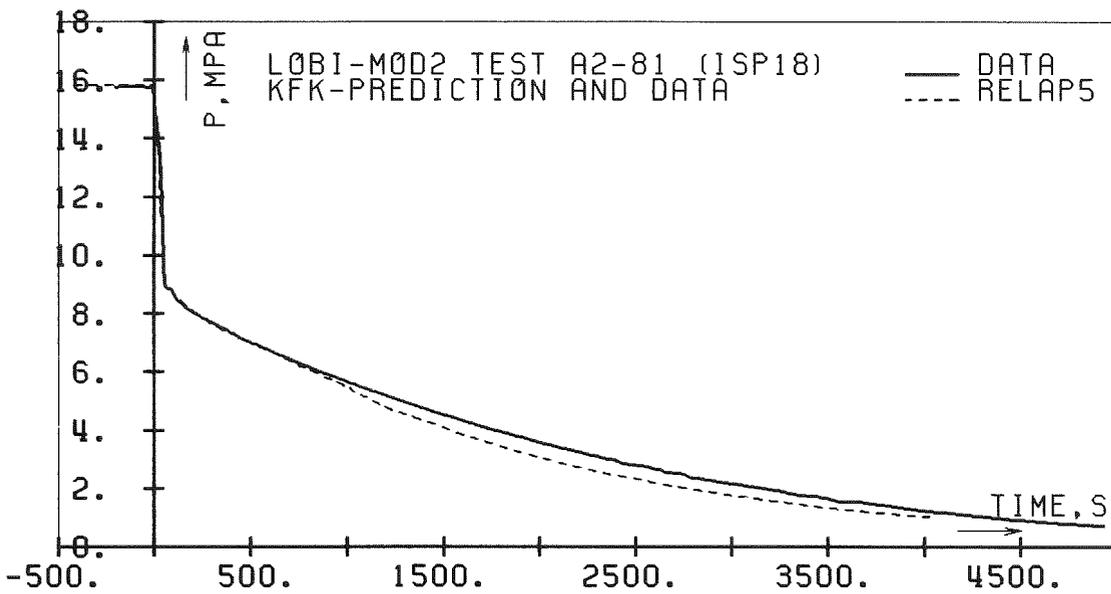


FIG. 5. 1 PRESSURE IN UPPER PLENUM, PA38 (MPA)

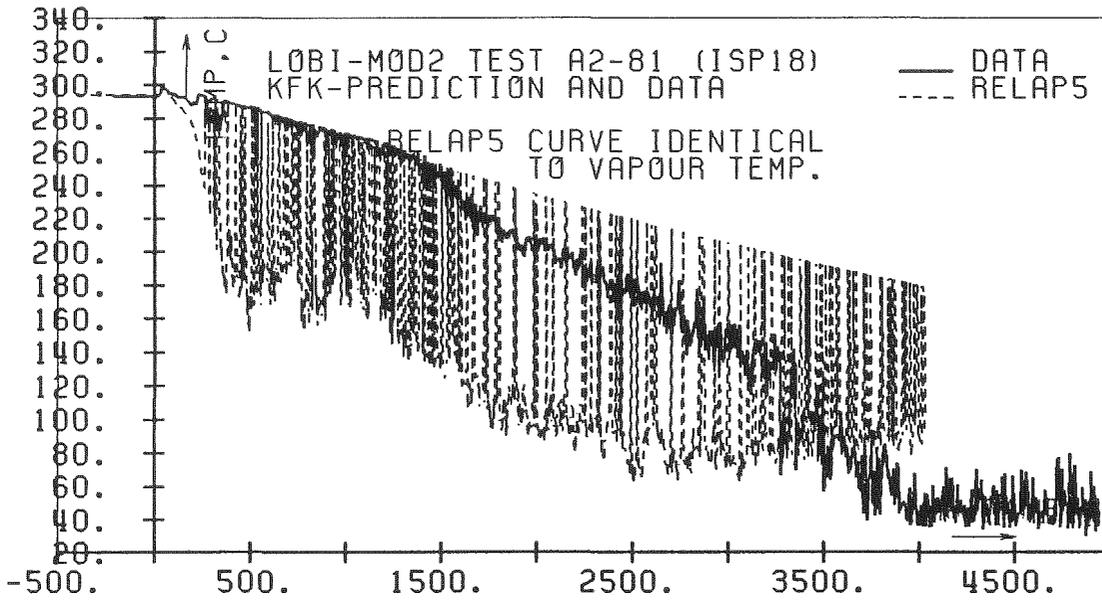


FIG. 5.8 FLUID TEMP. INTACT LOOP VESSEL INLET AT TOP, TF16T (C)

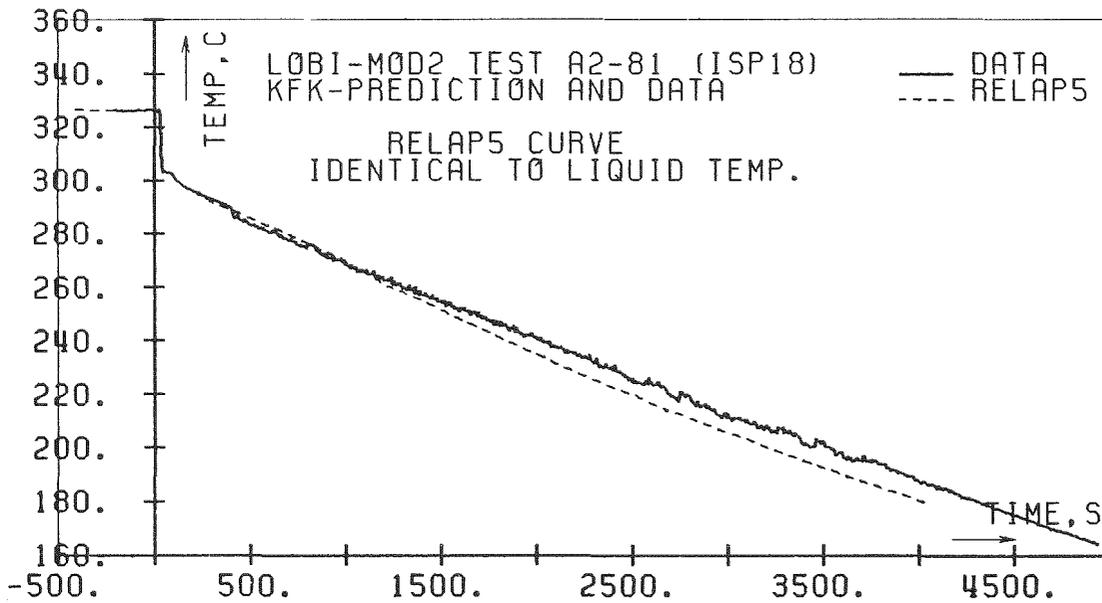


FIG. 5.7 FLUID TEMP. INTACT L. VESSEL OUTLET AT BOTTOM, TF11B (C)

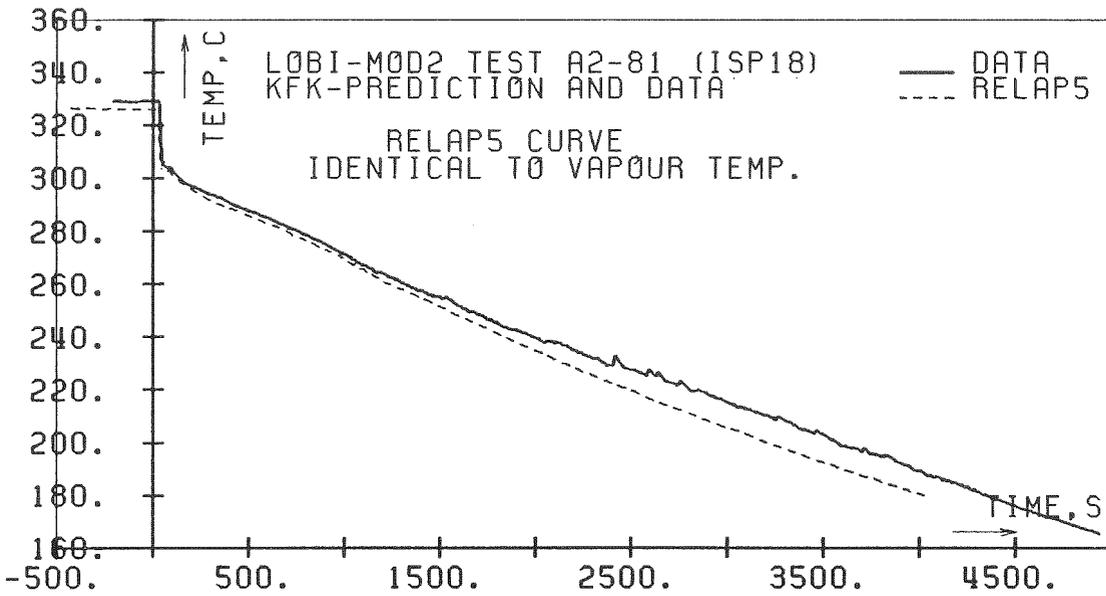


FIG. 5.10 FLUID TEMP. BROKEN LOOP VESSEL OUTLET AT TOP, TF21T (C)

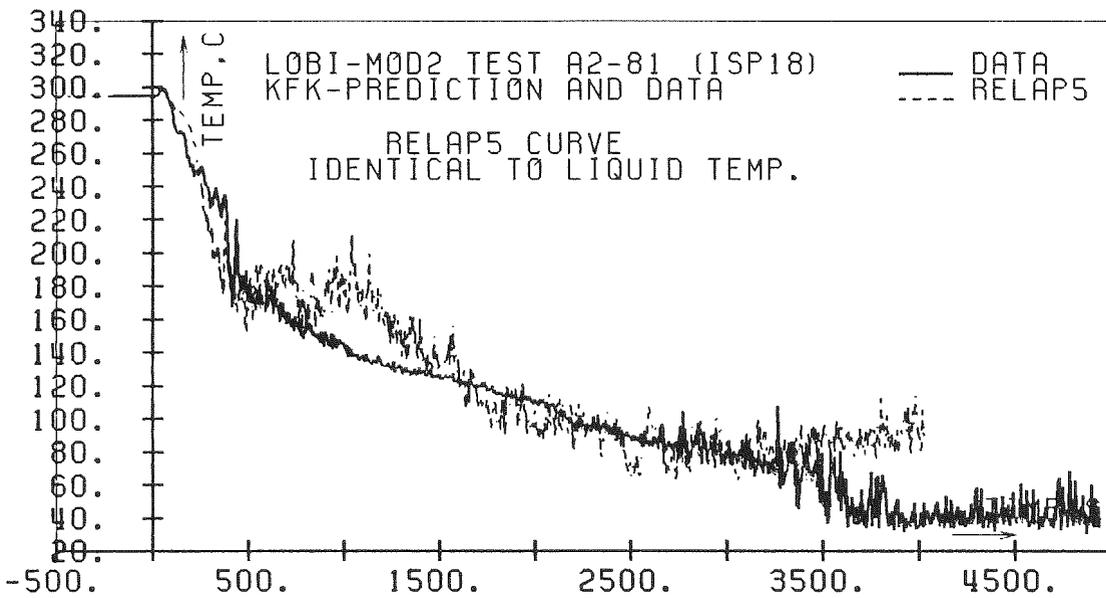


FIG. 5.9 FLUID TEMP. INTACT LOOP VESSEL INLET AT BOTTOM, TF16B (C)

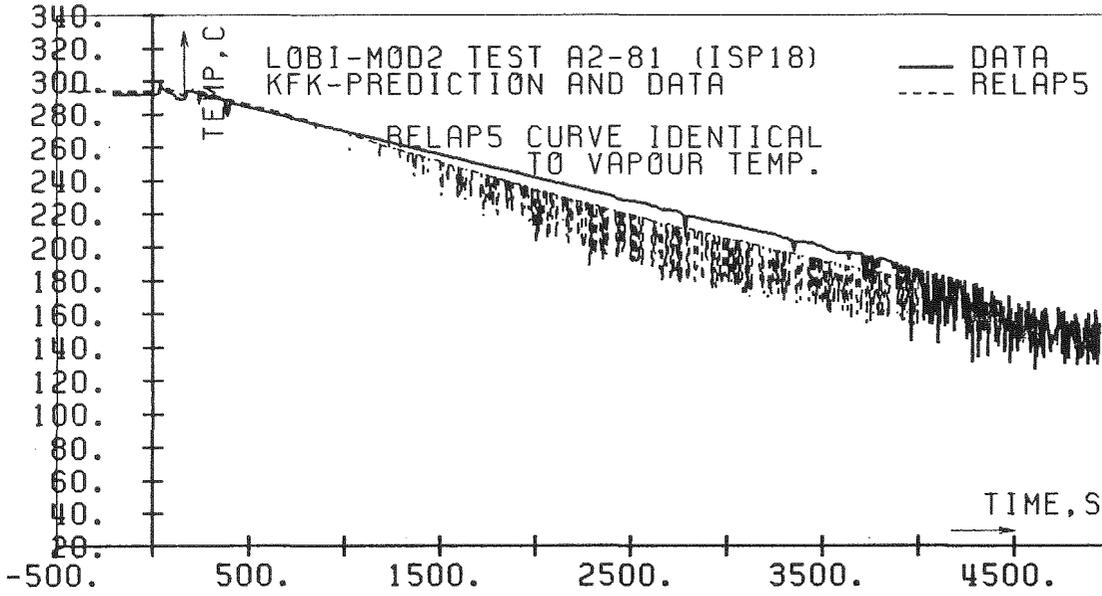


FIG. 5.12 FLUID TEMP. BROKEN LOOP VESSEL INLET AT TOP, TF26T (C)

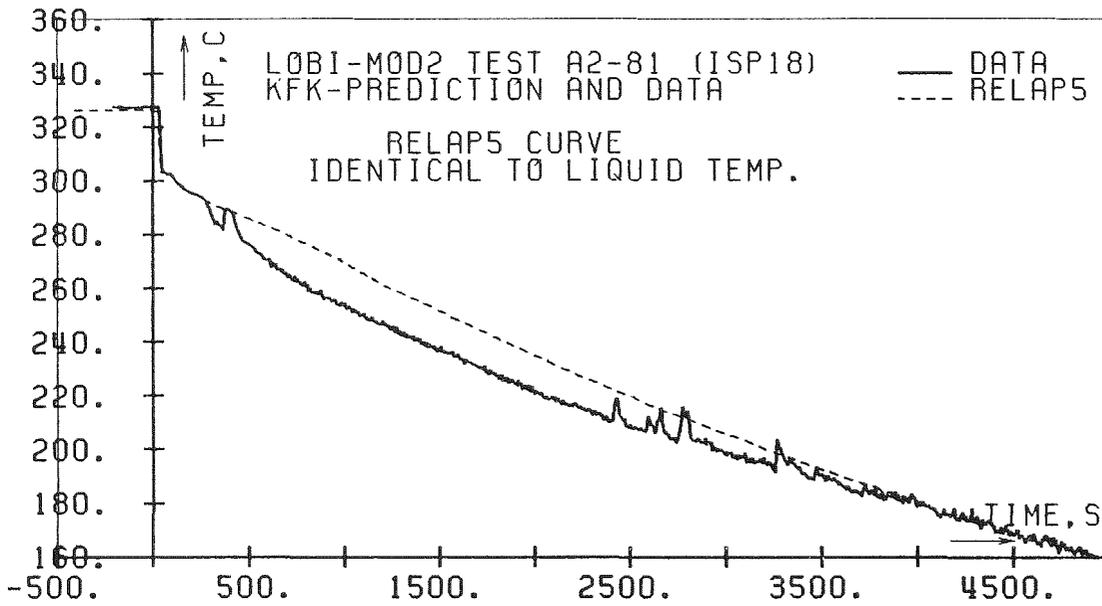


FIG. 5.11 FLUID TEMP. BROKEN LOOP VESSEL OUTLET AT BOTTOM, TF21B (C)

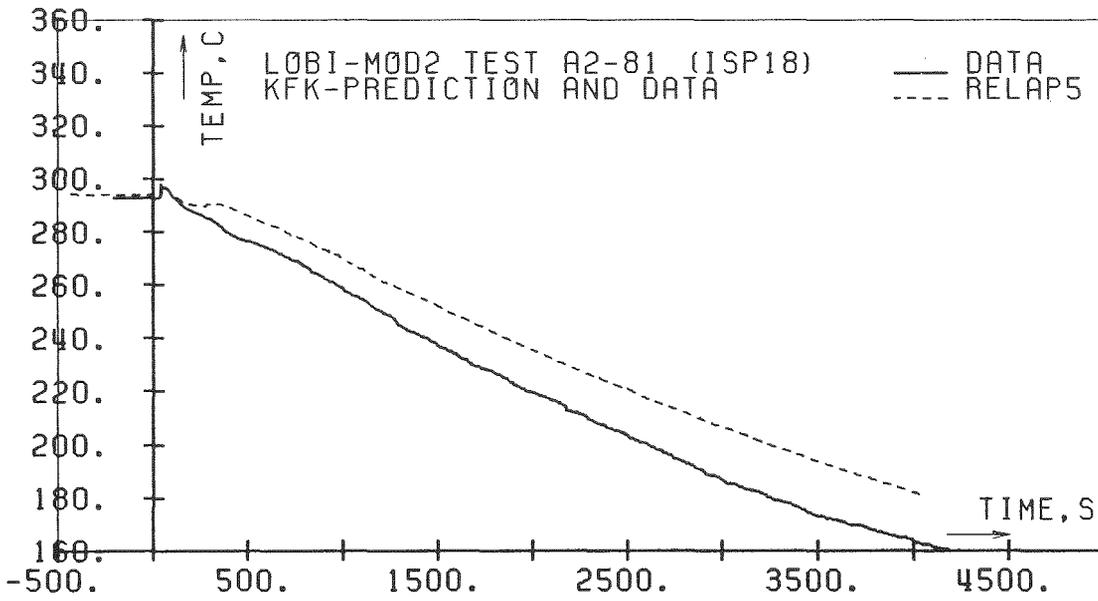


FIG. 5.14 FLUID TEMP. CORE INLET, TF35 (C)

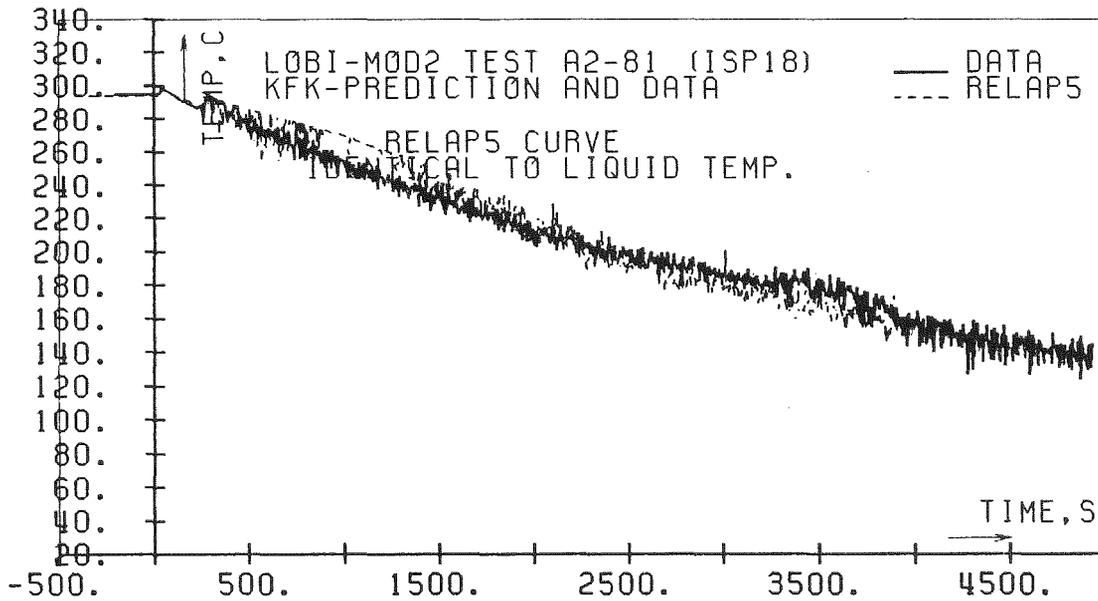


FIG. 5.13 FLUID TEMP. BROKEN LOOP VESSEL INLET AT BOTTOM, TF26B (C)

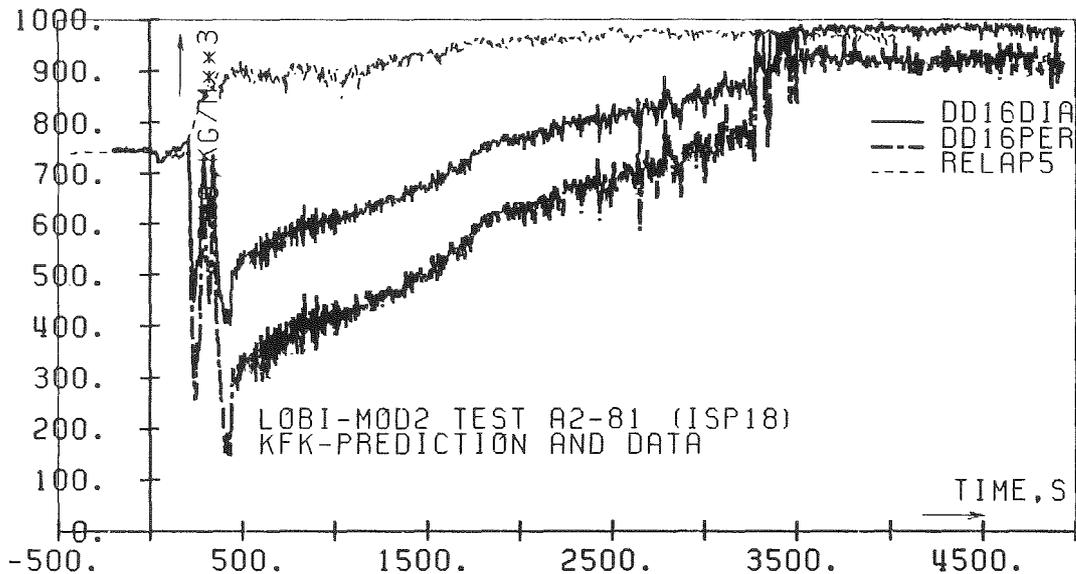


FIG. 5.17 FLUID DENSITY INTACT L. COLD LEG VESSEL INLET, DD16 (KG/M**3)

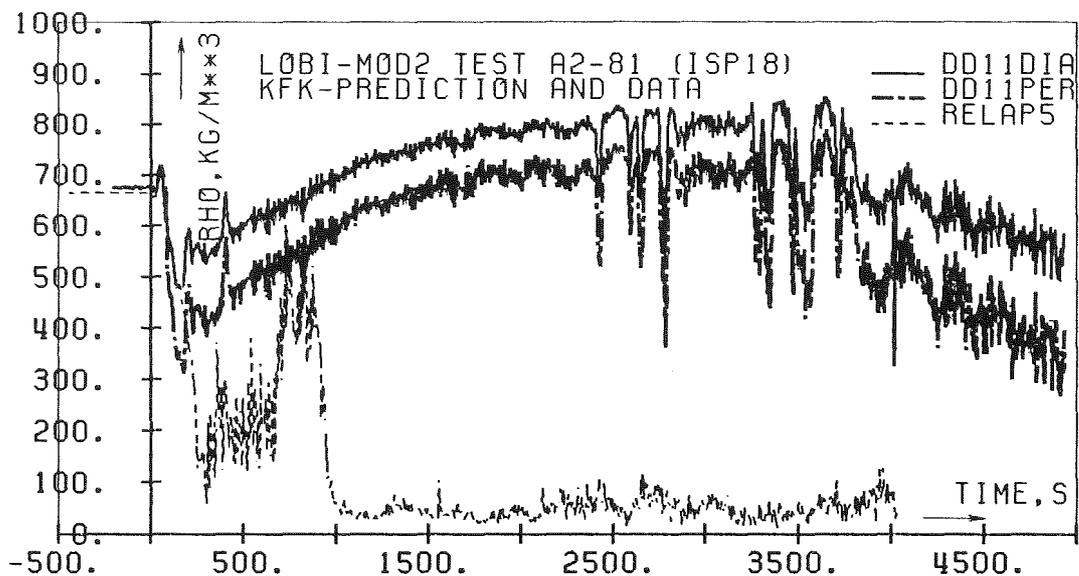


FIG. 5.15 FLUID DENSITY INTACT. L. VESSEL OUTLET, DD11 (KG/M**3)

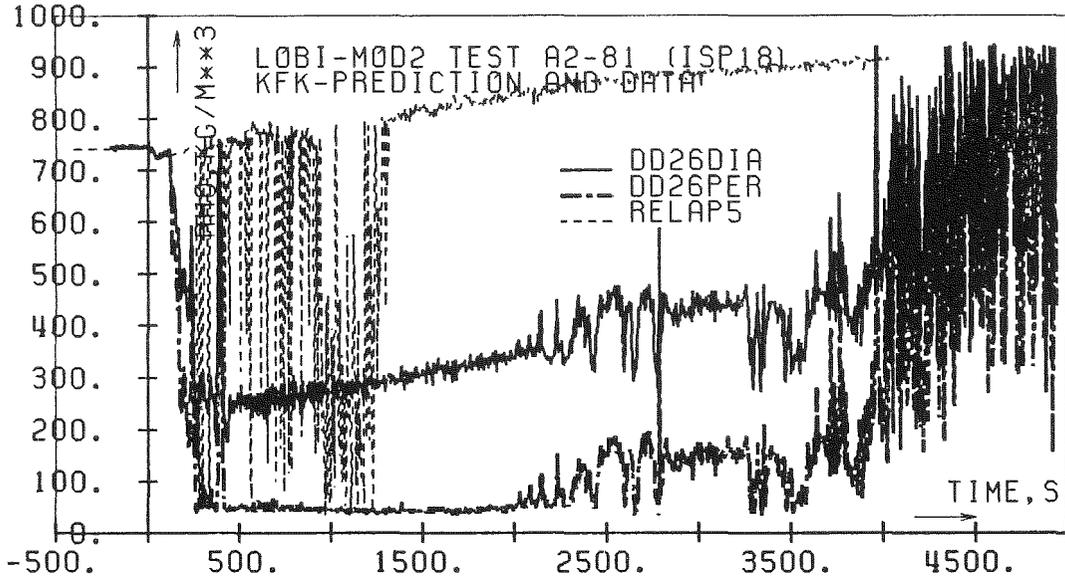


FIG. 5.21 FL.DENSITY BROKEN L. B/W BREAK & VESSEL, DD26 (KG/M**3)

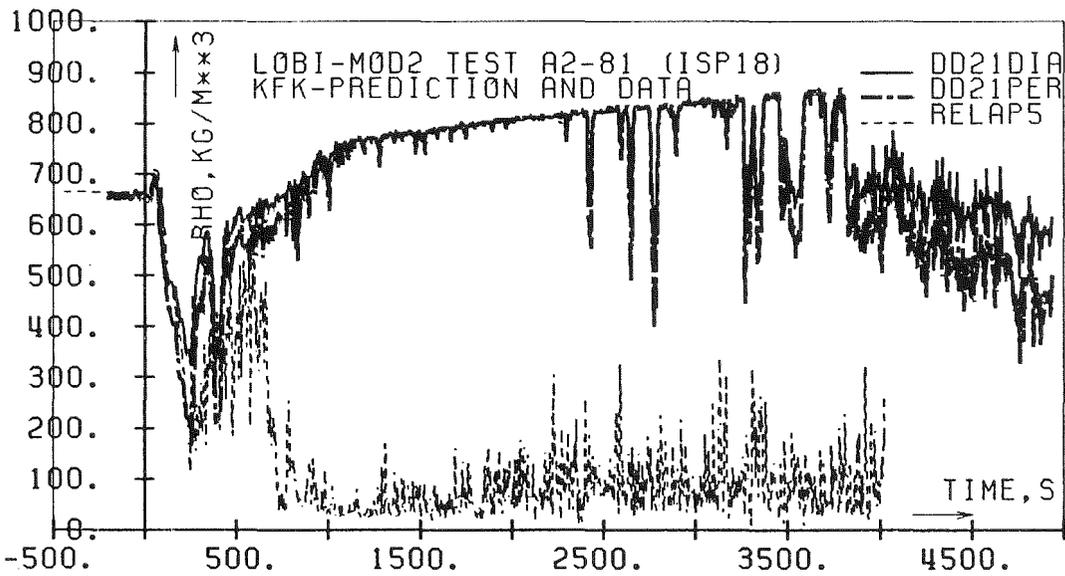


FIG. 5.18 FL.DENSITY BROKEN L. HOT LEG VESSEL OUTLET, DD21 (KG/M**3)

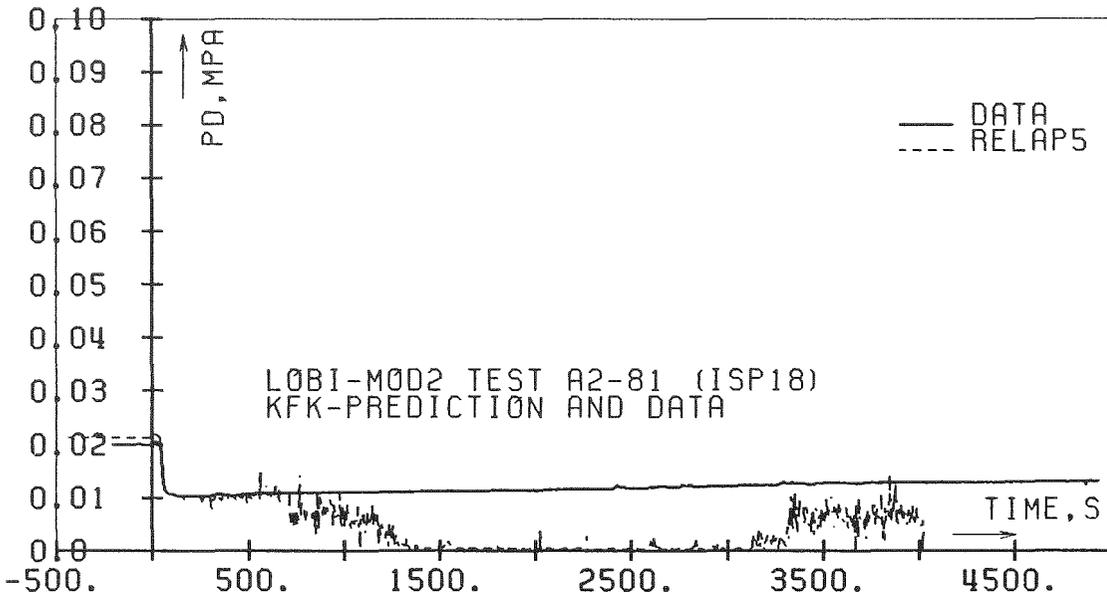


FIG. 5.26 DIFF.PRESS.BROK.LOOP SEAL ASC.LEG, PD2724 (MPA)

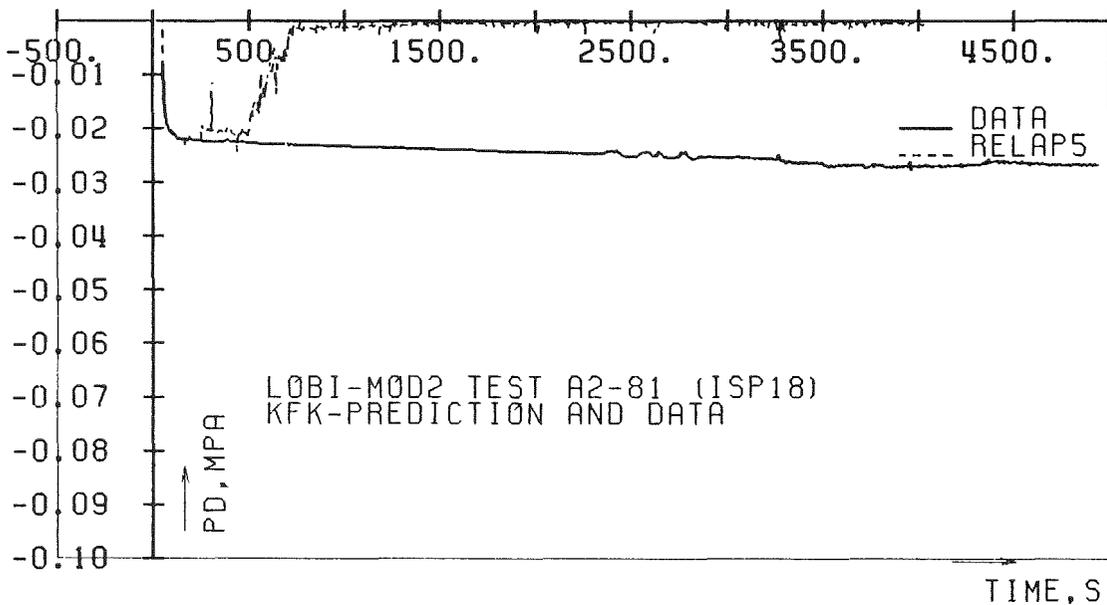


FIG. 5.25 DIFF.PRESS.BROK.LOOP SEAL DESC.LEG, PD8227 (MPA)

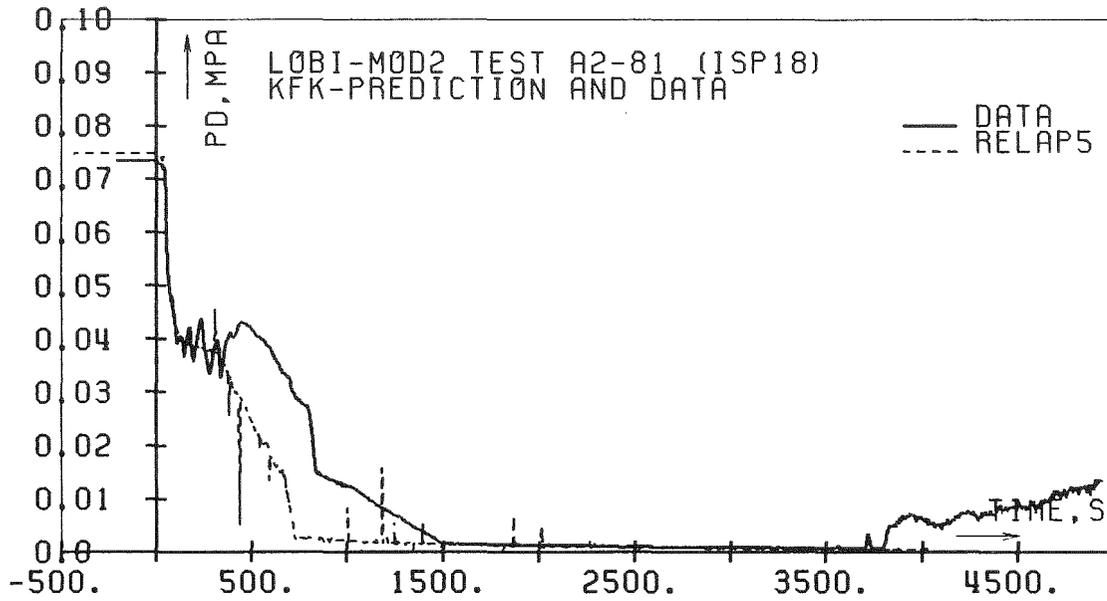


FIG. 5.30 DIFF.PRESS. I.L. U-TUBES ASC.LEG, PD90BN (MPA)

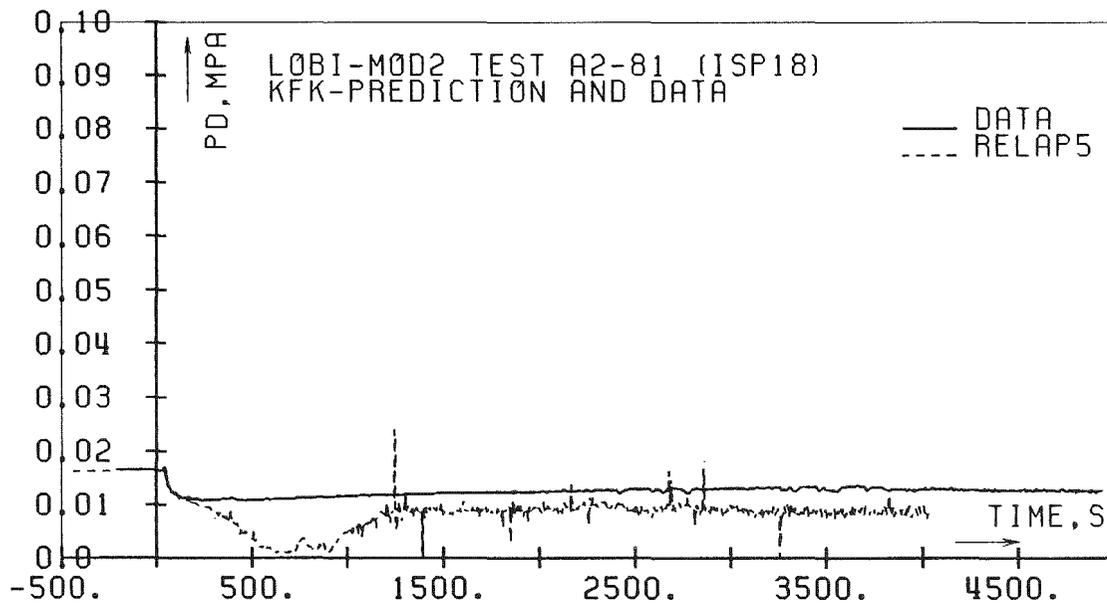


FIG. 5.29 DIFF.PRESS. UPPER PLENUM, PD3RKA (MPA)

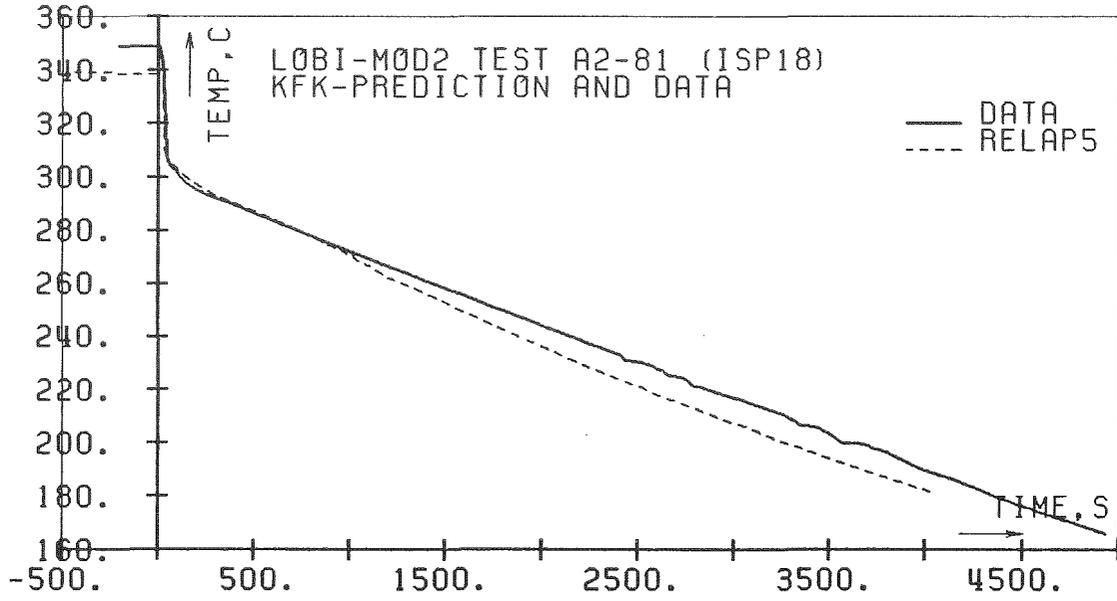


FIG. 5.36 HEATER ROD SURFACE TEMP.LEVEL 11, TH11 (C)

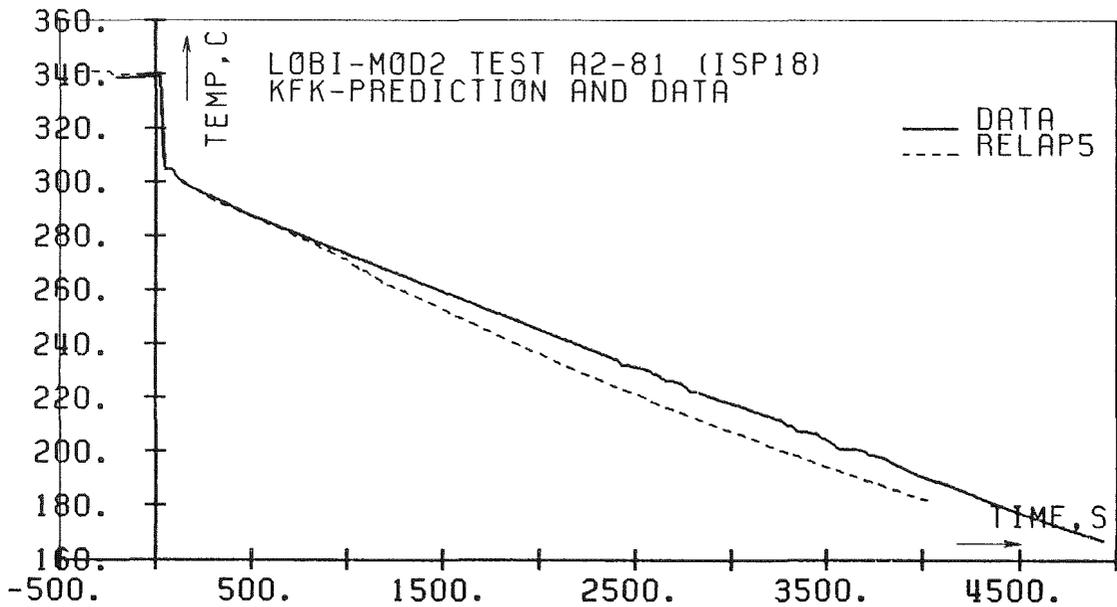


FIG. 5.35 HEATER ROD SURFACE TEMP.LEVEL 9, TH09 (C)

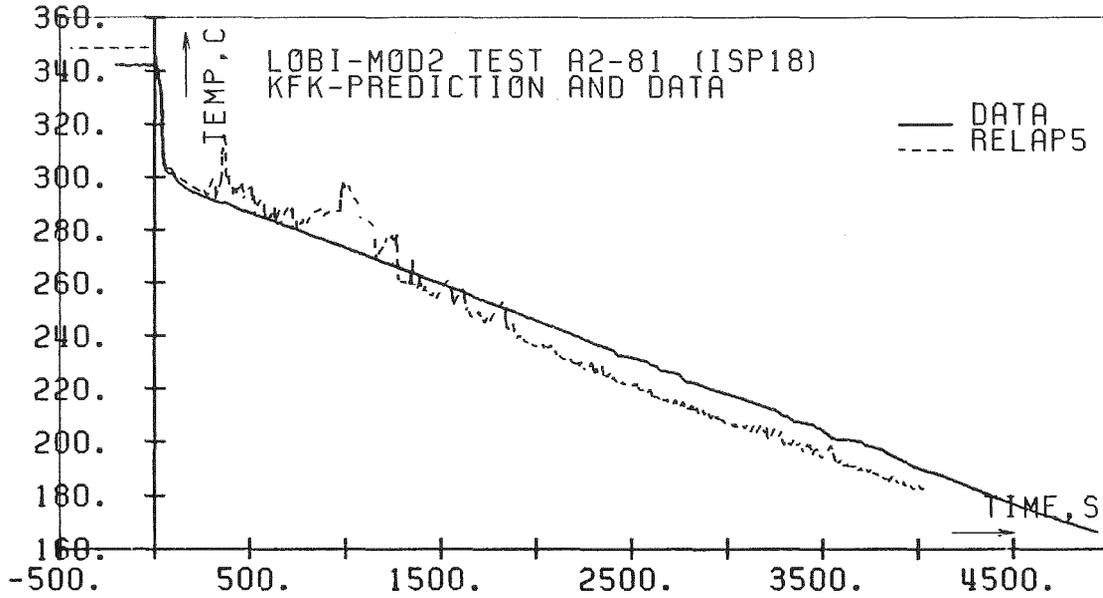


FIG. 5.38 HEATER ROD SURFACE TEMP. LEVEL 14, TH14 (C)

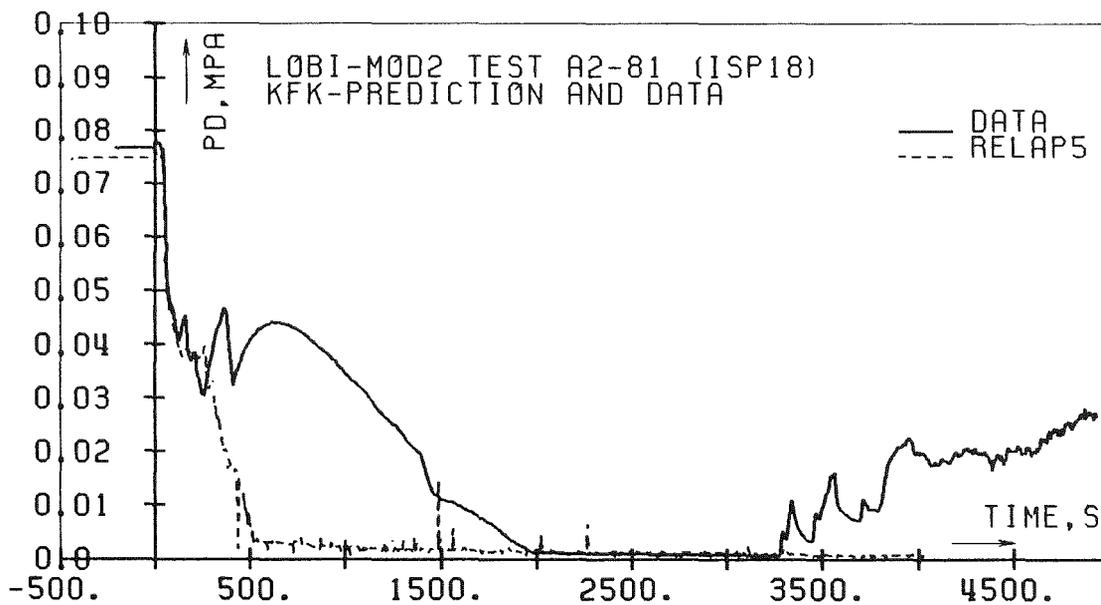


FIG. 5.31 DIFF. PRESS. B.L. U-TUBES ASC. LEG, PD80BN (MPA)

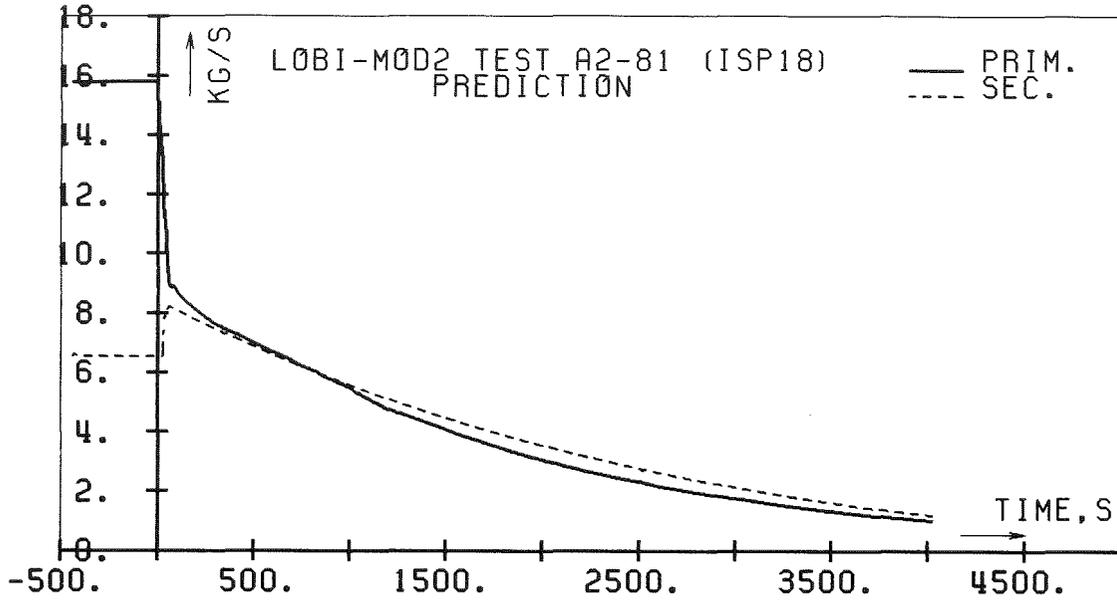


FIG. 5. 56 PRIMARY & SECONDARY PRESSURE, PA38 & PA97S (MPA)

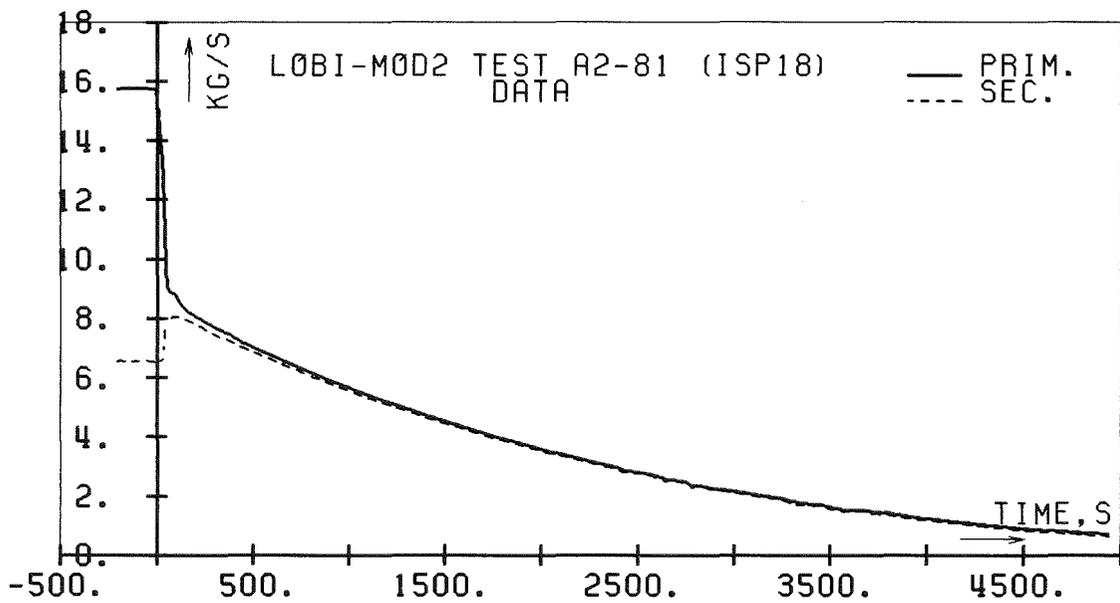


FIG. 5. 55 PRIMARY & SECONDARY PRESSURE, PA38 & PA97S (MPA)

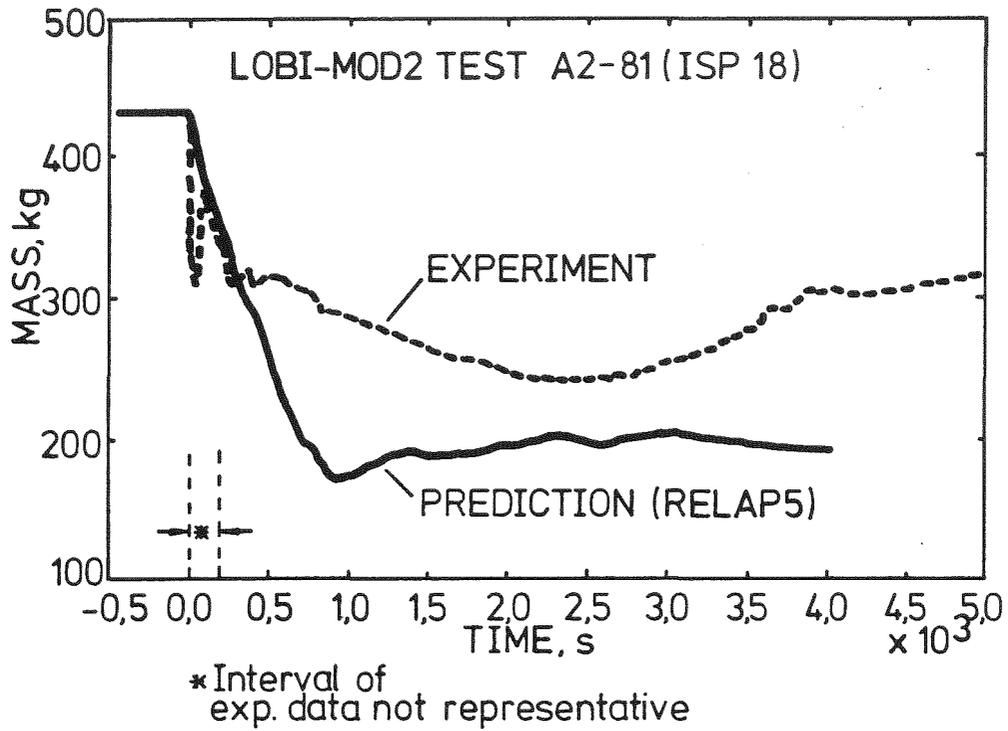


Fig. 5.58 Primary System Mass Inventory

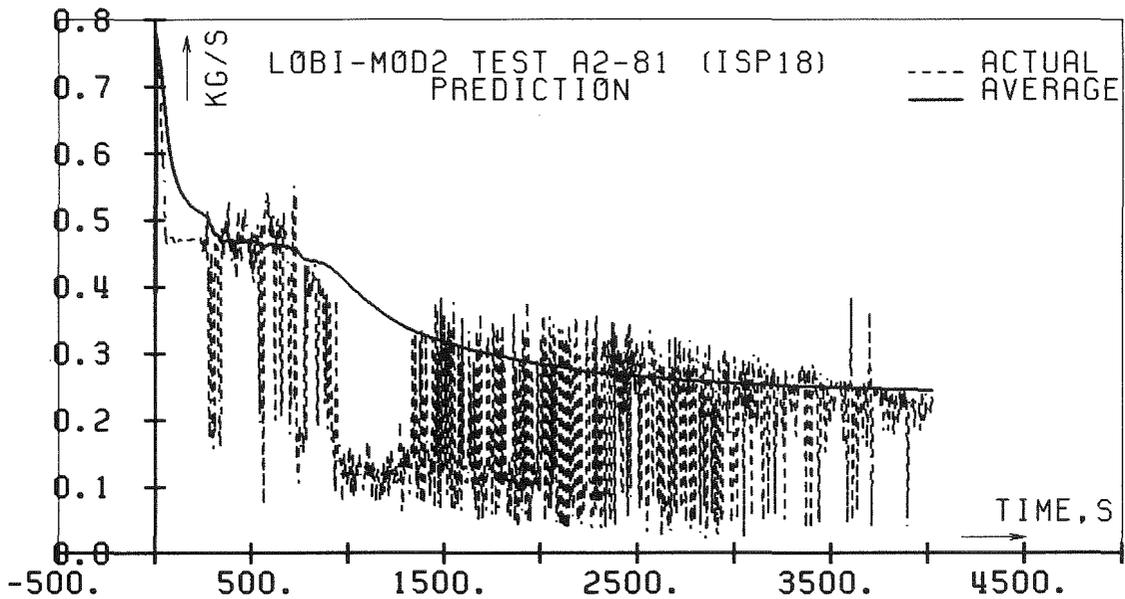


FIG. 5.57 BREAK MASS FLOW, CM05 (KG/S)

06.01.21/07A Erfahrungen aus der Vektorisierung eines
PNS 4271 Thermohydraulik-Codes: BODYFIT-1FE.
 (H. Borgwaldt, INR)

In 1983 wurde uns vom Argonne National Laboratory (ANL) der fortgeschrittene Thermohydraulik-Code BODYFIT-1FE verfügbar gemacht. Es ist dies die Einphasen-Version eines 3-dimensionalen Stabbündel-Codes für stationäre und transiente Analysen /1/. Er verwendet die von Thompson entwickelte Methode der randangepaßten Koordinaten (BOunDarY-FITTing).

BODYFIT wurde im KfK erweitert und optimiert, insbesondere für den Einsatz auf Vektorrechnern. Die Methoden der Optimierung/Vektorisierung sind schon kurz in 2 vorausgehenden PNS-Jahresberichten /2,3/ und ausführlich in einem Tagungs-Beitrag /4/ dargestellt worden.

Man sollte als Tatsache festhalten, daß jeder für einen Universalrechner konzipierte Code reorganisiert werden muß, um strukturell vektorisierbar zu werden. Von einem vektorisierenden Compiler kann man nur fordern, daß er möglichst viele vektorisierbare Konstruktionen erkennt und in passende Maschinenbefehle umsetzt. Sehr wesentlich ist die Fähigkeit des Compilers, in Programm-Schleifen Fall-Unterscheidungen zu behandeln, die als einfache IF-Statements oder als BLOCK-IF-Statements, d.h. Konstruktionen der Art

```
IF (Bedingung) THEN
  Zweig A
ELSE
  Zweig B
END IF
```

oft benötigt werden. BLOCK-IF-Statements sind ein Kern-Element des FORTRAN 77-Standards und modernen, strukturierten Programmierens.

Hohen Anforderungen genügten bei unseren Tests in erster Linie die neuesten Compiler von Fujitsu/Siemens und Cray (CFT 1.15). Sie bilden eine Klasse für sich und vektorisieren gelegentlich sogar mehr als erwartet oder erwünscht.

Der für die Code-Anpassung erforderliche Programmier-Aufwand erwies

sich als sehr erheblich, im Umfang von vielen Mann-Monaten. Dies deckt sich mit Aussagen in der einschlägigen Literatur: 3- oder 4-köpfige Gruppen, gemischt aus Code- und Computer-Experten, konnten gute Ergebnisse in etwa 6 Monaten liefern. Im Falle von BODYFIT-1FE erfolgte die Code-Reorganisation durch:

- (1) Routinemäßige Verwendung von Hilfsvektoren,
- (2) Ebenenweise Iteration aller physikalischen Variablen,
- (3) Nachbehandlung aller von Rand- oder Symmetrie-Bedingungen erfaßten Gitterpunkte,
- (4) Globale und lokale Vorausberechnung aller invarianten Größen,
- (5) Ebenenweise Berechnung aller Stoffwert-Funktionen,
- (6) Spezielle Vektorisierung aller Berechnungen vom Typ Interpolation, Regula falsi oder Newton'sche Näherung.

Die Optimierung/Vektorisierung erfolgte zunächst parallel auf einem Universalrechner SIEMENS 7890 des KfK und dem Vektorrechner CYBER 205 der Universität Karlsruhe (in der Endphase mit 2 Vector-Pipes). Auf der CYBER 205 mußten in erheblichem Umfang die verfügbaren FORTRAN-Erweiterungen (CYBER-Vektornotation, WHERE-Statement, Q8-Calls etc.) eingesetzt werden. Erst durch sie gewinnt man eine hinreichende Vektorisierung des Codes, auf Kosten der Portabilität.

BODYFIT wurde als nächstes zu Testzwecken auf einer CRAY X-MP/22 implementiert, unter Einsatz der FORTRAN-Compiler CFT 1.11 und 1.13.

Testbeispiel bei diesen Läufen war ein mit dem Original-Code geliefertes Problem: Ein 90° -Ausschnitt einer quadratischen Zelle mit einem zentralen Brennstab, das Fluid ist Natrium. Die Zelle hat $8 * 8$ Gitterpunkte, von denen 55 in die Rechnungen eingehen, in axialer Richtung gibt es 32 Abschnitte. Eine Basis-Vektorlänge von 55 ist nicht optimal für die CYBER 205, jedoch werden im Code auch oft verkettete Vektoren der 4- oder 6-fachen Länge benutzt. Für alle anderen Vektorrechner ist die Basis-Vektorlänge relativ günstig.

Interessant in der umseitigen Tabelle ist ein Leistungs-Vergleich sowohl unter den Anlagen als auch unter verschiedenen Compilern (CFT 1.11/13 gegen 1.15). Beachtenswert ist auch die aus der (eigentlich nur

für die Vektorisierung vorgenommenen) Code-Reorganisation folgende deutlich verbesserte skalare Performance. Für die Vektorrechner kommt dabei zum Tragen, daß auch im Skalar-Mode vektorisierte System-Routinen angesprochen werden (können).

Tabelle 1: Leistungs-Vergleich bei verschiedenen Vektorisierungs-Stufen (Original-Code auf SIEMENS 7890 = 1 gesetzt).

| | SIEMENS | CYBER 205 (2 Pipes) | | CRAY X-MP | |
|------------------------------|---------|---------------------|------------|-----------|------------|
| | 7890 | skalar | vektoriell | skalar | vektoriell |
| Original-Code | 1,0 | 0,6 | 0,6 | | |
| vektorisierte Code, portabel | 1,5 | 1,4 | 2,2 | 2,0 | 5,8 (b) |
| Vektorisierung verbessert | | | 4,4 (a) | | 10,5 (c) |

(a) Optimierte durch CYBER FORTRAN-Erweiterungen.

(b) Vektorisiert durch Cray-Compiler CFT 1.11 oder 1.13.

(c) Vektorisiert durch neuen Cray-Compiler CFT 1.15.

In jüngster Zeit, nach Fertigstellung des Tagungs-Beitrags /4/, ergab sich im Rahmen einer Benchmark-Aktivität die Gelegenheit, weitere Testläufe von BODYFIT-1FE auf verschiedenen Vektorrechnern durchzuführen, die das bisher gewonnene Bild ergänzen. Die zusätzlichen Tests erfolgten auf einer SIEMENS VP-200 in München, einer CRAY X-MP/48 in Mendota Heights (USA) sowie auf einer IBM 3090-200 mit Vector-Facility (kurz IBM-VF) im International Systems Center Poughkeepsie (USA). Auf der CRAY X-MP kam der neue, wesentlich besser vektorisierende Compiler CFT 1.15 zum Einsatz. Für die Tests auf der IBM-VF wurden vom Hersteller Voraus-Versionen des IBM VS-Compilers, Version 2, und des Betriebssystems benutzt.

Für den Leistungs-Vergleich wurden jeweils 6 Test-Rechnungen durchgeführt. Sie benutzen dieselbe Geometrie wie oben, aber 6 verschiedene

Fluide: Natrium, Wasser, Helium, Stickstoff, Kohlendioxid und Luft. Nur Temperatur, Druck und Geschwindigkeit am Bündel-Eintritt wurden dem jeweiligen Fluid angepaßt, aber keine weitere Anpassung der Modellierung vorgenommen.

Tabelle 2: Vergleich der Laufzeiten des Codes
BODYFIT-1FE bei 500 Iterationen.

| Datensatz | Zeit (sec) | rel. Speedup-Faktoren (7890 = 1 gesetzt) | | | |
|-----------|-----------------|--|-------------------------|-------------------|--------|
| | SIEMENS 7890 | CYBER 205 (optimiert) | CRAY X-MP (CFT 1.15) | SIEMENS VP-200 | IBM-VF |
| SODIUM | 371 | 2,90 | 6,97 | 5,17 | 1,62 |
| WATER | 510 | 3,15 | 5,95 | 6,02 | 1,91 |
| HELIUM | 357 | 2,87 | 6,82 | 5,17 | 1,98 |
| NITROGEN | 413 | 2,89 | 6,61 | 5,47 | 2,01 |
| CARBOXID | 572 | 3,07 | 7,71 | 5,91 | 1,74 |
| AIR | 552 | 3,23 | 7,34 | 5,54 | 1,98 |
| Gesamt | 2775 | 3,04 | 6,89 | 5,58 | 1,86 |

Vergleichs-Grundlage ist die Laufzeit des strukturell vektorisierten Codes auf der SIEMENS 7890. Für einen Vergleich mit dem Original-Code müßten die Speedup-Faktoren aus dieser Tabelle noch mit einem Faktor 1,5 multipliziert werden (siehe Tabelle 1). In manchen Fällen wurden die Ergebnisse aus 95 sec-Läufen auf 500 Iterationen hochgerechnet. Diese und andere Anpassungen machen die Tabellenwerte um wenige % ungenau, wodurch sich aber keine Verschiebungen im Gesamtbild ergeben.

Alle Angaben für die SIEMENS 7890 und VP-200 beziehen sich auf hochgerüstete Anlagen (Taktzeit 14 statt 15 nanosec). Die CYBER-Daten sind aus Rechnungen mit hand-optimiertem Code. Alle Tests auf anderen Rechnern erfolgten dagegen mit dem portablen FORTRAN 77-Programm, bei minimaler Anpassung an die jeweilige Anlage. Für die IBM-VF wurden die Bestwerte herangezogen, mit voller Vektorisierung und einer speziellen, in ASSEMBLER geschriebenen GATHER-Routine.

Aufschlußreich sind die Mittelwerte aus der letzten Zeile. Die auf den Anlagen CRAY X-MP und SIEMENS VP-200 erzielten Speedup-Faktoren belegen einen hohen Vektorisierungsgrad (etwa 85 %), ein Ergebnis der umfangreichen Optimierungs-Maßnahmen. Dagegen würde man aus dem Wert für die IBM-VF nur auf einen Vektorisierungsgrad um 50 % schließen. Hierin zeigt sich am deutlichsten der Unterschied in den Entwicklungsstufen der jeweiligen Compiler.

Zusammenfassend darf man aus den vorliegenden Ergebnissen, auch wenn sie nur aus einem Code gewonnen wurden, wohl folgern, daß leistungsfähige Vektorrechner mit gleichwertiger Software (Compiler und Tools) gegenüber einem Universalrechner erhebliche Gewinne bringen, vorausgesetzt Programmier-Aufwand und -Disziplin sind angemessen.

Der Code BODYFIT-1FE war von uns wegen seines überschaubaren Umfangs von etwa 8000 Zeilen FORTRAN 77 als "Einstieg" in die Vektorisierung gewählt worden. Inzwischen wurde ein weit größerer Code in Angriff genommen, der Zweiphasen-Multikomponenten-Code COMMIX-2. Schon jetzt hat sich gezeigt, daß die mit BODYFIT gewonnenen Erfahrungen von erheblichem Nutzen sein werden.

Referenzen:

- /1/ Brian C-J. Chen et al., BODYFIT-1FE: A computer code for three-dimensional steady-state/transient single-phase rod-bundle thermal-hydraulic analysis, NUREG/CR-1874 and ANL-80-127 (1980),
- /2/ H. Borgwaldt, G. Willerding, B. C-J. Chen, in Projekt Nukleare Sicherheit Jahresbericht 1983, KfK 3450, S. 4100-94 ff. (1984),
- /3/ H. Borgwaldt, in Projekt Nukleare Sicherheit Jahresbericht 1984, KfK 3550, S. 4100-54 ff. (1985),
- /4/ H. Borgwaldt, Vectorization of the BODYFIT-1FE Code, Proc. Third Intern. Conf. on Reactor Thermal Hydraulics, Newport RI, USA, Paper 2-I (1985)

06.01.21/07A Analyse von HDR-Temperaturschichtungsversuchen
PNS 4271 mit COMMIX-1B.

(W. Baumann, G. Willerding)

1. Einleitung

Vorab-Versionen des amerikanischen 3D-Thermohydraulik-Codes COMMIX-1B /1/ wurden zur numerischen Simulation von HDR-Temperaturschichtungsversuchen eingesetzt. Bei diesen Versuchen wird kaltes Wasser (20°C) unter hohem Druck (110 bar) in einen Kaltstrang (Coldleg) des Reaktors (Abb.1,2) eingespritzt, nachdem das gesamte System als Ausgangszustand thermisches Gleichgewicht (meist 300°C) erreicht hat.

Die einzelnen Versuche werden bei stagnierender oder aufrechterhaltener Strömung im Primärkreislauf durchgeführt. Sie unterscheiden sich hauptsächlich durch die Lage der Einspeisestelle (Stutzen 1,2,3), im Durchsatzverhältnis von Primär- und Injektionsströmung ($Q_{Cl}/Q_{HPI}=0,1,2$)⁺ und in der Größe der Injektionsgeschwindigkeit des kalten Wassers (etwa 0.1 bis 1 m/s), wobei als dimensionsloser Vergleichsparameter zur Darstellung der Injektionsgeschwindigkeit die sog. modifizierte Froude-Zahl

$$Fr = \frac{v_{HPI}}{(D_{Cl} \cdot g \cdot \Delta\rho / \rho_{HPI})^{0.5}}$$

benutzt wird.

Im Einvernehmen mit dem PHDR wurden insgesamt 5 Versuche zur Voraus- bzw. Nachrechnung ausgewählt. Sie sind in der folgenden Tabelle zusammengestellt:

⁺Cl = Coldleg, HPI = High Pressure Injection

| Test Nr. | Einspeisestutzen | Fr-Zahl | Q_{Cl}/Q_{HPI} |
|----------|------------------|---------|------------------|
| T32.15 | 1 | 0.05 | 0 |
| T32.17 | 1 | 0.05 | 2 |
| T32.18 | 1 | 0.075 | 0 |
| T32.11 | 1 | 0.0085 | 0 |
| T32.36 | 2 | 0.05 | 0 |

Tab. I: Mit COMMIX gerechnete HDR-Versuche

2. Modell

Die Modellierung erfolgte in kartesischen Koordinaten und erstreckte sich in Halbsymmetrie über einen Teil von Kaltstrang und Ringraum. Der kreisförmige Rohrquerschnitt wurde dabei stufenweise approximiert, der Ringraum in eine Ebene abgewickelt. Die Abmessungen betragen vertikal zunächst 2m, dann 4m, radial in Abhängigkeit vom gewählten Einspeisestutzen 2m bzw. 6.65m; der Winkel in Umfangsrichtung war 45° . Entsprechend ergaben sich für die Konfiguration 1734, 2165 und 2773 Zellen. Die beiden größeren Modelle besitzen eine abgerundete Kaltstrang-Einmündung durch Verwendung unregelmäßiger Zellformen.

Bei der Anordnung der Netzlinien wurde darauf geachtet, daß die Positionen der Meßaufnehmer nach Möglichkeit in Zellmitte zu liegen kommen.

Folgende Randbedingungen wurden standardmäßig festgelegt: Kernmantelseite, Ringraumdeckel und Kaltstrang-Eintritt isotherm, Druckbehälterseite und alle restlichen Flächen adiabat; Wandreibung an allen festen Flächen.

Von diesen Randbedingungen wurde nur in Ausnahmefällen abgewichen, so z.B. als sich in der Anfangsphase beim Rechnen mit Version 1.1 zeigte, daß entlang der isotherm gehaltenen Randflächen die Energiebilanz versagte.

An inneren Strukturen wurden berücksichtigt:
Strömungswiderstände, Umlenkverluste, Wärmekapazität der Wände von Druckbehälter und Kaltstrang sowie thermische Kopplung dieser Materialien mit dem Fluid.

Verwendet wurde ferner das 2-Gleichungs-Turbulenzmodell zur Beschreibung turbulenter Vermischungsvorgänge und das volumengewichtete "Skew-upwind"-Verfahren zur Reduzierung "numerischer Diffusion".

Bei der Modellierung der Einspeise-Transienten wurde in der Regel das zeitabhängige Ventil-Öffnungsverhalten sowie der Zeitverzug beim Verschieben der Kaltfront vom Ventil bis zur Stutzenmündung berücksichtigt.

3. Rechnung

Die Lösung erfolgte voll implizit, stabilitätsbedingt mit relativ kleinen Zeitschritten. Dennoch traten häufig Konvergenzprobleme auf, die eine Zeitschritt-Verkürzung erzwangen, sobald die Kaltfront den Ringraum erreicht hatte. Eine Reihe von Zeitschritten mußte wegen periodisch wiederkehrender Zahlenfolgen nahe der Konvergenzschwelle abgebrochen werden. So ergaben sich extreme Rechenzeiten, fast durchweg im Bereich zwischen 0.5 und 1 Stunde CPU-Zeit pro transienter Sekunde (Rechenanlage Siemens S7890).

4. Ergebnisse

Die mit COMMIX-1B berechneten Werte zeigen insgesamt einen sowohl qualitativ als auch quantitativ durchaus befriedigenden Verlauf /2,3/. So z.B. sagt der Code die Ausbreitung der Kaltfront entgegen der Primärströmungsrichtung bei Versuch T32.17 richtig voraus (Abb.3).

Auch die thermische Vermischung im Ringraum, die vorzugsweise radial (Abb.4) und weniger azimuthal (Abb.5) stattfindet, wird in überzeugender Weise dargestellt.

Erkennbare Schwachstellen liegen in der Wiedergabe durchweg zu flacher Anfangsgradienten und ungenauer Transportzeiten, was in erster Linie mit der (offensichtlich zu grob) gewählten Nodalisierung zusammenhängt.

Die Berücksichtigung feinerer Strukturen, also Verwendung größerer Maschenzahlen, erscheint jedoch erst zu dem Zeitpunkt sinnvoll, wenn es gelungen ist, die Rechenzeiten des Codes entscheidend zu verkürzen (Schnellere Lösungsroutinen, leistungsfähigere Rechenanlagen).

Literatur

1. "COMMIX-1B: A Three-Dimensional Transient Single-Phase Computer Program for Thermal Hydraulic Analysis of Single and Multicomponent Systems",
 - Volume I : "Equations and Numerics",
 - Volume II: "Users Manual",NUREG/CR 4348 Vol. I/II, ANL-85-42 Vol. I/II
(im Druck)
2. L. Wolf, K. Fischer, W. Häfner, W. Baumann, U. Schygulla, K.-H. Scholl:
Overview of the HDR Large Scale PTS Thermal Mixing Experiments and Analyses with 3-D Codes and Engineering Models, 8th Int. Conf. on Struct. Mech. in Reactor Techn., Brussels, Belgium, Aug. 19-23, 1985
3. L. Wolf, U. Schygulla, W. Häfner, K. Fischer, W. Baumann:
Results of Thermal Mixing Tests at the HDR-Facility and Comparisons with Best-Estimate and Simple Codes, Proc. Third Int. Top. Meeting on Reactor Thermal Hydraulics, Newport, Rhode Island, USA, Oct. 15-18, 1985, vol.1.

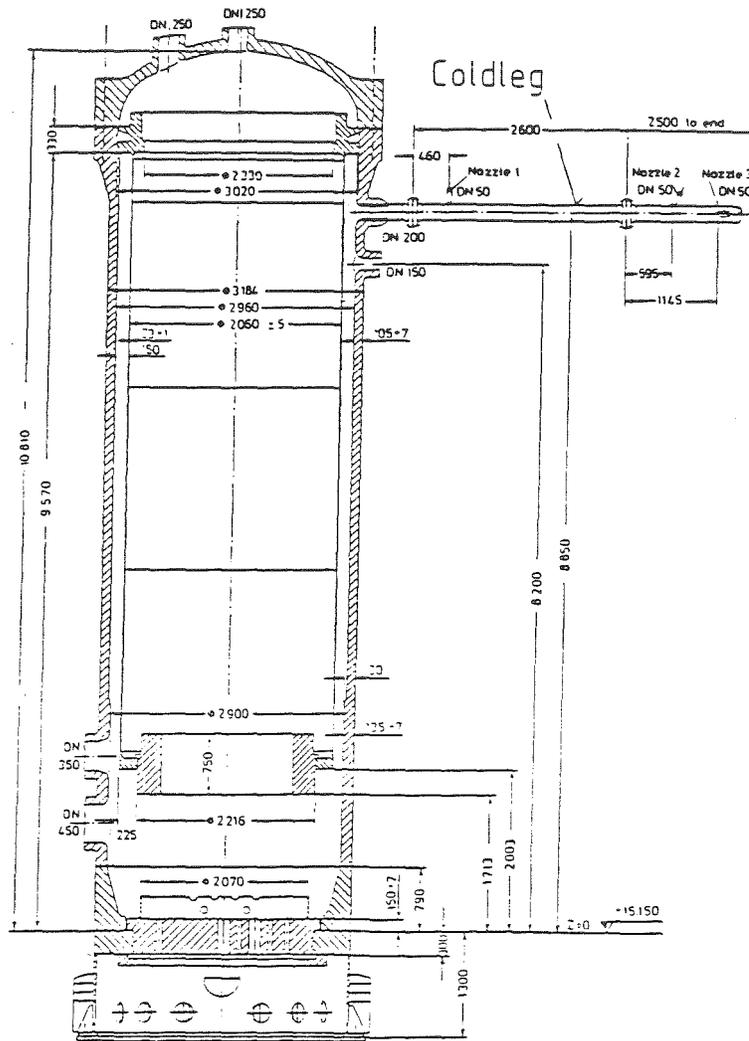


Abb. 1 RPV and Coldleg of The HDR Test Facility

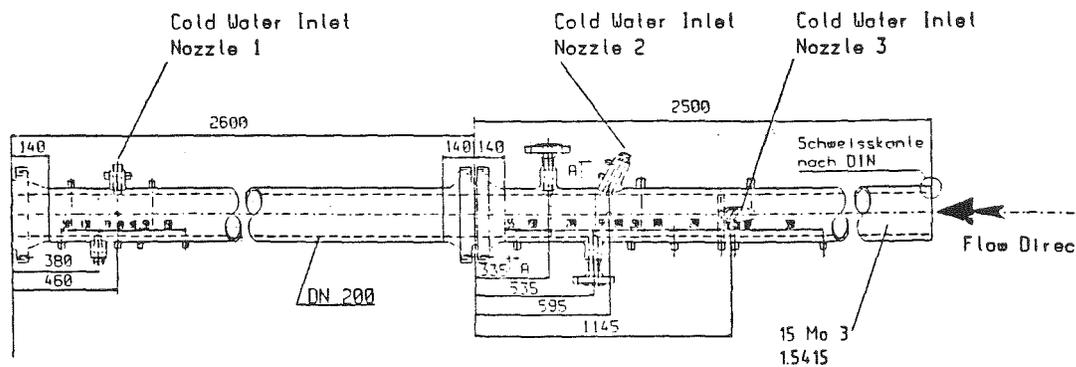


Abb. 2 Thermoshock Nozzle (A1/270°)

Strömungsverteilung
bei $t = 20$ s

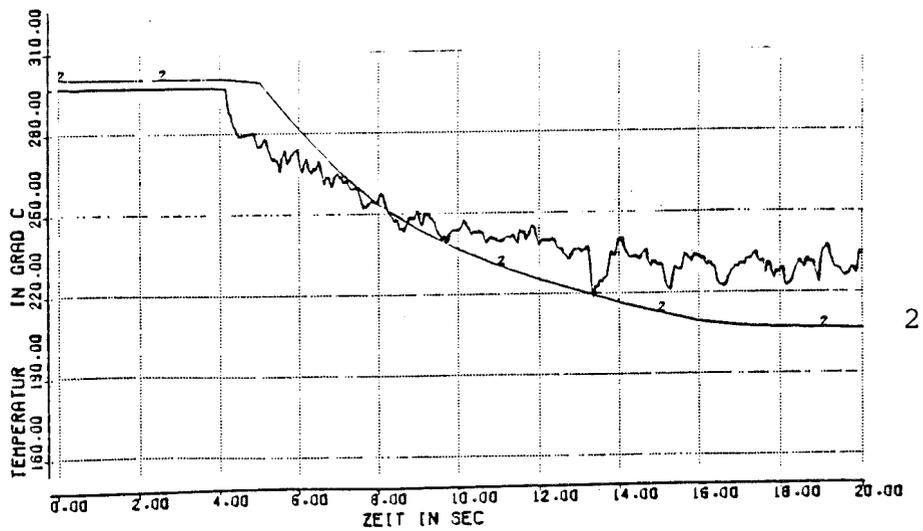
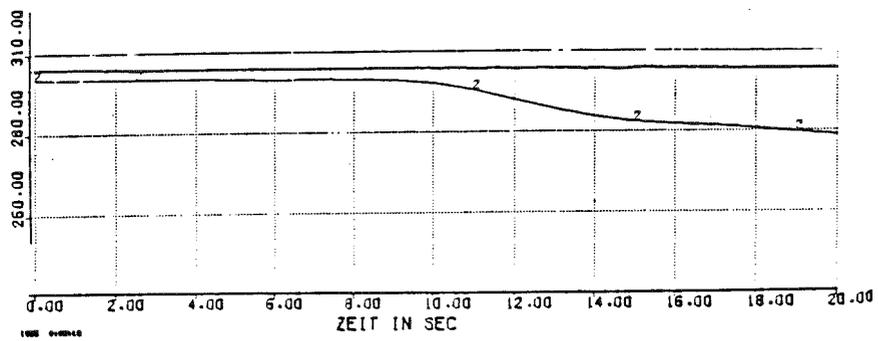
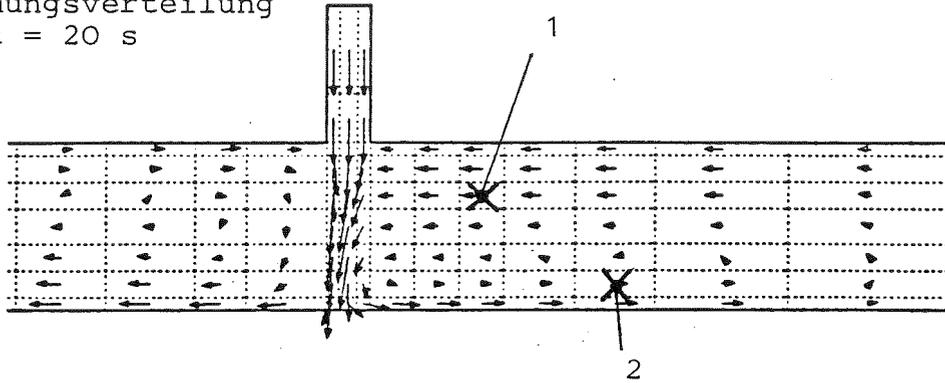


Abb.3 Transienter Temperaturverlauf im Kaltstrang
stromaufwärts vom Einspeisestutzen
(Versuch T 32.17)

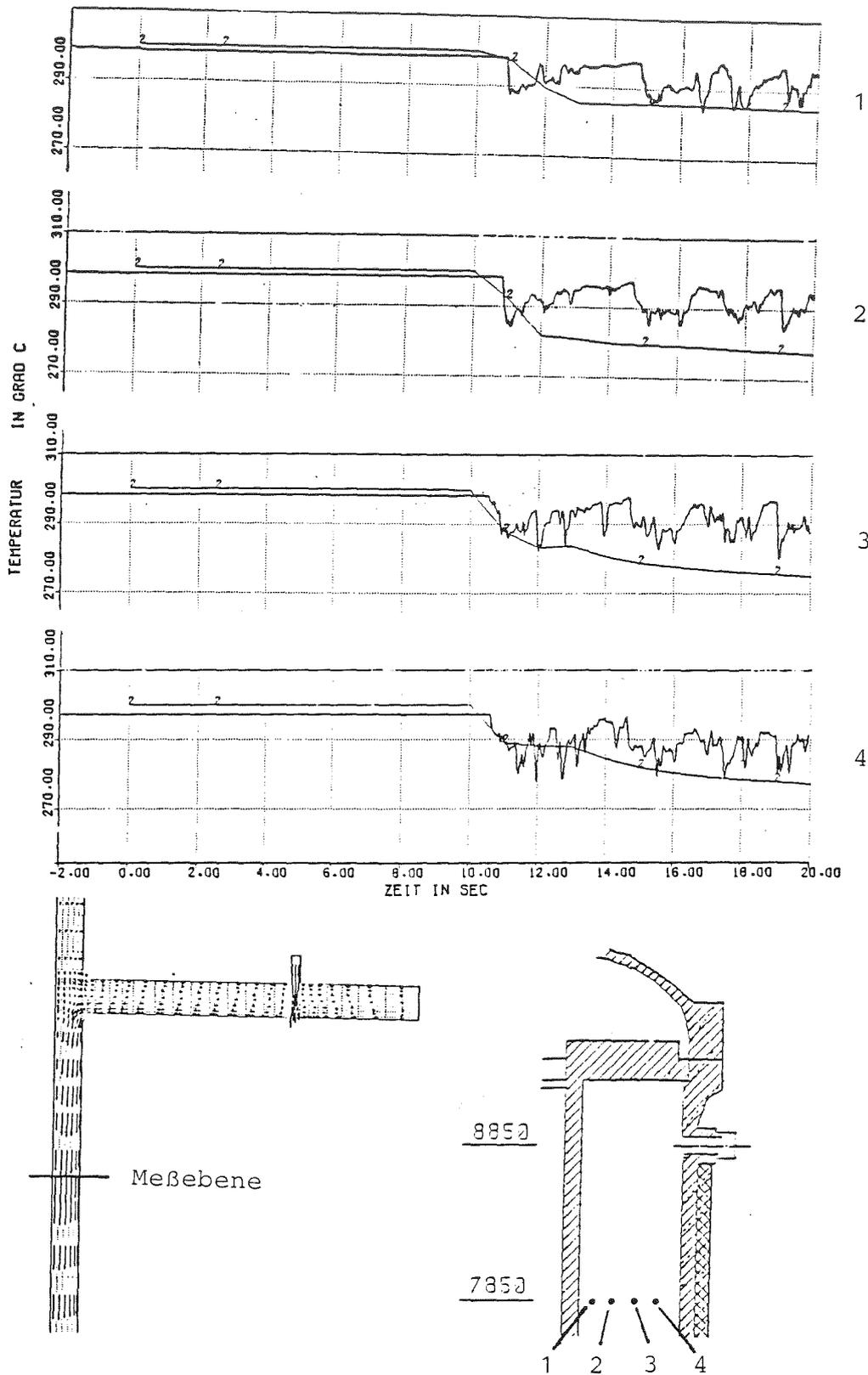


Abb.4 Transiente Temperaturen im Ringraum
(radiale Richtung, Versuch T32.17)

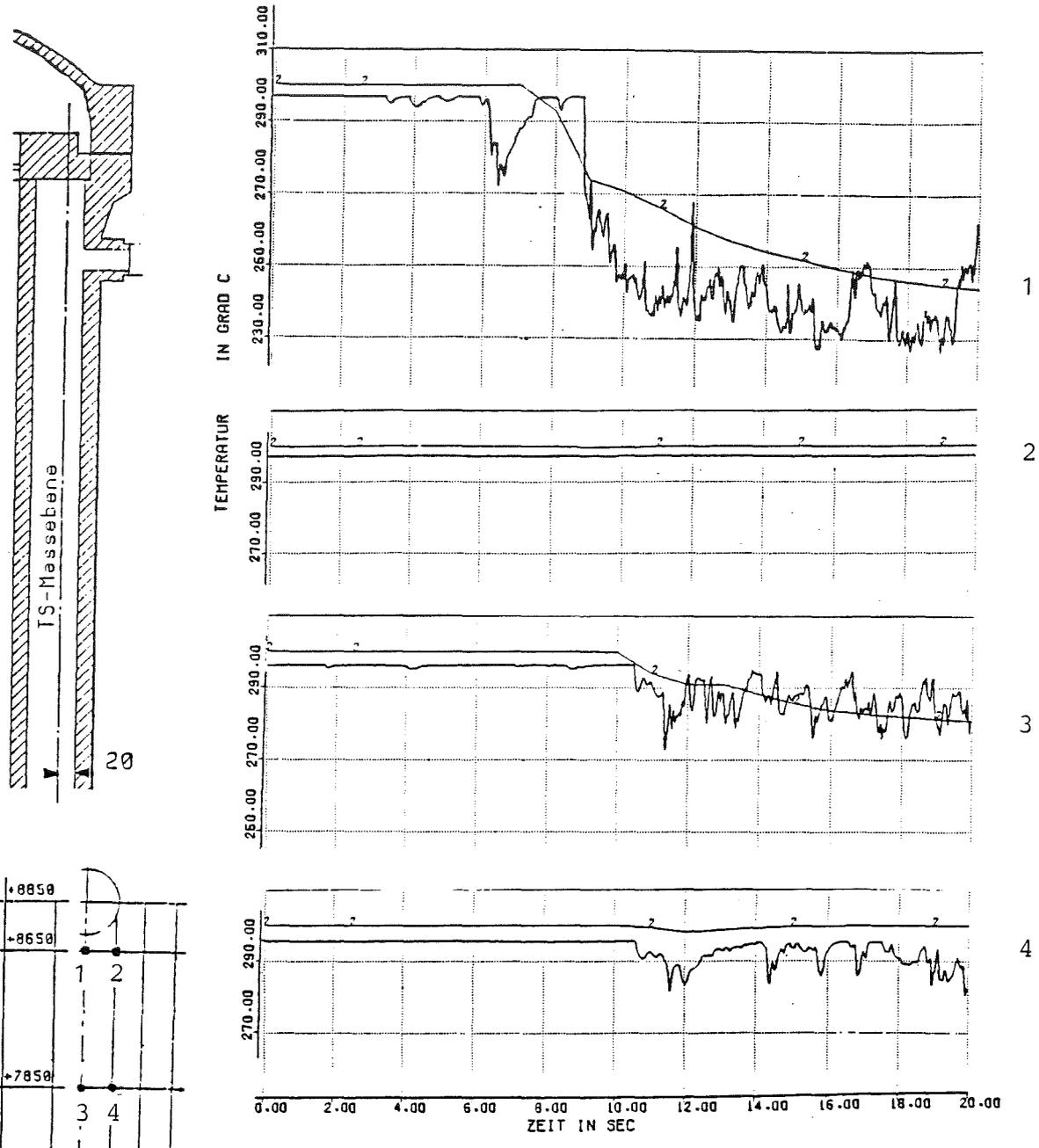


Abb.5 Transiente Temperaturen im Ringraum (Umfangsrichtung, Versuch T32.17)

06.01.21/08A Erste Rechnungen zur Flutphase bei einem homogenen FDWR
PNS 4272 (M. Cigarini; INR)

Die Analyse der Flutphase nach einem Kühlmittelverluststörfall gehört zu den Schwerpunkten der Sicherheitsstudien zum fortgeschrittenen Druckwasserreaktor (FDWR). Vergleichsrechnungen zwischen einem homogenen FDWR /1/ und einem DWR (KWU 1300 MWe-Anlage) sind mit dem Programm FLUT (GRS-Garching) durchgeführt worden. Die wesentlichen Daten der betrachteten Anlagen sind in den Tabellen 1 und 2 angeführt. Um die Ergebnisse der Rechnungen richtig vergleichen zu können, wurde ein Nodalisierungsschema aufgestellt, welches für beide Fälle möglichst identisch ist. Die Anzahl der fluiddynamischen Kanäle und der Leitersegmente zur Simulation der Wärmestrukturen bleibt für DWR und FDWR dieselbe. Nur die Größe der Zellen, die den Reaktordruckbehälter darstellen, wurde an den unterschiedlichen Geometrien angepaßt. Die Anfangsbedingungen der Rechnungen beziehen sich auf das Ende der Druckentlastungsphase des LOCA. Nach den Ergebnissen vorliegender Rechnungen /2,3/ ist die Druckentlastungsphase 30 sec. nach Störfallbeginn schon beendet und hier beginnen die Flutrechnungen. Die thermohydraulischen Bedingungen zu diesem Zeitpunkt wurden anhand sehr konservativer Annahmen bestimmt (volumetrischer Dampfgehalt im ganzen System $\alpha=1$, Sättigungszustand des Fluids, Druck $p=5,45$ bar). Für die maximale Hüllrohrtemperaturen wurden Werte von /2/ übernommen. Für den FDWR wurde eine Korrektur eingeführt, um zu berücksichtigen, daß der in der zitierten Arbeit betrachtete FDWR eine niedrigere spezifische lineare Stabbleistung hat, als der von uns gewählte Entwurf. Für den DWR wurde die Stabbleistungsverteilung am Zyklusende betrachtet (axialer Leistungsfaktor $\phi_{ax}=1,2$), während für den FDWR eine kosinusförmige Leistungsverteilung mit einem Axialfaktor von 1,48 angenommen wurde. Der gesamte Heißkanalfaktor des Kerns beträgt für beide Reaktoren 2,57. Für den zeitlichen Verlauf der Leistung wurde 120% der standard ANS Kurve verwendet. Pessimistische Annahmen gelten auch für die Verfügbarkeit des Notkühlsystems (wie in Ref. /3/). Sämtliche Anfangsdaten der Rechnungen sind in Tab. 3 und Tab. 4 zusammengefasst.

Die wesentlichen Ergebnisse der Rechnungen sind die Temperaturverläufe der Hüllrohren auf die Hälfte der durchschnittlichen Brennstäbe (Abb. 1). Trotz eines steileren Anstiegs beim FDWR als beim DWR, bleiben die maximalen Werte der Temperaturen in beiden Fällen gut annehmbar. Die Benetzungszeit ist ungefähr gleich für die zwei Rechnungen und stimmt mit anderen Ergebnissen /2/ gut überein. Die Temperaturverläufe der heißen Brennstäbe zeigen ebenso einen beim FDWR steileren Anstieg. Der maximale Wert (762 °C, t=66 sec.) aber, auf Grund der geringeren linearen Stableistung, bleibt in diesem Fall niedriger als beim DWR (848 °C, t=69 sec). Zusammenfassend kann man aus diesen ersten Ergebnissen folgern, daß das gewöhnliche Notkühlssystem des DWR genauso gut einen FDWR-Kern wiederauffüllen und benetzen kann. Die beim FDWR niedrigere Quenchfrontgeschwindigkeit, die durch die höhere thermische Belastung des Fluids verursacht wird, wird durch die kürzere Länge des Kerns ausgeglichen und die berechnete Quenchzeit ist im Vergleich mit der des DWR ungefähr gleich (Abb. 2).

Literatur

- /1/ C. Broeders, M. Dalle Donne: "Conceptual Design of a Heterogeneous or Homogeneous (Pu,U)₂ Core with a Tight Fuel Rod Lattice for an Advanced Pressurized Light Water Reactor". Technical Committee Meeting on ALWR and AHWR Technology, IAEA, Nov. 84, Vienna, Austria.
- /2/ S. Schumann: "Emergency Core Cooling Examinations for the Light Water High Conversion Reactor". Advanced Light and Heavy Water Reactor Technology Meeting, Nov. 84, Vienna, Austria.
- /3/ C. Ferrero: "Erste LOCA-Untersuchungen zum FDWR". PNS Jahresbericht 1984, KfK 3550, Juni 1985, S. 4100-67

Tabelle 1: Auslegungsdaten für DWR und FDWR.

| | Referenz DWR | Homogener FDWR |
|---|--------------|----------------|
| BS-Durchmesser d (mm) | 10,75 | 9,5 |
| Verhält. Teilung zu BS-Durchmesser p/d | 1,33 | 1,20 |
| Volumenverhältnis V_{H_2O}/V_{UO_2} | 1,67 | 0,70 |
| Anzahl der Brennstäbe pro Brennelement | 236 | 313 |
| Anzahl der Brennelemente | 193 | 301 |
| Aktive Kernhöhe H (m) | 3,90 | 2,20 |
| Druckabfall durch den Kern Δp (bar) | 1,25 | 2,28 |
| gesamter Massenstrom (kg/s) | 18800 | 18189 |
| mittl. spezif. Stableistung q_m (W/cm) | 207 | 180 |
| elektrische Leistung Q_{el} (MWe) | 1300 | 1285 |

Tabelle 2: wesentliche Flutungsparameter.

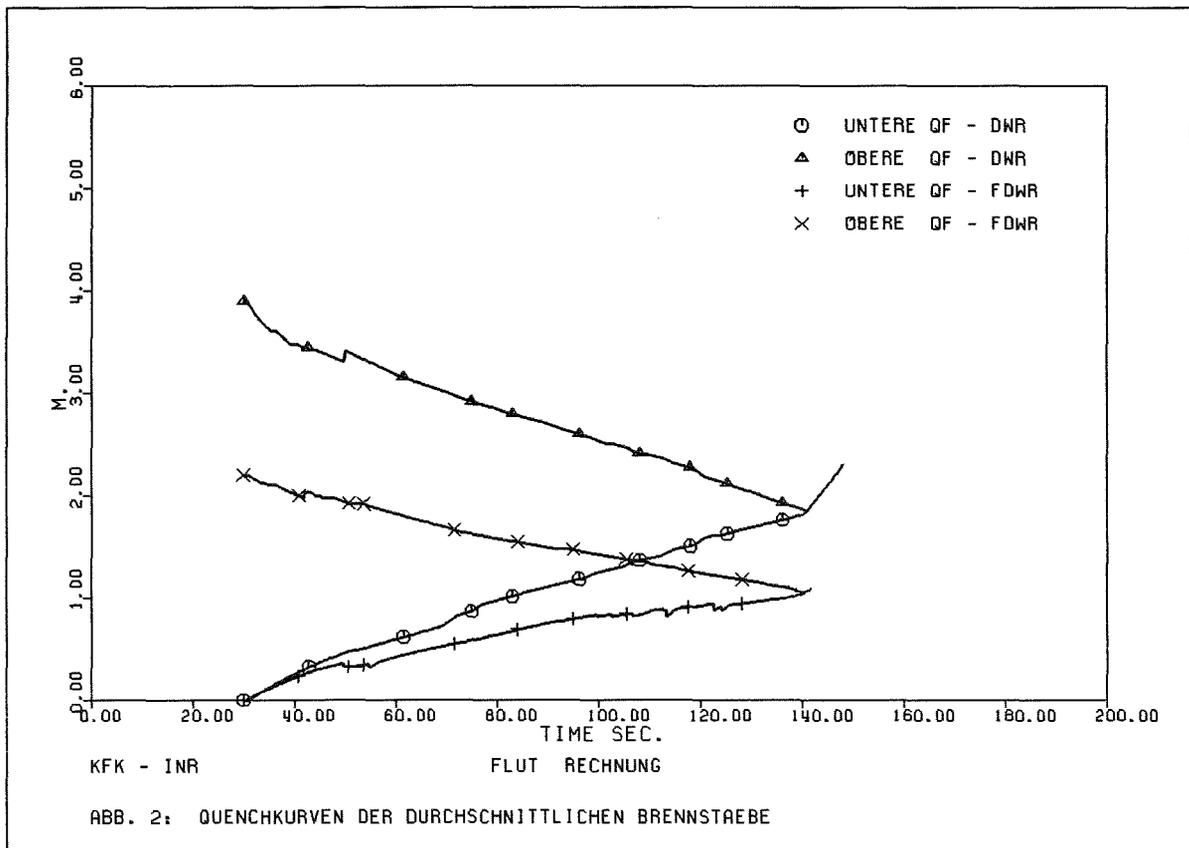
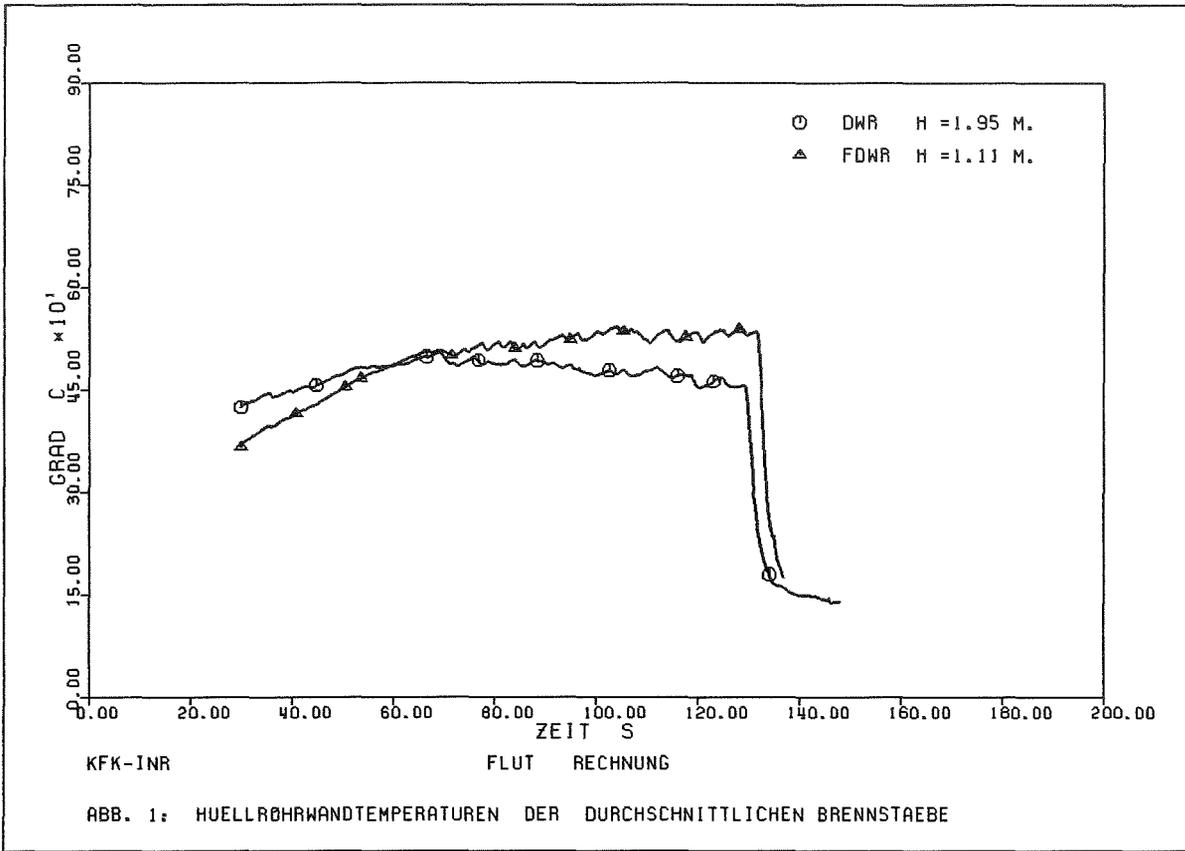
| | Referenz DWR | Homogener FDWR |
|---|--------------|----------------|
| Hüllrohrwandstärke (mm) | 0,726 | 0,4 |
| Hüllrohrmaterial | Zircon 4 | Stahl 1,4981 |
| Reaktorwärmeleistung Q (MW) | 3675 | 3730 |
| Hydr. Durchmesser (mm) | 13,4 | 3,69 |
| Kühlkanalquerschnitt pro Stab (mm ²) | 113,37 | 38,06 |
| Kühlkanalquerschnitt gesamt (m ²) | 5,6 | 4,272 |
| Verhältnis: Beheizter Umf. zu Kühlkanalquerschnitt (mm ⁻¹) | 0,2985 | 0,7842 |
| Max. treibende Ringraumwasserhöhe (m) | 5,4 | 5,1 |

Tabelle 3: allgemeine Anfangsbedingungen für DWR und FDWR
(Zeit $t=30$ sec.)

| | | | |
|--|-----------------------------------|---|-----------|
| - Druck | p | = | 5,45 bar |
| - volumetrischer Dampfgehalt | α | = | 1 |
| - Fluidtemperatur | $T_{\text{Fluid}}=T_{\text{SAT}}$ | = | 155,47 °C |
| - Fluidgeschwindigkeiten (Rückströmung in Kern) | w_v, w_l | < | 0 |

Tabelle 4: maximale Hüllrohrtemperaturen am Rechnungsbeginn.

| | Referenz DWR | Homogener FDWR |
|--------------------------------------|--------------|----------------|
| Temperatur des durchschnitt. BS (°C) | 425 | 367 |
| Temperatur des heißen BS (°C) | 800 | 622 |



06.01.21/08A ATWS-Studie für einen homogenen und einen heterogenen FDWR
PNS 4272 (C. Ferrero; INR (EURATOM))

Zur Bewertung verschiedener FDWR-Konzepte (FDWR = Fortgeschrittener Druckwasserreaktor) bei Störfallverhalten wurden ATWS-Rechnungen (ATWS = Anticipated Transient Without Scram) durchgeführt. Unter den 8 zu untersuchenden Betriebs transienten gemäß RSK-Leitlinien wurde der Ausfall der Hauptwärmesenke (z.B. infolge Verlustes des Kondensatorvakuums) bei gleichzeitig ausgefallenem Eigenbedarf gewählt, da er für einen herkömmlichen KWU-Druckwasserreaktor (1300 MW Anlage) den höchsten Kühlmitteldruckanstieg aufwies /1/.

Bei der gegenwärtigen sowie bei allen diesen Betriebsstörungen wird ein vollständiges Versagen des Reaktorschnellabschaltsystems angenommen. Die Vorgehensweise des vorliegenden Falles läßt sich wie folgt aufgliedern: der Turbinenschnellabschluß (TUSA) wird z.B. vom Kondensatorschutz ausgelöst, indem die Ventile der Frischdampfleitung (FD-Leitung) verriegelt werden. Der im Dampferzeuger noch entstehende Dampf führt zu einer Druckzunahme bis zum Ansprechdruck der FD-Sicherheitsventile bzw. der FD-Abblaseventile und daher zu einem Anstieg der Kühlmitteltemperatur am Reaktoreintritt.

Wegen des Ausfalls der Eigenbedarfsversorgung werden die Komponenten der Anlage, die am Notstromnetz nicht angeschlossen sind, wie u.a. die Hauptkühlmittel-, Hauptspeise- und Hauptkühlwasserpumpen abgeschaltet.

Bedingt durch die im Kern erhöhte Kühlmittel-Aufwärmespanne steigt die Kühlmitteltemperatur am Reaktoraustritt an und dies bewirkt einen Druckanstieg in der Primärseite, einschließlich dem Druckhalter. Bei vollgelaufenem Druckhalter öffnen sich die Druckhalter-Sicherheitsventile und blasen das Wasser in den Abblasebehälter hinein. Damit fängt der Kühlmitteldruck allmählich an zu sinken.

Aus dem Temperaturanstieg ergibt sich eine Kühlmitteldichteabnahme im Kern die, ihrerseits, wegen des negativen Voidkoeffizienten zu einem Absinken der Reaktorleistung (Spalt- und Nachzerfallsleistung) bringt. Während sich der Naturumlauf in der Primärseite einstellt, nimmt die sekundärseitige Wasserdampf-Menge, sowie die Wärmeübertragungsfläche am Dampferzeuger ab und hat einen weiteren Anstieg der Kühlmitteltemperatur und des Kühlmitteldrucks zur Folge.

Dieses Störfallbild gilt auch für die hier betrachteten FDWR-Entwürfe, obwohl die Verhältnisse anders aussehen als beim DWR, hauptsächlich bei dem Voidreaktivitätsverlauf der unter den vorliegenden Störfallbedingungen relativ ungünstig ist, und zwar beträgt die Reaktivitätsrückwirkung von beiden Entwürfen im Dichtebereich von 700 bis 500 kg/m³ nur ein geringes Prozent

des Wertes eines vergleichbaren DWR und daher ist ein höherer Druckanstieg zu erwarten, wie die Abbildung 1 zeigt. Die vom Code RELAP/Mod.1 berechneten Druckwerte, unter Berücksichtigung der üblichen pessimistischen Annahmen ergeben ein Kühlmittel-Maximum von 180 bar, höher als beim DWR, allerdings weit vom höchstzulässigen Wert von ca. 230 bar. Nach unseren Ergebnissen genügen die betrachteten Reaktoranlagen den sicherheitstechnischen Anforderungen noch besser als wie die Rechnungen in /1/ zeigten. Das läßt sich dadurch erklären, daß das im Rechenprogramm RELAP5 vorhandene Zweiphasen-Modell zur kritischen Massenstromdichte größere Ausströmraten durch die Druckhalter-Sicherheitsventile (DH-Sicherheitsventile) berechnet als das isentrope homogene Modell (/1/,/2/).

Das verwendete Eingabemodell ähnelt dem in der Ref. /3/ wobei dennoch das aktuelle zahlreiche Verbesserungen enthält. Die wesentlichen geometrischen und thermohydraulischen Eigenschaften der untersuchten Reaktoren sind in der Tabelle 1 zusammengestellt /4/.

Dieselben Ansätze wie /3/ für die Leistungsverteilung gelten auch für diese Studie, außerdem wird der Beitrag der Borwirksamkeit nicht mit einbezogen, aber das beeinflußt die Druckpeakhöhe nicht /2/. Er wird dann wichtig, wenn die Borlösung in den Kern gelangt ist. Erwähnenswert ist auch, daß bei jeder Rechnung der wirksame Abblasequerschnitt der DH-Sicherheitsventile unverändert geblieben ist. Das ist sehr wichtig, weil es bedeuten würde, daß die FDWR-Reaktoren in einer DWR-Anlage völlig nachrüstbar wären, wie es bis jetzt zugrunde gelegt wird.

Die in der Abbildung 2 aufgetragenen Kurven stellen die Gesamtreaktivität für jeden Reaktor dar. Die von beiden FDWR bleibt also viel geringer (Absolutwert) als die vom DWR. Das schwingende Verhalten ist eine Folge von den Schwankungen bei der Kühlmitteldichte (Abb.4) und anschließend beim Systemdruck (Abb.1). Das Phänomen ist besonders deutlich beim DWR, wo das nach dem ersten Anstieg erreichte Druckniveau um den Ansprechdruck der DH-Sicherheitsventile wogt und das stetige Abdrosseln bzw. Aufschließen von diesen bedingt. Der, gegenüber dem DWR unterschiedliche Abblasevorgang bei den FDWRs wirkt sich entscheidend auf die Kühlmitteldichte aus, die nach ca. 100 s von der des DWR abweicht und weiter absinkt.

Die Abbildung 3 gilt als Gegenüberstellung der drei Störfallverhalten; sie besagt, daß bei den FDWRs die Reaktorleistung langsamer als beim DWR reduziert wird (nach ca. 260 s beträgt sie für die ersten noch ca. 30% des Anfangswertes, während sie für den zweiten bereits 22% erreicht hat).

Die Hüllrohrtemperaturen am heißen Brennstab, hier nicht aufgezeichnet, steigen im ungünstigen Fall (nämlich beim DWR) auf maximal 368^oC an, d.h. die Überschreitung unzulässiger Hüllrohrtemperaturen ist nicht zu erwarten. Schließlich, bei allen untersuchten Fällen, übersteigt die Brennstofftemperatur den Anfangswert nicht und fällt mit der Leistung allmählich ab.

Literatur

/1/ H. Amm, J.M. Kallfelz

Unveröffentlichter Bericht

/2/ H. Amm, G. Frei, M. Dalle Donne, J.M. Kallfelz, H. Küsters

ATWS Parameter Studies for a Tight Lattice PWR, Proc. ANS Top. Mtg. Anticipated and Abnormal Plant Transients in Light Water Reactors, Jackson, Wyoming, September 26-29, 1983, p.667, Plenum Press (1984).

/3/ C. Ferrero

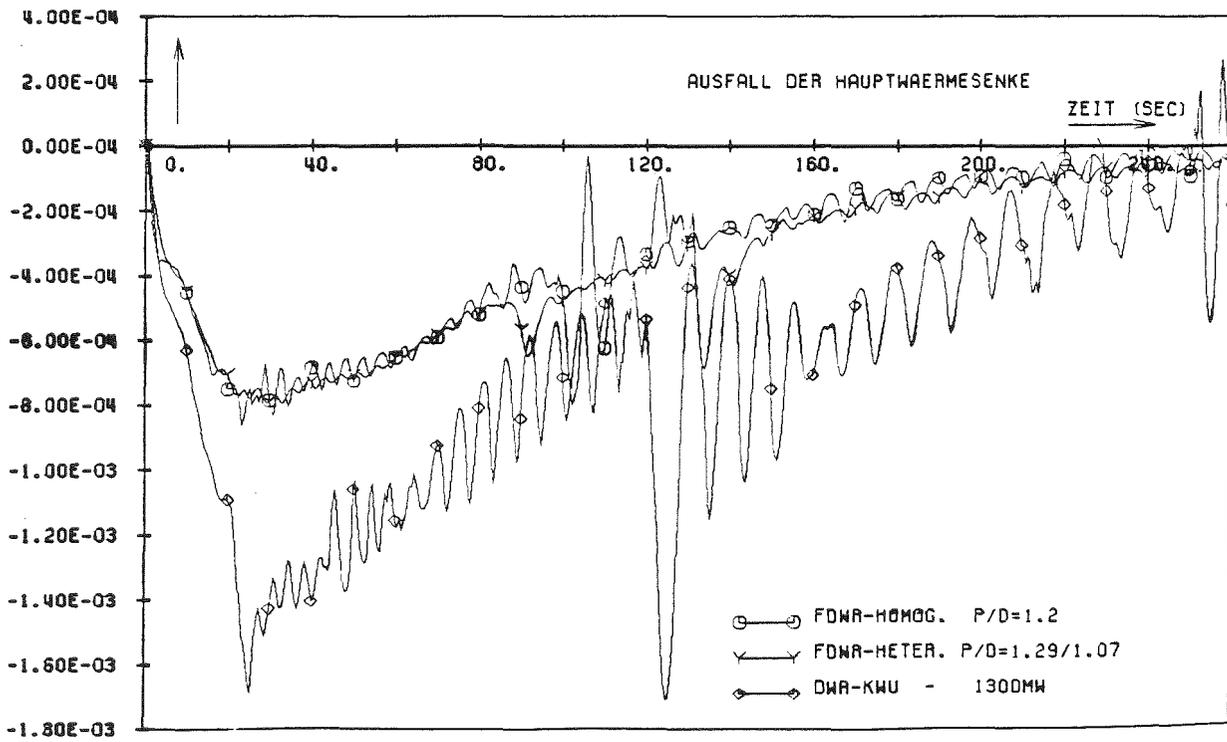
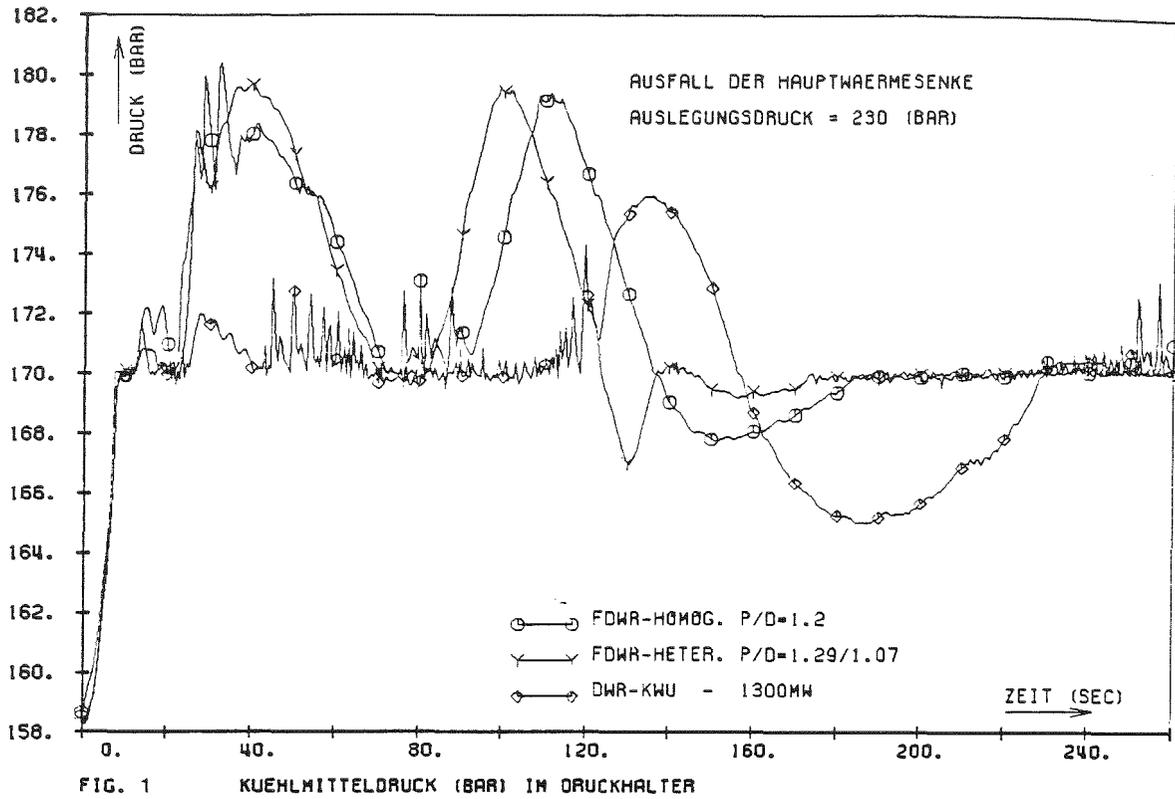
Erste LOCA-Untersuchungen zum FDWR, PNS-Jahresbericht 1984, KfK 3550, Juni 1985, S. 4100-67

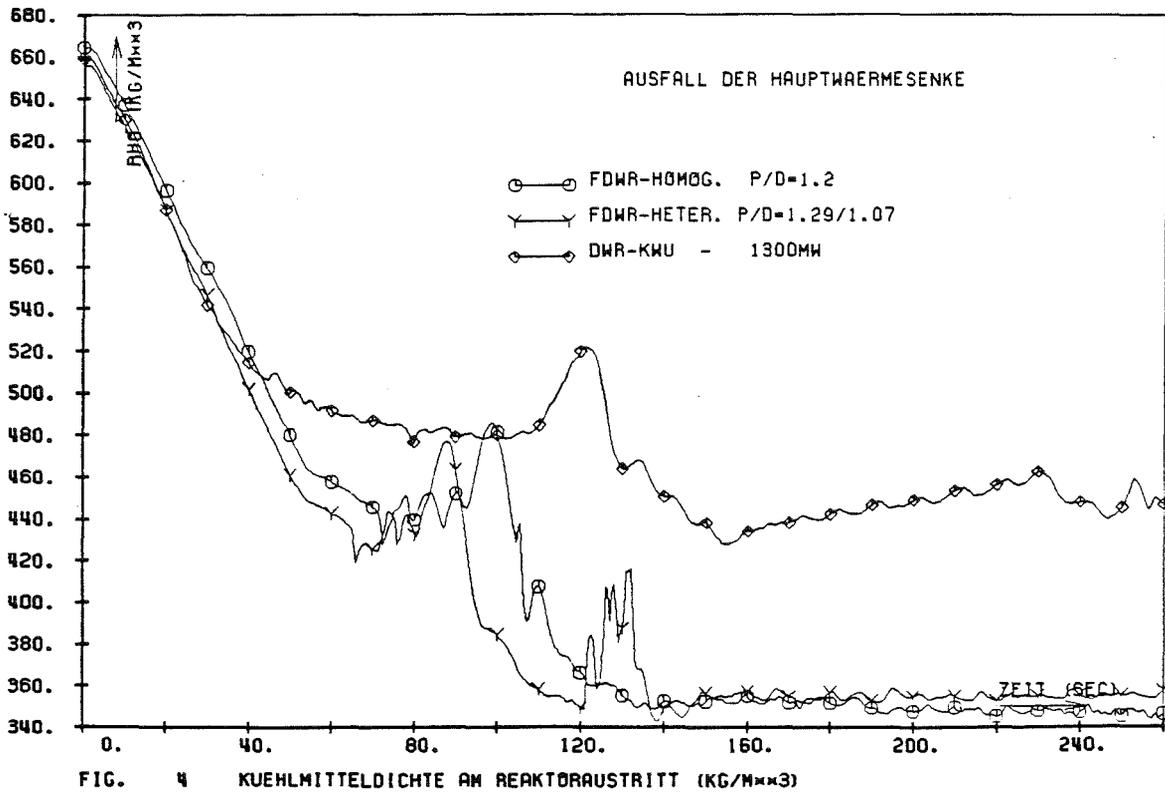
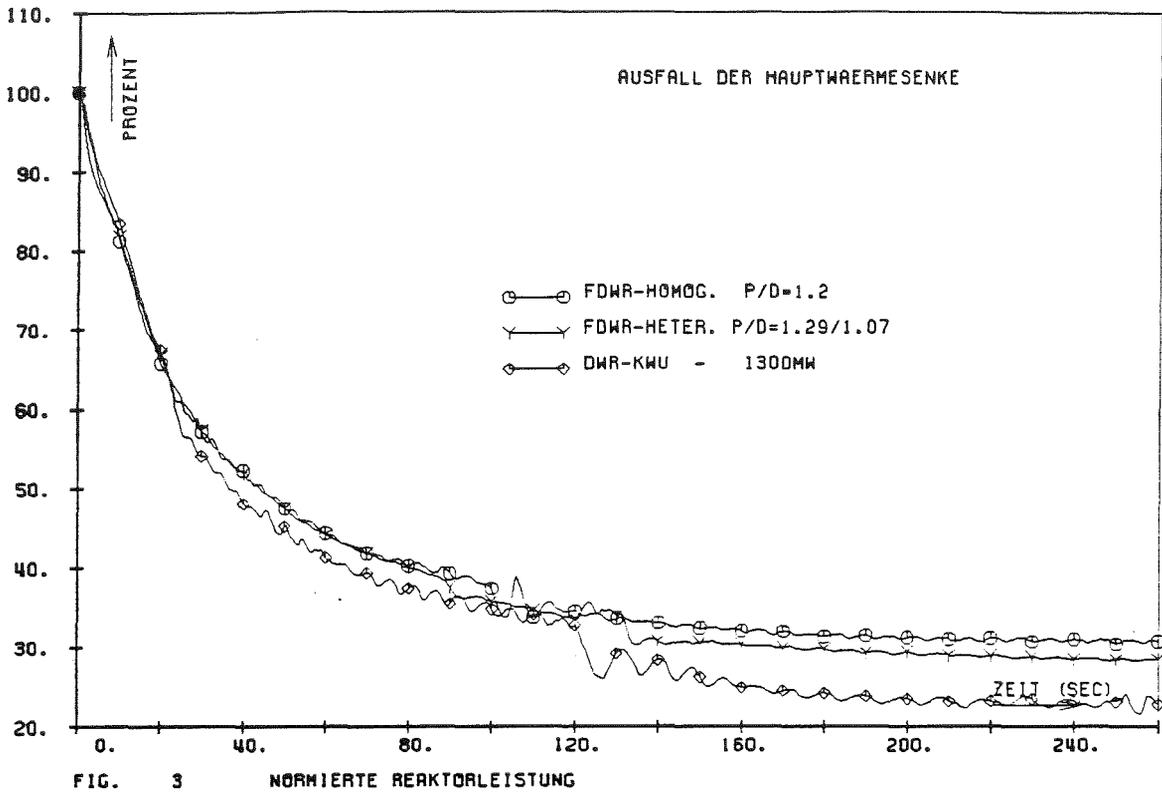
/4/ C. Broeders, M. Dalle Donne

Conceptual Design of a Heterogeneous or Homogeneous (Pu,U)₂ Core with a Tight Fuel Rod Lattice for an APWR, Nuclear Technology, Vo.71, Oct. 1985, S. 82-95.

| | Referenz DWR | Homogener FDWR | Heterogener FDWR Seed / Blanket |
|---|-----------------|-------------------|---------------------------------------|
| BS-Durchmesser d (mm) | 10.75 | 9.5 | 7.4 / 11.09 |
| Verhältnis: Teilung zu BS-Durchmesser p/d | 1.33 | 1.20 | 1.30/ 1.10 |
| Volumenverhältnis V_{H_2O}/V_{UO_2} | 1.25 | 0.588 | 0.85/ 0.326 |
| Anzahl der Brennstäbe pro Brennelement | 236 | 313 | 259/ 169 |
| Anzahl der Brennelemente | 193 | 301 | 151/ 348 |
| Aktive Kernhöhe H (m) | 3.90 | 2.2 | 2.18 |
| Druckabfall durch den Kern Δp (bar) | 1.25 | 2.28 | 3.22 |
| Kernströmungsquerschnitt (m ²) | 5.6 | 4.27 | 1.615/ 1.909 |
| Hydr. Durchmesser (mm) | 13.6 | 3.69 | 6.29 / 2.93 |
| Gesamter Massenstrom (kg/s) | 18800 | 18189 | 17410 |
| Mittl. spezif. Stableistung q_m (W/cm) | 208 | 180 | 195/ 159 |
| Reaktorwärmeleistung Q (MW) | 3765 | 3730 | 3705 |

Tab. 1: Nennleistungsdaten für DWR und FDWR





06.01.22/02A Untersuchungen zu transienten Austauschvorgängen in
PNS 4280 Zweiphasenströmungen (NOVA-Programm)
(G. Class, F. Eberle, G. Gering, R. Meyder, P. Philipp,
K.-H. Lang, W. Sengpiel; IRE)

1. Einleitung

Gas-Flüssigkeits-Zweiphasenströmungen spielen bei Störfallbetrachtungen innerhalb der Reaktorsicherheitsforschung eine zentrale Rolle. Die zuverlässige Beschreibung des zeitlichen Verlaufs eines Reaktorstörfalles setzt die Kenntnis momentaner Zweiphasen-Strömungsformen voraus, denn diese bestimmen Wärmeabfuhr und Wärmetransport, Strömungswiderstände und andere den Störfallablauf beeinflussende thermo-fluiddynamische Größen. Die existierenden Verfahren zur Ermittlung von Strömungsformen basieren auf der Verwendung sogenannter Strömungskarten, die unter den vorherrschenden Strömungsbedingungen bei einem Reaktorstörfall (schnelle Transienten, nichtausgebildete Strömungen) im allgemeinen keine oder nur sehr beschränkte Gültigkeit besitzen, da sie aus experimentellen Beobachtungen an stationären ausgebildeten Strömungen in einfachen Geometrien abgeleitet worden sind.

Eine allgemeiner gültige Beschreibung der Strukturen von Zweiphasenströmungen unter transienten nichtvollausgebildeten Strömungsbedingungen in realen Kanalgeometrien muß die komplexen mehrdimensionalen Phasentransport- und -verteilungsmechanismen berücksichtigen und setzt ein detailliertes Verständnis der lokalen Wechselwirkungen und Austauschvorgänge an den Phasengrenzflächen voraus. Von diesem Fernziel ist die Strömungsforschung heute aber noch weit entfernt. Zunächst müssen die grundlegenden physikalischen Phänomene erfaßt und verstanden werden. Ziel des NOVA-Vorhabens ist es daher, am Beispiel von Blasenströmungen einen Beitrag zur Klärung der Phasentransport- und -verteilungsmechanismen zu leisten. Die Untersuchungen der Phasenverteilungen und Strömungsverhältnisse in Wandnähe werden auch zum verbesserten Verständnis der Wärme- und Impulsübertragungen bei Blasenströmungen beitragen.

2. Einzelzielsetzung und Stand des Wissens

Das Vorhaben ist zunächst konzentriert auf adiabate Luft-Wasser-Blasenströmungen in senkrechten Kanälen. Serizawa et al. /1/ und Ibragimov et al. /2/ haben, neben einer Reihe anderer Experimentatoren, solche Strömungen in senkrechten Rohren untersucht und dabei sehr charakteristische Phasenverteilungen beobachtet. Bei aufwärtsgerichteten Blasenströmungen wurde eine zunehmende Blasenhäufigkeit zur Kanalwand hin mit einem ausgeprägten Peak an der Wand, bei Abwärtsströmung dagegen ein Blasentransport zur Mitte hin mit einem Maximum der Blasenhäufigkeit in Kanalmitte festgestellt. Die physikalischen Ursachen dieser Phasentransportphänomene sind bis heute weitgehend ungeklärt. Es gibt eine Reihe von Erklärungsversuchen und Modellansätzen (z.B. /3/), die jedoch nicht ausreichen, um die experimentellen Beobachtungen zu deuten und theoretisch zu beschreiben; die experimentelle Datenbasis ist dazu auch zu unvollständig. Ein Überblick über die wichtigsten experimentellen Ergebnisse und über Modellansätze zur Beschreibung von Blasenströmungen wird in /4/ gegeben.

Im NOVA-Vorhaben sollen für aufwärts- und abwärtsgerichtete Blasenströmungen die lokalen Phasenverteilungen und andere charakteristische Strömungseigenschaften wie Blasengeschwindigkeiten, Blasengrößen und die Turbulenzstrukturen der flüssigen Phase experimentell studiert werden und auf der Basis der experimentellen Daten analytische Modelle zur theoretischen Beschreibung des Blasentransports entwickelt werden. Schwerpunkt dabei wird die Klärung der Einflüsse der Turbulenzstruktur in Blasenströmungen (turbulente Spannungen in der flüssigen Phase, turbulente Diffusion der Blasen, Variation des statischen Druckes über dem Kanaldurchmesser) und von Querkräften aufgrund des Kutta-Joukowski-Effektes auf die radialen Phasenverteilungen sein.

Neben den spezifischen Fragestellungen, wie sie sich in Anlehnung an die Reaktorsicherheitsproblematik ergeben und die hier unter dem übergeordneten Ziel der analytischen Beschreibung von Strömungsformen zusammengefaßt werden können, spielen Blasenströmungen (neben anderen dispersen Mehrphasenströmungen) auch in anderen technischen Bereichen wie der chemischen Verfahrenstechnik eine große Rolle. Auch hier wird die Notwendigkeit experimenteller und theoretischer Untersuchungen betont, um

analytische Methoden zur Beschreibung der räumlichen Phasenverteilungen (speziell der Phasengrenzflächenverteilungen) in chemischen Blasen-säulenreaktoren zu entwickeln /6/. Die für das NOVA-Vorhaben definierten Ziele sind also von weiterreichendem Interesse.

3. Experimentelles und theoretisches Programm

Die Zweiphasenteststrecke besteht aus Plexiglasrohr mit einem Innendurchmesser von 70 mm und einer Länge von ca. 5500 mm. Sie ist in den Wasserkreislauf des Instituts für Reaktorentwicklung integriert und erlaubt Geschwindigkeiten des Zweiphasengemisches bis 6 m/s. An aufwärts- und abwärtsgerichteten Blasenströmungen mit mittleren volumetrischen Gasgehalten bis zu 20 % werden folgende Größen gemessen:

- radiale Verteilungen der flüssigen und gasförmigen Phasen im Bereich der Einlaufströmung bis hin zu vollausgebildeter Strömung,
- radiale Verteilungen der Blasengeschwindigkeiten,
- radiale Verteilungen der zeitlich gemittelten Wassergeschwindigkeiten,
- radiale Verteilungen der Komponenten des Reynolds'schen Spannungstensors,
- radiale Verteilungen des statischen Druckes.

Die Messungen werden mit lokalen Sonden durchgeführt /5/. Mittels Computertomographie auf der Basis der Vielstrahl-Röntgendurchstrahlung werden darüberhinaus zweidimensionale Voidprofile ermittelt. Die Computertomographie erlaubt es, auf sehr schnelle Weise eventuelle Asymmetrien in den Phasenverteilungen aufzudecken sowie die Entwicklung der Phasenverteilungen entlang der Teststrecke zu studieren.

Die theoretischen Arbeiten sind auf zwei Aspekte konzentriert:

Der Blasen-transport wird bewirkt durch die Überlagerung verschiedener an den Blasenoberflächen angreifender Kräfte, wobei angenommen wird, daß für die radialen Blasenverteilungen hauptsächlich der Kutta-Joukowski-Effekt und die turbulente Diffusion verantwortlich sind. Sind die resultierenden Kräfte an den Phasengrenzflächen bekannt, dann ist es über die Erhaltungsgleichungen von Masse und Impuls bei vorausgesetzter Kenntnis der turbulenten Spannungen in der flüssigen Phase möglich, die Phasen-

verteilungen entlang der Teststrecke zu berechnen. Umgekehrt ist es prinzipiell möglich, aus den Messungen aller in den Erhaltungsgleichungen vorkommender Größen entlang der Teststrecke die resultierenden Kräfte an den Phasengrenzflächen (Blasenoberflächen) abzuleiten. Die Entwicklung eines solchen Datenanalyseprogrammes ist ein wesentlicher Teil der theoretischen Arbeit. In einem zweiten Schritt erfolgt dann, aufbauend auf den Erkenntnissen der Datenauswertungen, die eigentliche Modellentwicklung. Dabei wird es um die Modellierung des Kutta-Joukowski-Effektes und der turbulenten Diffusion der dispersen Phasen gehen. Die Messungen des kompletten Tensors der Reynoldsspannungen wird Grundlage für ein verbessertes Turbulenzmodell für Blasenströmungen sein. Die Modellentwicklungen fließen ein in das Zweifluid-Rechenprogramm EFPF, das für die Nachrechnungen der NOVA-Experimente eingesetzt und weiterentwickelt wird.

4. Bisher durchgeführte Arbeiten

Es sind eine Reihe von Blasenströmungsexperimenten im Rahmen des Vorversuchsprogrammes durchgeführt worden.

In der Versuchsreihe NVEXP5 ist eine Blasenströmung untersucht worden mit niedrigem mittleren volumetrischen Gasanteil β , der an der axialen Meßposition $z=70D$ ($D=70$ mm) den Wert $\beta=0,03$ hatte. Die Wasserleerrohrgeschwindigkeit betrug 1,14 m/s. Die Gaszufuhr erfolgte über alle sieben Düsen des Blasenenergtors.

In Abb. 1 ist ein typisches Signal der Anemometerspannung bei einer Messung mit einer Heißfilmsonde (in diesem Fall wurde eine konische Heißfilmsonde eingesetzt) in einer Blasenströmung dargestellt, Abb. 2 zeigt einen vergrößerten Ausschnitt über einen Zeitbereich von 80 msec, in denen vom Sensor drei Blasen erfaßt worden sind. In Abb. 3 sind radiale Profile des lokalen relativen Void α , der zeitlich gemittelten Wassergeschwindigkeit und der relativen axialen turbulenten Intensität der flüssigen Phase (bezogen auf die Wassergeschwindigkeit in Rohrmitte) dargestellt. Die Meßergebnisse zeigen einen steilen Anstieg des relativen Void zur Kanalwand hin. Da die Blasendichten am Teststreckeneintritt gleichmäßig über den Kanalquerschnitt verteilt waren, weist die gemessene Voidverteilung auf einen radialen Blasentransport zur Kanalwand hin,

wie er von anderen Autoren für den Fall aufwärtsgerichteter Blasenströmung auch beobachtet worden ist, s. /1/. Die gemessene Verteilung der axialen turbulenten Intensität der flüssigen Phase scheint im Vergleich mit entsprechenden in der Literatur gemachten Angaben für einphasige Strömungen einen flacheren Verlauf zu haben.

In Abb. 4 ist das Energiespektrum der axialen turbulenten Energie für den wandnahen radialen Meßpunkt $r=32$ mm dargestellt, wo der lokale relative Void das Maximum von $\alpha=0,08$ erreichte. Im Vergleich zum entsprechenden einphasigen Fall scheint die Gegenwart der Blasen den hochfrequenten Energieanteil deutlich zu vergrößern.

Diese Ergebnisse sind in ersten Vorversuchen gewonnen worden, sie müssen noch in den in 1986 beginnenden umfangreichen Versuchsserien bestätigt werden.

Im Rahmen der theoretischen Arbeiten wurde untersucht, ob auf der Basis eines Zweifluid-Modells mit Berücksichtigung der Erhaltungsgleichungen von Masse, Energie und Impuls für beide Phasen unter Zuhilfenahme der üblichen Reynoldszerlegung für die turbulenten Geschwindigkeiten ein turbulenter Diffusionsterm für die Impulsgleichung der dispersen Phase abgeleitet werden kann. Es konnte gezeigt werden, daß ein solcher Term über eine Reynoldszerlegung allein nicht herleitbar ist /7/. Die Entwicklung eines Datenanalyseprogrammes zur Ableitung der resultierenden Phasengrenzflächen-Wechselwirkungskräfte aus Meßergebnissen (s.o.) ist begonnen worden.

5. Literatur

/1/ A. Serizawa, I. Kataoka, I. Michiyoshi, Turbulence Structure of Air-Water Bubbly Flow, Parts I-III, Int. J. Multiphase Flow 2, s. 221-259, 1975

/2/ M.Kh. Ibragimov, V.P. Bobkov, N.A. Tychinskii, Investigation of the Behaviour of the Gas Phase in a Turbulent Flow of a Water-Gas Mixture in Channels, High Temperature 11/5, S. 935-944, 1974

- /3/ D.A. Drew, R.T. Lahey, Phase-Distribution Mechanisms in Turbulent Low-quality Two-Phase Flow in a Circular Pipe, J. Fluid Mech. 117, S. 91-106, 1982
- /4/ W. Sengpiel, interner Bericht, 1984
- /5/ W.-D. Deckwer, A. Schumpe, Flasensäulen - Erkenntnisstand und Entwicklungstendenzen, Chemie-Ingenieur-Technik 57 (9), S. 754-767, 1985
- /6/ F. Eberle, P. Philipp, W. Sengpiel, interner Bericht, 1985
- /7/ R. Meyder, interner Bericht, 1985

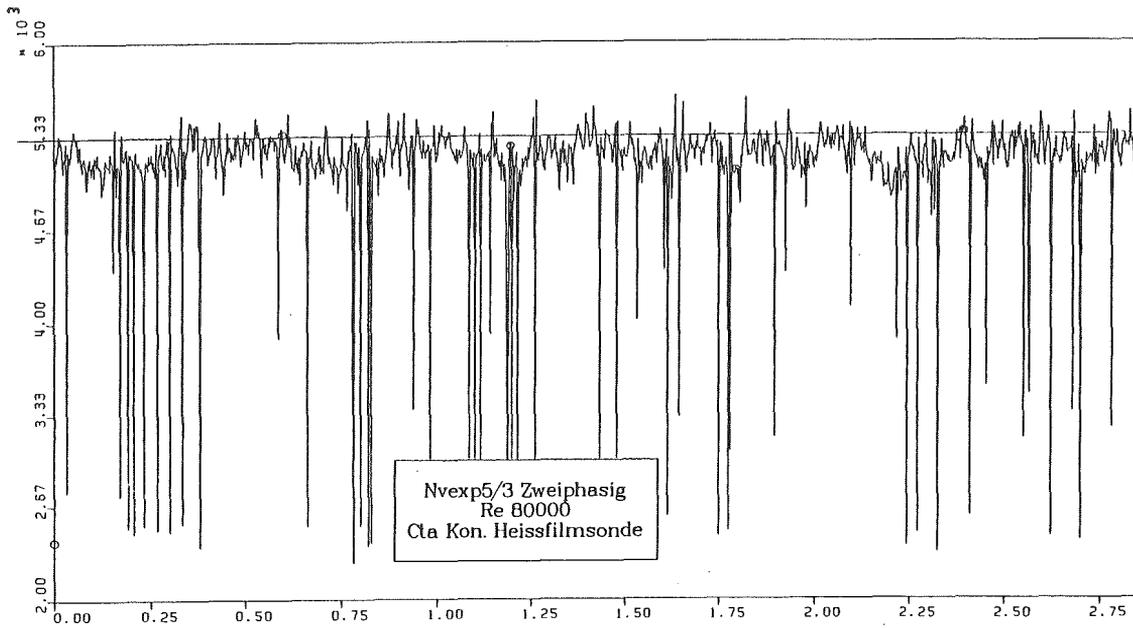


Abb. 1: Anemometer-Ausgangssignal einer Geschwindigkeitsmessung mit einer Heißfilmsonde in einer Blasenströmung. Die steilen Signalabfälle kennzeichnen den Durchlauf von Blasen

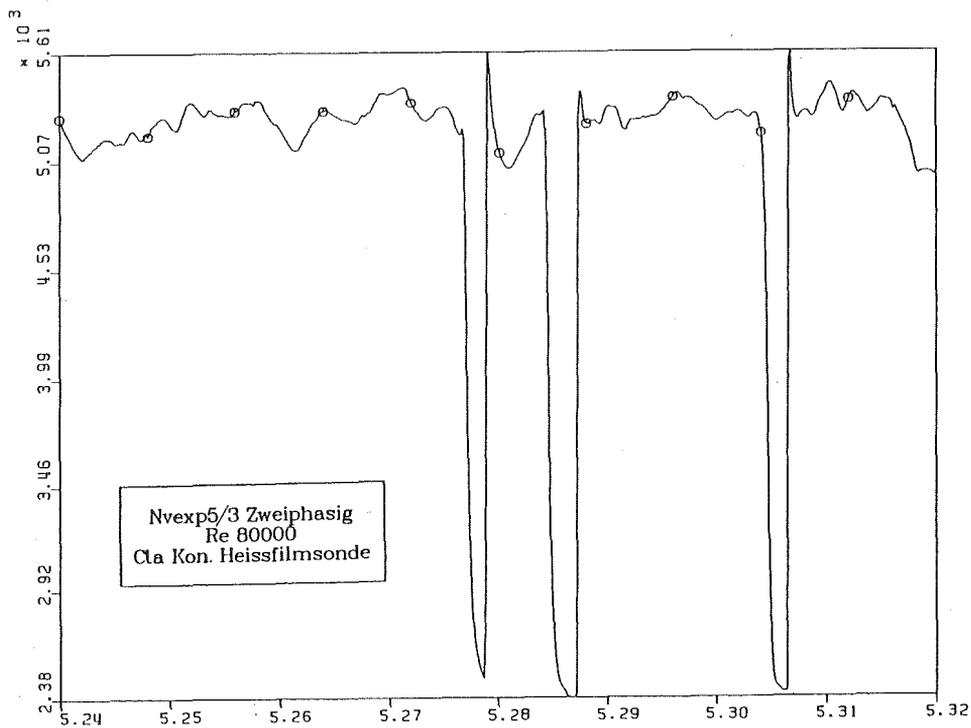


Abb. 2: Anemometer-Ausgangsspannung über einen Zeitbereich von 80 msec. Die drei steilen Signalabfälle kennzeichnen den Durchlauf dreier Blasen

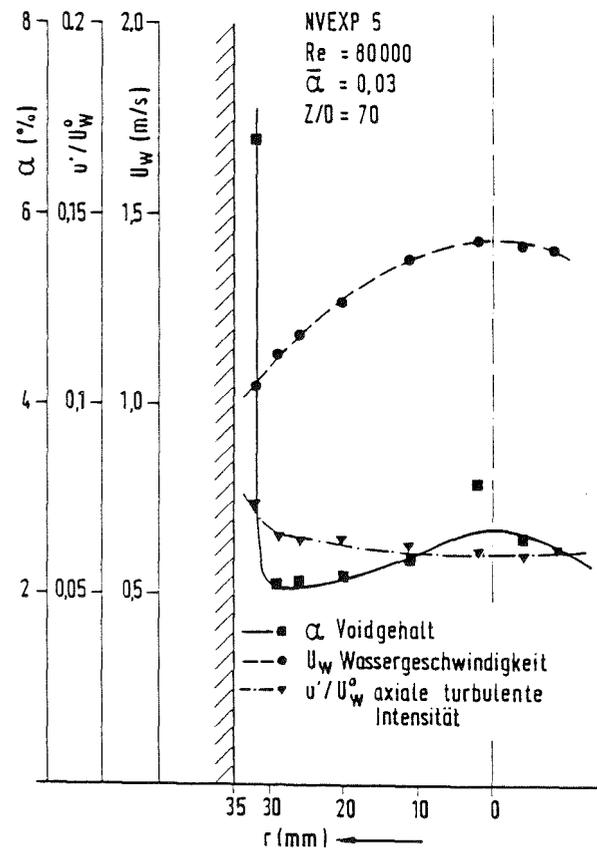


Abb. 3: Gemessene Profile des lokalen relativen Voidanteils α , der zeitlich gemittelten Wassergeschwindigkeit \bar{U}_W und der relativen axialen turbulenten Intensität des Wassers u'/U_W^0 ; Meßposition $z=70D$, Wasserleerrohrgeschwindigkeit 1,14 m/s (entsprechend $Re=80000$)

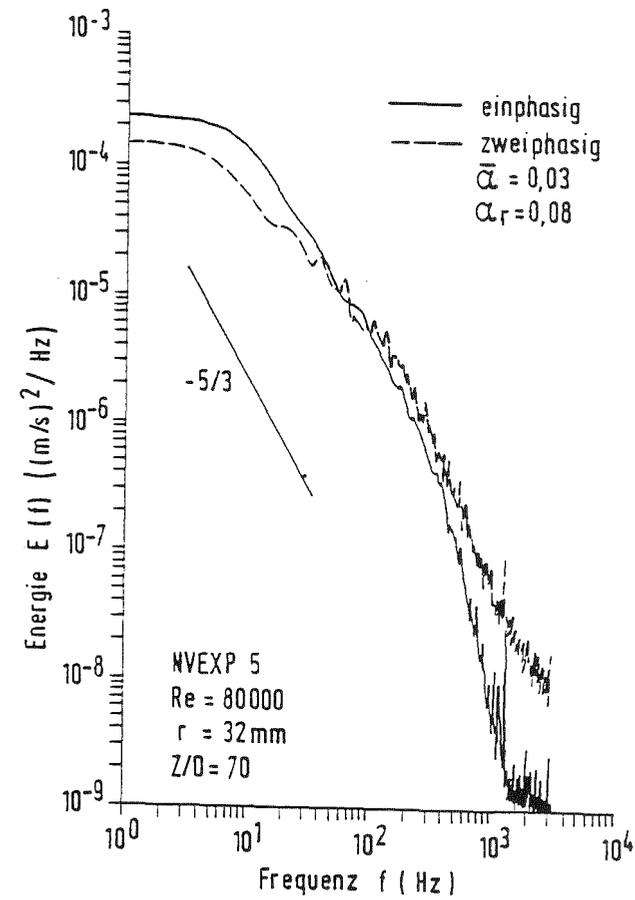


Abb. 4: Vergleich von Energiespektren für einphasige Wasserströmung und Blasenströmung an der wandnahen radialen Meßposition $r=32 \text{ mm}$

- 06.01.03 Entwicklung von Zweiphasen-Massenstrom-Meßverfahren und
Anwendung bei Blowdown-Experimenten
- 06.01.03/30A Kritischer Massenstrom in kleinen Lecks
- PNS 4139 (H. John, S. Barth, G. Eisele, L. Pawlak, J. Reimann, E. Wanner
R. Weinbrecht; IRB)

1. Einleitung

Die Untersuchung des kritischen Massenstromes in kleinen Lecks dient der Aufgabe im Rahmen des Leck-vor-Bruch-Kriteriums den zweiphasigen Massenstrom, der aus einem hypothetischen Riß in der Leitung eines Reaktorkühlkreislaufes austritt, berechenbar zu machen. Im ehemaligen "Versuchsstand für instationäre Zweiphasenmeßtechnik" (PNS 4139) wurde nach Umbau desselben mit Experimenten zu dieser Thematik begonnen. Im folgenden wird eine Beschreibung der Versuchseinrichtung gegeben und über die ersten Experimente und Teilergebnisse berichtet.

2. Versuchsergebnisse

Abb. 1 zeigt das stark vereinfachte Schema des Versuchskreislaufes. Von der Kesselanlage des KfK-IRB kommt ein Wasserstrom annähernd konstanter Menge mit einer Temperatur, die bis nahe an den Siedepunkt des gewählten Kreislaufdruckes eingestellt werden kann. Das Wasser fließt durch ein Sintermetallfilter und die variable Drosselstrecke zum Testeinsatzbehälter. Von dort fließt es zum Kondensator der Kesselanlage zurück. Mit dem Bypaßventil V1 kann der für den Testeinsatz gewünschte Vordruck und mit dem Ventil V2 der gewünschte Gegendruck eingestellt werden. Das Filter soll den engen Spalt vor Wasserverunreinigungen aus der ferritischen Kesselanlage schützen. An der variablen Drosselblende werden die Temperatur T1, der Druck P1 und der Differenzdruck p gemessen und daraus im Rechner PDP11 der einphasige Massenstrom errechnet. Die Drosselblende (2 Einheiten) kann für 12 verschiedene Meßbereiche eingestellt werden. Die Testeinsätze, die simulierte Risse (Spalte) und einen echten Riß enthalten, bestehen grundsätzlich aus zwei Stahlklötzen, zwischen denen ein Spalt eingestellt wird. Durch 2 gleiche Abstandshalter, deren Dicke variabel ist, wird der Spalt seitlich abgeschlossen und in seiner Weite festgelegt. Diese Klötze werden mit Hilfe einer Deckplatte auf die runde Grundplatte gespannt, die zwischen beide Gehäusehälften des Testbehälters geflanscht ist. Die Spaltflächen der simulierten Risse wurden mit einem Sandstrahlgebläse künstlich aufgeraut. Durch Wahl unterschiedlicher Körnung konnten 4 verschiedene Rauigkeiten erreicht werden. Die Rauigkeiten wurden mit einem Perthometer gemessen. Der echte Riß wurde erzeugt, indem ein einge-

kerbter Stahlklotz mittels Biegewechselbelastung durchgebrochen wurde.

Alle Testeinsätze haben bezüglich der Dicke L und Breite B der Stahlklötze die gleichen Abmessungen. Durch 7 Bohrungen wird der Druckverlauf im Spalt in Strömungsrichtung gemessen. Im Eintrittsteil des Gehäuses und im Austrittsteil sind außerdem jeweils eine Druck- und Temperaturmeßstelle vorhanden. Alle Werte werden während des Versuches vom Rechner ausgewertet, ausgedruckt und auf Wunsch gespeichert.

3. Versuchsdurchführung

Das Ziel der Untersuchung war es, die Abhängigkeit des Massenstromes von den wichtigsten geometrischen Spaltparametern und den hydraulischen Parametern festzustellen.

Die geometrischen Spaltparameter wie Länge, Breite und vor allem die Weite des Spaltes und die Oberflächenrauigkeit im Spalt, lassen sich am genauesten bei simulierten Rissen (Spalten) definieren. Außerdem ist die Herstellung simulierter Spalte viel weniger aufwendig. Es wurden daher 2 ferritische und 2 Edelstahlensätze mit simulierten Rissen und ein Einsatz mit echtem Riß hergestellt und im Versuch eingesetzt. Die Rauigkeiten der simulierten Spalte wurden mehrmals verändert.

Im folgenden sind die Spaltparameter und die hydraulischen Parameter der Versuchsmatrix aufgelistet:

Spaltparameter:

Art der Einsätze: Ferritisch 2x, Edelstahl 2x, echter Riß 1x
Spaltbreite B: 80 mm
Spaltlänge L: 46 mm
Spaltweite S: 0,1 0,2 0,3 0,4 0,5 0,6 mm (abgerundet)
Rauigkeit: 5 30 70 100 150 240 µm

Als Spaltweite wurde die Summe aus dem Maß zwischen den Rauigkeitsspitzen und dem Wert der Rauigkeit ($2 \times 1/2$ Rauigkeit) definiert. Das Maß zwischen den Rauigkeitsspitzen wurde mit Fühlerblechen (Spion) mit Sprüngen von 0.01 mm gemessen.

Hydraulische Parameter:

Eintrittsdruck: 40, 60, 80, 100, 120 bar

Unterkühlung: 60, 50, 40, 30, 20, 10, 2 K

Der Gegendruck wurde nur bei einigen Versuchspunkten in Abständen von 10 bar variiert. Sonst ergab er sich aus den Abströmverlusten im Leitungssystem. Als charakteristischer Parameter für jede Spaltkonfiguration wurde der bekannte Reibungsbeiwert ζ errechnet, der wie folgt definiert ist:

$$\zeta = \frac{(P_o - P_u) \cdot 2\rho_o}{G^2} - 1$$

G = Massenstromdichte $[\text{kg}/\text{m}^2\text{s}]$

P_o = Druck vor den Spalt $[\text{b}]$

P_u = Druck nach dem Spalt $[\text{b}]$

ρ_o = Dichte des Wassers vor dem Spalt $[\text{kg}/\text{m}^3]$

Im Bereich rauher einphasiger Strömung ist dieser Wert nur von der Spaltweite und der Rauigkeit abhängig. Er ist ein wesentlicher Parameter für die Aufstellung einer Gleichung für Massenstromberechnung in rauhen Kanälen. ζ wurde vor jeder Versuchsreihe mit kaltem Wasser festgestellt und außerdem aus den Punkten mit 60 K Unterkühlung bei unterkritischem Druckverhältnis (Gegendruck-erhöhung) errechnet. Bei der Versuchsdurchführung war ζ ein wichtiger Kontrollwert, der die Konstanz der Spaltwerte (Rauigkeit, Spaltweite) anzeigte. Durch Beobachtung des Wertes ζ über mehrere Versuchspunkte wurde ersichtlich, ob Temperatureffekte (Ausdehnung) die Spaltweite veränderten oder bei langen Versuchsreihen die Rauigkeit sich durch Korrosion, Erosion oder Verschmutzung veränderte.

Eine Interpretation der Massenstrommeßergebnisse wurde während des Berichtszeitraumes nur überschlägig gemacht. Die gemessenen Massenstromdichten wurden mit den nach einem Rechenmodell von Pana /1,2/ errechneten Werten verglichen. Abb. 2 zeigt den Vergleich der gemessenen und nach Pana berechneten Massenstromdichten für 4 Eintrittsdrücke über der Unterkühlung des eintretenden Wassers bei einem Reibungsbeiwert $\zeta = 12$.

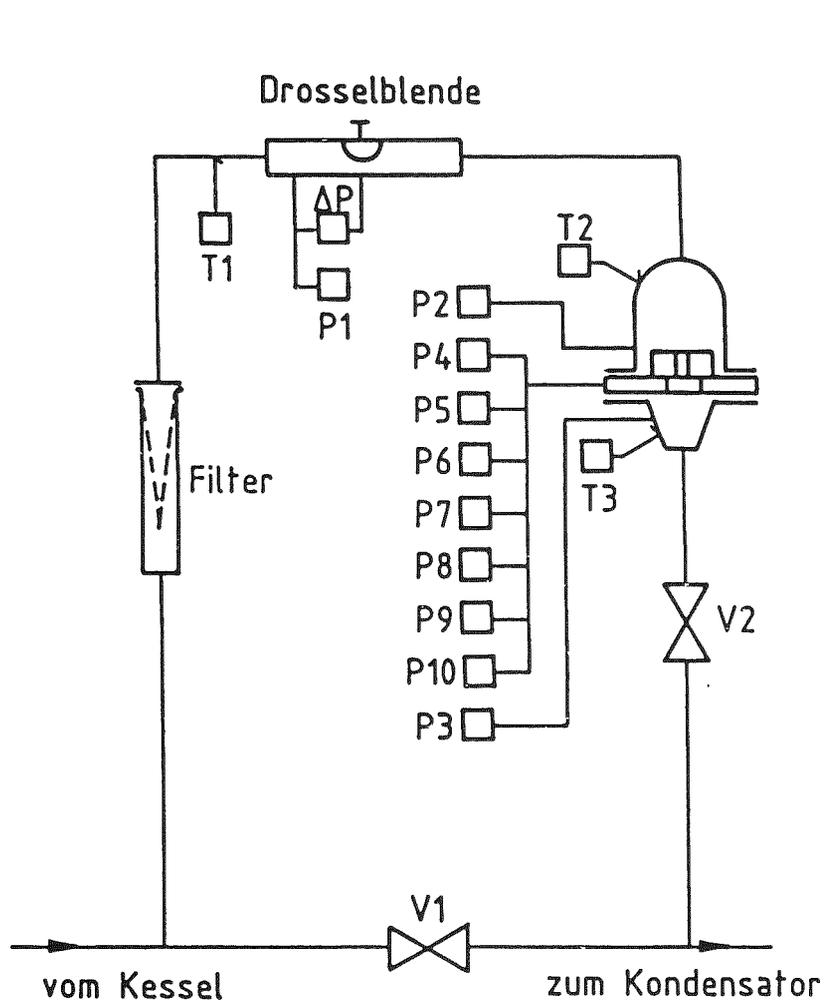
Die gemessenen Kurven (durchgezogen) zeigen mit den errechneten (gestrichelt) eine relativ gute Übereinstimmung. Die Versuchswerte sind um ca. 10 - 20 %

höher als die Rechenwerte. Es erscheint nach diesen Ergebnissen aussichtsreich, mit den Versuchsergebnissen eine Korrektur des Rechenmodells durchzuführen.

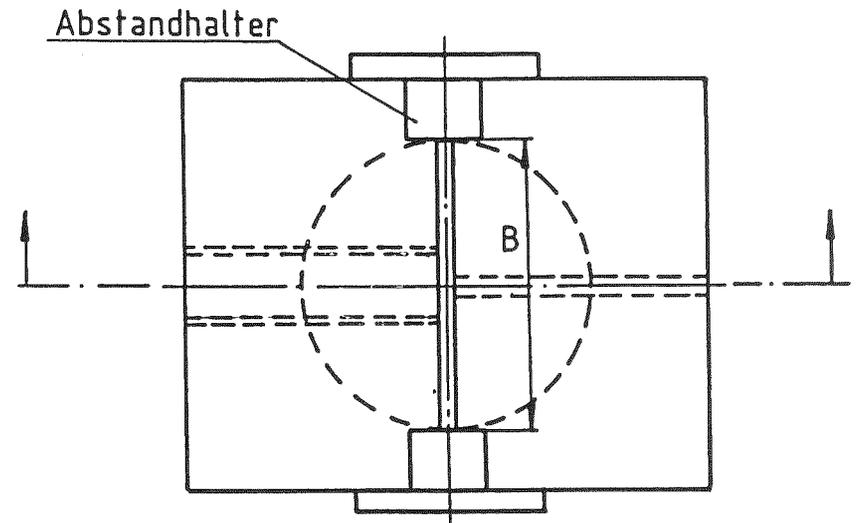
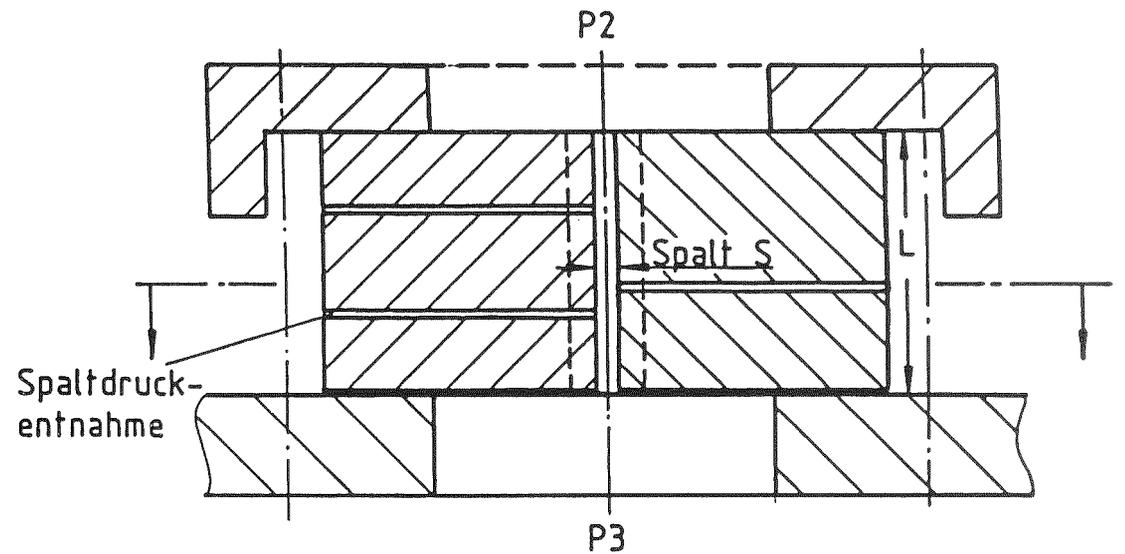
Literatur:

/1/ Pana, P.: Eine modifizierte Bernoulli-Gleichung für die Berechnung der Strömungsvorgänge im unterkühlten Wassergebiet IRS-W18 (1975)

/2/ Pana, P.: Berechnung der stationären Massenstromdichte von Wasserdampfgemischen und der auftretenden Rückstoßkräfte IRS-W24 (1976)



Testkreislauf



Testeingsatz

- 4100-120 -



Abb. 1 Kritischer Massenstrom in kleinen Lecks

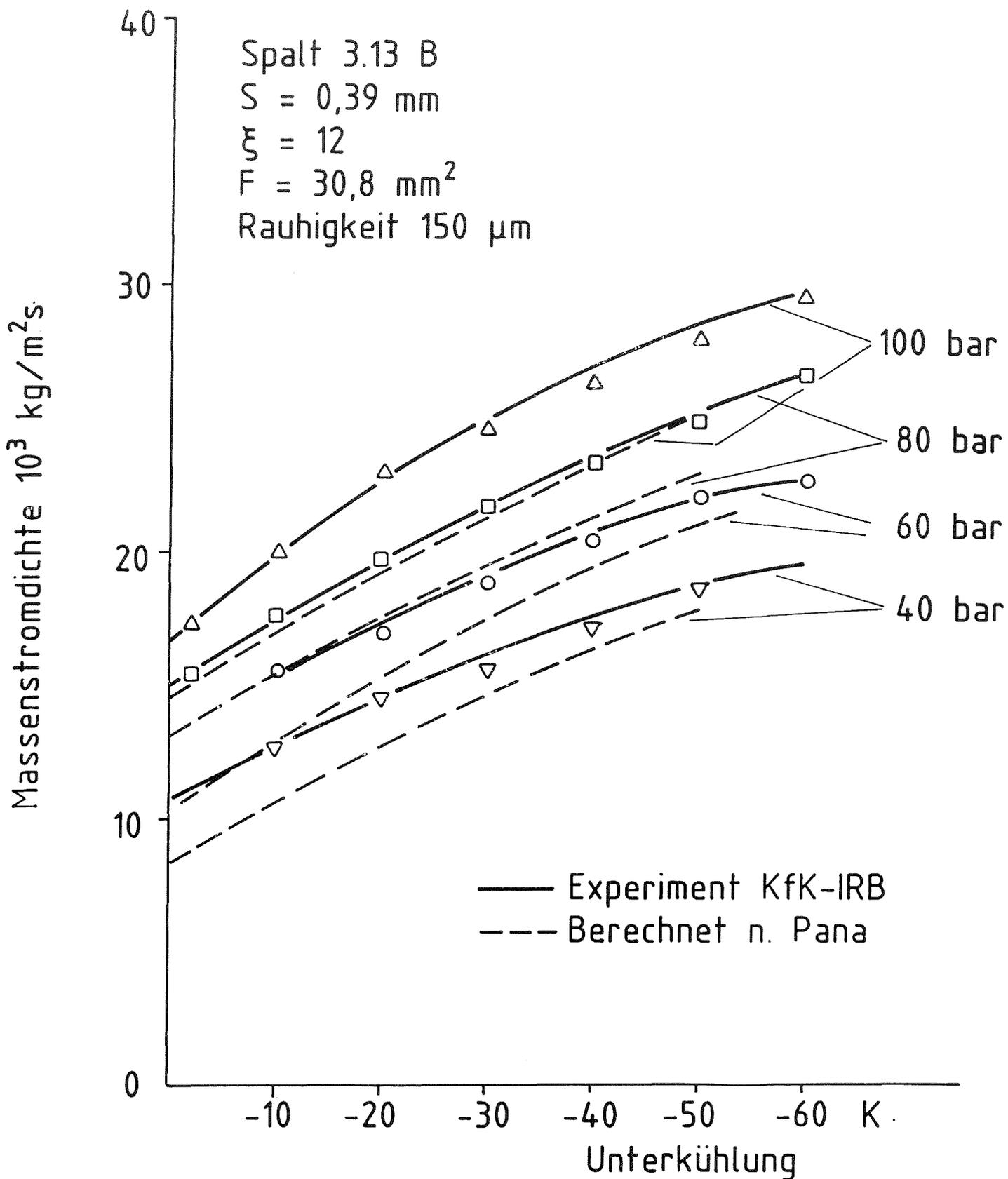


Abb. 2 Massenstromdichte im rauhen Spalt

06.01.03/31 A Untersuchung des transienten Verhaltens der TMFM-Aus-
PNS4140 führungen 2.5 und 50
(G. Class, F. Eberle, J. Kadlec, R. Scharnowell; IRE)

1. Einleitung

Das True Mass Flow Meter (TMFM2.5) wurde im Rahmen der Reaktorsicherheitsforschung für die Messung transienter Zweiphasenströme entwickelt und bei ca. 200 Blowdown-Versuchen an der COSIMA-Anlage unter DWR-Bedingungen erfolgreich eingesetzt /1/. Die Funktionsweise und der mechanische Aufbau verschiedener TMFM-Ausführungen sind in den Berichten /1, 2, 3/ ausführlich beschrieben; eine anschauliche Prinzipskizze sowie ein Blockschaltbild ist in Abb. 1 beigefügt. Beim TMFM wird der Massenstrom über ein rotierendes Schaufelrad geführt, das der Strömung einen Drall mit bekannter tangentialer Geschwindigkeitskomponente aufprägt. Dieser Drall wird im Leitrad durch Umlenkung der Strömung in rein radiale Strömungsrichtung in ein Moment umgesetzt, welches zu einer mechanischen Auslenkung (Winkelausschlag) des an drei Federbeinen elastisch aufgehängten Statorleittrads führt und damit eine Biegedehnung in den Federbeinen bewirkt, die mit Dehnmeßstreifen und einem Meßverstärker gemessen wird. Die Dehnmeßstreifen sind je Federbein paarweise gegenüberliegend angebracht und so verschaltet, daß in erster Näherung nur die reine Rotation des Statorleittrades erfaßt wird.

Die Biegenachgiebigkeit der Federbeine hat zur Folge, daß der Stator bei instationären Strömungen zu Torsionsschwingungen angeregt wird, die zu einer Verfälschung des Meßsignals führen. Die Eigenfrequenz der Schwingung liegt je nach Baugröße des TMFM zwischen etwa 60 und 100 Hz und begrenzt damit den dynamischen Einsatzbereich der Geräte. Zur Herabsetzung der Signalverfälschung wurden von K. Hain et. al /3/ für das TMFM50 mehrere Varianten der Statordämpfung untersucht. Das Problem der dynamischen Signalverfälschung konnte damit nicht endgültig gelöst werden. Eine Möglichkeit die gestörten Signale mit Hilfe der Frequenzgang-

funktion des Meßgerätes zu korrigieren wurde von G. Class in /4/ vorgeschlagen.

Ziel der hier beschriebenen Arbeiten war es:

- eine experimentelle Untersuchung des dynamischen Verhaltens des TMFM2.5 im Frequenzbereich 0-200 Hz durchzuführen und
- die Korrigierbarkeit des durch die Statorschwingung verursachten Meßfehlers zu überprüfen.

Für die experimentellen Untersuchungen wurde ein Versuchsstand mit pulsierender Zweiphasenströmung (Wasser/Luft) aufgebaut und für eine Versuchsreihe im Frequenzbereich 0-200 Hz eingesetzt. Für die Korrektur der durch die Statorschwingung verursachten Meßsignalverfälschung wurde ein numerisches Korrekturverfahren entwickelt und auf dem Minicomputer PDP-11 implementiert. Die korrigierten Meßsignale weisen einen glatten Zeitverlauf auf in Übereinstimmung mit den theoretischen Erwartungen. Das Vorhaben ist damit abgeschlossen.

2. Versuchsaufbau und typische Versuchsergebnisse

Für die Strömungsexperimente wurde ein Versuchsstand bestehend aus dem zu untersuchenden TMFM2.5, einer speziell angefertigten Wasser/Luft-Mischvorrichtung, einem Meßbehälter und verschiedenen Anschlußleitungen an die zentralen Wasser- und Preßluftvorsorgungssysteme sowie einigen Regel- und Steuerventilen in der Technikumshalle des IRE installiert. Die funktionelle und räumliche Anordnung der wesentlichen Versuchskomponenten ist in Abb. 2 und 3 dargestellt. Die Durchsatzpulsationen wurden mit der darin gezeigten Mischvorrichtung erzeugt, deren Schnittbild in Abb. 4 wiedergegeben ist. Über eine Düse ($\varnothing = 15 \text{ mm}$) wird ein Freistrahle in den Mischbehälter so eingeleitet, daß er mittig in den Einlaßstutzen des TMFM (NW 20) trifft. Dieser Strahl wird periodisch durch eine rotierende Unterbrecherscheibe mit zwei 90° Kreissektoren seitlich abgelenkt. Dadurch werden dem TMFM mit konstanter Frequenz einzelne Wasserpakete zugeteilt. Das abgezweigte Wasser wird im Mischbehälter gesammelt und über eine gesonderte Abflußleitung abgeführt. Der Mischbehälter ist mit einer Füllstandsanzeige ausgestattet. Zur Aufrechterhal-

tung des Druckgleichgewichtes und zur Vermeidung eines "Überlaufens" wird Preßluft in den Mischbehälter eingespeist. Die Unterbrecherscheibe wird mit einem drehzahlsteuerbaren Gleichstromnebenschlußmotor angetrieben. Die damit einstellbaren Unterbrechnungsfrequenzen liegen zwischen 5 und 200 Hz. Der Wasserdurchsatz und der Luftdruck im Mischbehälter werden mit Hilfe der Ventile in den entsprechenden Versorgungsleitungen reguliert. Um maximale Massenströme zu erreichen, wurde bei allen Experimenten das Ventil im Wasserzuführungsstrang voll geöffnet, während das Ventil zur Lufteinspeisung in den Mischbehälter jeweils so reguliert wurde, daß ein Überlaufen des separierten Wassers gerade noch vermieden wurde. Dabei mußte mit zunehmender Unterbrechnungsfrequenz ein größerer Luftdruck im Mischbehälter vorgegeben werden, was einen abnehmenden mittleren Massenstrom zur Folge hatte. Bei einphasiger Wasserströmung (ohne Unterbrechnung) konnte ein maximaler Massendurchsatz von 2.4 kg/s erreicht werden. Bei gepulster Wasser/Luft-Strömung liegt der maximale erreichbare mittlere Massendurchsatz bei ca. 1.2 kg/s.

Die Meßinstrumentierung der Versuchseinrichtung besteht lediglich aus einer Durchflußmeßsonde im Wasserzuführungsstrang und einer Einrichtung für die Bestimmung des mittleren Wasserdurchsatzes. Ein Referenzmeßgerät für die Messung der gepulsten Zweiphasenströmung stand nicht zur Verfügung. Das transiente Ausgangssignal des TMFM (Meßbereich 0 - 10 V) wurde einem auf PDP11-Minicomputer basierenden Zeitreihenanalysator Typ TDA-33 der Fa. Genrad zugeführt. Damit wurde online die Spektraldichtefunktion und der arithmetische Mittelwert berechnet. Der letztere wurde zusammen mit dem mittleren Wasserdurchsatz für die dynamische Kalibrierung (Bestimmung der Empfindlichkeit bei unterschiedlichen Unterbrechnungsfrequenzen der Mischvorrichtung) des TMFM benutzt. Für die letzte Sekunde vor dem jeweiligen Versuchsende wurde das digitalisierte Meßsignal für eine spätere Auswertung und Signalkorrektur zwischengespeichert.

Nach einigen Vorversuchen im Rahmen der Inbetriebnahme des Versuchstandes wurden 17 Experimente mit 15 verschiedenen Unterbrechnungsfrequenzen im Intervall 0 - 200 Hz gefahren. Beim letzten Experiment wurde das TMFM in seiner Resonanzfrequenz angeregt und fiel nach ca. 30 s infolge einer Widerstandsänderung in einem der Brückenarme aus. Vor dem Ausfall wurden auf einem Oszillographen starke Signalschwingungen

mit einem deutlichen Mittelwertanstieg beobachtet. Da die Datenerfassung durch ein Signaloverflow abgebrochen wurde, konnte dieser Versuch bei der späteren Auswertung nicht berücksichtigt werden. Eine Inspektion des TMFM nach Beendigung der Versuche hat zudem ergeben, daß vor der Beschau- felung im Rotor Fremdteile (ein gewendelter Metallspan, zwei Asbest- streifen) lagen, die zu einer gewissen Beeinträchtigung der Zuströmung geführt haben könnten. Eine detaillierte Beschreibung der kompletten Ver- suchsreihe ist im Primärbericht /5/ gegeben.

Im oberen Diagramm der Abb. 5 ist als Beispiel das bei zwei verschiede- nen Experimenten der Versuchsreihe aufgenommene TMFM-Meßsignal über ein 200 ms langes Zeitintervall aufgezeichnet. Der linke Zeitverlauf wurde bei der Unterbrechnungsfrequenz der Mischvorrichtung $f_u = 10$ Hz, der rechte bei $f_u = 20$ Hz aufgenommen. Beiden Signalen ist die Statoreigen- schwingung (90 Hz) überlagert, die auch in den entsprechenden Spektral- dichtefunktionen beobachtet wurde. Der erwartete trapezförmige Verlauf ist dennoch zu erkennen, die Flanken werden allerdings durch die Schwin- gungen verzerrt. Für eine unmittelbare Anwendung sind solche gestörte, nicht korrigierte Meßsignale offensichtlich nur bedingt geeignet.

3. Meßsignalkorrektur

Das im folgenden beschriebene Korrekturverfahren wurde in /4/ für die Anwendung auf die TMFM-Ausgangssignale vorgeschlagen. Das Verfahren setzt voraus, daß das Meßgerät lineare und zeitinvariante dynamische Übertragungseigenschaften besitzt und daß die Frequenzgangfunktion der Meßkette bekannt ist.

Unter dieser Voraussetzung kann dann der zeitliche Massenstromverlauf $\dot{m}(t)$ aus dem TMFM-Ausgangssignal $U(t)$ nach folgender Gleichung berechnet werden:

$$\dot{m}(t) = \mathcal{F}^{-1} \{ \mathcal{F} \{ U(t) \} H^{-1}(f) P(f) \} \quad (1)$$

Darin bezeichnet $\mathcal{F} \{ \}$ die Fourier-Transformation, $\mathcal{F}^{-1} \{ \}$ die inverse Fourier-Transformation, $H(f)$ die Frequenzgangfunktion des TMFM und $P(f)$ eine Tiefpaßfilterfunktion.

Obige Gl. (1) unterscheidet sich von der in /4/ vorgeschlagenen durch die Einführung der Filterfunktion $P(f)$. Diese Funktion ist bei der numerischen Anwendung der Korrektur sinnvoll, weil mit ihr hochfrequente Signalanteile, verursacht durch den Quantisierungsfehler der numerischen Daten oder Rauschen der Meßkette, im korrigierten Signal unterdrückt werden. Die Charakteristik der Filterfunktion $P(f)$ sollte jedoch immer auf die gegebene Signalqualität angepaßt werden. Bei der hier beschriebenen Anwendung des Verfahrens wurde für die Tiefpaßfilterung eine Butterworthcharakteristik nach Gl. (2) gewählt,

$$P(f) = \frac{1}{\sqrt{1 + (f/f_g)^{2q}}} \quad (2)$$

Für die Grenzfrequenz f_g wurden 200 Hz und für die Ordnung q der Wert 4 eingesetzt.

Für die Frequenzgangfunktion $H(f)$ wurde folgender Verlauf abgeschätzt

$$H(f) = \frac{k}{1 + \frac{2\xi i f}{f_r} - \left(\frac{f}{f_r}\right)^2} \quad (3)$$

wobei f_r die Resonanzfrequenz des Stators und ξ den Dämpfungsquotienten bezeichnen; $i = \sqrt{-1}$. In der Konstanten k ist die oben erwähnte Empfindlichkeit des TMFM enthalten.

Setzt man in Gl. (3) für $k = 1$, so erhält man die normierte Frequenzgangfunktion H_n , die allein durch die modalen Parameter f_r und ζ bestimmt ist. Zur Beurteilung der Frequenzcharakteristik wurde die normierte Frequenzgangfunktion für $f_r = 89,5$ Hz und $\zeta = 0,3$ % berechnet und in Abb. 6 nach Betrag und Phase graphisch dargestellt. Aus dem Betrag der Funktion ist ersichtlich, daß im Bereich der Eigenfrequenz eine starke Resonanzüberhöhung auftritt. Unterhalb der Resonanz konvergiert der Betrag zu 1, was bedeutet, daß die niederfrequenten Massenstromoszillationen richtig im Meßsignal abgebildet werden. Oberhalb der Resonanz fällt der Betrag etwas steiler ab, wodurch höhere Frequenzen schwächer im Ausgangssignal wiedergegeben werden. Der Phasenverlauf zeigt den typischen Phasenübergang von Null auf -180 Grad an der Resonanzstelle.

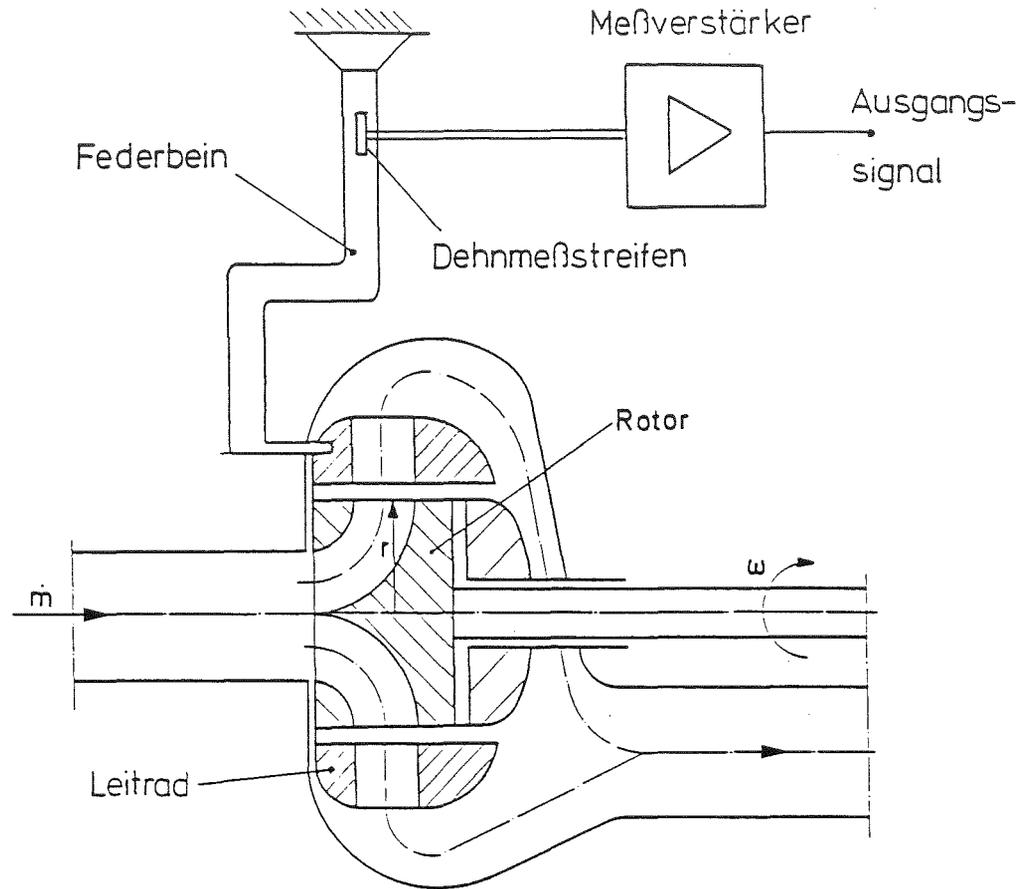
Als Beispiel für dieses Verfahren ist in Abb. 5 unterhalb jedem Originalsignal $U(t)$ der entsprechende korrigierte Massenstrom $\dot{m}(t)$ über der Zeit t geplottet. Man sieht, daß im jeweiligen korrigierten Signal die Flanken realistisch wiedergegeben sind. Der Signalanstieg beim Übergang von Luft- zu Wasserströmung erfolgt in ca. 5 ms und entspricht damit sehr genau der Öffnungszeit der Unterbrecherscheibe. Der erwartete horizontale Signalabschnitt ist durch höherfrequente Schwingungen geringfügig moduliert. Die abfallende Flanke ist etwas flacher. Global betrachtet entspricht der korrigierte Signalverlauf sehr gut dem zu erwartenden zeitlich trapezförmigen Massenstrom. Das gleiche trifft auch für die in Abb. 5 rechts dargestellten Signale aus dem Versuch Nr. 3 zu, wo die Unterbrechnungsfrequenz 20 Hz betrug. Mit zunehmend höherer Unterbrechnungsfrequenz $f_u > 40$ Hz zeigte das Originalsignal einen stärker werdenden stochastischen Verlauf. Der vorgegebene zeitliche Massenstromverlauf ist in diesen Signalen nicht mehr zu erkennen. Demgegenüber weisen aber die korrigierten Signale eindeutig die Durchsatzoszillationen aus. Der Signalabfall auf nahe Null bei erwarteter Luftströmung wird nicht mehr erreicht, es zeigt sich vielmehr eine mit der Unterbrechnungsfrequenz zunehmende "Untergrundströmung", deren genaue Ursachen nicht festgestellt werden konnten. Zu vermuten ist, daß durch das intensive Zerschlagen des Wasserstrahls bei steigender Unterbrechnungsfrequenz eine Nebelströmung mit zunehmender Wasserbeladung erzeugt wurde. Die diskrete Struktur des Massendurchsatzes mit genau definierter Unterbrechnungsfrequenz ist jedoch in allen korrigierten Signalen gut erkennbar.

5. Schlußfolgerungen

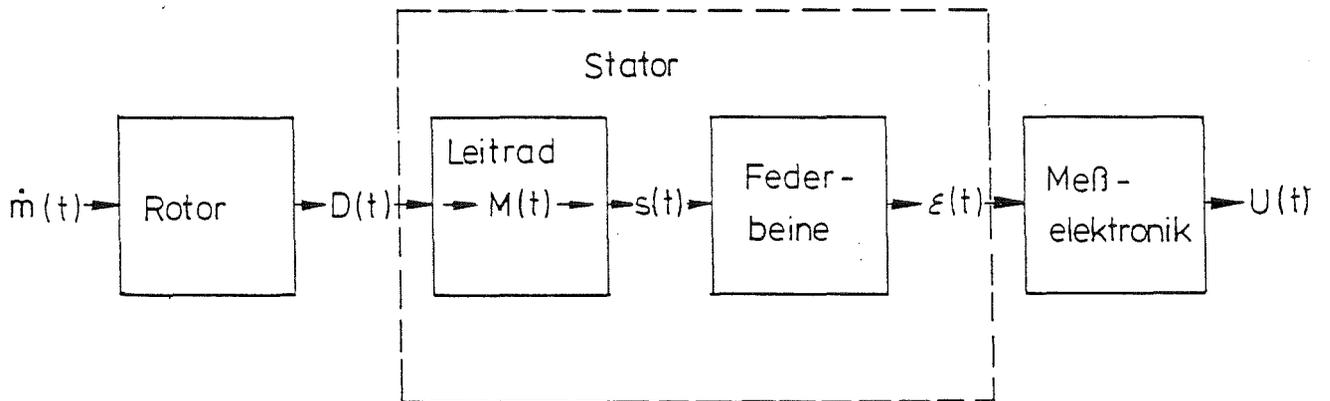
Die im Frequenzbereich 0 - 200 Hz durchgeführten Untersuchungen der TMFM-Ausführung 2.5 ergaben, daß dem massenstromproportionalen Meßsignalanteil zusätzliche Störsignale überlagert werden, die auf die Resonanzanregung des TMFM-Meßsystems zurückzuführen sind. Es wurde gezeigt, daß die Meßsignale mit Hilfe der numerischen Filterung korrigierbar sind; die korrigierten Signale weisen einen glatten Zeitverlauf auf, der gut mit den theoretischen Erwartungen übereinstimmt.

Literatur:

- /1/ G. Class, K. Hain, F. Schloß, K.H. Wagner
True Mass Flow Meter - Entwicklung und Einsatz eines Massenstrom-
Meßgerätes für instationäre Zweiphasenströmungen
KfK 2790, Juli 1979
- /2/ K. Hain, F. Brüderle, W. Butzer, F. Schloß, T. Vollmer
True Mass Flow Meter 50, Ein direkt anzeigendes Massenstrom-
Meßgerät hoher Genauigkeit für transiente Zweiphasenströmungen
bis $m = 50 \text{ kg/s}$
KfK 3197, Oktober 1981
- /3/ K. Hain, F. Brüderle, W. Butzer, F. Schloß, T. Vollmer
Flüssigkeitsdämpfung der Statorschwingung am True Mass Flow
Meter 50, einem Massenstrom-Meßgerät für instationäre Zwei-
phasenströmungen
KfK 3031, September 1980
- /4/ G. Class
Residual Error Problems in True Mass Flow Meters. In "Measuring
Techniques in Gas-Liquid Two-Phase Flows",
J.M. Delhaye, G. Cognet (eds.),
Springer, 1984
- /5/ G. Class, F. Eberle, J. Kadlec, R. Scharnowell,
unveröffentlichter Bericht, 1986



Prinzipskizze



Blockschaltbild



Abb. 1: Prinzipskizze und Blockschaltbild zur Funktionsweise des TMFM

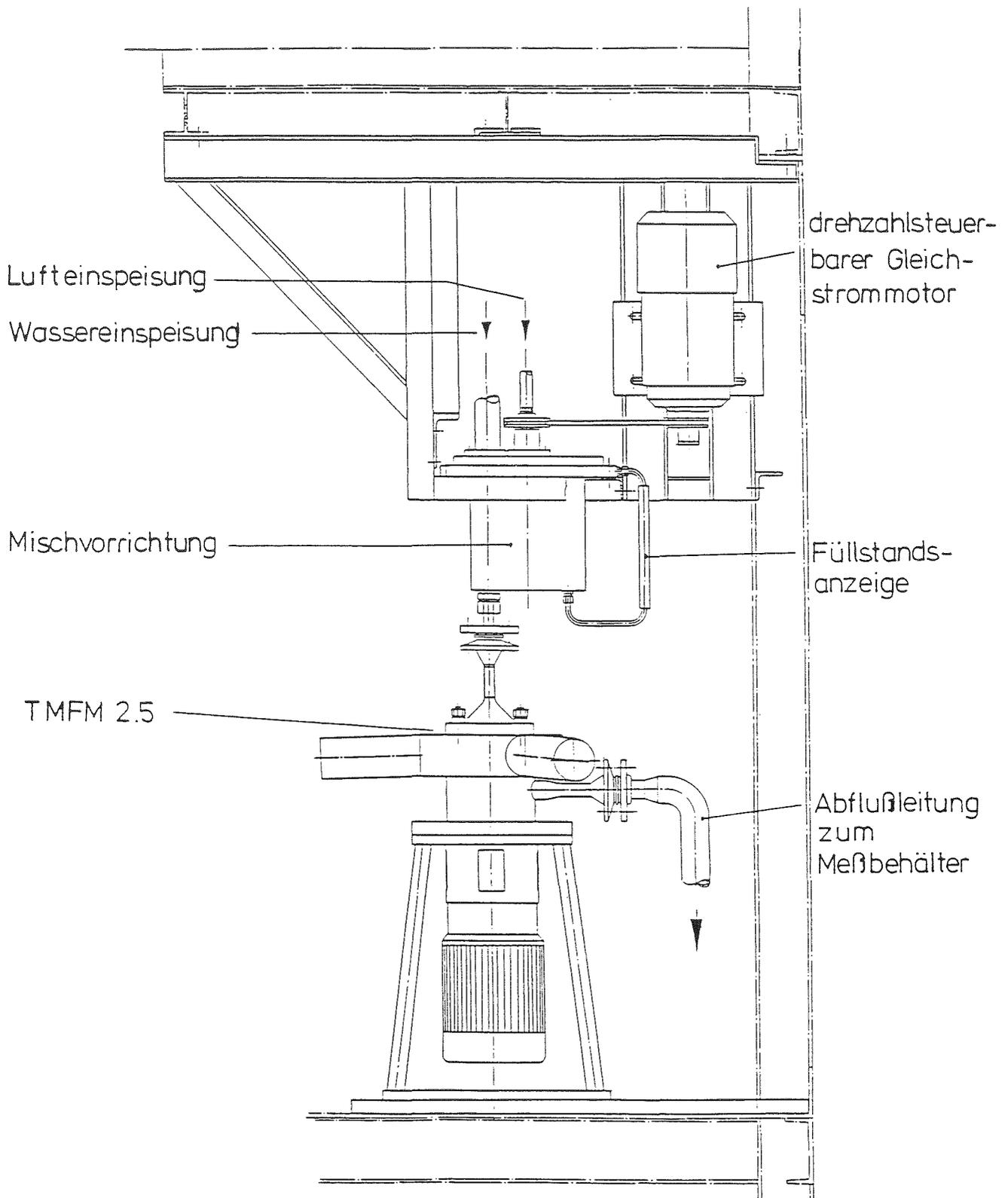


Abb. 2: Versuchsaufbau für Experimente mit gepulster Wasser/Luft-Strömung

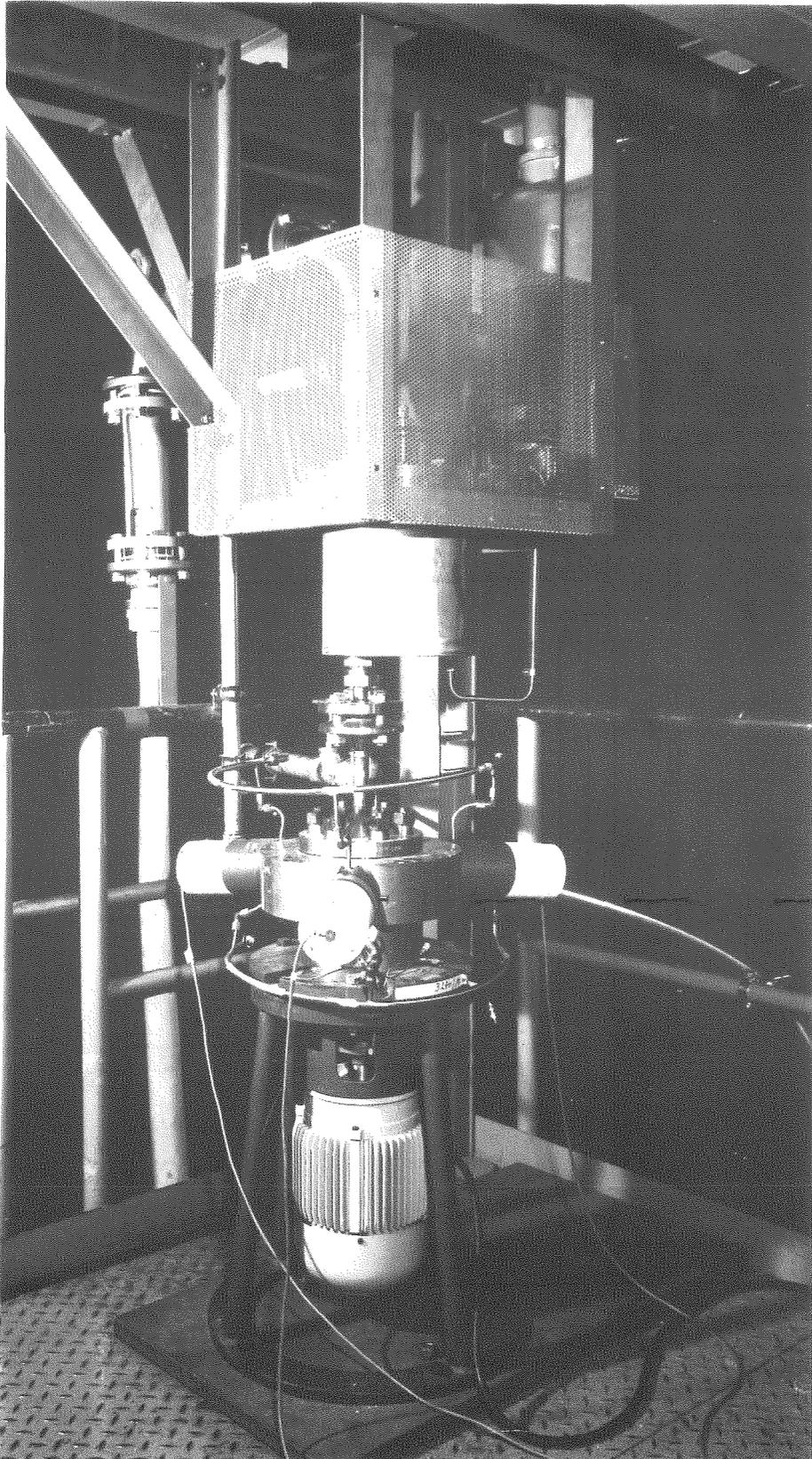
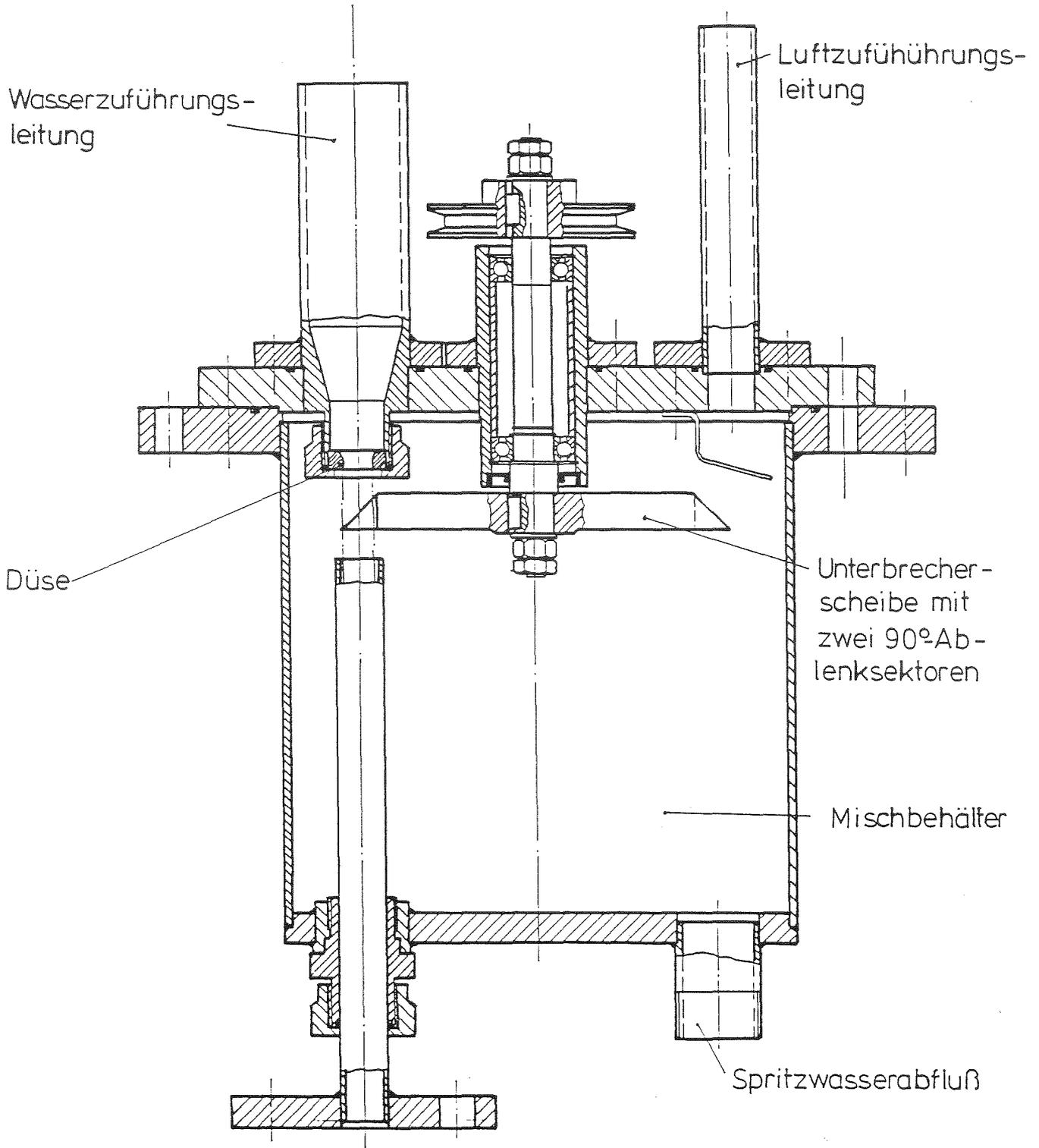


Abb.3 : Teilansicht des Versuchsaufbaues



KfK

Abb. 4 : Schnittbild der Wasser/Luft-Mischvorrichtung

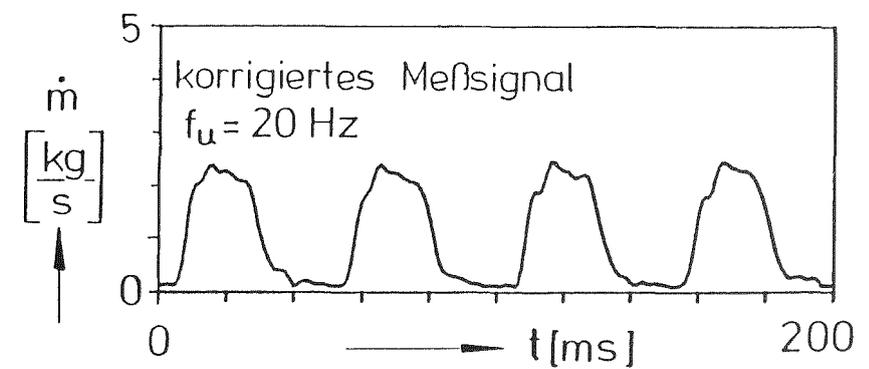
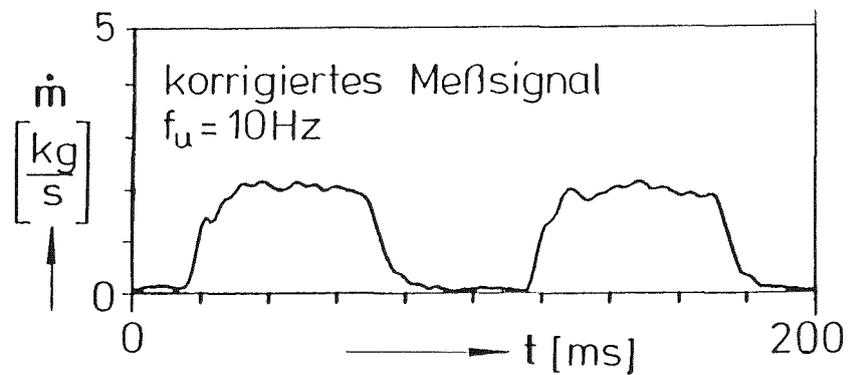
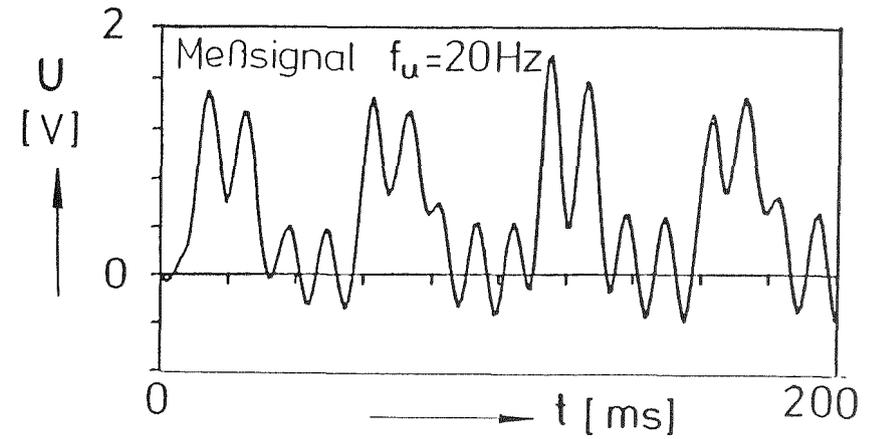
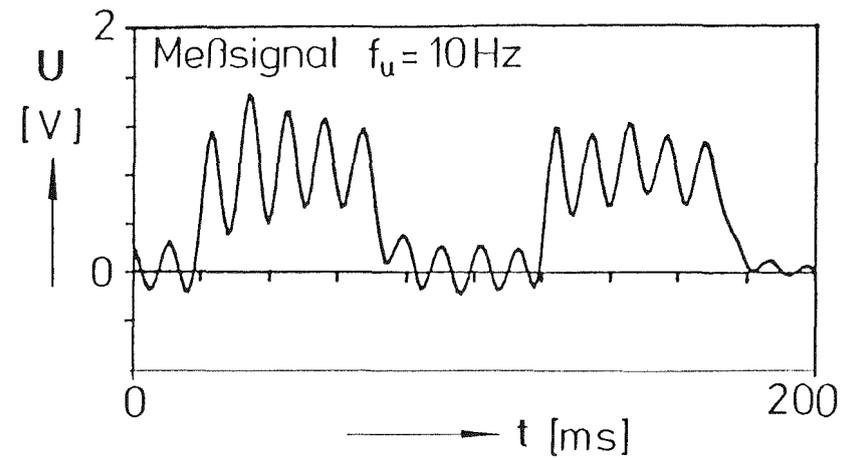


Abb. 5: Originalmeßsignal und abgeschätzter Massenstromverlauf (korrigierte Signale) bei niederen Unterbrechungsfrequenzen $f_u = 10$ und 20 Hz

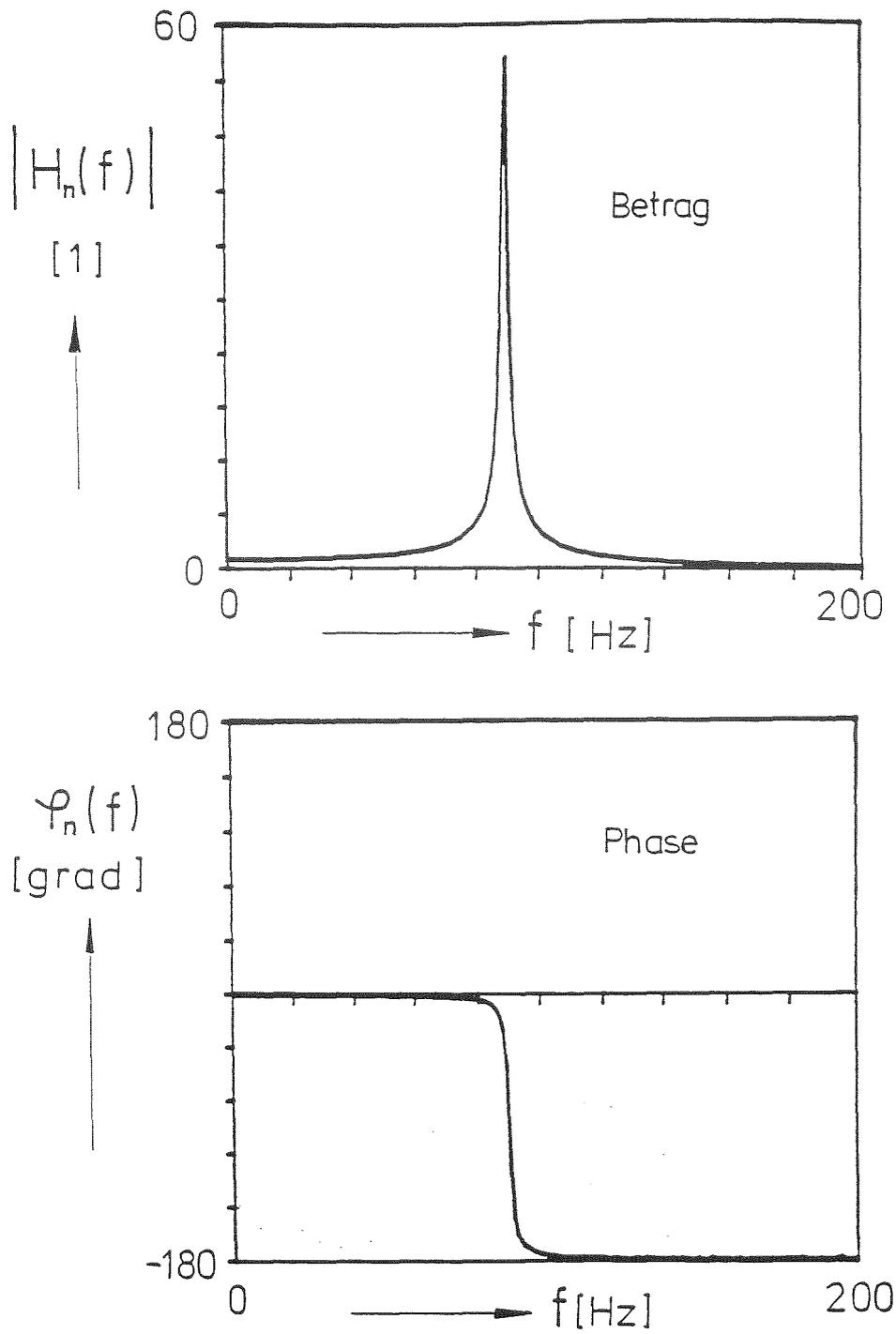


Abb. 6: Abgeschätzte Frequenzgangfunktion des Stators

06.01 SICHERHEIT UND UMGEBUNGSSCHUTZ VON KKW

PNS-Teilprojekt 4200 - Brennelementverhalten bei Störfällen

| | | |
|----------|--|------------|
| 06.01.04 | Entwicklung und Verifizierung eines Code- systems zur Beschreibung des Brennelement- verhaltens bei Störfällen | 4200 - 1 |
| 06.01.09 | Brennstabverhalten in der Wiederauffüll- und Flutphase eines Kühlmittelverlust- störfalles | 4200 - 5 |
| 06.01.16 | Untersuchungen zu schweren Kernschäden | 4200 - 45 |
| 06.01.17 | Untersuchungen zum Störfallverhalten Fort- geschrittener Druckwasserreaktoren (FDWR) | 4200 - 142 |

- 06.01.04 Entwicklung und Verifizierung eines Codesystems zur
Beschreibung des Brennelementverhaltens bei Störfällen
- 06.01.04/39A Entwicklung und Verifizierung von Rechenprogrammen
PNS 423C zu schweren Kernschäden
(R. Meyder, W. Sengpiel; IRE
S. Albiez, B. Büscher; IT)

Die Analysen zum ESSI-4 Experiment (s. Projekt 06.01.16) wurde im Berichtszeitraum fortgeführt. Dabei zeigte sich immer mehr, daß die Vorgabe der Leistung durch den im Experiment gemessenen Strom zu schwer vergleichbaren Ergebnissen führt. Die positive Rückwirkung von Fehlern in der Temperaturberechnung führt zur Berechnung einer nicht zutreffenden Gesamtleistung für das Experiment. Es wurde daher eine weitere Änderung von SCDAP vorgenommen, die es erlaubt, die gemessene Gesamtleistung vorzugeben. Die Fehler bei der Messung der Gesamtleistung im Experiment sind zwar größer als bei der Strommessung, es ergab sich so aber ein wesentlich stabileres Verhalten der Ergebnisse.

Dennoch wurde die Nachrechnung dieser Experimente vorläufig eingestellt. Die Unsicherheiten in der Wirkung des Gasspaltes zwischen dem Dampfführungsrohr und der Isolation ließen die Überprüfung der thermodynamischen Eigenschaften des Isolationsmaterials nicht zu. Es wurde daher mit der Nachrechnung der Experimente der ESA-Serie begonnen. Bei dieser Serie ist kein Spalt zwischen Dampfführungsrohr und der Isolation vorhanden; außerdem wird mit Argon anstelle von Dampf gekühlt. Entsprechend den Anforderungen der ESA-Experimente wurden weitere Änderungen an unserer Version von SCDAP-Mod0 durchgeführt, d.h. die Oxidation ausgeschaltet und die Stoffeigenschaften des Kühlmediums geändert.

Mit der so gewonnenen Version wurde ein Reihe von Rechnungen zur Überprüfung der Sensitivität der Ergebnisse bezüglich der Änderungen von Stoffeigenschaften durchgeführt. Dazu wurde zuerst an einem Basisfall der Wärmehaushalt der Apparatur untersucht. Dabei ergab sich, daß bei ausgeschalteter axialer Wärmeleitung ca. 85%-95% der Wärme, die im Brennstabsimulator freigesetzt wird, über

die Staboberfläche wieder abgegeben wird. Nur 5%-10% der freigesetzten Wärme werden also zum Aufbau der Temperatur des Stabes verwendet. Von der vom Stab abgeführten Wärme werden wiederum ca. 5%-10% durch das Kühlgas in axialer Richtung abgeführt. Alle verbleibende Wärme wird in der Isolation aufgenommen. Für die Abschätzung des maximalen Einflusses der axialen Wärmeleitung wurde in einer ersten Rechnung vereinfacht angenommen, daß die Simulatorenenden während des gesamten Experimentes auf einer konstanten Temperatur von 373K verbleiben. In diesem Fall werden ca. 30% der im Stab freigesetzten Wärme in axialer Richtung durch Wärmeleitung abgeführt.

Ein typischer Verlauf einer berechneten und der gemessenen Temperatur dieser ersten Analysen ist für die Mitte des Stabes in Abb.1 aufgetragen. Die Thermolemente versagen bei ca. 1200 C. Man erkennt für die Rechnung in den ersten 100 s einen zu steilen Anstieg und ein überschätztes Plateau. In der eigentlichen Temperaturrampe erweist sich aber der berechnete Gradient als nur etwa halb so steil, wie der im Experiment beobachtete. Die Unterschiede zu Beginn der Rechnung sind sehr wahrscheinlich auf die Vernachlässigung der Leistungsverluste in den Zuleitungen zurückzuführen. Diese werden von der Leistungsmessung mit erfasst und können nur indirekt durch Anpassung der Temperatur im Zeitraum zwischen 120 min und 140 min bestimmt werden. In der eigentlichen Temperaturrampe ist der Fehler im Gradienten von 100% zwar groß, in der Gesamtbilanz betrachtet bedeutet es aber, daß die aus dem Stab abgeführte Leistung nur um ca. 10%, nämlich von ca. 90% auf ca. 80%, abgesenkt werden muß. Es wurden daher die in Frage kommenden Stoffdaten wie Leitfähigkeit, spezifische Wärme des Isolationsmaterialies und auch die Leitfähigkeit des Kühlgases variiert.

In Abb. 2 ist das Ergebnis einer Rechnung, bei der die Leitfähigkeit des Isolationsmaterials auf 50% reduziert wurde, mit dem Ergebnis des Basisfalles zum Vergleich aufgetragen. Man sieht dort, daß die Variation in den Stoffwerten nahezu keine Änderungen am Temperaturverlauf bewirkt, das System also auf Änderungen der Stoffwerte nur sehr schwach reagiert. Eine weitergehende Analyse der Modellierung legte die Vermutung nahe, daß eine Ursache für den zu

flachen Gradienten und das träge Verhalten auch in der relativ groben Nodalisierung der Isolation begründet sein könnte. In diesem Punkt ist SCDAP Mod0 auf 5 radiale Zonen beschränkt. Eine Variation dieser Einteilung zeigte Änderungen in der gewünschten Richtung.

Da im Laufe von 1985 auch SCDAP Mod1 an uns übergeben wurde und diese Version 20 radiale Knoten für eine Komponente, insbesondere in der Isolation, zulässt, wurde parallel zu den anderen Arbeiten SCDAP Mod1 auf unserer Rechenanlage implementiert und einige der schon an SCDAP Mod0 durchgeführten Modifikationen jetzt auch an SCDAP Mod1 eingeführt. Dies betrifft insbesondere die Modellierung des Simulators und die Bereitstellung der Plotsoftware. Damit steht jetzt ein geeignetes Werkzeug zur Verfügung, um den Einfluss unterschiedlicher Maschenweiten und Maschenzahlen in der Isolation zu untersuchen und um die Leistungsverluste in den Zuleitungen abzuschätzen.

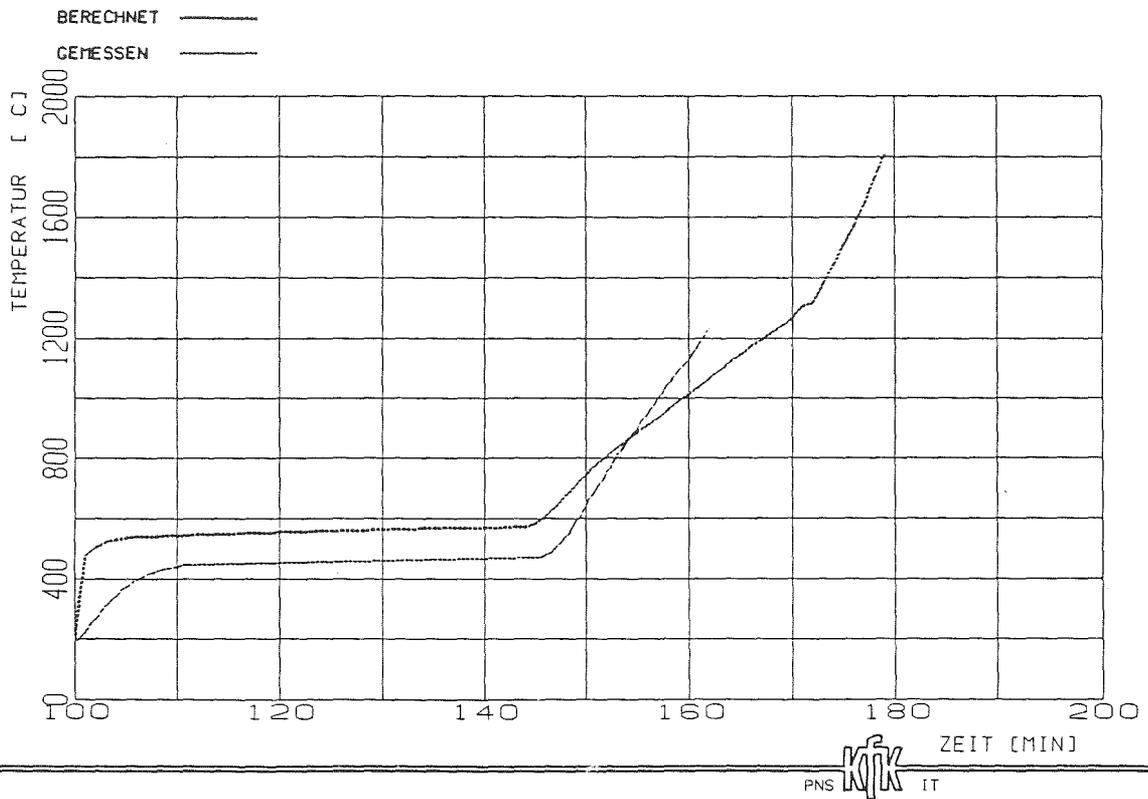


ABB 1 ESA1 1 BRENNSTABOBERFLAECHENTEMPERATUR IN 15 CM HOEHE OHNE AXIALE LEISTUNG

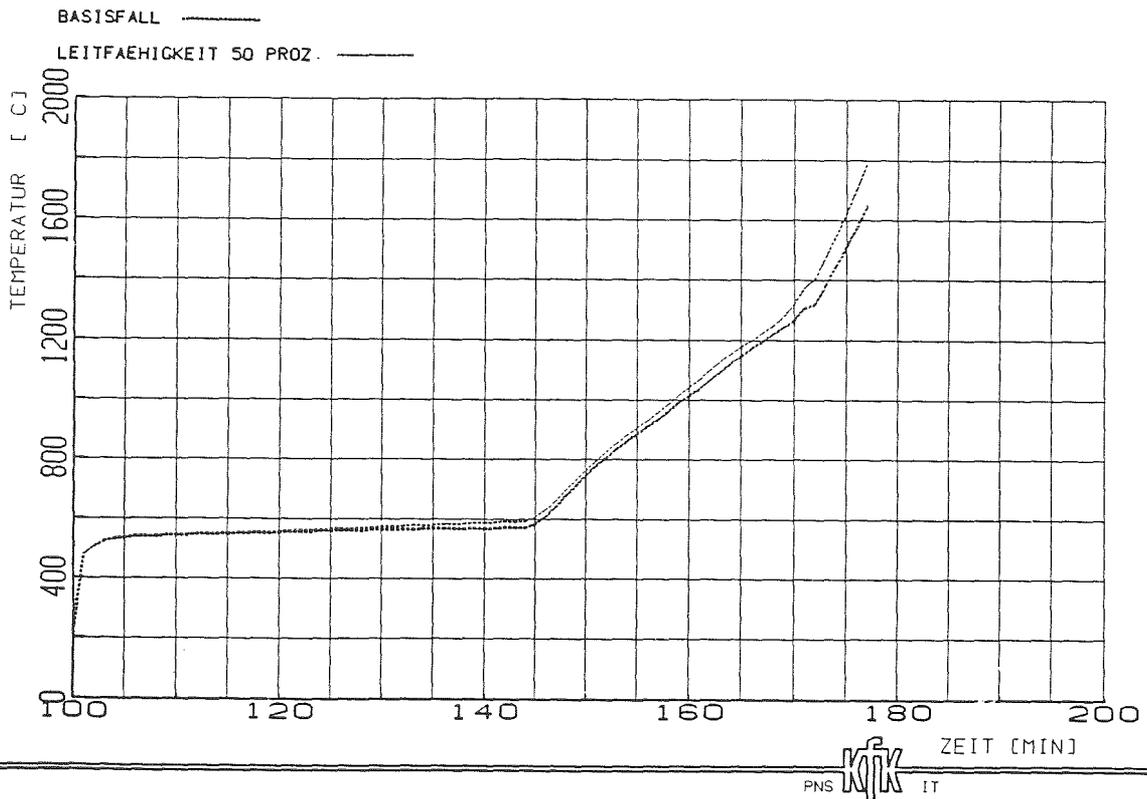


ABB 2 ESA1 1 VERGLEICH BERECHNETER BRENNSTABOBERFLAECHENTEMPERATUREN OHNE AXIALE LEITUNG IN 15 CM HOEHE

- 06.01.09 Brennstabverhalten in der Wiederauffüll- und Flutphase eines Kühlmittelverluststörfalles
- 06.01.09/08A Untersuchungen zur Wechselwirkung zwischen aufblähenden
PNS 4238 Zircaloy-Hüllen und einsetzender Kernnotkühlung;
Auswertung des REBEKA-7-Experiments
(K. Wiehr, F. Erbacher, W. Just, U. Harten; IRB)

Zusammenfassung

Das letzte Bündelexperiment REBEKA-7 wurde erfolgreich am 31. Oktober 1984 durchgeführt. Dieses Experiment wurde, ähnlich wie REBEKA-6, ohne Strömungsumkehr zwischen dampfgekühlter Wiederaufheizphase und Flutphase gefahren. Alle 49 Brennsimulatoren wurden vor Versuchsbeginn mit 60 bar He-Innendruck beaufschlagt. Im Bereich der erwarteten Berststellen wurden nur sehr wenige Mantelthermoelemente auf der Zry-4-Hülle aufgepunktet. Die Hauptmeßebene für den Leistungsabgleich vor dem Experiment befand sich 150 mm unterhalb der axialen Bündelmitte.

Diese Maßnahmen ließen eine ungestörte und maximale Wechselwirkung der Zircaloy-Hüllrohre in einem Bündelverband und ein ähnliches Bild der axialen Hüllrohrverformungen und der Kühlkanalblockade wie bei REBEKA-6 erwarten. Das experimentell erzielte Ergebnis läßt sich wie folgt darstellen:

- In der 1850 mm Ebene gemessene Hüllrohrtemperaturen zeigten über einen längeren Zeitraum in der Flutphase ein Temperaturplateau von etwa 800 °C.
- Der Mittelwert der am nächsten zu den Berststellen gemessenen Hüllrohrtemperaturen lag bei 755 °C.
- Durch Auswertung von axialen und azimutalen Temperaturverteilungen läßt sich eine mittlere Bersttemperatur von 790 °C abschätzen.
- Starkes Absinken der Hüllrohrtemperatur in der 1850 mm Ebene in den letzten 10 - 15 Sekunden vor dem Bersten. Negative Temperaturrampe: etwa -9 K/s. (Einfluß von Spalt und Kühlung).
- In axial tiefer liegenden Bereichen fiel die Hüllrohrtemperatur nicht, so daß diese axialen Bereiche wärmer wurden als höher liegende (geringerer Spalt zwischen Wärmequelle und Hülle).
- Folge: Hüllrohrverformung bei 1850 mm blieb stehen und tiefer liegende axiale Hüllrohrbereiche begannen sich zu verformen.
- Axiale Erstreckung stärker gedehnter Hüllrohrbereiche war größer als bei bisherigen REBEKA-Experimenten.

- Längste mittlere Verformungszeiten in der Flutphase von 40 Sekunden (verglichen mit früheren REBEKA-Experimenten).
- Bis auf 57 bar absinkender mittlerer Berstdruck.
- Mittlere Berstumfangsdehnungen von 55 %.
- Höchste unter Flutbedingungen erreichte Kühlkanalversperrung von 66 %.

Das Bild der vorliegenden Hüllrohrverformung und der daraus resultierenden Kühlkanalversperrung ist das Ergebnis der Wechselwirkung einer sich verformenden Hülle und der Kühlung.

Durch die gleichgerichtete Strömung in der Wiederaufheiz- und der Flutphase hatte sich das Temperaturmaximum in den oberen Bereich zwischen den mittleren Abstandshaltern verschoben. Hier begann die Verformung. Die Kühlung in diesem Experiment war gerade groß genug, um die Verformung stoppen bzw. verlangsamen zu können, aber nicht zu groß, um tiefer liegende axiale, weniger verformte Hüllrohrbereiche deutlich abkühlen zu können. Diese Bereiche waren jedoch heiß genug und die Innendruckbelastung noch hoch genug, um nun auch verformen zu können.

Dieser negative Temperaturrückkopplungseffekt, der das Zusammenspiel ganz bestimmter Verhältnisse erfordert, führte im REBEKA-7 Experiment zu höheren Umfangsdehnungen über einen größeren axialen Bereich und damit auch zu der größten Kühlkanalversperrung, die in REBEKA-Bündelexperimenten mit Fluten erzielt wurde.

1. Einleitung

1.1 Problemstellung

Bei einem Kühlmittelverluststörfall (KVS) mit doppelendigem Bruch im kalten Strang einer Hauptkühlmittelleitung, dem Auslegungsstörfall eines Druckwasserreaktors, können die Brennstabhüllen Temperaturen erreichen, bei denen sie unter der Wirkung des inneren Überdruckes aufblähen bzw. bersten, und somit zu einer lokalen Verengung der Kühlkanäle führen.

Im Rahmen des Projektes Nukleare Sicherheit wird zum analytischen Nachweis einer ausreichenden Nachkühlbarkeit des Reaktorkerns das Programmsystem SSYST entwickelt. Aufgabe des im folgenden beschriebenen Vorhabens ist die Bereitstellung experimenteller Informationen zur Verifikation und Weiterentwicklung dieses Programmsystems.

1.2 Allgemeine Zielsetzung

Das out-of-pile Versuchsprogramm zum Aufblähvorgang von Zircaloy-Brennstabhüllen in der Wiederauffüll- und Flutphase eines KVS wird ebenfalls im Rahmen des Projektes Nukleare Sicherheit der KfK durchgeführt. Es trägt den Namen REBEKA (REaktortypische Bündel Experimente KARlsruhe).

Die Versuche haben zum Ziel, den Aufblähvorgang von Zircaloy-Brennstabhüllen an Einzelstäben sowie in Bündelgeometrien voller Länge zu untersuchen. Wesentliche Merkmale der Versuche bestehen darin, daß die Wechselwirkung zwischen Hüllrohrverformung und Kernnotkühlung berücksichtigt und eine meßtechnische Erfassung des zeitabhängigen Aufblähvorganges der Zircaloy-Hülle durchgeführt wird.

Die Versuche haben im einzelnen folgende Ziele:

- Ermittlung des zeitabhängigen Aufblähvorganges an Einzelstäben,
- Ermittlung der Beeinflussung des Aufblähvorganges durch die einsetzende Kernnotkühlung,
- Untersuchung der thermischen und mechanischen Wechselwirkung benachbarter Stäbe beim Aufblähen im Stabbündel,
- Gewinnung von Aussagen über eine mögliche Versagensfortpflanzung sowie
- Untersuchungen über Ausmaß und Verteilung von Kühlkanalversperrungen.

1.3 Spezielle Zielsetzung

Das Bündelexperiment REBEKA-7 stellt im wesentlichen eine Duplizierung des REBEKA-6-Experimentes dar. Die thermohydraulische Simulation der Wiederauffüll- und Flutphase erfolgte wie bei REBEKA-6 ohne Strömungsumkehr. Durch geeignete Maßnahmen sollte eine ungestörte und maximale Wechselwirkung zwischen den Zircaloyhüllrohren im Bündelverband ermöglicht werden, mit dem Ziel, die größtmögliche Kühlkanalversperrung bei Hüllrohrverformung in der Flutphase eines Kühlmittelverluststörfalles zu erreichen.

Beim Bündelexperiment REBEKA-6 enthielt das 49 Stabbündel einen unbeheizten Zentralstab als Thermoelementführungsrohr für Fluidthermoelemente. Zwei Brennstabsimulationen des Bündels wurden nur mit einem He-Innendruck von 5 bar gefüllt, so daß die Zircaloyhüllen im Experiment unverformt blieben. Vier Hüllrohre wiesen Lokalbeulen auf /1/. Es bestand damit Grund zur Annahme, daß sich durch diese Fakten keine maximale mechanische Wechselwirkung mit einer möglichen Versagenspropagation zu höheren Kühlkanalversperrungen hin eingestellt haben könnte. Folgende Maßnahmen wurden daher durchgeführt:

Alle Heizstäbe der Brennstabsimulatoren wurden überarbeitet, d. h. geglättet und um etwa 5/1000 mm im Außendurchmesser verringert. Damit wurde die Gefahr klemmender Ringpellets und die Entstehung von Lokalbeulen verringert. Im Bereich der erwarteten Berststellen wurden nur sehr wenige Thermoelemente auf der Zircaloy-4-Hülle aufgepunktet. Die Hauptmeßebeine für den Leistungsabgleich vor dem Experiment befand sich 150 mm unterhalb der axialen Bündelmitte. Eine mögliche Beeinflussung durch zu viele Thermoelemente im Bereich der maximalen Hüllrohrverformungen konnte damit ausgeschlossen werden.

Alle 49 Brennstabsimulatoren wurden vor Versuchsbeginn mit 60 bar He-Innendruck beaufschlagt.

Diese Maßnahmen ließen eine ungestörte und maximale Wechselwirkung der Zircaloy-Hüllen und ein ähnliches Bild der axialen Hüllrohrverformungen mit möglicherweise höherer maximaler Kühlkanalversperrung wie bei REBEKA-6 erwarten.

2. Versuchsanlage und Versuchsablauf

Gegenüber dem Experiment REBEKA-6 wurde für REBEKA-7 eine weitere Modifikation vorgenommen, nämlich am Dampfverteiler, auf die im folgenden Kapitel noch näher eingegangen wird. Dadurch ergaben sich im Versuchsablauf geringfügige Unterschiede zu REBEKA-6.

2.1 Testkreislauf für Bündelexperiment

Abb. 1 zeigt ein stark vereinfachtes Schema des Testkreislaufs. Vom Dampfkessel (9) kommend, teilt sich der Dampfstrom nach dem Überhitzer in zwei Teilströme. Der eine Teilstrom nimmt seinen Weg über Ventil 1.2 direkt zum Dampfumformer (4). Der zweite Teilstrom strömt über Ventil 7.2 durch einen Dampfverteiler in das untere Plenum der Teststrecke. Der Dampf tritt unmittelbar oberhalb des Wasserspiegels im unteren Behälterplenum in die Teststrecke ein. Ein Teil dieses zweiten Dampfteilstromes durchströmt nun das Testbündel während der Anfahr- und Aufheizphase von unten nach oben. Da während dieser Zeitphasen auch bereits das Flutwasser in die Teststrecke eingespeist wird (Flutwasserdruck, -temperatur und -menge werden eingestellt und konstant gehalten), der Wasserspiegel in der Teststrecke jedoch nicht steigen darf, wird das Ventil 7.3 so weit geöffnet, daß alles in die Teststrecke eingespeiste Wasser wieder abfließen kann. Ein Teil des über Ventil 7.2 zuströmenden Dampfes verläßt die Teststrecke jedoch auch durch das Ventil 7.3, so daß nur ein bestimmter, aus Mengenbilanzen zu bestimmender Anteil des Dampfteilstromes 2 die Teststrecke von unten nach oben durchströmt. In der Anfahrphase werden alle Dampf- und Wasserwerte (Druck, Temperatur und Menge) eingestellt und konstant gehalten. In der Wiederaufheizphase wird das Bündel elektrisch aufgeheizt und bei Erreichen einer bestimmten Hüllrohrtemperatur im Bündel die Ventile 7.2 und 7.3 geschlossen. Damit wird die aufwärtsgerichtete Dampfströmung unterbrochen, und das Bündel wird von unten zwangsgeflutet.

Nicht verdampftes Wasser wird im Kopf der Teststrecke 1 und in einem Zyklonabscheider des Wasserauswurfsammeltanks (2) abgeschieden und aufgefangen. Der Containmentsimulator (3) ist ein leerer Pufferbehälter, der dazu dient, Druckstöße im System zu dämpfen. Die Bezeichnungen I bzw. II an den Pfeilen geben die Strömungsrichtung des Dampfes und/oder Wassers während der Wiederauffüll- bzw. Flutphase des Experimentes an.

2.2 Teststrecke

Für REBEKA-7 wurde die Bündelteststrecke geringfügig modifiziert. Ein neuer Dampfverteiler im unteren Plenum der Teststrecke ermöglicht die aufwärtsgerichtete Dampfströmung während der Aufheizphase des Bündels. Zusätzlich wurde der Wasserspiegel in der Teststrecke um etwa 3 cm abgesenkt, so daß keine Wassertropfen mehr aus der Wasseroberfläche während der Wiederaufheizphase in das Bündel mitgerissen wurden, wie dies bei REBEKA-6 der Fall war (siehe Temperaturschriebe der Hüllrohrtemperaturen /1/). Das äußere Druckrohr (153 x 3 mm) hat einen Innendurchmesser von 153 mm \emptyset . Im Druckrohr sitzt der quadratische Bündelführungskasten aus Edelstahl mit Innenabmessungen 101 x 101 mm und einer Wandstärke von 1 mm, in dem sich das Bündel befindet. Zwischen dem Bündelführungskasten und dem Druckrohr steht stagnierender Wasserdampf.

2.3 Stromversorgung

Die erforderliche Leistung für das 49-Stabbündel liefern zwei dreiphasige Transduktoren von je 600 kVA sowie ein kleiner 40 kVA-Transduktor. Jede Phase der großen 3-phasigen Transduktoren wurde mit 8 parallel geschalteten Stäben belegt. Der dritte einphasige 40 kVA-Transduktor versorgte den Zentralstab (s. Abb. 2).

2.4 Brennstabsimulatoren (BSS)

Die Brennstabsimulatoren (BSS) mit kontinuierlichem, cosinusförmigen Leistungsprofil wurden bereits im REBEKA-6 Experiment verwendet (Abb. 3). Die Gasvolumina im BSS entsprechen weitgehend denen eines DWR-Brennstabes. Sie betragen:

| Volumina | bei 20 °C | Heizstab ist 600 °C warm |
|---|-----------|--------------------------|
| oberes Plenum | 8,5 ccm | 8,5 ccm |
| alle Spalte mit Pelletphasen | 10,0 ccm | 10,0 ccm |
| unteres Plenum | 17,5 ccm | 16,3 ccm |
| Vol. der Anschlußröhrchen mit Druckaufnehmer | 4,0 ccm | 4,0 ccm |
| Gesamtvolumen | 40,0 ccm | 39,0 ccm |

Der Heizstab ist oben im BSS fest aufgehängt und schiebt bei Erwärmung in das untere Plenum (Unterschied des unteren Plenumvolumens bei 20 °C und 600 °C Heizstabtemperatur). Die Feder, die die Pellets zusammenschiebt, sitzt im oberen Plenum.

Da bei REBEKA-6 vier Brennstabsimulatorhüllen Lokalbeulen aufwiesen, verursacht durch auf dem Heizstab klemmende Ringpellets /2/, wurden vor Wiedermontage der Brennstabsimulatoren die Heizstäbe um etwa 5/1000 mm im Durchmesser heruntergehämmert. Dies führte zu einer Verlängerung der beheizten Länge der Heizstäbe von bis zu maximal 4 cm Länge. Da die inneren Thermoelemente (in den Heizstabhüllen eingelegt) in der axialen Stabmitte sitzen, wurden die Stäbe so im Bündelverband verschoben, daß alle Innenthermoelemente in der axialen Bündelmitte in einer gemeinsamen Ebene saßen. Dies hatte zur Folge, daß einzelne Brennstabsimulatoren mit ihrer beheizten Länge bis zu 2 cm über das eigentliche untere beheizte Bündelende (axiale Position 3900 mm) hinausragten.

Der Leistungsabgleich von 48 Brennstabsimulatoren erfolgte wie bei REBEKA-6 /3/. Der Zentralstab wurde mit einem kleineren 40 kVA-Transduktor gespeist. Die Sollwertvorgabe der Leistung wurde ebenfalls aus dem Vergleich der Temperaturtransienten bestimmt, erfolgte jedoch ohne Widerstandsbandvorschaltung direkt am Sollwertsteller des Leistungsreglers. Die zum Zwecke der Kalibrierung mit Thermoelementen instrumentierte Ebene befand sich jedoch 150 mm unterhalb der axialen Bündelmitte (2100 mm).

2.5 Instrumentierung der Teststrecke

Die Instrumentierung der Teststrecke ist bezüglich der Temperatur-, Druck-, Niveau- und Mengenummessungsmeßstellen unverändert gegenüber REBEKA-6 /3/.

2.6 Instrumentierung des Bündels

Abb. 4 zeigt die Bündelgeometrie mit Stabdurchmesser, Stabmittenabstand, Abstandshalterstärke, Kasteninnenmaß und Kastenwandstärke sowie die Positionierung der Thermoelemente in der Draufsicht im Bündel.

In den Kreisen sind neben den Stabnummern Punkte mit den Zahlen 1, 2 und 3 eingezeichnet, die die radiale Position der Innenthermoelemente (0,36 mm Ø

Mantelthermoelemente NiCr/Ni in der Heizleiterhülle eingelegt) angeben. Die Punkte außen an den Kreisen zeigen Winkelpositionen der Außenthermoelemente an (0,5 mm Ø Mantelthermoelemente NiCr/Ni mit Platinhülse auf Zr-4 gepunktet). Die Punkte am Abstandshaltergitter mit "AH" bezeichnet, sind Fluidtemperaturmeßstellen, die 5 mm unterhalb und 15 mm oberhalb der Abstandshalterbleche angeordnet sind. Der oberste Abstandshalter im Bündel ist AH 1, die oberhalb und unterhalb der axialen Mittelebene sitzenden Abstandshalter sind AH 4 und AH 5. Der unterste Abstandshalter ist mit AH 8 bezeichnet. Die auf der Kastenaußenwand befestigten Thermoelemente sind mit K 1 - 10 bezeichnet. Sind mehrere Thermoelemente auf einer Mantellinie auf verschiedenen axialen Höhen angeordnet, so stehen an den Punkten mehrere Zahlenwerte, z. B. 1 - 10. Die Tabelle auf Abb. 4 gibt die Stabposition, die Stabnummern, die axialen Positionen der Innen-, Mantel- und Kastenthermoelemente an sowie die Gesamtzahl der TE's, die auf jedem Stab angebracht sind. Z. B. enthält Stab 49 ein Innen-TE (TI) auf 1950 mm Höhe (axiale Mitte) und 9 Mantelthermoelemente (TE) auf -150, 150, 500 - 3900 mm Höhe.

Die axialen TE-Positionen werden von oben nach unten gezählt, wobei sich das obere beheizte Bündelende bei 0 mm und das untere beheizte Bündelende bei 3900 mm befindet.

Die Bezeichnungen auf den Kurvenabbildungen sind wie folgt zu lesen: z. B. TH 49/9 = das 9. Thermoelement auf Stab 49 von oben gezählt, also auf Position 3900 mm = unteres beheiztes Ende.

2.7 Angaben zur Meßgenauigkeit

Ausführliche Angaben zur Meßgenauigkeit des Rechners, der Temperaturen, der Mengen- und der Druckmessungen werden in /3/ gemacht.

2.8 Versuchsvorbereitungen

- Die Einstellung des in der Wiederauffüllphase aufwärts durch das Bündel strömenden Dampfmassenstromes und der Eintrittstemperatur erfolgte wie bei REBEKA-6 durch Bestimmung aus Massenstromdifferenzen.
- Die Voreinstellung der Flutwassersteiggeschwindigkeit (der kalten Flutrate) für die Zwangseinspeisung des Notkühlwassers in der zu simulierenden Flutphase erfolgte ebenfalls wie bei REBEKA-6 /3/.

- Bei REBEKA-6 befand sich der Dampfverteiler unmittelbar oberhalb des Flutwasserspiegels in Höhe der axialen Position 3900 mm, d. h. des unteren beheizten Endes des Bündels. Bedingt durch diese Anordnung wurden in der Wiederauffüllphase (Aufheizphase des Bündels) Wassertröpfchen aus der bewegten Wasseroberfläche durch den Dampfstrom in das Bündel mitgerissen. Sicheres Indiz für die Richtigkeit dieser Annahme war der teilweise verzögerte Anstieg (einige Sekunden) der Hüllrohrtemperaturen zu Beginn der Aufheizphase. Zur Vermeidung eines derartigen Wassermitrisses wurde, wie bereits erwähnt, für REBEKA-7 der Dampfverteiler geändert und der Flutwasserspiegel vor Flutbeginn durch konstruktive Maßnahmen um etwa 3 cm abgesenkt. Dies hatte zur Folge, daß für das Ansteigen des Wasserspiegels vom Schließen des Ventils 7.3 bis zum Erreichen der axialen Höhenposition 3900 mm eine gewisse Zeit verstreicht. Um möglichst ähnliche Verhältnisse zu REBEKA-6 herzustellen, wurde das Eindringen des Flutwassers in das Bündel von der axialen Position 3900 mm aus als Flutbeginn definiert. Zu diesem Zeitpunkt wurde die Leistung abgesenkt. Die Auffüllzeit vom abgesenkten Flutwasserspiegel bis zum Erreichen dieser Position wurde in einem Flutversuch mit unbeheiztem Bündel zu 6 sec. ermittelt.

2.9 Versuchsablauf

Das Bündel wurde bei etwa 4 bar Systemdruck mit Dampf von etwa 160 °C von unten nach oben durchströmt. Der eingestellte Massendurchsatz durch das Bündel betrug 14 g/s. Nach Erreichen einer konstanten Temperatur im Bündel erfolgte die Druckaufgabe auf die Stäbe mit 60 bar Helium. Danach erfolgte die Aufheizung des Bündels mit einer Leistung von etwa 7.8 kW/Stab. Sechs Sekunden vor Erreichen einer Hüllrohrtemperatur von 765 °C in der axialen Ebene 1850 mm wurden die Ventile 7.2 und 7.3 geschlossen. Bei Erreichen der Hüllrohrtemperatur von 765 °C wurde die Leistung der Stäbe auf 6.6 kW/Stab abgesenkt (s. Abb. 5). Dies war der Zeitpunkt des "definierten Flutbeginns". Die eingestellte kalte Flutrate betrug 3 cm/s (Massenstromdurchsatz 173 g/s).

Leistung und Flutrate wurden bis zum Versuchsende konstant gehalten. Kriterium für die Leistungsabschaltung war das Wiederbenetzen der obersten Stabenden.

3. Ergebnisse

3.1 Darstellung des Versuchsablaufs mit Meßwerten

Abb.6 gibt die Phasenleistungen der Transduktoren 1 und 2 und den Leistungsverlauf des Transduktors 3 wieder. Die Außenstäbe werden, da sie die Wärmeverluste an die kältere Kastenwand kompensieren müssen, mit einer etwa 6 % höheren Leistung beaufschlagt. Abb. 7 zeigt die an der Teststrecke gemessenen Massenströme. Der während der Wiederauffüllphase gemessene Wert von D_2 ist jedoch nicht der durch die Teststrecke strömende Dampfmassenstrom, sondern muß über eine Massenstromdifferenzbildung mit Korrekturreichung /3/ korrigiert werden. Bei der Korrekturreichung zeigte D_3 einen um 5 g/s niedrigeren Wert als D_1 , was auch in der Abb. 7 nach Abschaltung der Leistung bei 720 Sekunden zu erkennen ist. Der tatsächlich durch die Teststrecke strömende Dampfmassenstrom ergibt sich damit zu 14 g/s.

Abb. 8 zeigt die Wasserstände in der Teststrecke sowie am Wasserauswurfsmelbehälter. Da N_2 mit Hilfe einer Differenzdruckmessung bestimmt wird, setzt sich der Meßwert aus dem p der Wassersäule und dem Strömungsdruckverlust über die Meßstrecke zusammen. Der Strömungsdruckverlust während der Flutphase liegt jedoch etwa nur in der Größenordnung von 100 mm WS. Dies ist am Kurvenverlauf von N_2 nach Abschaltung der Leistung bei etwa 540 Sekunden zu erkennen.

Abb. 9 zeigt die Temperaturverläufe am Eintritt der Teststrecke und mit deutlicher Überhitzung auch am Teststreckenaustritt während der Flutphase.

Abb. 10 gibt die Absolutdruckverläufe im unteren und oberen Plenum der Teststrecke wieder. Während der Flutphase steigt der Systemdruck auf etwa 5 bar an.

3.2 Hüllrohrtemperaturen und Innendruckverläufe

Für die Bewertung des Versuchs werden die Hüllrohrtemperaturen und die Innendruckverläufe der inneren 25 Brennstabsimulatoren herangezogen. Die äußere Stabreihe wird dabei nicht mitbetrachtet, da die Brennstabhüllen und deren Dehnungsverhalten (azimutale Temperaturverteilungen auf dem Hüllrohrumfang) durch die kältere Kastenwand beeinflußt werden.

Abb. 11 zeigt die Hüllrohrtemperaturverläufe 100 mm oberhalb der axialen Bündelmitte mit den höchsten Temperaturen zu Flutbeginn. Das Fluten setzte mit der 91. Sekunde bei Hüllrohrtemperaturen von 765 ° ein.

Die Einzelauswertungen der Hüllrohrtemperaturverläufe in der 1850 mm Meßebene weisen ein Temperaturplateau von etwa 800 °C über einen relativ langen Zeitraum innerhalb der Flutphase auf.

Der Mittelwert der Hüllrohrtemperaturen, die am dichtesten zur Berststelle zum jeweiligen Berstzeitpunkt gemessen wurden, liegt bei 755 °C.

Über eine Auswertung von axialen und azimutalen Temperaturverteilungen wurde eine mittlere Bersttemperatur von 790 °C abgeschätzt.

150 mm unterhalb der axialen Bündelmitte waren alle Hüllrohre mit Außenthermolementen zum Zwecke des Bündelabgleichs bestückt. Die Hüllrohrtemperaturverläufe aller 25 inneren Brennstabsimulatoren sind in Abb. 12 geplottet. Sie zeigen bis zum Flutbeginn eine recht geringe Streubreite, also einen gelungenen Bündelabgleich.

Abb. 13 gibt die Innendruckverläufe der 25 Innenstäbe wieder. Ein Stab birst 2 Sekunden nach Flutbeginn in der 93. Sekunde bei einem Innendruck von 73 bar mit einer kugelförmigen lokal ausgeprägten Verformung. Dieser Ausreißer ist auf ein klemmendes Pellet zurückzuführen /2/. Alle übrigen Brennstabsimulatoren bersten innerhalb eines Zeitintervalles von 19 s bei Berstdrücken zwischen 53 und 62,5 bar. Die Verformungszeiten in der Flutphase liegen ohne den Ausreißer zwischen 23 und 42 Sekunden.

3.3 Hüllrohrverformung und Kühlkanalversperrung

Abb. 14 gibt die Berstdehnung und die Berstlagen aller 49 Brennstabsimulatorhüllen wieder. Vier Hüllen der äußeren Stabreihe sind nicht geborsten, eine Hülle zeigt als Berststelle nur ein kleines Loch. Zieht man für die Beurteilung der Verformung die 25 inneren Stäbe heran, so ergeben sich folgende Werte für:

- die maximale Berstdehnung: 86.5 %
- die minimale Berstdehnung: 42.1 %
- die mittlere Berstdehnung: 54.6 %

Die axiale Verteilung der Berststellen liegt zwischen 1985 mm und 1785 mm, d. h. innerhalb einer axialen Länge von 200 mm. Die Ursache für die relativ weit auseinander liegenden Berststellen wird später noch erläutert.

Abb. 15 zeigt den Verlauf der Dehnungen und der sich daraus ergebenden Kühlkanalversperrungen für 24 der inneren 25 Stabhüllen im hochbelasteten Teil des Bündels zwischen den beiden mittleren Abstandshaltern.

Stab 25 ist bei dieser Auswertung wegen seiner Lokalbeule nicht enthalten.

Die Darstellung der axialen Dehnungen zeigt in diesem Experiment nicht das erwartete Bild (wie bei REBEKA-6), nämlich ein durch die Strömungsrichtung des Kühlmittels ausgeprägtes axiales Dehnungsprofil mit erhöhter Koplanarität der Berststellen im axialen Bereich von 1800 - 1850 mm. Es ist dagegen eine relativ große axiale Erstreckung der Berststellen mit größeren Verformungen zu erkennen, und zwar entgegen der Strömungsrichtung. Die Erklärung hierfür wird im Kapitel 3.4 gegeben.

Aus den Einzeldehnungen der Hüllrohre wird eine Kühlkanalversperrung von max. 66 % ermittelt, die höchste, die in Bündelexperimenten mit Verformung in der Flutphase je erreicht worden ist. Daraus ergibt sich eine verhältnismäßig große axiale Erstreckung einer relativ hohen Kühlkanalversperrung. Abb. 16 zeigt die fotografischen Ansichten des Bündels im axialen Mittelbereich von allen 4 Seiten, die dieses Bild bestätigt. Betrachtet man jedoch den Bündelquerschnitt an der Stelle der maximalen Kühlkanalblockade (Abb. 17), so ist eine problemlos kühlbare Geometrie zu erkennen.

3.4 Wechselwirkung zwischen verformender Hülle und Kühlung

Sechs Hüllen der inneren 25 Stäbe enthielten je zwei Thermoelemente bei 2100 mm und 1850 mm axialer Höhe. Die Temperaturen zeigen bei etwa 800 °C einen nahezu horizontalen Verlauf während etwa 20 Sekunden in der Flutphase, wobei die axial höher liegende Meßstelle auch, wie erwartet, den höheren Meßwert anzeigt.

Einer dieser Stäbe zeigt sowohl im weiteren Temperaturverlauf (Abb. 18) als auch im Dehnungsprofilverlauf das erwartete Bild (Abb. 19). Die Temperaturmeßstelle bei 1850 mm bringt bis zum Bersten den höheren Wert gegenüber der Meßposition bei 2100 mm. Das Verformungsbild zeigt den Einfluß der Strömungsrichtung und ein Dehnungsmaximum an der Berststelle bei 1790 mm.

Die übrigen Temperaturverläufe und Dehnungsbilder zeigen jedoch ein davon stark abweichendes Bild. 15 bis 20 Sekunden vor dem Bersten sinkt die Temperatur der bei 1850 mm sitzenden Meßstelle stark ab, und zwar deutlich unter den Meßwert der 2100 mm Position. Das Temperaturmaximum hatte sich auch bei diesen Stäben in Strömungsrichtung zum oberen Abstandshalter hin verschoben, wo auch die Verformung begann. Die zweiphasige Kühlung war jedoch stark genug, um die Hüllrohrtemperatur der von ihrer Wärmequelle abgehobenen Zircaloyhülle stark abzusenken (negative Temperaturrampe etwa 9 K/s). Dadurch wurde die Verformung in diesem Bereich verlangsamt bzw. gestoppt, und auch das Bersten und das Ende der Verformung hinausgezögert. In axial tiefer liegenden, bis dahin nur schwach verformten, Hüllrohrbereichen reichte die Kühlung jedoch nicht aus, die Hüllrohrtemperaturen abzusenken, da der Wärmetransport über den geringeren Spalt zwischen Wärmequelle und Hülle ausreichend groß war (s. Abb. 20). Die Hüllrohrtemperaturen und die Innendruckbelastung waren hoch genug, um nun weiter verformen zu können. Dieser Effekt, daß sich stärker gedehnte Hüllrohrbereiche abkühlten und tiefer liegende axiale Bereiche weiterverformten, pflanzte sich axial entgegen der Strömungsrichtung nach unten fort. Dies führte dazu, daß einige Hüllen sogar unterhalb der Bündelmitte barsten.

Durch Vergleich von Hüllrohrtemperaturverläufen in unverformten Stabbereichen an denselben Stäben in der gleichen Bündelposition und den Kastenwandtemperaturverläufen aus dem REBEKA-6 und -7 Experiment konnte gezeigt werden, daß im Zeitbereich der plastischen Verformung bei REBEKA-7 in der Flutphase etwas bessere Kühlbedingungen vorlagen.

Diese Wechselwirkung zwischen Kühlung und sich verformender Zircaloyhülle, die sich auf Grund der intensiveren Kühlung bei REBEKA-7 gegenüber REBEKA-6 während der Flutphase einstellte, führte zu langen Verformungszeiten bis zum Bersten und war begleitet von einer axialen Propagation der Hüllrohrdehnung mit der Folge, daß im REBEKA-7 Experiment höhere Umfangsdehnungen über einen größeren axialen Bereich und damit auch die größten Kühlkanalversperrungen aufgetreten sind, die in REBEKA-Bündelexperimenten mit Fluten erzielt wurden.

Trotz dieser langen Verformungszeiten von im Mittel 40 Sekunden in der Flutphase und dem negativen Temperaturrückkopplungseffekt ergab sich "nur" eine maximale Kühlkanalversperrung von 66 %.

In FEBA-Experimenten /4,5/ wurde gezeigt, daß selbst Bündelanordnungen mit Kühlkanalversperrungen von 90 % noch kühlbare Geometrien darstellen.

3.5 Axiale Temperaturen über die volle Bündellänge

Die Abb. 22 und 23 geben die Hüllrohrtemperaturverläufe an verschiedenen axialen Positionen über die ganze Stablänge wieder. An beiden Stäben ist das vorzeitige Benetzen der 1850 mm Position (TH 14/5 und TH 49/5) gegenüber der 250 mm tieferliegenden Meßstelle TH 14/6 und TH 49/6 auf Grund der Ausbildung von sekundären Benetzungsfronten zu erkennen. Abb. 24 zeigt den axialen Temperaturverlauf der Kastenwand des Bündels.

3.6 Zusammenfassung der Versuchsergebnisse

Tab. 1 gibt tabellarisch die wichtigsten Meßwerte aller 49 Brennstabsimulatoren wieder.

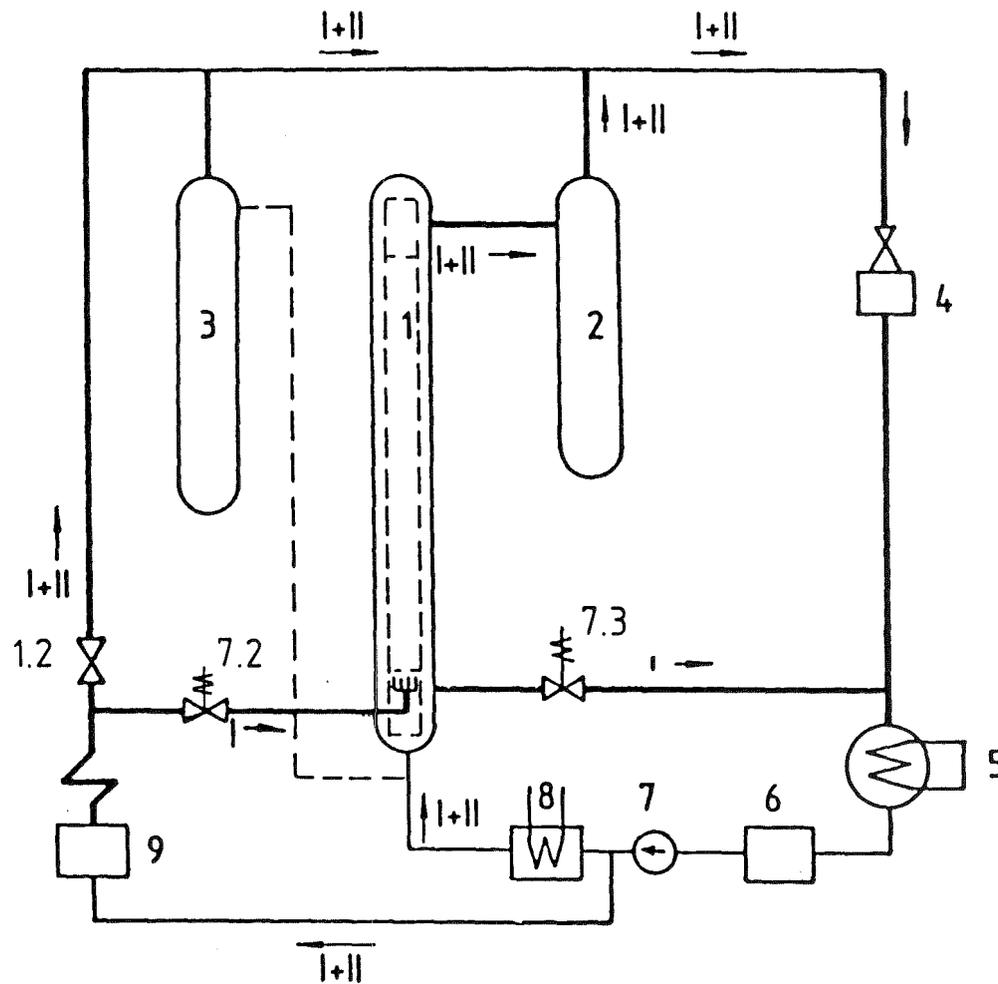
Sämtliche im REBEKA-Programm gewonnenen Ergebnisse zeigen, daß die Kühlbarkeit eines Druckwasserreaktorkerns im Falle eines Kühlmittelstörfalles als gesichert angesehen werden kann. Viele Effekte, die sich günstig auf die Kühlkanalversperrung auswirken und die Kühlbarkeit eines Reaktorkerns eines DWR im Falle eines KVS verbessern, wurden im Rahmen des REBEKA Programmes aufgezeigt. Sie weisen auf einen erhöhten Sicherheitsabstand bei der Beurteilung der Kühlbarkeit beim KVS eines DWR gegenüber der augenblicklich gültigen Sicherheitsauslegung hin.

Literaturverzeichnis

- /1/ K. Wiehr, F. Erbacher, U. Harten, W. Just, P. Schöffner, IRB
Untersuchungen zur Wechselwirkung zwischen aufblähenden Zircaloyhüllen
und einsetzender Kernnotkühlung.
Auswertung von REBEKA-6 für Deutsches Standardproblem Nr. 7 PNS-Jahres-
bericht 1983, KfK 3450, Juni 1984, S. 4200/94 - 4200/162
- /2/ K. Wiehr, et al.
Untersuchungen zur Wechselwirkung zwischen aufblähenden Zircaloyhüllen
und einsetzender Kernnotkühlung
Auswertung von REBEKA-5
PNS-Jahresbericht 1982, KfK 3350, Juli 1983, S. 4200/90 - 4200/121
- /3/ K. Wiehr, U. Harten, Datenbericht REBEKA-6, KfK 3986, März 1986
- /4/ P. Ihle, K. Rust
FEBA, Flooding Experiments with Blocked Arrays
Evaluation Report, KfK 3657, März 1984
- /5/ P. Ihle, K. Rust
SEFLEX - Fuel Rod Simulator Effects in Flooding
Experiments, Part 1; Evaluation Report, KfK 4024, März 1986

Abbildungsverzeichnis

- Abb. 1 Versuchskreislauf für Hüllrohrverformungsexperimente, Bündel-Tests
- Abb. 2 Phasenbelegung der Transduktoren
- Abb. 3 Axiales Leistungsprofil des Brennstabsimulators und der Abstandshalteranordnung
- Abb. 4 Instrumentierungsplan des Bündels (Temperaturmeßstellen)
- Abb. 5 Darstellung des zeitlichen Versuchsablaufs mittels des Massenstromes D2, der Leistung L4 und des Füllstandes N2
- Abb. 6 Elektrische Leistungen der Transduktoren bzw. der Phasenleistungen (s. Abb. 2)
- Abb. 7 Massenströme an der Teststrecke
- Abb. 8 Wasserstände in der Teststrecke und in Behälter 5
- Abb. 9 Temperaturen in der Teststrecke
- Abb. 10 Drücke in der Teststrecke
- Abb. 11 Hüllrohrtemperaturen bei 1850 mm
- Abb. 12 Hüllrohrtemperaturen bei 2100 mm
- Abb. 13 Innendrucke der 25 inneren Stäbe
- Abb. 14 Berstdehnung und Berstlagen
- Abb. 15 Hüllrohrverformung und Kühlkanalversperrung von 24 inneren Stäben
- Abb. 16 Hüllrohrverformung der inneren 25 Stäbe (Foto)
- Abb. 17 Bündelquerschnitt in der Ebene maximaler Kühlkanalversperrung
- Abb. 18 Druck- und Temperaturverläufe von Stab Nr. 14 in 1850 mm und 2100 mm axialer Hülle
- Abb. 19 Umfangsdehnung von Stab Nr. 14
- Abb. 20 Druck- und Temperaturverläufe von Stab 46 in 1850 mm und 2100 mm axialer Hülle
- Abb. 21 Umfangsdehnung von Stab Nr. 46
- Abb. 22 Axialer Temperaturverlauf über die ganze Stablänge von Stab Nr. 14
- Abb. 23 Axialer Temperaturverlauf über die ganze Stablänge von Stab Nr. 49
- Abb. 24 Axialer Temperaturverlauf Bündelkasten

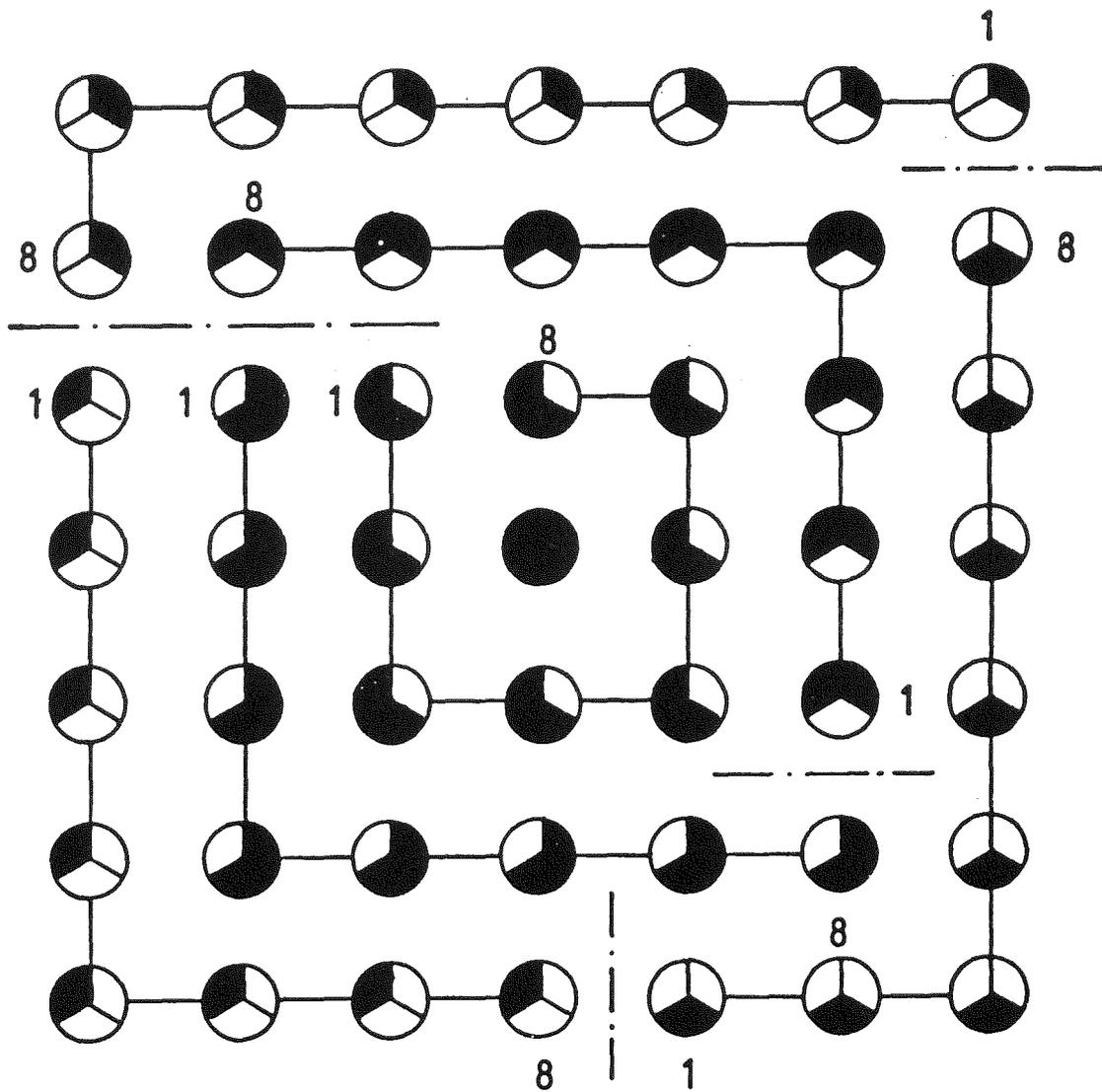


- 1 Teststrecke
 - 2 Wasserauswurf-sammeltank
 - 3 Containment-simulator
 - 4 Dampfumformer
 - 5 Kondensator
 - 6 Speisewasser-behälter
 - 7 Kühlmittelpumpe
 - 8 Wasservorwärmer
 - 9 Dampfkessel
- I Wiederauffüllphase
II Flutphase



Abb. 1 REBEKA 7
Versuchskreislauf für Hüllrohrverformungsexperimente, Bündel-Tests

49 Stab-Bündel



Transduktor 1



Phase 1



Phase 2



Phase 3



Zentralposition: Transduktor 3

Transduktor 2



Phase 1



Phase 2



Phase 3

KJK

Abb. 2

REBEKA 7

Phasenbelegung der Transduktoren

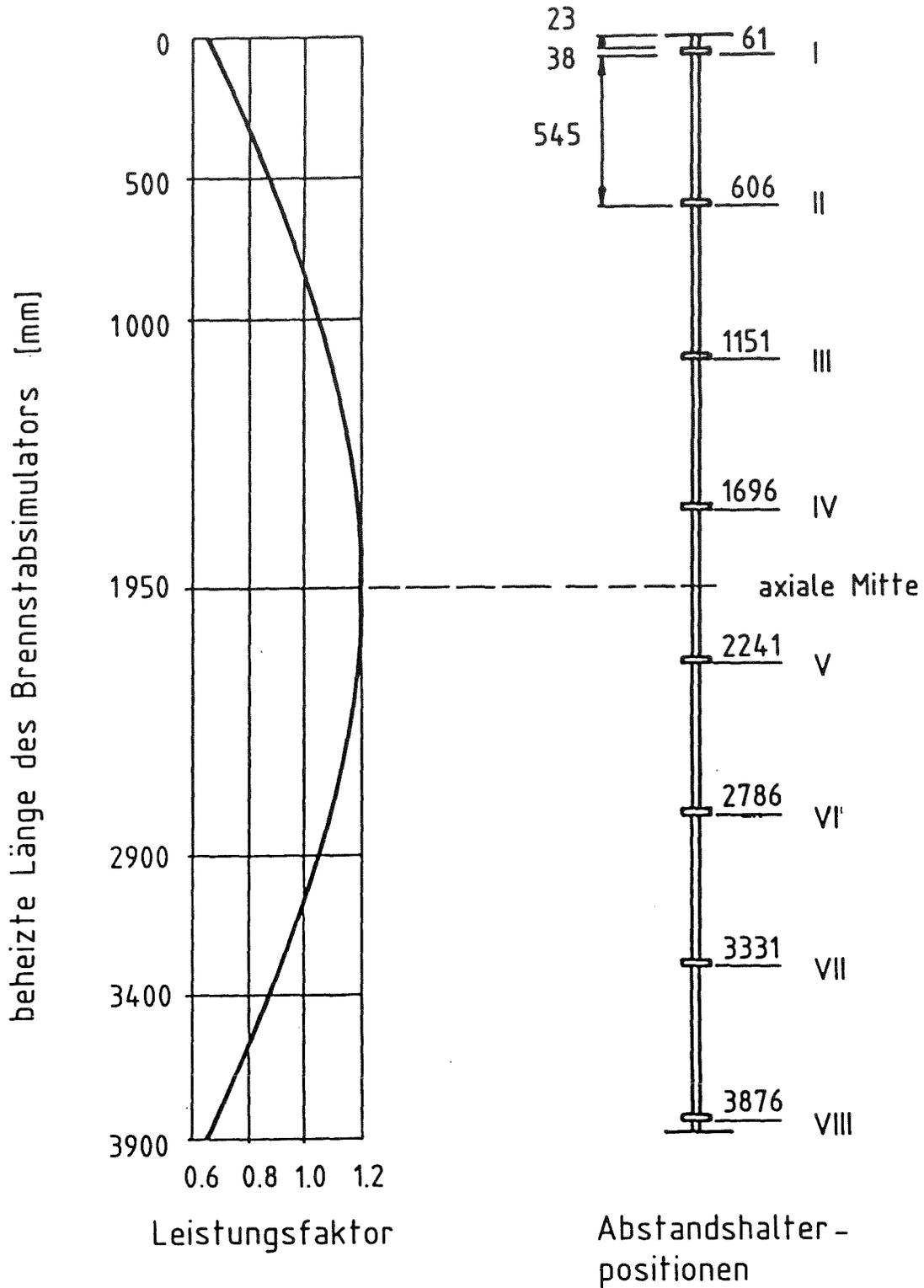
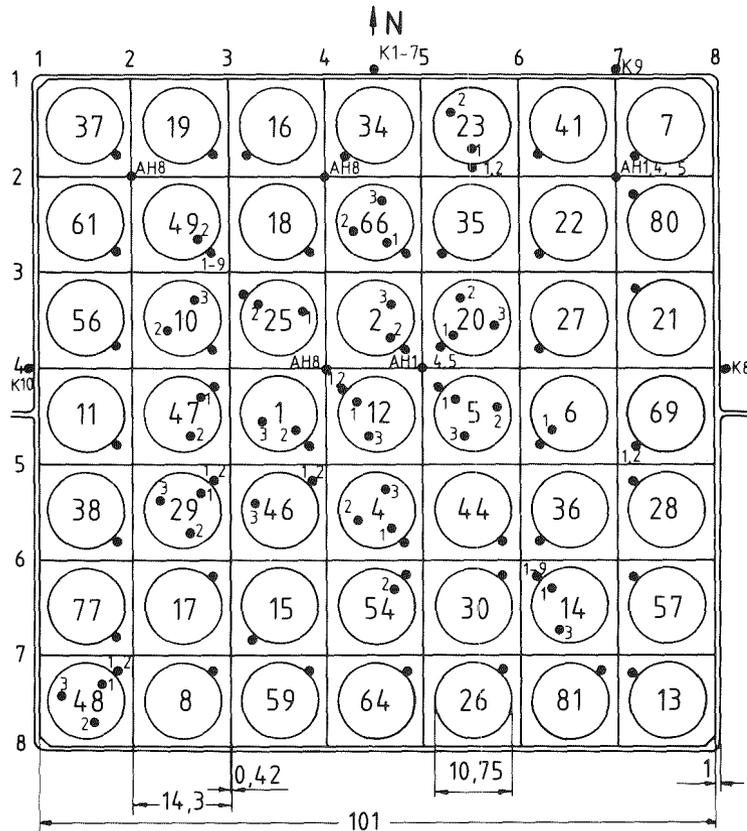


Abb. 3 REBEKA 7
Axiales Leistungsprofil des Brennstab-
simulators und der Abstandshalteranordnung



oberes beheiztes Bündelende = 0 mm
 unteres beheiztes Bündelende = 3900 mm

TE-Positionen werden in axialer Richtung von oben nach unten angegeben, z.B. TH 14/3-Stab 14, 3. TE in Tabelle auf 500 mm

| Position | Stab Nr. | Ti-Position axial | TE-Position axial mm | Anzahl TE |
|----------|----------|-------------------|--|-----------|
| 1/1 | 37 | | 2100 | 1 |
| 1/2 | 19 | | 2100 | 1 |
| 1/3 | 16 | | 2100 | 1 |
| 1/4 | 34 | | 2100 | 1 |
| 1/5 | 23 | 2x 1950 | 1850, 2100 | 4 |
| 1/6 | 41 | | 2100 | 1 |
| 1/7 | 7 | | 2100 | 1 |
| 2/1 | 61 | | 2100 | 1 |
| 2/2 | 49 | 1x 1950 | -150, 150, 500, 1000, 1850, 2100, 2900, 3400, 3900 | 10 |
| 2/3 | 18 | | 2100 | 1 |
| 2/4 | 66 | 3x 1950 | 2100 | 4 |
| 2/5 | 35 | | 2100 | 1 |
| 2/6 | 22 | | 2100 | 1 |
| 2/7 | 80 | | 2100 | 1 |
| 3/1 | 56 | | 2100 | 1 |
| 3/2 | 10 | 2x 1950 | 2100 | 3 |
| 3/3 | 25 | 2x 1950 | 2100 | 3 |
| 3/4 | 2 | 2x 1950 | 2100 | 3 |
| 3/5 | 20 | 3x 1950 | 2100 | 4 |
| 3/6 | 27 | | 2100 | 1 |
| 3/7 | 21 | | 2100 | 1 |
| 4/1 | 11 | | 2100 | 1 |
| 4/2 | 47 | 2x 1950 | 2100 | 3 |
| 4/3 | 1 | 2x 1950 | 2100 | 3 |
| 4/4 | 12 | 2x 1950 | 1850, 2100 | 4 |
| 4/5 | 5 | 3x 1950 | 2100 | 4 |
| 4/6 | 6 | 1x 1950 | 2100 | 3 |
| 4/7 | 69 | | 1850, 2100 | 1 |
| 5/1 | 38 | | 2100 | 1 |
| 5/2 | 29 | 3x 1950 | 1850, 2100 | 5 |
| 5/3 | 46 | 1x 1950 | 1850, 2100 | 3 |
| 5/4 | 4 | 2x 1950 | 1850, 2100 | 4 |
| 5/5 | 44 | | 2100 | 1 |
| 5/6 | 36 | | 2100 | 1 |
| 5/7 | 28 | | 2100 | 1 |
| 6/1 | 77 | | 2100 | 1 |
| 6/2 | 17 | | 2100 | 1 |
| 6/3 | 15 | | 2100 | 1 |
| 6/4 | 54 | 1x 1950 | 2100 | 1 |
| 6/5 | 30 | | 2100 | 1 |
| 6/6 | 14 | 2x 1950 | -150, 150, 500, 1000, 1850, 2100, 2900, 3400, 3900 | 11 |
| 6/7 | 57 | | 2100 | 1 |
| 7/1 | 48 | 3x 1950 | 1850, 2100 | 5 |
| 7/2 | 8 | | 2100 | 1 |
| 7/3 | 59 | | 2100 | 1 |
| 7/4 | 64 | | 2100 | 1 |
| 7/5 | 26 | | 2100 | 1 |
| 7/6 | 81 | | 2100 | 1 |
| 7/7 | 13 | | 2100 | 1 |

Kasten Fluid 150, 500, 1000, 1950, 2900, 3400, 3750, 3x 1950 10
 Abstandshalter 1, 4, 5, 8 5mm unterhalb/AH 1, 4, 5, 15mm oberhalb 15



Abb. 4 REBEKA 7
 Instrumentierungsplan des Bündels (Temperaturmeßstellen)

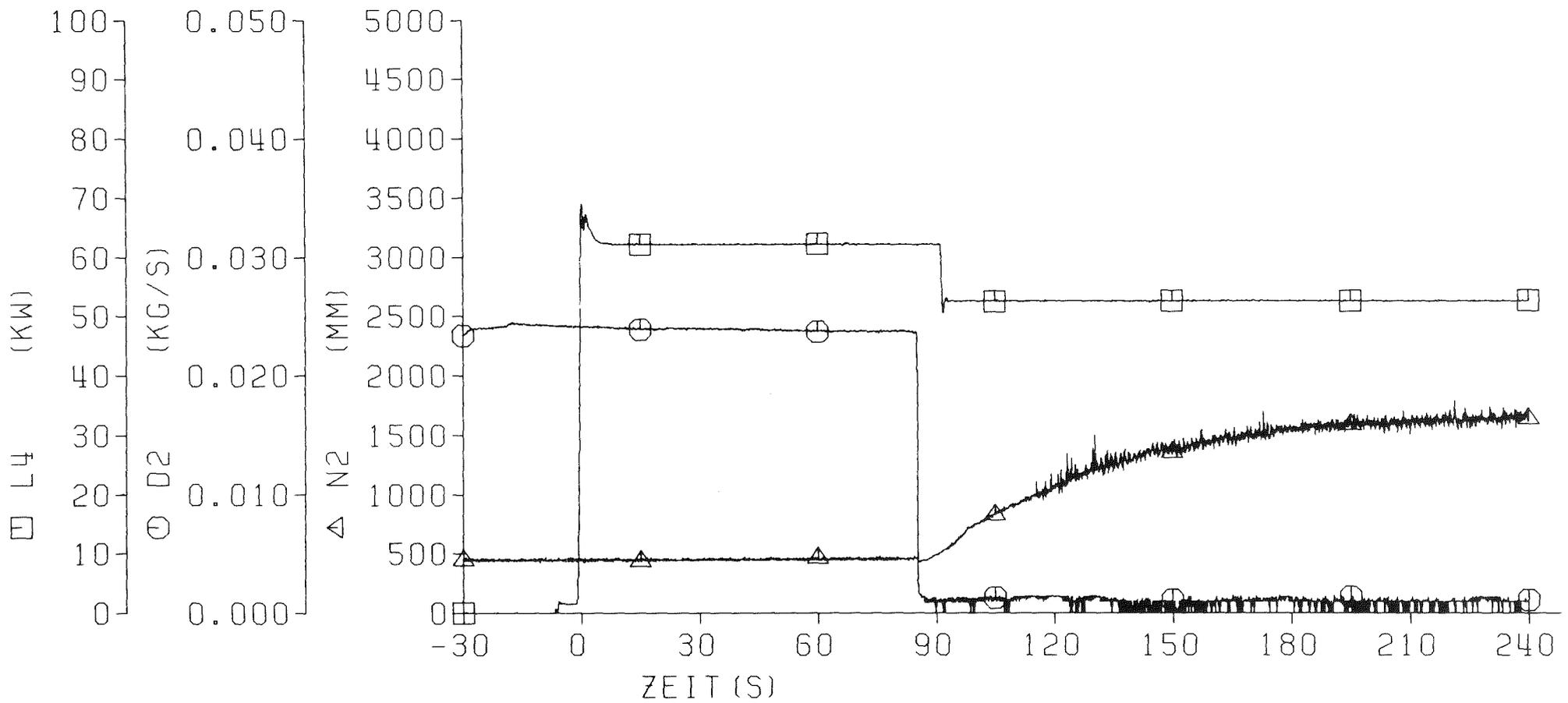
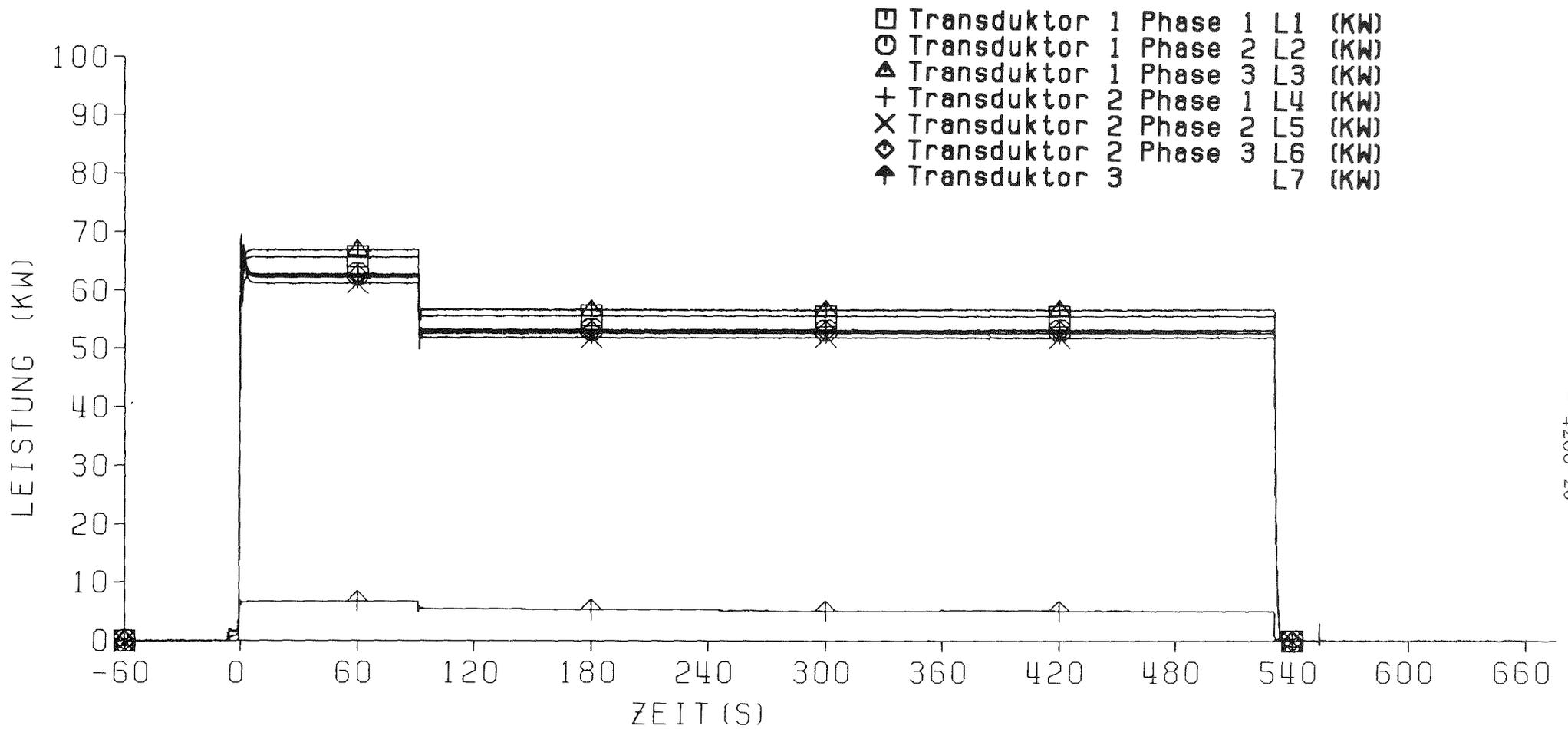


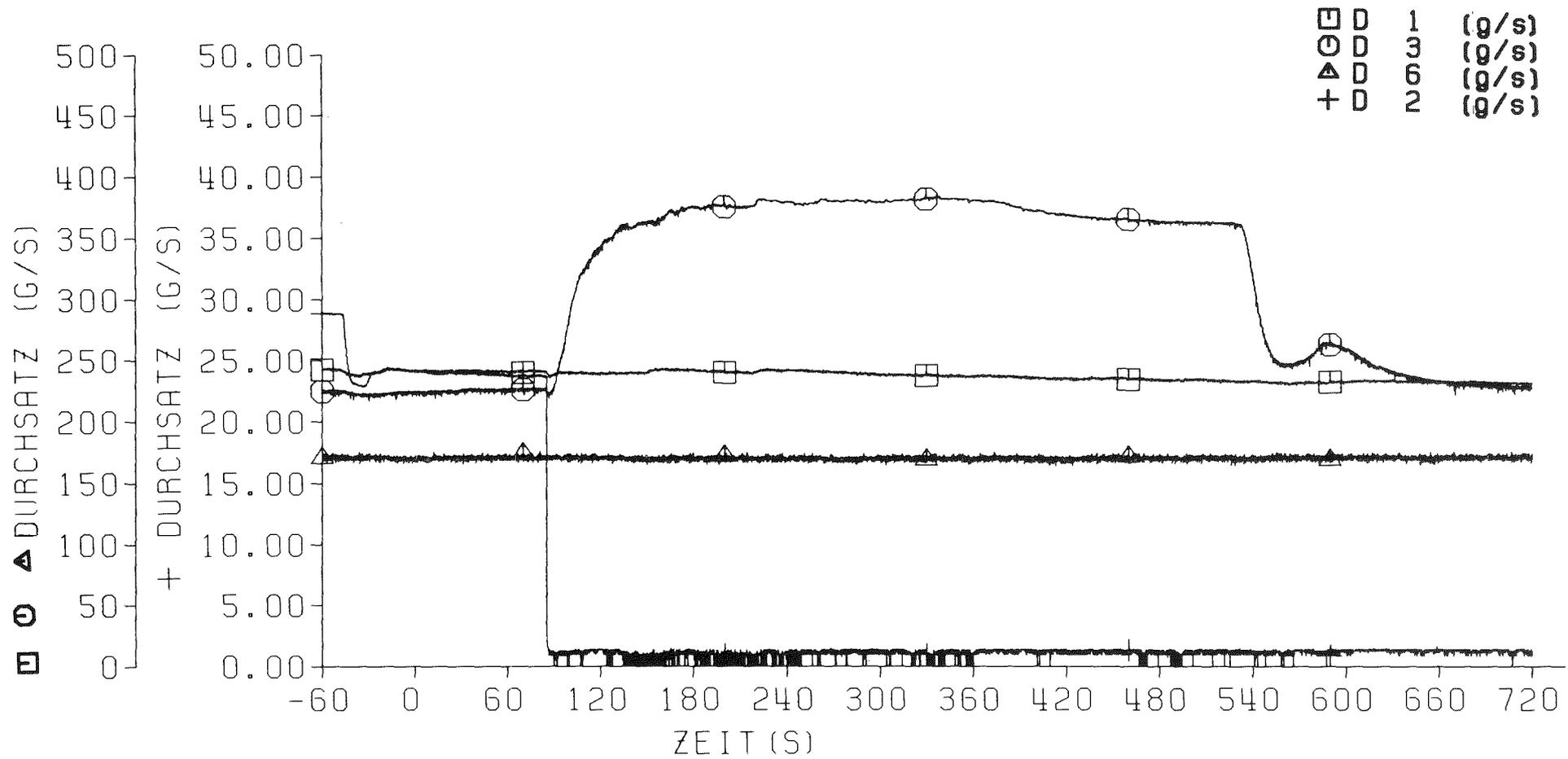
Abb. 5 REBEKA 7
 Massenstrom D2, Leistung L4, und Füllstand N2



- 4200-26 -



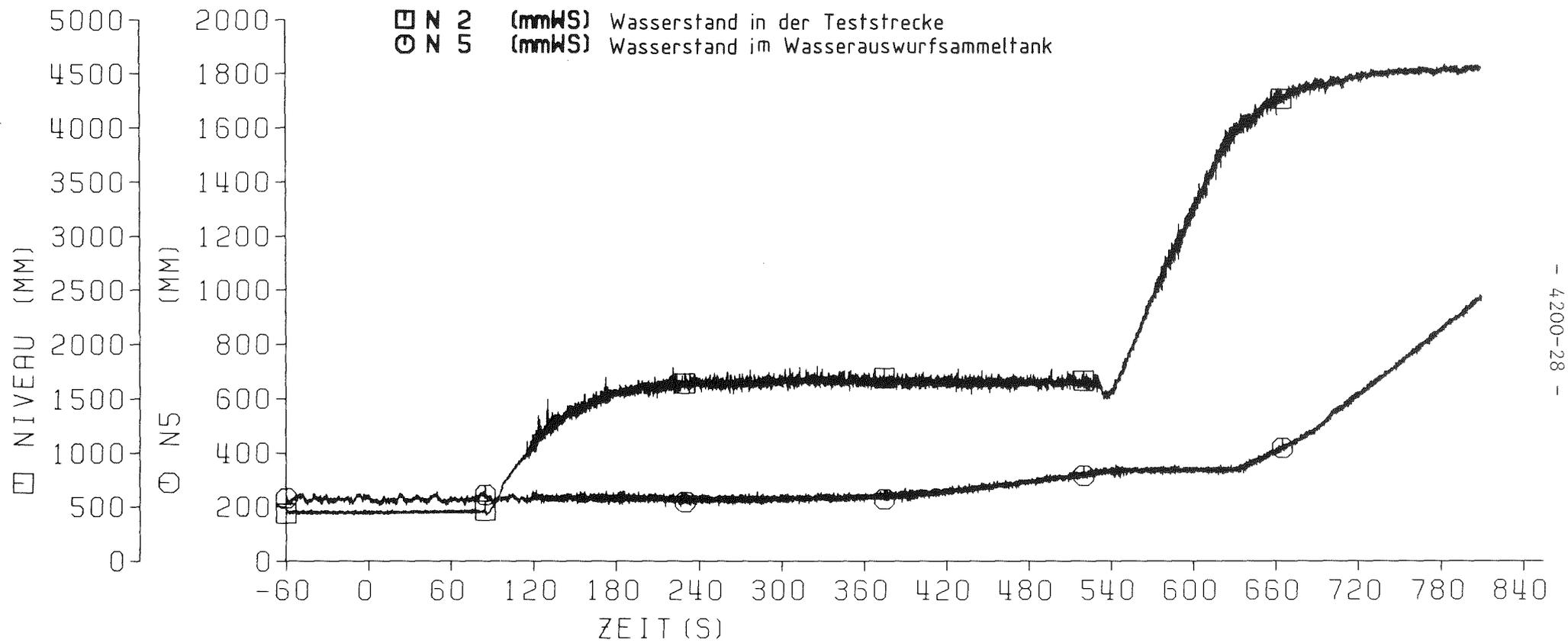
Abb. 6 REBEKA 7
Elektrische Leistungen der Transduktoren, bzw. der Phasenleistungen



- 4200-27 -



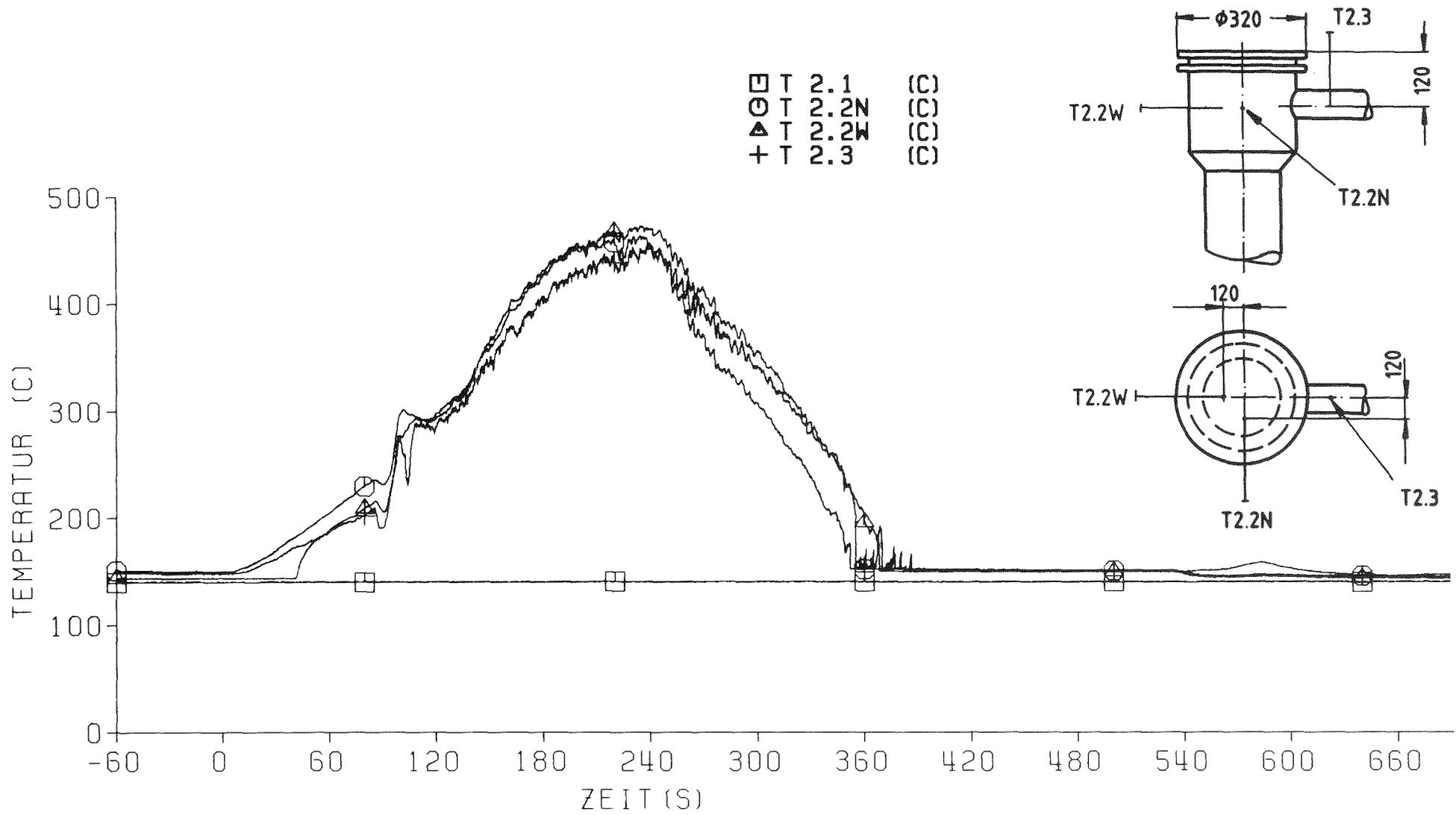
Abb. 7 REBEKA 7
Massendurchsätze an der Versuchsanlage



- 4200-28 -



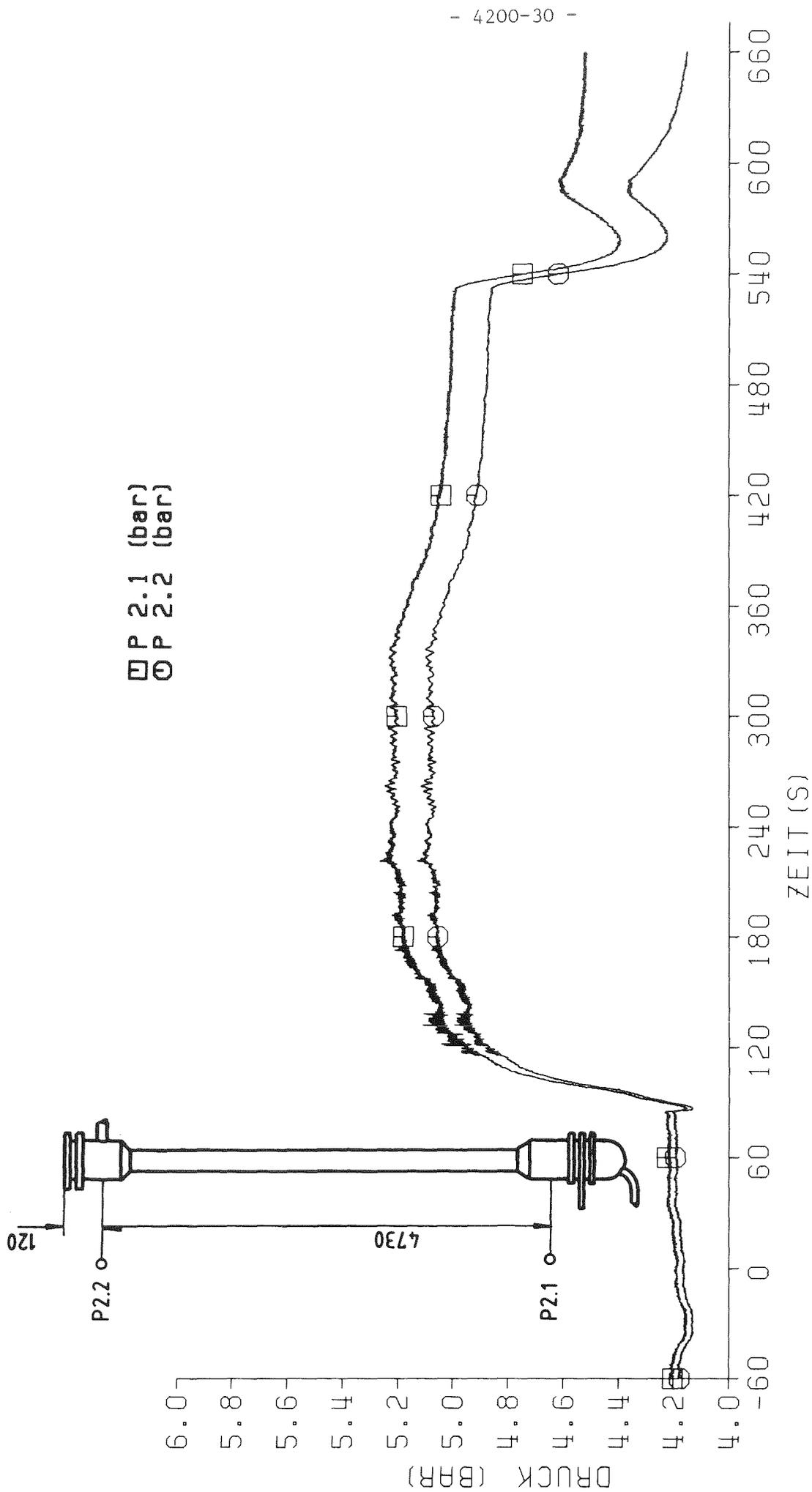
Abb. 8 REBEKA 7
 Wasserstände in der Teststrecke und in Behälter 5



- 4200-29 -

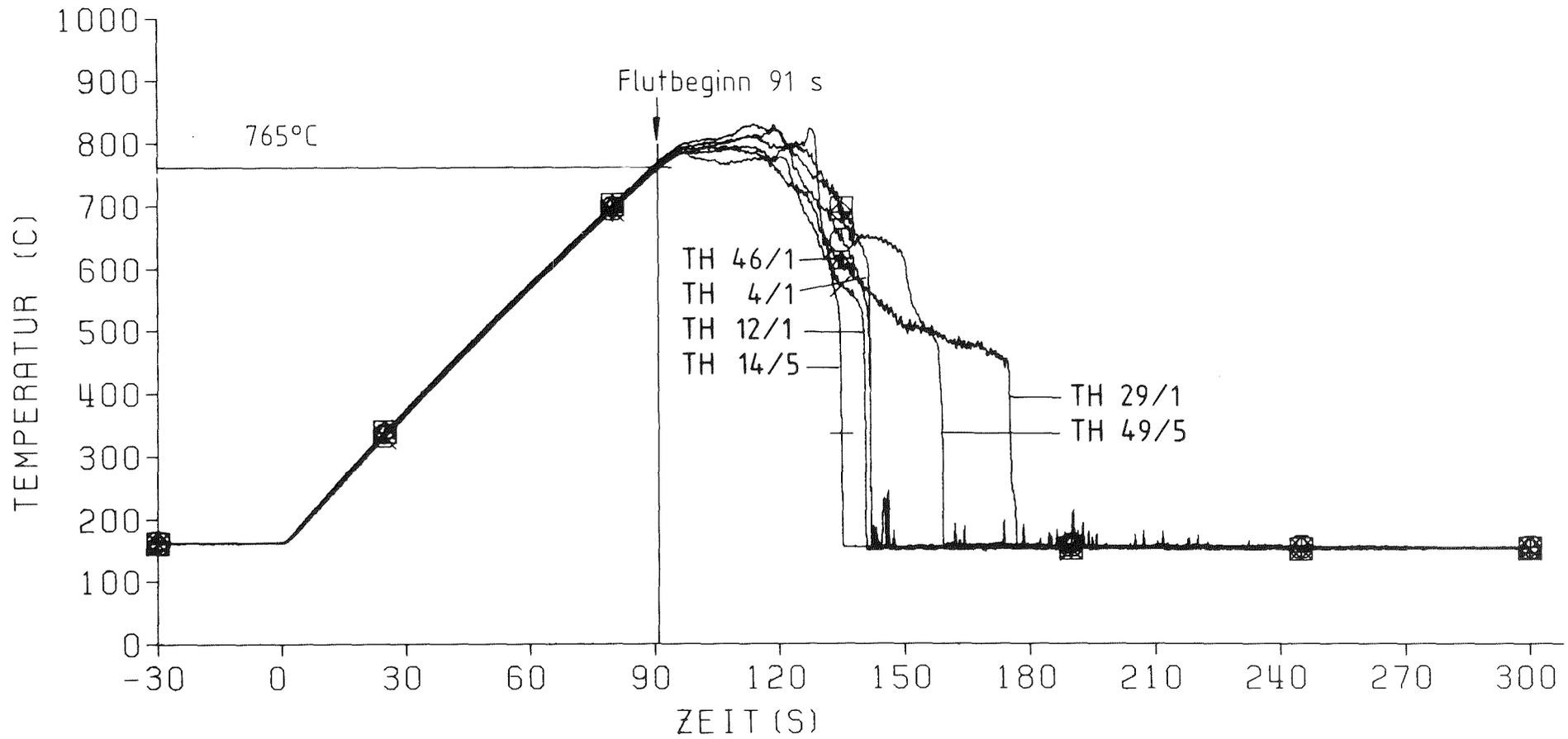


Abb. 9 REBEKA 7
 Temperaturen in der Teststrecke



KfK

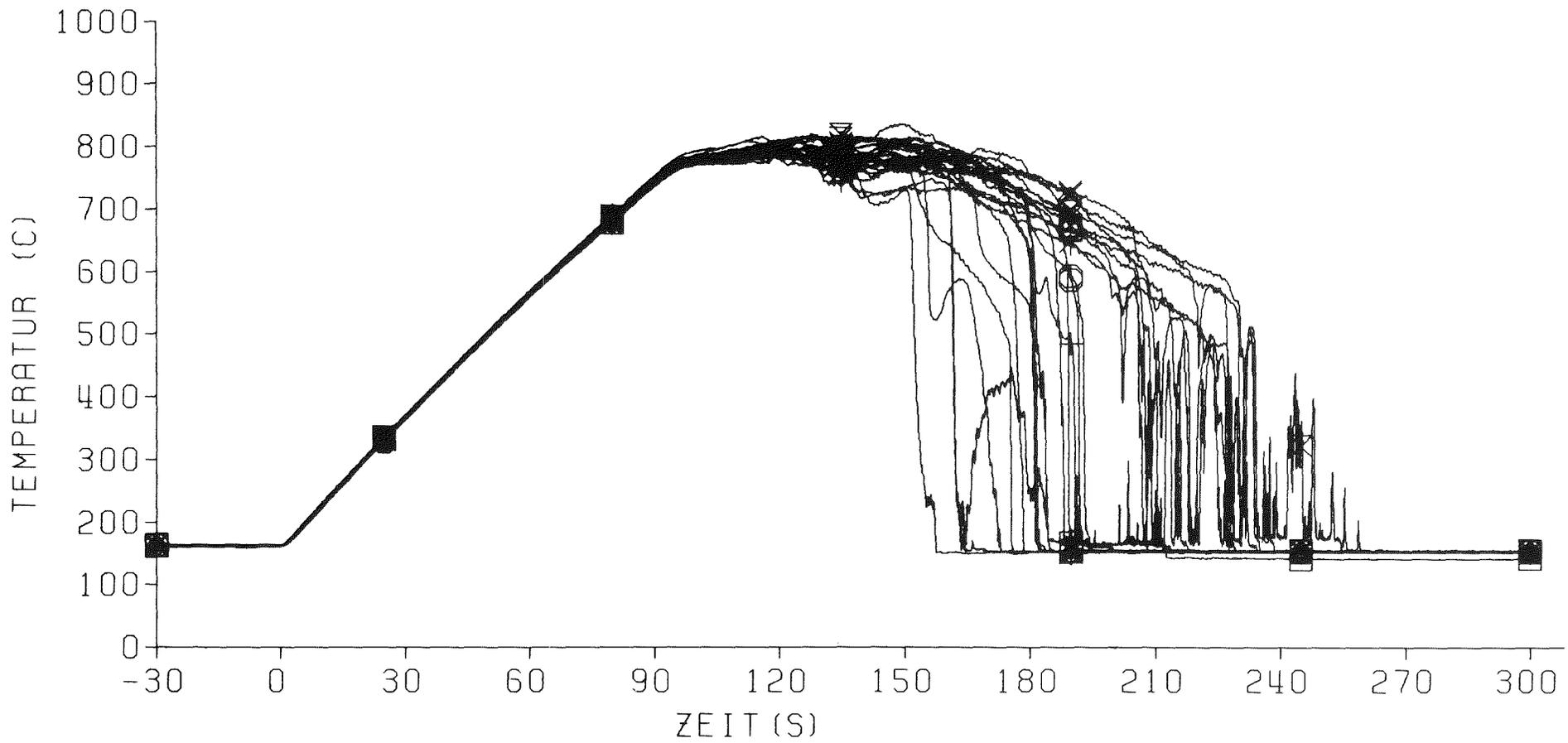
Abb. 10 REBEKA 7
Drücke in der Teststrecke



- 4200-31 -



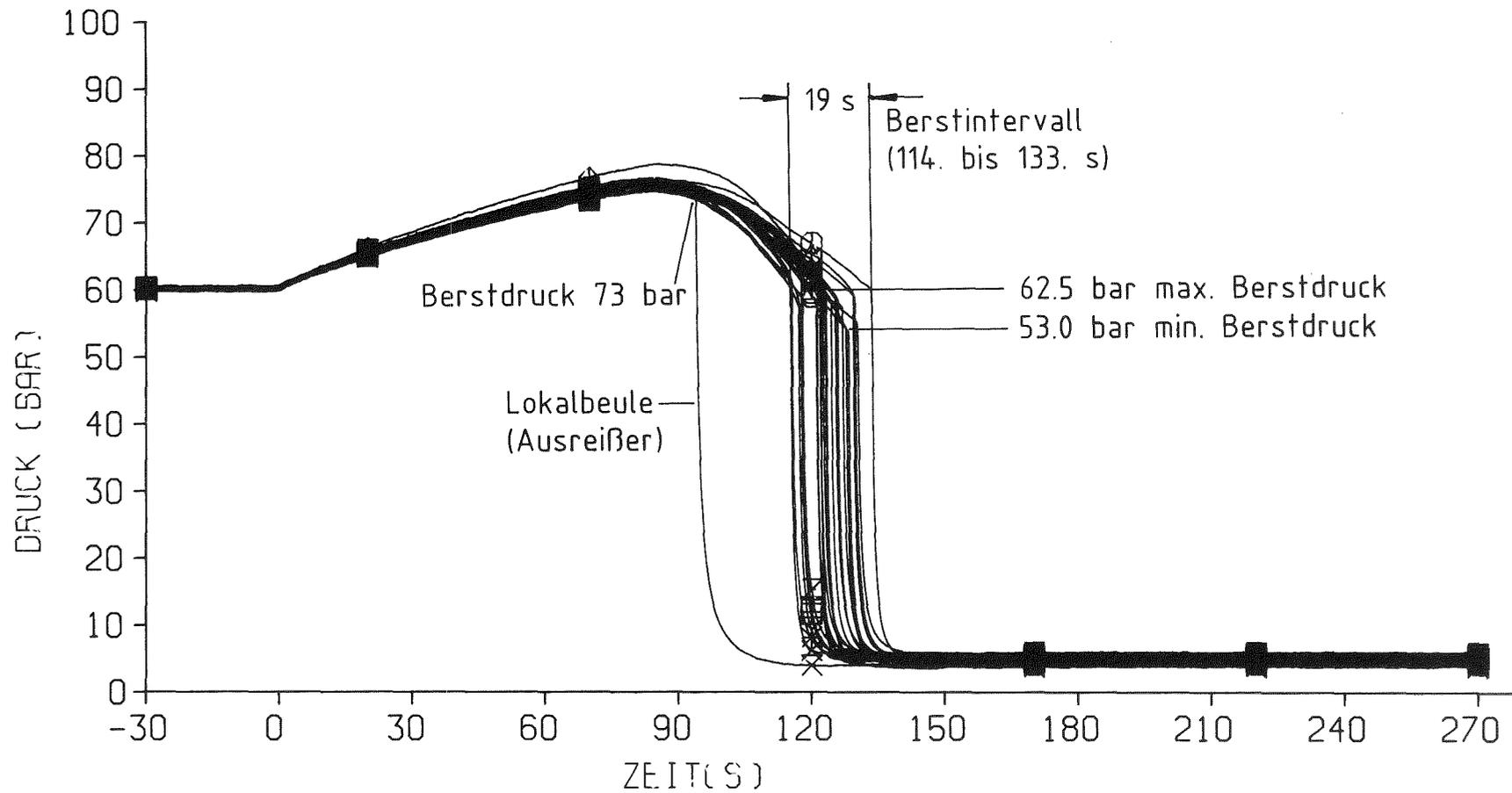
Abb. 11 REBEKA 7
Hüllrohrtemperaturen in 1850 mm axialer Höhe



- 4200-32 -



Abb. 12 REBEKA 7
Hüllrohrtemperaturen in 2100 mm axialer Höhe



- 4200-33 -



Abb. 13 REBEKA 7
Innendrucke der 25 inneren Stäbe

mittlere Berstdaten:
~57 bar, ~790°C

Entfernung vom oberen
beheizten Ende
Berstdehnung, max. Dehnung
Heizstab Nr.

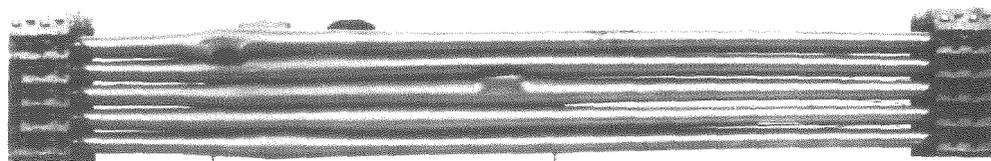


(1) nicht geborsten.

(2) Berststelle nur kleines Loch



Abb. 14 REBEKA 7
Berstdehnungen und Berstlagen



Berststellen

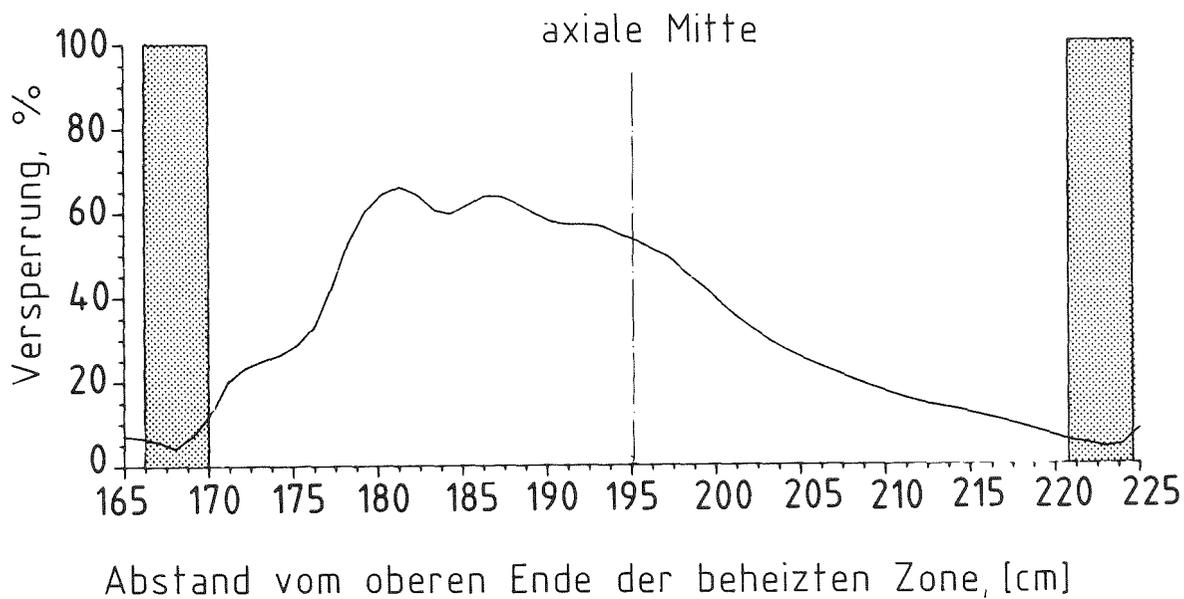
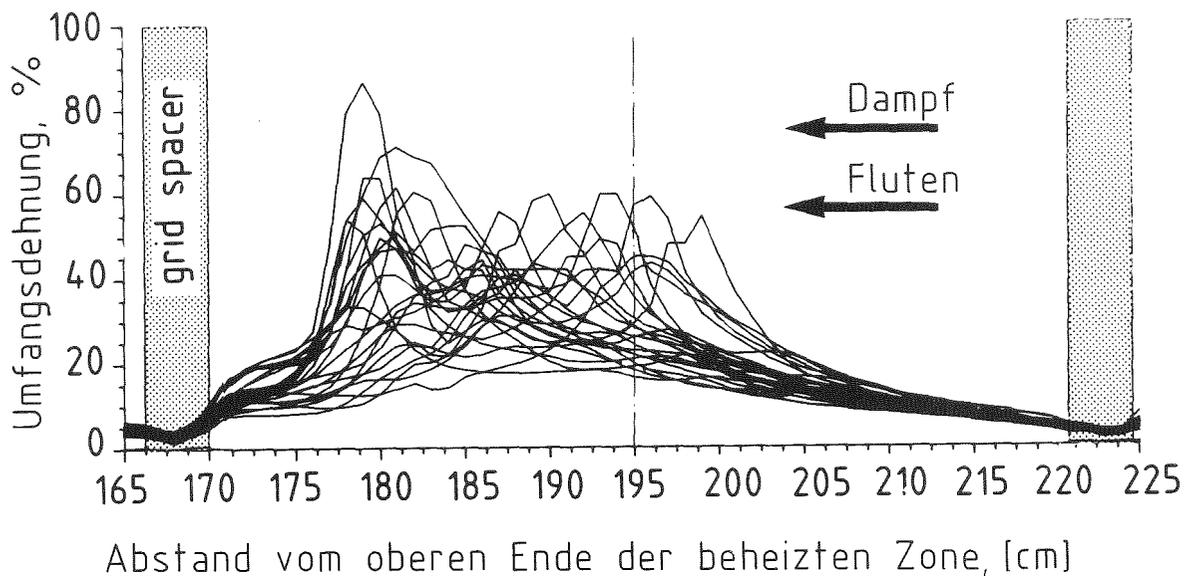


Abb. 15 REBEKA 7
Hüllrohrumfangsdehnung und Kühlkanalver-
sperrung von 24 inneren Stäben

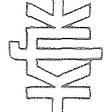
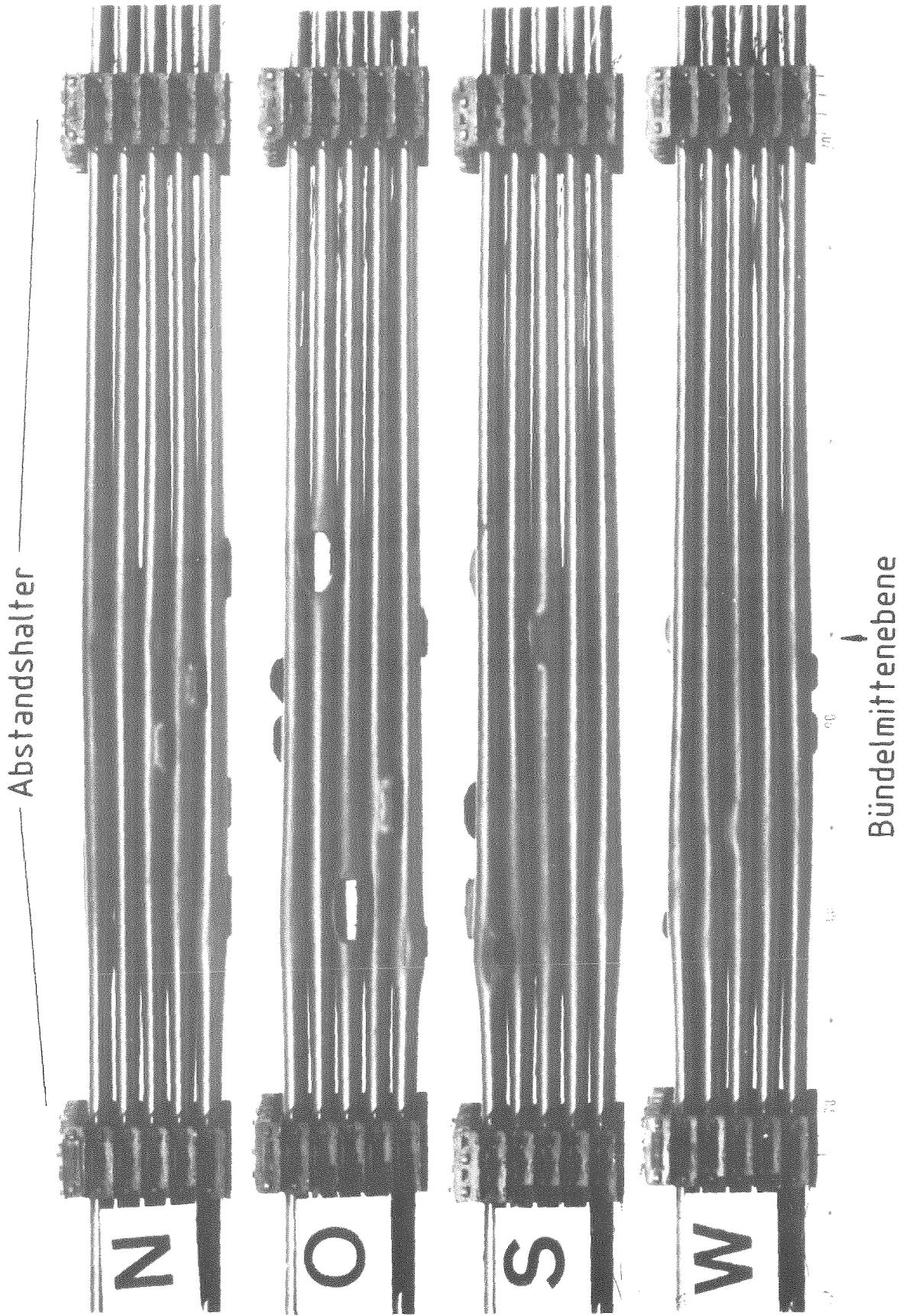
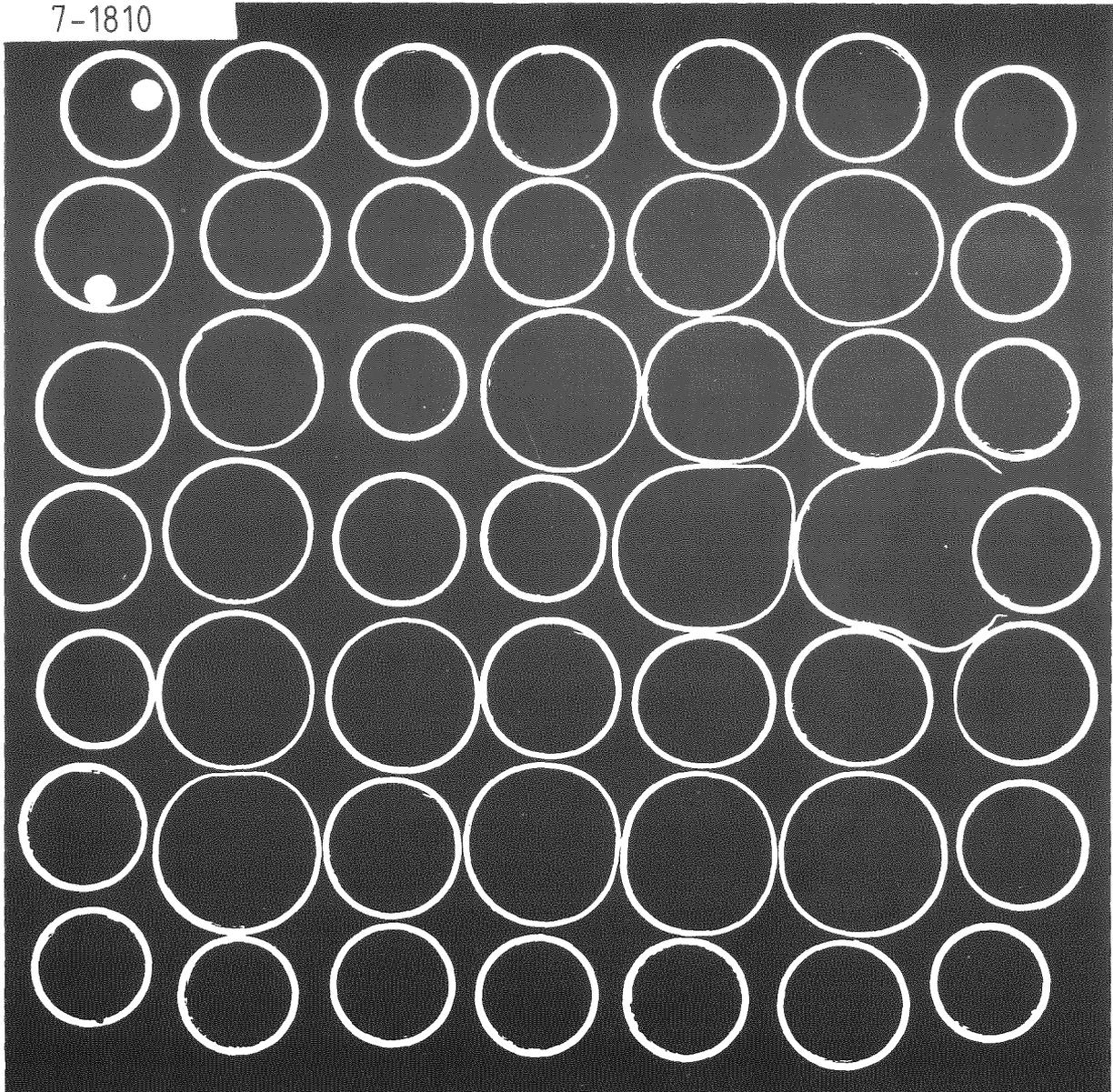


Abb. 16 REBEKA 7
Hüllrohrverformung der inneren 25 Stäbe

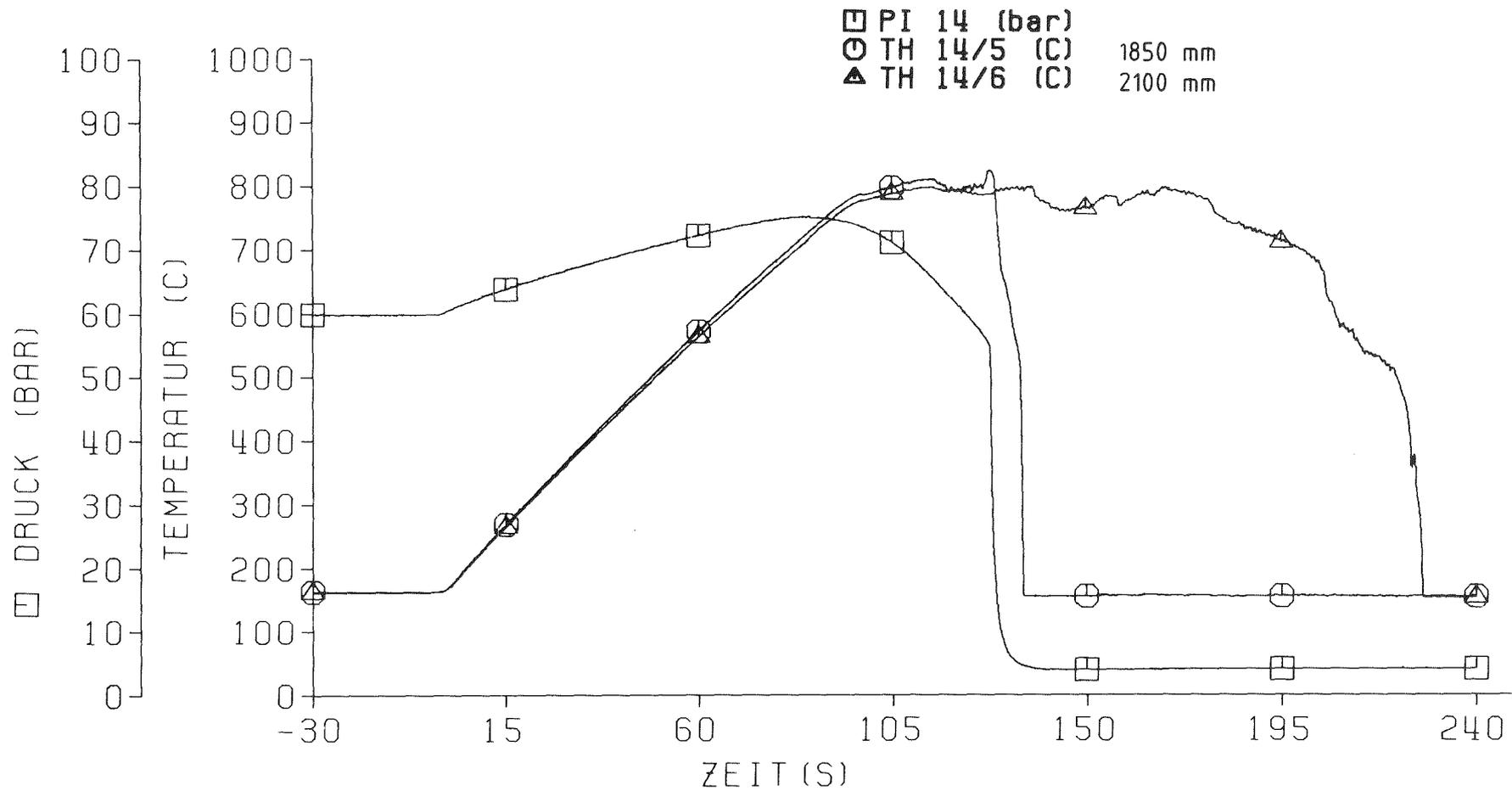
7-1810



Kühlkanalversperrung: 66%



Abb. 17 REBEKA 7
Bündelquerschnitt in der Ebene maximaler
Kühlkanalversperrung



- 4200-38 -

KJK

Abb. 18 REBEKA 7
 Druck und Temperaturverläufe von Stab Nr. 14 in 1850 mm und 2100 mm
 axialer Höhe

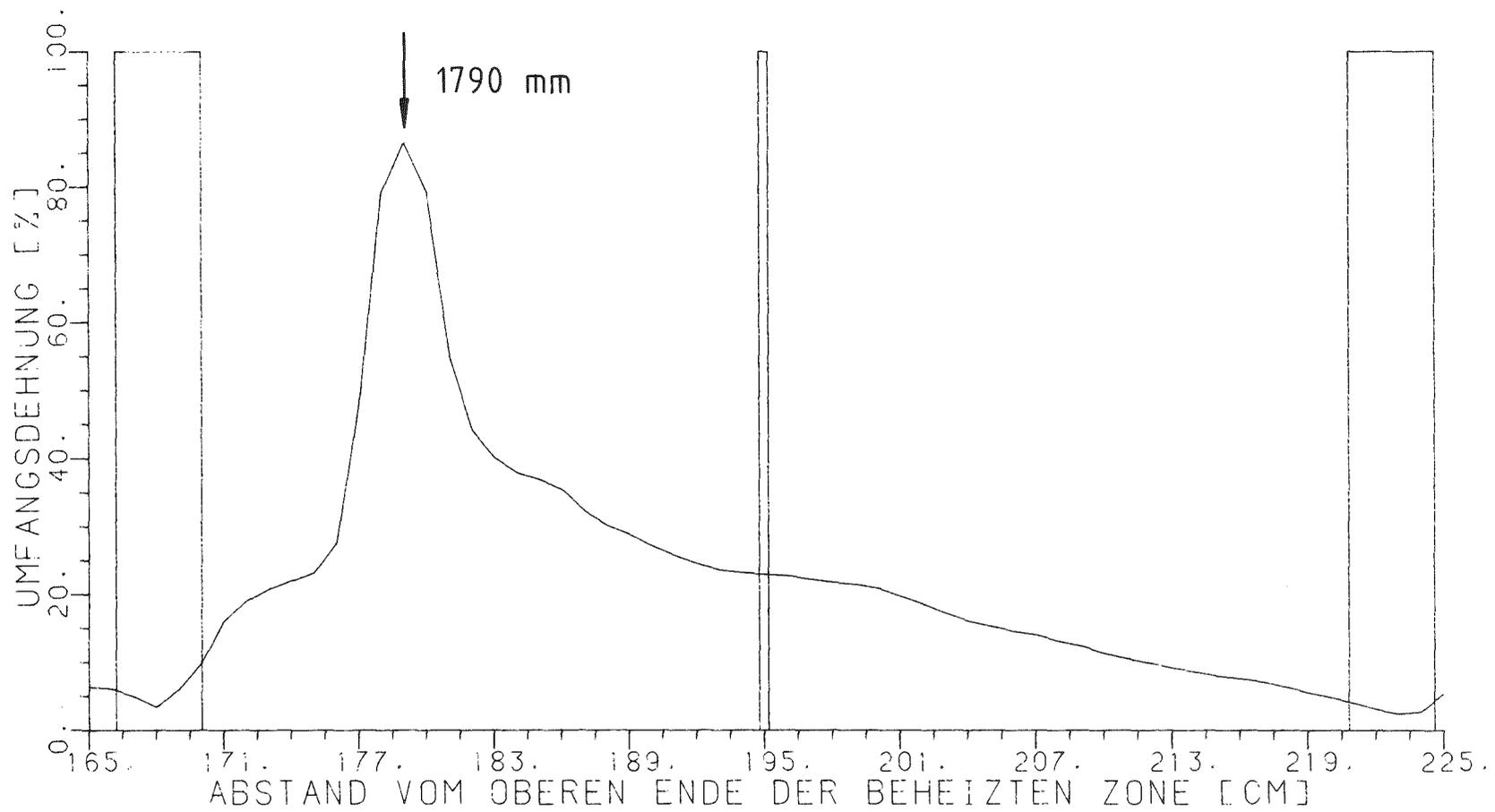
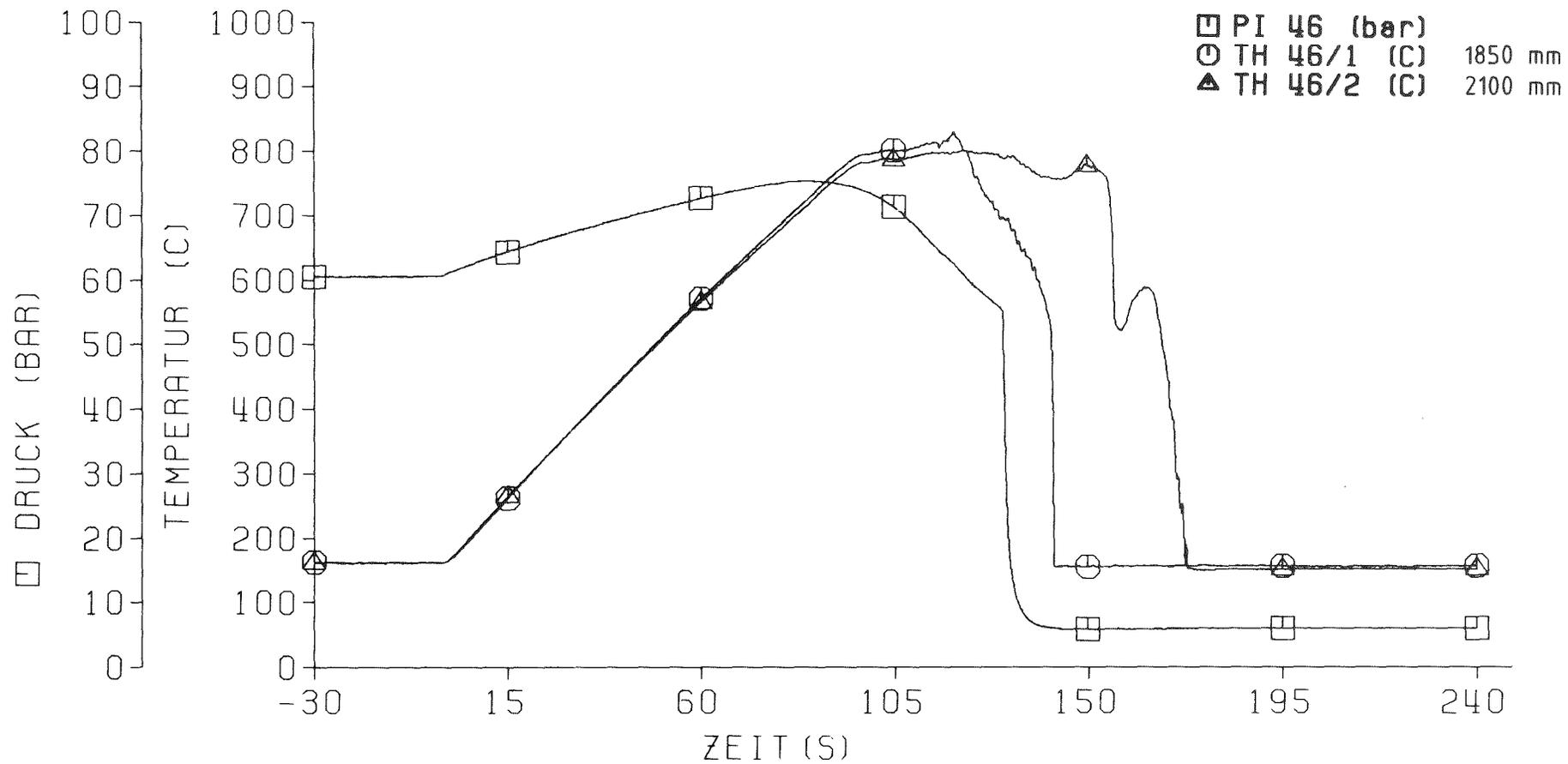


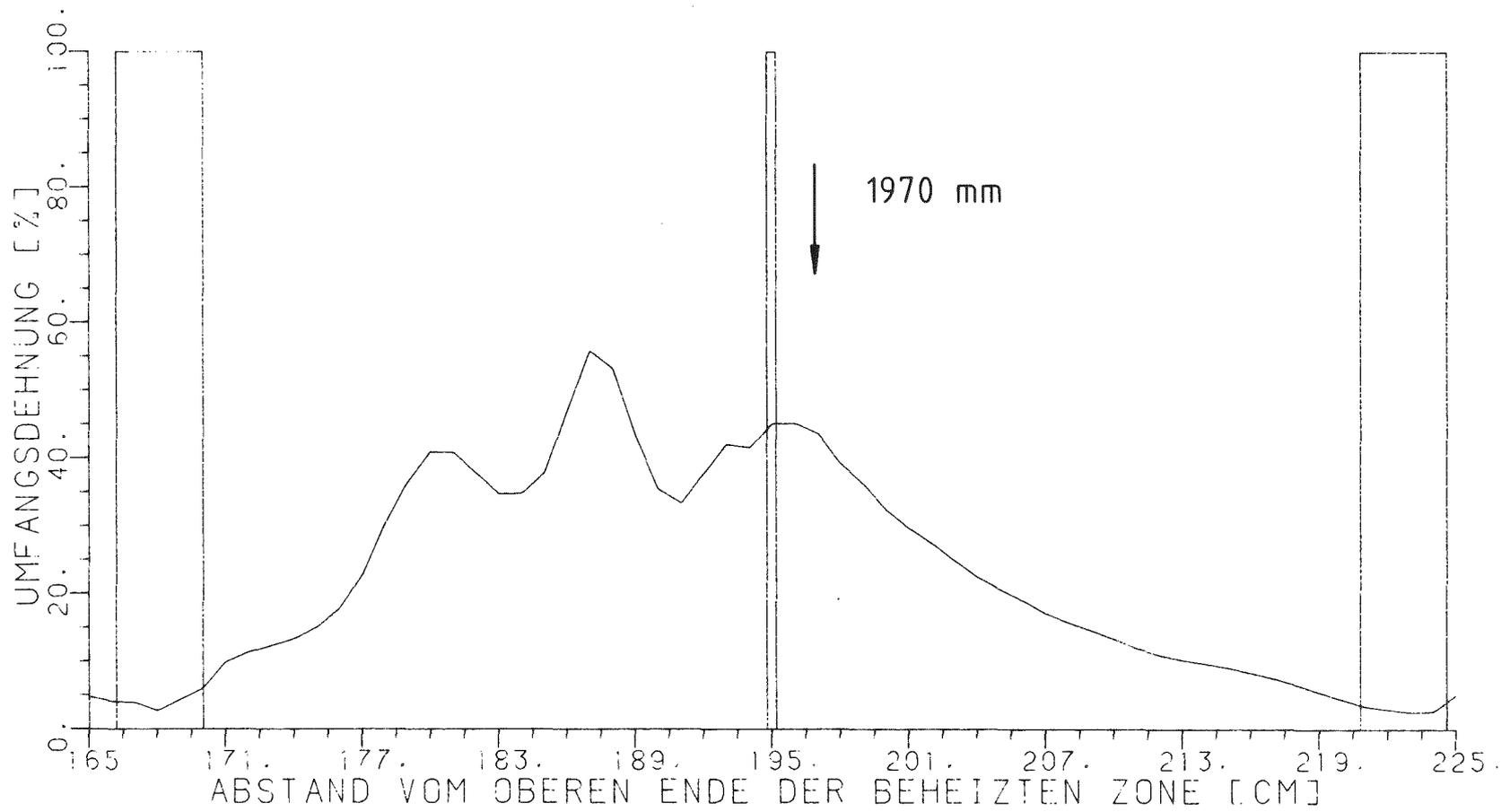
Abb. 19 REBEKA 7
Umfangsdehnung von Stab Nr. 14



- 4200-40 -



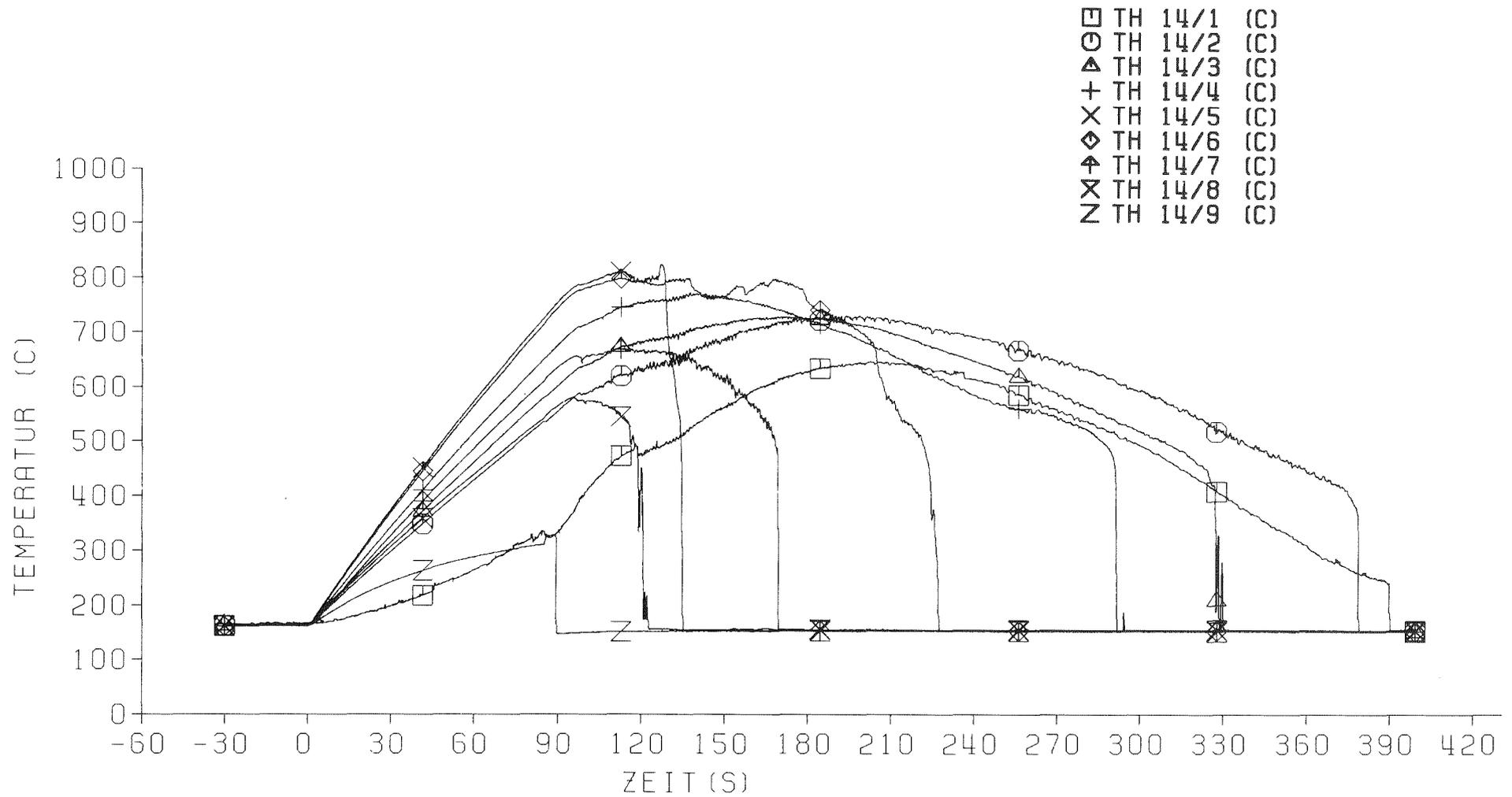
Abb. 20 REBEKA 7
 Druck und Temperaturverlauf von Stab Nr. 46 in 1850 mm und 2100 mm
 axialer Höhe



- 4200-41 -



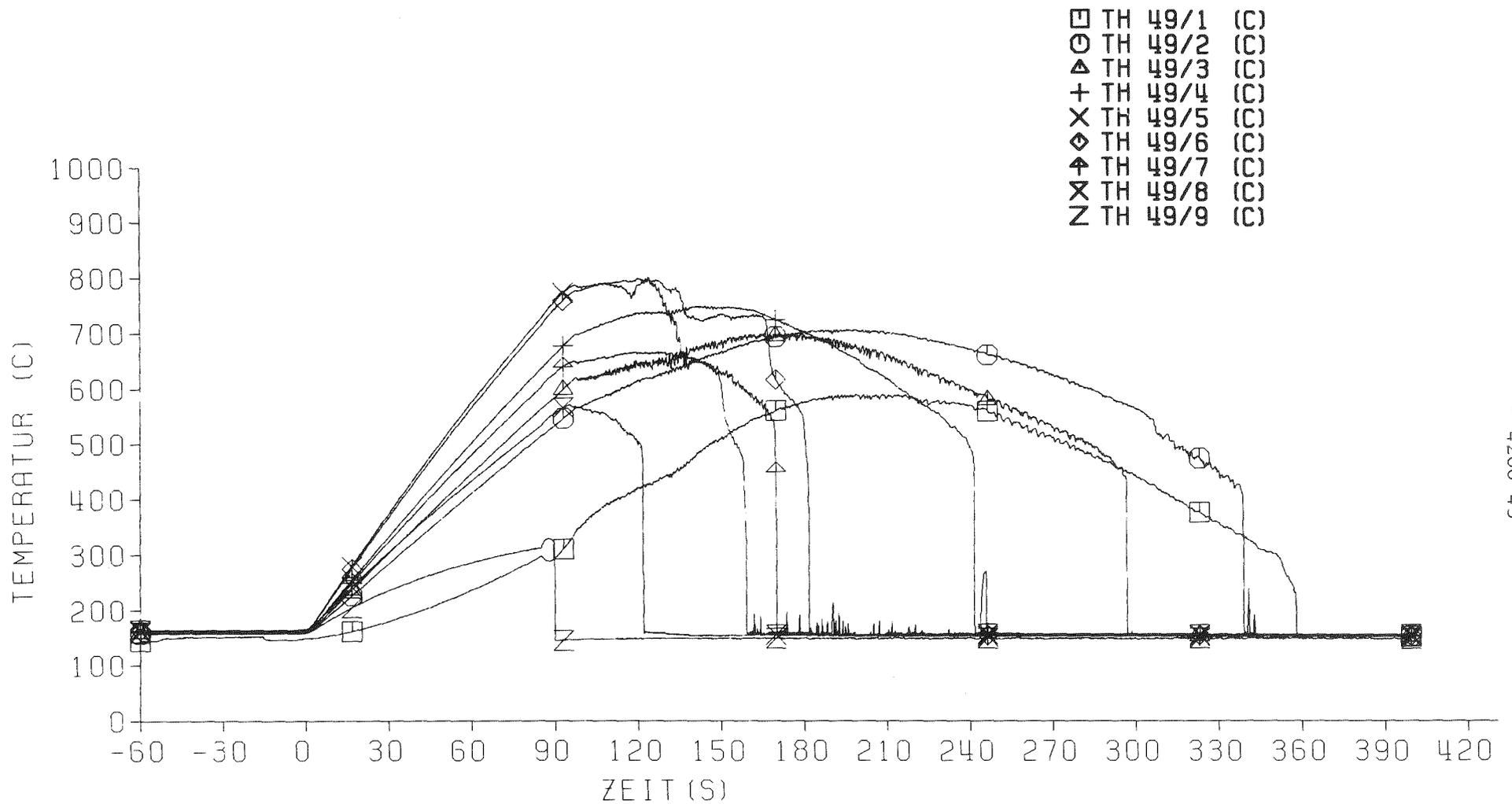
Abb. 21 REBEKA 7
Umfangsdehnung von Stab Nr. 46



- 4200-42 -



Abb. 22 REBEKA 7
 Axialer Temperaturverlauf über die ganze Stablänge von Stab Nr. 14



- 4200-43 -

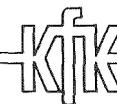
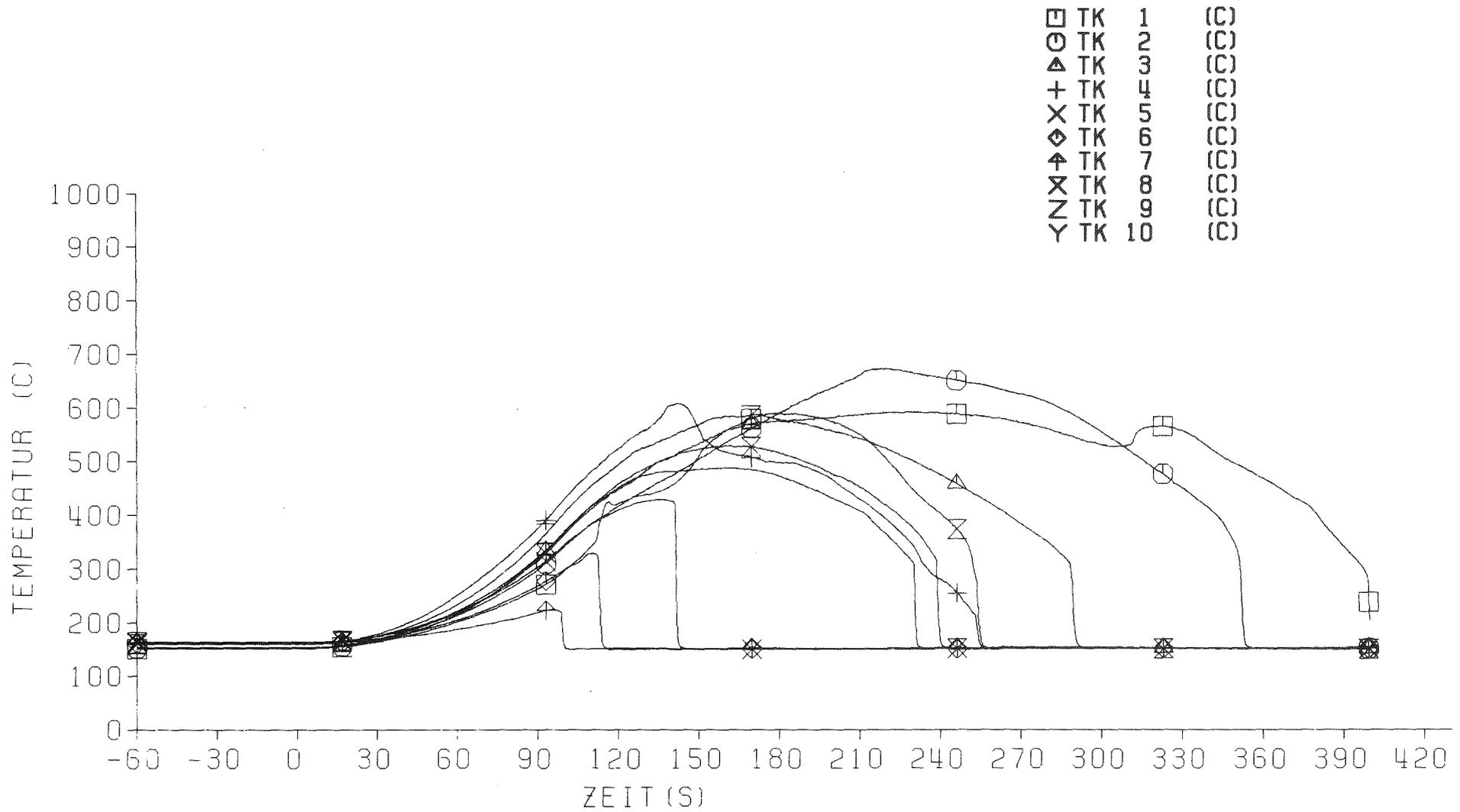


Abb. 23 REBEKA 7
Axialer Temperaturverlauf über die ganze Stablänge von Stab Nr. 49



- 4200-44 -



Abb. 24 REBEKA 7
Axialer Temperaturverlauf Bündelkasten

- 06.01.16 Untersuchungen zu schweren Kernschäden
- 06.01.16/29A Oxidationsverhalten von Zircaloy-Hüllrohren bei langsamen
PNS 4254 Transienten und Schweren Kernschäden
 (S. Leistikow, I. Cambien, G. Schanz; IMF II)

1. Oxidation von Zircaloy-4 in Dampf

In Ergänzung zum nunmehr abgeschlossenen experimentellen Programm (1,2) wurde grundsätzlich betrachtet, welche Zusammenhänge zwischen dem Ausmaß schützenden Charakters vorhandener Oxidschichten und der Kinetik der fortgesetzten Oxidation bestehen (3). Außerdem wurde der Einfluß der Oxidation von Zircaloy-4 im Verlauf eines Kühlmittelverlust-Störfalles im Vergleich zu bestehenden Genehmigungskriterien und vorgeschlagenen Versprödungskriterien einer zusammenfassenden Wertung unterworfen (4).

2. Oxidation von Zircaloy-4 unter Dampfangel

2.1 Wechselwirkung zwischen Verformung und Oxidation

Die Untersuchung des Kriechberst-Verhaltens von Zircaloy-4 Rohrkapseln (1000°C , $< 3\text{h}$) in Dampf/Argon Mischatmosphären wurde abgeschlossen. Über die festigkeitssteigernde und dehnungsvermindernde Wirkung der Oxidation ist bereits berichtet worden (1). Weitere Tests in stark verdünnter Atmosphäre ($\text{H}_2\text{O}/\text{Ar} = 5,5/1000$) zum Einfluß extremen Dampfangel waren in ihrer Aussagefähigkeit dadurch beeinträchtigt, daß die Oxidation entlang der Kapselproben ungleichmäßig war, da der Dampf bereits in ihrer vorderen Zone weitgehend konsumiert wurde. Auf eine geplante Testserie in wasserstoffhaltigen Atmosphären wurde verzichtet, da die sichere Führung des Gasgemisches durch den Berstvorgang gefährdet erschien.

2.2 Rechnungen mit dem Programm PECLOX

Auf Wunsch von französischer Seite wurden Testrechnungen mit dem Oxidationsprogramm PECLOX durchgeführt, deren Ziel es war, die Oxidation unter ausreichendem Dampfangebot mit der unter abgestuft verschärftem Dampfangel zu vergleichen. Dazu wurde der bei unbegrenztem Angebot konsumierte Dampffluß mit Faktoren von 0.8, 0.5, 0.3 und 0.1 multipliziert und die so reduzierten

Flüsse als Reaktionsbegrenzung vorgegeben. Auf diese Weise ergaben sich zeitabhängige Flüsse, aber praktisch stationäre Mangelbedingungen. Die isothermen Rechnungen wurden ohne Berücksichtigung von Brennstoff durchgeführt ($T = 1200 - 1700^{\circ}\text{C}$, $t \leq 5000\text{s}$).

Bei mäßigem Dampfangel ergaben sich im Vergleich zu unbegrenztem Dampfangebot entsprechend verminderte Oxidschicht-Wachstumsraten bei geringfügig beschleunigtem Wachstum der $\alpha\text{-Zr(O)}$ -Schicht. Bei stärkerem Dampfangel dagegen kann sich gemäß der Rechnung keine Oxidschicht bilden und ihre Wiederentstehung unter geänderten Bedingungen ist nach der bisherigen Modellierung unterdrückt. Da letzteres im realen Fall einer Temperaturexkursion die Simulationsqualität wesentlich beeinträchtigen kann, wurde eine entsprechende Ergänzung des Programms PECLOX angeregt (5).

3. Oxidation von Zircaloy-4 unter Dampfangel und Wasserstoffeinfluß

3.1 Einleitung und Versuchsdurchführung

Das Ziel der Untersuchung ist, den Konsum von Dampf durch das extrem heiße Reaktor-Core und die Anreicherung des durch diese Reaktion freigesetzten Wasserstoffs zu simulieren. Dazu werden Parameter-tests durchgeführt, in denen die Zusammensetzung der Atmosphäre vorgegeben und so variiert wird, daß alle denkbaren Unfallbedingungen abgedeckt sind. Im Interesse einer mechanistischen Beschreibung des Reaktionsverhaltens werden isotherme Versuche auf einem Temperaturniveau durchgeführt, das noch eine zuverlässige kinetische Auswertung erlaubt; mit zunehmendem Temperaturniveau wird es schwieriger, das Überschwingen der Proben-temperatur zu Versuchsbeginn abzufangen, und außerdem wird die verfügbare Zeitspanne bis zum Totalkonsum der Proben enger. Die Dampf-Wasserstoff-Gemische werden mit Argon verdünnt, um im Fall kleiner Dampf-Angebote stagnierende Bedingungen zu vermeiden, und um ohne Gefährdung mit hohen Wasserstoff/Dampf-Volumenverhältnissen arbeiten zu können.

3.2 Ergebnisse

Die metallographische Untersuchung von Proben aus den Versuchen bei 900 und 1000°C , deren Kinetik bereits im letzten Berichtszeitraum besprochen worden

ist (1), hat den hauptsächlichlichen Einfluß des Wasserstoffs als konkurrierender Reaktionspartner bestätigt. Im jeweiligen Vergleich der wasserstoffhaltigen und der entsprechenden wasserstofffreien Atmosphäre wird die Aufnahme von Wasserstoff hauptsächlich bei 900°C deutlich, da seine Stabilisierungstendenz für die β -Zr Struktur die Phasenanteile des Grundgefüges zugunsten der β -Phase verschiebt. Die Mikrostruktur läßt somit folgende Tendenzen erkennen:

Bei 900°C und einem Dampfangebot von 100 ml/min ist die Wasserstoffaufnahme aus der wasserstoffhaltigen Atmosphäre (100 ml H₂/min) über 15 min noch nicht erkennbar, über 6 h jedoch bereits deutlich. Das Oxidschichtwachstum bleibt unbeeinflusst (Abb. 1). Reduktion des Dampfangebots über 25 ml/min auf 5 ml/min verstärkt die Aufnahme von Wasserstoff aus der entsprechenden wasserstoffhaltigen Atmosphäre, ohne die Oxidationskinetik merklich zu beeinflussen. Erst die drastische Reduktion des Dampfangebots auf 1 ml/min führt zu einem verzögerten Oxidationsumsatz unter akutem Dampfangel. Dieser ist über 15 min in der wasserstofffreien, besonders aber in der wasserstoffhaltigen Atmosphäre deutlich. Unter der Voraussetzung von Dampfangel kann somit offenbar in wasserstoffreicher Atmosphäre seine rasche Aufnahme vorübergehend die Bildung der Oxidschicht verlangsamen, was wiederum zunächst die konkurrierende Hydrierungsreaktion begünstigt (Abb. 1). Über längere Versuchsdauer dagegen kommt die Wasserstoffaufnahme in das sich sättigende metallische Material zum Erliegen, und der Einfluß auf die Oxidationskinetik ist wieder ausgeglichen. Die entsprechende Untersuchung der Proben aus Versuchen bei 1000°C hat naturgemäß nicht den direkt sichtbaren Gefügeeinfluß aufgenommenen Wasserstoffs ergeben können, aber die Ergebnisse sind im Einklang mit dem oben besprochenen Befund. Abb. 2 verdeutlicht im Vergleich der Dampfangebote 25 bzw. 1 ml/min und der Wasserstoffangebote 100 bzw. 0 ml/min den auf drastische Dampfangelbedingungen begrenzten, moderierenden Einfluß von Wasserstoff auf die Kinetik der Oxidschichtbildung. Auch bei dieser Temperatur gleicht sich der Wasserstoffeinfluß über längere Versuchsdauer wieder aus.

Die oben dargelegten Einflüsse auf die Oxidationskinetik, die nur während der gleichzeitigen Wasserstoffaufnahme zu beobachten sind, können nicht mit dem als "hydrogen blanketing" bezeichneten Effekt verglichen werden, der auch im derzeit untersuchten Temperaturbereich nicht bestätigt worden ist. Übereinstimmend haben dies amerikanische Untersuchungen bei 1565 und 1800°C ergeben. Ein bereits im Codesystem SCDAP (severe core damage analysis package) implementierter hydrogen blanketing Modul wurde aufgrund dieser Ergebnisse

seitens der USNRC verworfen.

Versuche in dampffreien Atmosphären hatten ergeben, daß die Wasserstofflöslichkeit von Zircaloy-4 im Gleichgewicht mit dem vorgegebenen Wasserstoffpartialdruck der Atmosphäre (0,1 bar) zwischen 800 und 1000°C mit zunehmender Temperatur stetig abnimmt. Dafür liegt jetzt die Bestätigung gemäß Heiextraktionsanalysen vor (Tab. 1). Auch die bereits beschriebene Abhängigkeit der Wasserstoffaufnahme von der Zusammensetzung der Atmosphäre wird durch die Analysen untermauert.

Das oxidationskinetische Testprogramm wurde mit isothermen Versuchen in Dampf/Argon- und Dampf/Wasserstoff/Argon-Gemischen bei 1100-1300°C fortgeführt. Die Massenzunahme als Summe aus Oxidation und Wasserstoffaufnahme läßt im Vergleich der wasserstofffreien und der wasserstoffhaltigen Atmosphäre keinen kinetischen Einfluß einer Wasserstoffanreicherung erkennen (Abb. 3-5). Der Umsatz ist entsprechend dem verminderten Sauerstoffangebot reduziert. Zu Beginn der Reaktion bestimmt das Angebot den nahezu quantitativen und kaum temperaturabhängigen Umsatz, während später die Sauerstoffdiffusion durch die gebildete Oxidschicht die Rolle des geschwindigkeitsbestimmenden Schrittes übernimmt, die starke Temperaturabhängigkeit der Reaktion und ihr parabolischer Verlauf zum Tragen kommen und die Grenzkurve des Gesamtumsatzes unter Dampfüberschuß asymptotisch angenähert wird. Damit haben sich im Vergleich zu den früheren Untersuchungen bei 800-1000°C keine grundsätzlich neuen Gesichtspunkte ergeben.

In Extrapolation zu noch höheren Temperaturen kann erwartet werden, daß vorgegebene Dampf- und Wasserstoff-Angebotsbegrenzungen die Geschwindigkeit der Reaktion über zunehmende Zeiträume vorbestimmen und der normalerweise ausschlaggebende Einfluß der Temperatur zweitrangig ist. Die Reaktion wird sich zunehmend einer reinen Oxidation annähern, da die thermische Instabilität des wasserstoffhaltigen Mischkristalls die Wasserstoffaufnahme zunehmend enger begrenzt und sich keine Hinweise auf eine Wasserstofflöslichkeit der oxidischen Phase ergeben haben. Es ist damit abzusehen, daß die Untersuchungen im nächsten Berichtszeitraum abgeschlossen werden können.

Literatur

- /1/ S. Leistikow et al.
Oxidationsverhalten von Zircaloy-Hüllrohren bei langsamen Transienten und schweren Kernschäden.
In: Projekt Nukleare Sicherheit.
Jahresbericht 1984
KfK-3550 (Juni 85) S. 4200/30-4200/75
- /2/ S. Leistikow, G. Schanz
The Oxidation Behavior of Zircaloy-4 in Steam between 600 and 1600°C
Werkstoffe und Korrosion 36 (1985) 105-116
- /3/ G. Schanz
unveröffentlichter Bericht, 1985
- /4/ F.J. Erbacher, S. Leistikow
Zircaloy Fuel Cladding Behavior in a LOCA - A Review -
Seventh International Conference on Zirconium in the Nuclear Industry,
24 - 27 June 1985, Strasbourg, France
KfK 3973, Sept. 1985
- /5/ I. Cambien, G. Schanz
unveröffentlichter Bericht, 1985

Table 1: Hydrogen hot extraction analysis results

| Temperature [°C] | Atmosphere | | | Hydrogen Content | |
|---------------------|-----------------------|----------------|------------------|-----------------------|----------------------|
| | Supply Rates [ml/min] | | | [ppm] after Exposures | |
| | Ar | H ₂ | H ₂ O | 15 min | 6h |
| 800 | 1000 | 100 | 0.5 | 9000 ₊₂₀₀ | 8500 ₊₂₀₀ |
| | | | 7.3 | 2200 ₊₁₀₀ | 3600 ₊₁₀₀ |
| | | | 50 | 20 | 140 ₊₂₀ |
| | 1000 | 0 | 0.3 | 40 ₊₂₀ | 100 ₊₂₀ |
| | | | 5 | 130 ₊₆₀ | 230 ₊₅₀ |
| | | | 46 | 10 | 810 ₊₆₀ |
| 900 | 1000 | 100 | 0 | 4800 ₊₁₀₀ | 4300 ₊₃₀₀ |
| | | | 1 | 4800 ₊₁₀₀ | 3400 ₊₃₀₀ |
| | | | 25 | 1500 ₊₁₀₀ | 860 ₊₁₀ |
| | 1000 | 0 | 1 | 180 ₊₂₀ | 140 ₊₂₀ |
| | | | 25 | 100 ₊₁₀ | <50 |
| | | | | | |
| 1000 | 1000 | 100 | 0 | 2800 ₊₅₀ | 3800 ₊₄₀₀ |
| | | | 1 | 2200 ₊₁₀₀ | 1900 ₊₃₀₀ |
| | | | 25 | 1600 ₊₁₀₀ | 1100 ₊₅₀ |
| | 1000 | 0 | 1 | 240 ₊₂₀ | 70 ₊₁₀ |
| | | | 25 | 390 ₊₄₀ | 230 ₊₂₀ |
| | | | | | |

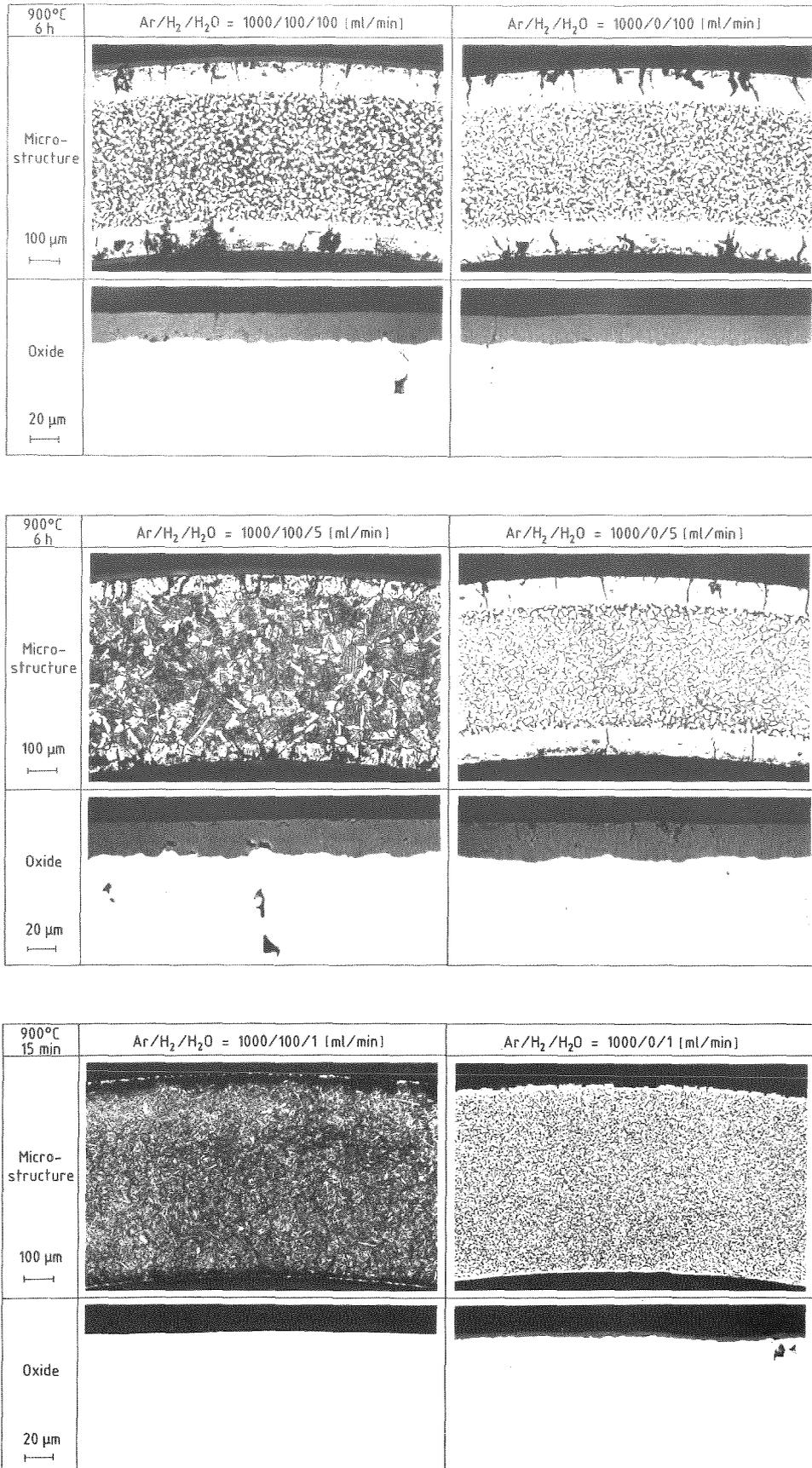


Abb. 1

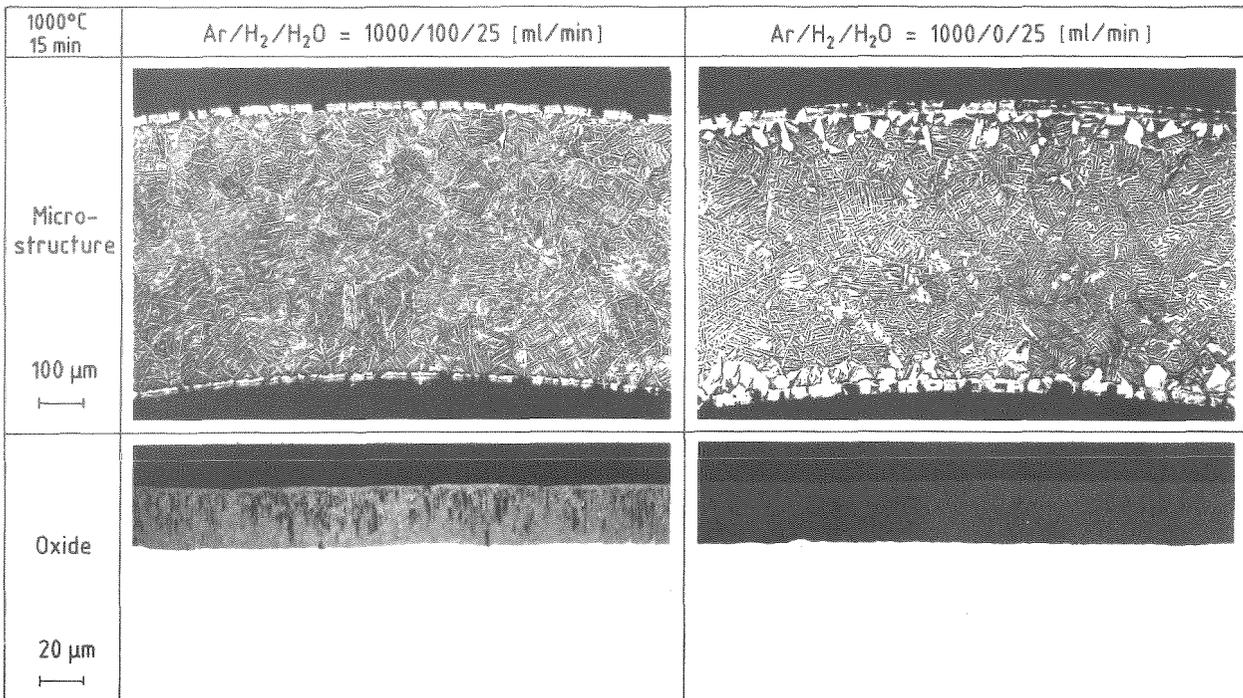
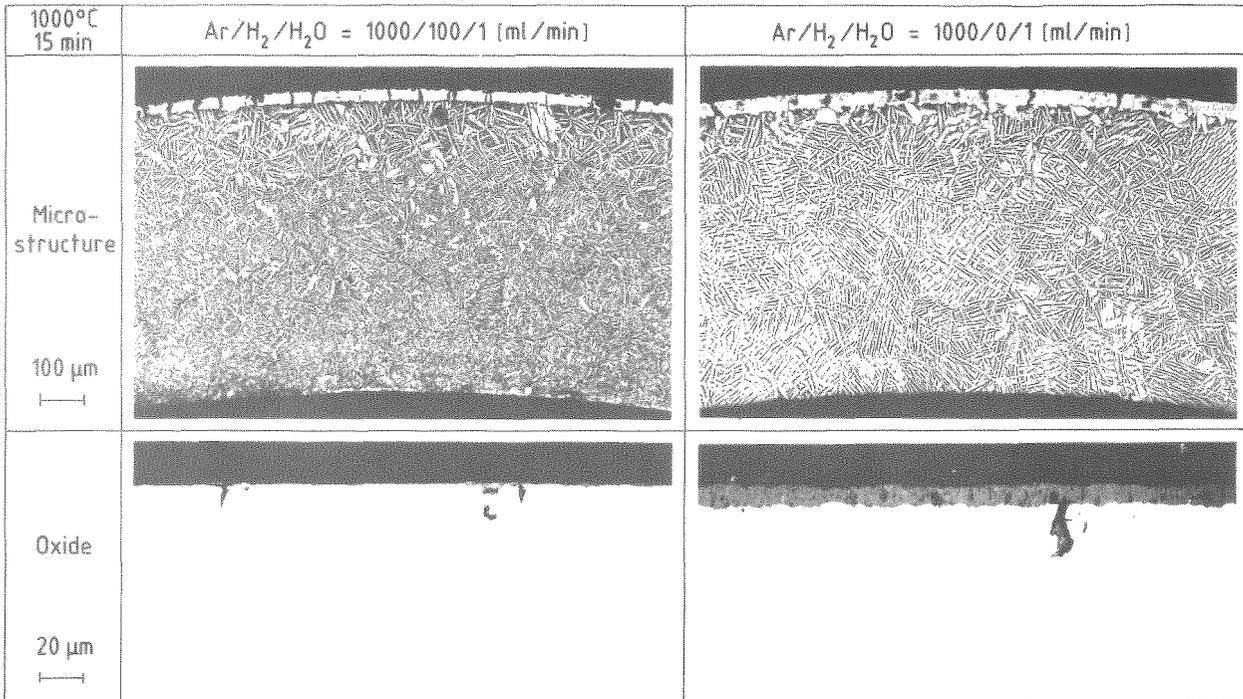


Abb. 2



Comparison of Zircaloy-4 Reaction with Hydrogen-containing and Hydrogen-free Atmospheres

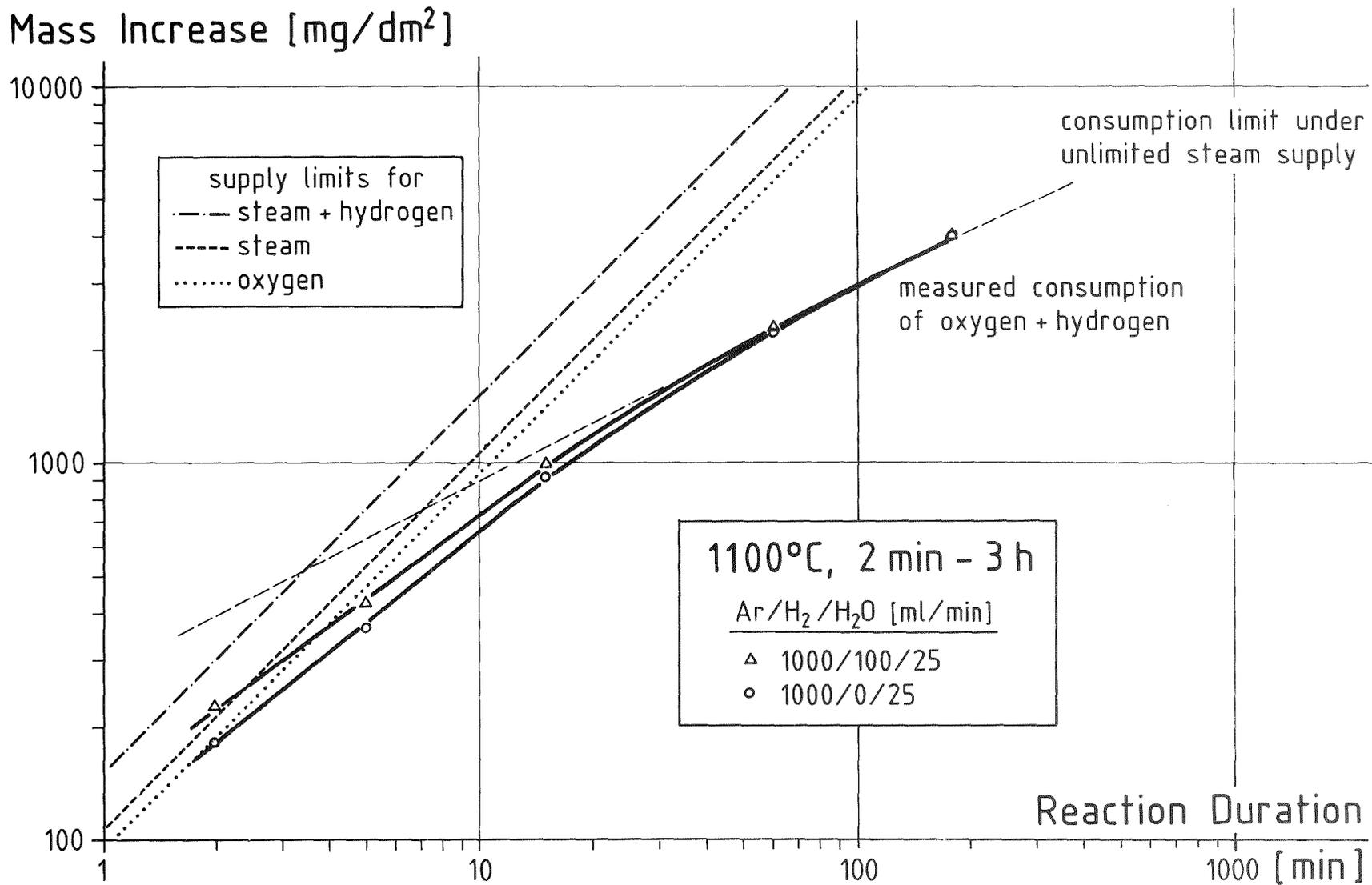
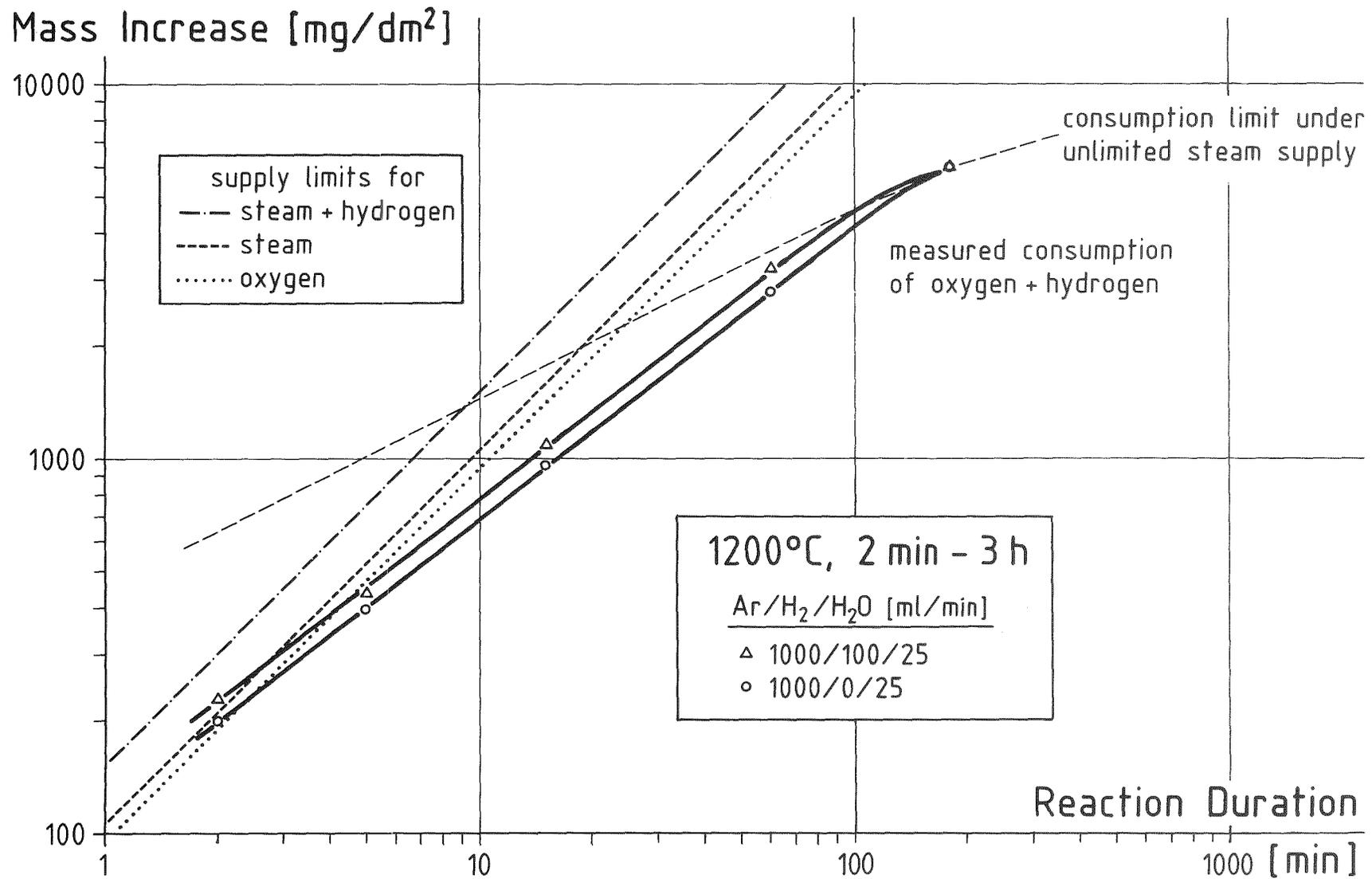


Abb. 3

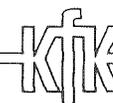


Reaction Kinetics at 1100°C in Hydrogen-containing and Hydrogen-free Atmosphere in Comparison with Limits of Supply and Consumption

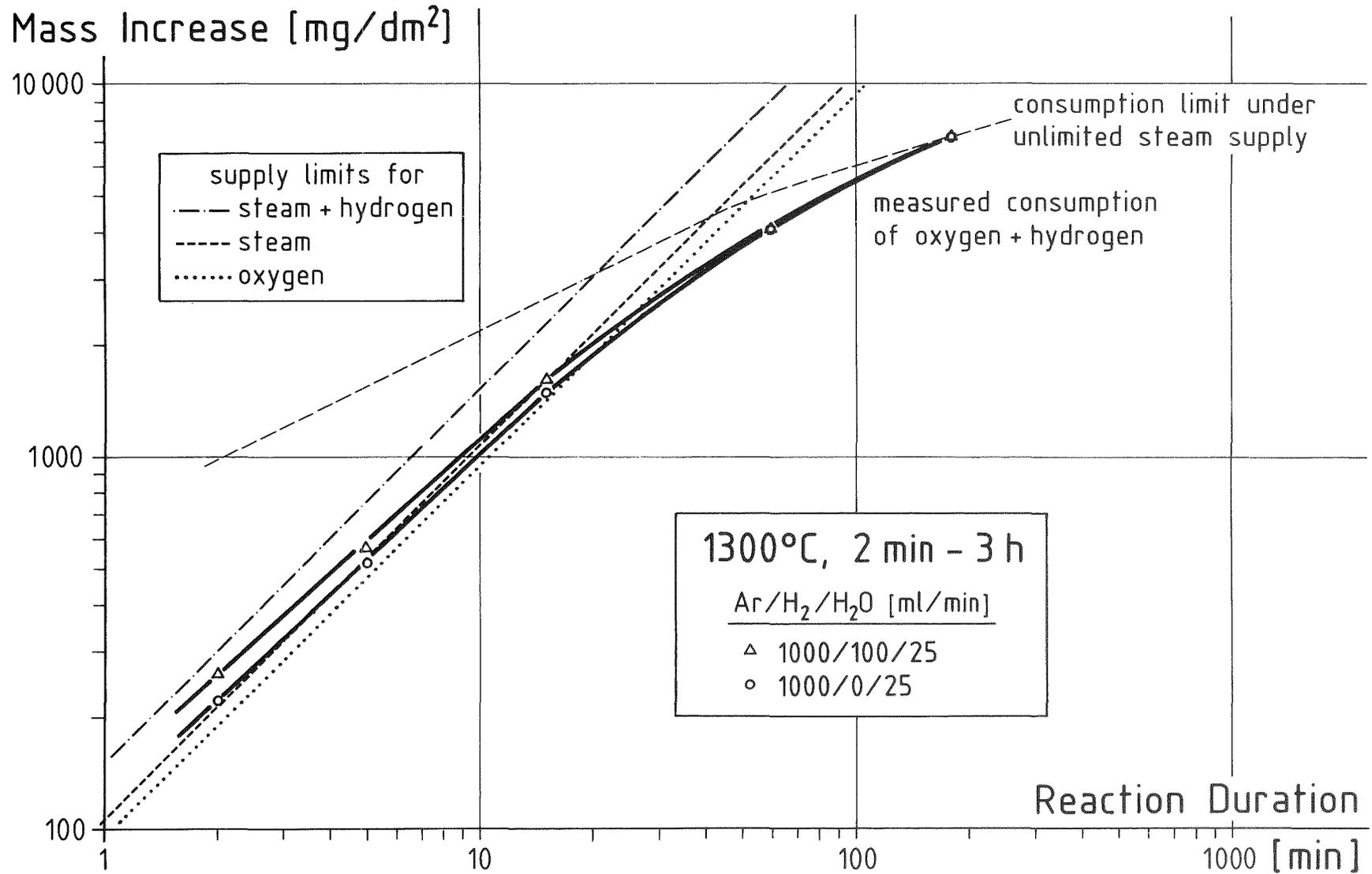


- 4200-54 -

Abb. 4



Reaction Kinetics at 1200°C in Hydrogen-containing and Hydrogen-free Atmosphere in Comparison with Limits of Supply and Consumption



- 4200-55 -

Abb. 5



Reaction Kinetics at 1300°C in Hydrogen-containing and Hydrogen-free Atmosphere in Comparison with Limits of Supply and Consumption

06.01.16/28A Mechanisches und chemisches Verhalten von Zircaloy-Hüllrohren
PNS 4253 und UO_2 -Brennstoff bei hohen Temperaturen
 (P. Hofmann, Ch. Adelhelm, H. Uetsuka, H. Zimmermann, J. Burbach,
 G. Gausmann, D. Kempf, K. Kurz, H. Metzger, G. Streib; IMF I)

1. Chemische Auflösung von festem UO_2 -Brennstoff durch geschmolzenes Zircaloy-Hüllmaterial

Während eines schweren Reaktorstörfalles, ähnlich dem TMI-2-Störfall in Harrisburg (USA), können lokal Hüllmaterialtemperaturen auftreten, die oberhalb des Zircaloy-Schmelzpunktes (ca. 1760°C) liegen. Der noch nicht oxidierte metallische Teil der Brennstabhüllrohre schmilzt dann und reagiert chemisch mit dem UO_2 -Brennstoff und dem ZrO_2 . Außerdem wird ein Teil der entstehenden Schmelze in den unteren Bereich des Reaktorcores vordringen und dort erstarren entweder infolge Temperaturabnahme oder infolge chemischer Veränderung der Schmelze, z.B. Sauerstoffaufnahme, die eine Erhöhung des Schmelzpunktes zur Folge hat. Die Verlagerung flüssiger Phasen resultiert in Kühlkanalblockagen, die möglicherweise eine weitere Temperaturerhöhung bewirken. Bildet sich während der Aufheizphase eine ausreichend dicke Oxidschicht auf der Hüllrohraußenoberfläche, so wird das Herablaufen der metallischen Schmelze z.T. verhindert und dadurch die Bildung von Blockagen verringert.

Die chemischen Wechselwirkungen zwischen flüssigem Zircaloy und festem UO_2 -Brennstoff haben eine chemische Auflösung des UO_2 weit unterhalb seines Schmelzpunktes zur Folge (um ca. 1000°C). Dieser Auflösungsprozess bewirkt eine erhöhte Freisetzung flüchtiger Spaltprodukte, da der UO_2 -Kornverband und die UO_2 -Kristallstruktur vollständig zerstört werden. Das phänomenologische Verhalten der metallischen Zircaloy-Schmelzen beim Herablaufen an den UO_2 -Pellets der Brennstäbe sowie Einflüsse der Temperaturanstiegsgeschwindigkeit, des Systemdruckes und dem chemischen Zustand der Umgebung (inert oder oxidierend) auf die UO_2 -Auflösung wurden in den letzten PNS-Jahresberichten beschrieben /06.01.16/28A-1, -2/. In diesem Bericht werden die Ergebnisse von Experimenten zur Bestimmung der UO_2 -Auflösungsgeschwindigkeit durch geschmolzenes Zircaloy in der Versuchsanlage LAVA dargestellt. Ziel der Experimente war, die UO_2 -Auflösungsrate zu bestimmen, um die Daten in Rechenprogrammen zur Beschreibung des Brennstabverhaltens bei schweren Störfällen wie SSI und SCDAP zu implementieren.

Die Versuchsapparatur LAVA ist in den Abbildungen 06.01.16/28A-1 und -2 dargestellt. Abbildung 06.01.16/28A-1 zeigt eine schematische Darstellung der Schmelzapparatur. Die Zircaloy-Schmelze befindet sich in einem UO_2 -Tiegel der in einem Wolframtiegel steht. Der W-Tiegel wirkt als Suszeptor für die Hochfrequenzspule (Induktor). Die Temperaturmessung erfolgt am UO_2 -Tiegelboden, da die direkte Temperaturmessung der Schmelze infolge Abdampfung und "Schlackenbildung" auf der Schmelzoberfläche mit großen Fehlern behaftet ist. Abbildung 06.01.16/28A-2 zeigt die Außenansicht der Versuchsapparatur, die einzelnen Tiegel sowie die Tiegelanordnung im Reaktionsraum der Schmelzapparatur. Die isothermen Versuchstemperaturen variierten zwischen 1800 und 2300°C und die Reaktionszeiten betragen maximal 1 h. Die Tiegelproben wurden bis 1650°C zunächst mit 1 K/s, danach mit 5 K/s hochgeheizt.

Nach dem Experiment wurde von dem UO_2 -Tiegel ein Längsschliff angefertigt und die Mikrostruktur metallographisch untersucht. Um das Ausmaß der chemischen Wechselwirkungen zwischen dem UO_2 und Zircaloy quantifizieren zu können, sind die verschiedenen Phasenanteile in der erstarrten Schmelze mittels eines Gefügeanalysators zu ermitteln, und mit Referenzproben bekannter Zusammensetzung zu vergleichen.

Das flüssige Zircaloy löst das UO_2 chemisch unter Bildung einer metallischen (U,Zr,O)-Schmelze auf, die je nach Sauerstoffgehalt bzw. Menge an gelöstem UO_2 noch feste keramische (U,Zr) O_2 -Partikel enthalten kann. Beim Abkühlen zerfällt die (U,Zr,O)-Schmelze, in Übereinstimmung mit dem Phasendiagramm, wie folgt /06.01.16/28A-1/:

- a) gelöste UO_2 -Menge \leq 30 Gew.% (homogene Schmelze)
(U,Zr,O) \rightarrow α -Zr(O) + (U,Zr)-Legierung
- b) gelöste UO_2 -Menge \geq 35 Gew.% (heterogene Schmelze)
(U,Zr,O) + (U,Zr) O_{2-x} \rightarrow α -Zr(O) + (U,Zr)-Legierung + (U,Zr) $\text{O}_{2,0}$

Je größer der Anteil an gelöstem UO_2 in der Schmelze ist, desto größer ist der keramische (U,Zr) O_2 -Phasenanteil in der erstarrten Schmelze. Dieser Sachverhalt kann man der Abbildung 06.01.16/28A-3 entnehmen /06.01.16/28A-1/, die die Mikrostruktur von UO_2 /Zry-Referenzschmelzproben mit unterschiedlichen Mengen an gelöstem UO_2 zeigt. Bis etwa 30 Gew.% UO_2 können in der (U,Zr,O)-Schmelze gelöst werden, bevor eine keramische Phase in der erstarrten Schmelze sichtbar wird. Oberhalb eines UO_2 -Gehaltes von etwa 30 Gew.% in den Schmelzproben (30 Gew.% UO_2 entsprechen etwa 3.6 Gew.% Sauerstoff) treten keramische (U,Zr) O_2 -

Partikel mit geringem Zr-Gehalt in den erstarrten Schmelzen auf. Die $(U,Zr)O_2$ -Phase zeigt z.T. eine dendritische Struktur, was darauf hinweist, daß sie sich erst während der Abkühlung gebildet hat. Der keramische $(U,Zr)O_2$ -Phasenanteil dient nun dazu, die Menge an gelöstem UO_2 in den LAVA Schmelzexperimenten zu bestimmen. Dazu wurde Abb. 06.01.16/28A-3 quantitativ ausgewertet und die Ergebnisse in Abbildung 06.01.16/28A-4 graphisch dargestellt. Gleichzeitig wurden die Referenzschmelzproben chemisch, analytisch auf ihren Uran- und Sauerstoffgehalt hin untersucht und die Korrelation zwischen gelöstem UO_2 und Urangehalt der Schmelzproben ebenfalls in Abb. 06.01.16/28A-4 dargestellt.

Die Versuchsergebnisse der Tiegelexperimente bei 1950 und 2050°C sind in den Abbildungen 06.01.16/28A-5 bis -8 dargestellt. Die Abbildungen 06.01.16/28A-5 und -7 zeigen Längsschliffe der UO_2 -Tiegel und die Abbildungen 06.01.16/28A-6 und -8 die dazugehörigen Mikrostrukturen der erstarrten (U,Zr,O) -Schmelzen. Man erkennt deutlich, wie mit zunehmender Reaktionszeit bzw. steigender Temperatur der Anteil der keramischen $(U,Zr)O_2$ -Phase in den Schmelzproben zunimmt. Gleichzeitig erkennt man, wie die (U,Zr,O) -Schmelze den UO_2 -Tiegel chemisch auflöst und das Volumen der Schmelze zunimmt. Mit zunehmender Reaktionszeit wird die UO_2 /Zircaloy-Phasengrenze größer aber auch unebener (Abb. 06.01.16/28A-7). In allen Fällen erkennt man in den erstarrten (U,Zr,O) -Schmelzen folgende Phasen (Abbildung 06.01.16/28A-9):

- α -Zr(O), das noch etwas Uran enthält,
- eine (U,Zr) -Legierung, die bei Raumtemperatur aus 2 Phasen besteht, und
- $(U,Zr)O_2$, das überwiegend UO_2 enthält und nur sehr wenig ZrO_2

Der $(U,Zr)O_2$ -Phasenanteil in den erstarrten (U,Zr,O) -Schmelzproben wurde an 20 verschiedenen Stellen jeder Probe mittels eines Gefügeanalysators quantitativ bestimmt und der Mittelwert in Abhängigkeit der Zeit für die untersuchten Temperaturen in Abbildung 06.01.16/28A-10 aufgetragen. Die angegebenen Reaktionszeiten sind hinsichtlich der Aufheiz- und Abkühlphase korrigiert worden. Die chemische UO_2 -Auflösung durch Zircaloy erfolgt nach einem parabolischen Zeitgesetz, man kann daher die Versuchsergebnisse in einem Arrheniusdiagramm darstellen (Abbildung 06.01.16/28A-11). Dem in den Proben gemessenen $(U,Zr)O_2$ -Phasenanteil kann man mit Hilfe von Abbildung 06.01.16/28A-4 den chemisch gelösten UO_2 -Anteil in der Zircaloy-Schmelze zuordnen. Außerdem kann man die versuchsspezifischen absoluten aufgelösten UO_2 -Mengen angeben (Abb. 06.01.16/28A-10). Aufgrund dieser Darstellungsweise erhält man 2 Korrelationen, die beide in dem Arrheniusdiagramm dargestellt sind (Abb. 06.01.16/28A-11).

Mit Hilfe der angegebenen Arrheniusgleichungen kann man den $(U,Zr)O_2$ -Phasenanteil und die prozentuale Menge an gelöstem UO_2 in der Zircaloy-Schmelze im Temperaturbereich von 1900 bis $2350^\circ C$ ermitteln. Diese Versuchsergebnisse sind allerdings nur bedingt auf andere Bedingungen zu übertragen, da die Zircaloy-Menge und UO_2 /Zircaloy-Kontaktfläche, neben der Temperatur und Zeit, nicht allein die UO_2 -Auflösungsrate bestimmen. Weitere Auflösungsexperimente mit unterschiedlichen Zircaloy-Mengen und UO_2 /Zircaloy-Kontaktflächen sind daher notwendig.

Die Versuchsergebnisse können jedoch ohne Einschränkung bei Nachuntersuchungen benutzt werden, um die Menge an aufgelöstem UO_2 über den $(U,Zr)O_2$ -Phasenanteil zu bestimmen. Bei oxidierenden Umgebungsbedingungen, die zu einer zusätzlichen Oxidation der Zircaloy-Schmelze führen, oder bei gleichzeitiger chemischer Auflösung von UO_2 und ZrO_2 verschwindet die metallische (U,Zr) -Phase in der erstarrten Schmelze und es sind nur noch α -Zr(O) und $(U,Zr)O_2$ nachzuweisen /06.01.16/28A-1/. Die Bestimmung der ZrO_2 -Auflösung oder auch der gleichzeitigen UO_2 - und ZrO_2 -Auflösung durch geschmolzenes Zircaloy steht noch aus. Entsprechende Experimente wurden begonnen.

2. Reaktionsverhalten einiger LWR-Corematerialien bei hohen Temperaturen

Im Rahmen von Nachuntersuchungen von out-of-pile und in-pile LWR-Brennelement-Abschmelzexperimenten sowie von TMI-2-Corefragmenten ist es wichtig, das Reaktionsverhalten der Corekomponenten und den Schmelzbeginn der entstehenden Reaktionsprodukte zu kennen. Von besonderem Interesse sind dabei das Reaktionsverhalten von UO_2 mit ZrO_2 und von Al_2O_3 mit UO_2 bzw. ZrO_2 . ZrO_2 entsteht infolge Oxidation des Hüllmaterials und Al_2O_3 ist eine Komponente der "Axial power shaping rods". Es wurde deshalb zunächst untersucht welche Reaktionsprodukte sich in Abhängigkeit der Temperatur und Zeit bilden, wie diese metallographisch aussehen und bei welcher Temperatur sie beginnen sich zu verflüssigen.

2.1. Reaktionsverhalten von UO_2 und ZrO_2

UO_2 und ZrO_2 bilden bei hohen Temperaturen eine lückenlose Mischkristallreihe mit einem Schmelzpunktminimum bei einer Zusammensetzung von etwa 50 mol.% UO_2 50 mol.% ZrO_2 von ca. $2550^\circ C$ (Abbildung 06.01.16/28A-12). Die thermische Behandlung von UO_2 / ZrO_2 -Pulvermischungen unterschiedlicher Mengenverhältnisse bei 1700, 2200 und $2500^\circ C$ ergab, daß merkliche chemische Wechselwirkungen zwischen UO_2 und ZrO_2 bei Reaktionszeiten ≤ 10 min erst bei $2200^\circ C$ festzu-

stellen waren. Man erkennt in Abbildung 06.01.16/28A-13 wie bei 2200°C die grobkörnigen UO_2 -Partikel mit dem feinen ZrO_2 -Pulver beginnen chemisch zu reagieren. Bei 2500°C hat sich ein homogener Mischkristall mit nahezu runden Poren in der $(\text{U,Zr})\text{O}_2$ -Matrix gebildet. Die Zugabe von Ni, als Vertreter für das Abstandshaltermaterial (USA-Reaktoren), ändert das Reaktionsverhalten nicht. Die Glühung von verschiedenen UO_2/ZrO_2 -Mischungen bei 2500°C zeigt eine abgeschlossene Mischkristallbildung nur bei einer Zusammensetzung von etwa 50 mol.% $\text{UO}_2/50$ mol.% ZrO_2 , d.h. der Zusammensetzung die dem Schmelzpunktminimum entspricht (Abbildung 06.01.16/28A-14). Dieses Materialverhalten war nach dem Verlauf der Liquidus- und Soliduslinie im isomorphen System UO_2/ZrO_2 auch zu erwarten, da die reinen Komponenten einen z.T. deutlich höheren Schmelzpunkt besitzen und sich daher die Soliduslinie bei Annäherung an die reinen Komponenten zu höheren Temperaturen verschiebt. Damit wird der Abstand zwischen der Glühetemperatur von 2500°C und der Soliduslinie größer und die Sinterfähigkeit der UO_2/ZrO_2 -Mischung geht zurück. Eine nahezu runde Porenstruktur, wie in Abb. 06.01.16/28A-14 für die UO_2/ZrO_2 -Pulvermischung und etwa 50 mol.% UO_2 dargestellt, erhält man bei den kurzen Glühzeiten nur dann, wenn man Temperaturen nahe der Soliduslinie erreicht.

2.2. Reaktionsverhalten von UO_2 und Al_2O_3

UO_2 und Al_2O_3 bilden ein Eutektikum bei einer Zusammensetzung von ungefähr 80 mol.% $\text{UO}_2/20$ mol.% Al_2O_3 (Abbildung 06.01.16/28A-15). Erste flüssige Phasen treten bereits bei ca. 1900°C auf, d.h. es kommt zu einer z.T. ausgeprägten Erniedrigung des Schmelzbeginns im Vergleich zu den reinen Komponenten. Die Gefügestrukturen von Schmelzproben unterschiedlicher Zusammensetzung sind in Abbildung 06.01.16/28A-16 dargestellt. Im Bereich untereutektischer Zusammensetzung der Proben (auf der UO_2 -reichen Seite) kristallisiert beim Abkühlen der (U,Al,O) -Schmelzen zunächst UO_2 , im Bereich übereutektischer Schmelzen Al_2O_3 . Die Matrix besteht in beiden Fällen aus dem $\text{UO}_2/\text{Al}_2\text{O}_3$ -Eutektikum. Durch einen Vergleich der typischen $\text{UO}_2/\text{Al}_2\text{O}_3$ -Gefügestrukturen mit den zunächst unbekanntem Gefügestrukturen von Proben aus dem TMI-2-Reaktorcore und von PBF/SFD-Experimenten konnte der Nachweis von $\text{UO}_2/\text{Al}_2\text{O}_3$ -Wechselwirkungen eindeutig erbracht werden /06.01.16/28A-3/, lange bevor chemische Analysenergebnisse vorlagen.

Ebenfalls untersucht wurde das $\text{ZrO}_2/\text{Al}_2\text{O}_3$ -Reaktionsverhalten. ZrO_2 und Al_2O_3 bilden ebenfalls ein eutektisches System. Die Versuchsergebnisse sind vergleichbar zu denen der $\text{UO}_2/\text{Al}_2\text{O}_3$ -Reaktionsexperimenten. Die entstehenden Reaktionsprodukte besitzen jedoch z.T. einen glasartigen Charakter.

2.3. Bestimmung des Schmelzbegins von UO_2/ZrO_2 - und UO_2/Al_2O_3 -Versuchsproben

Im Rahmen von Nachuntersuchungen von Reaktionsprodukten ist es wichtig zu wissen, welche chemische Zusammensetzung sie besitzen, bei welchen Temperaturen sie entstehen und ob anhand des Gefügestandes beurteilt werden kann ob der Schmelzbeginn erreicht bzw. überschritten wurde. Die UO_2/ZrO_2 - und UO_2/Al_2O_3 -Reaktionsprodukte wurden deshalb in einer Schmelzpunktbestimmungsapparatur diesbezüglich untersucht und der Gefügestand mit der Temperatur korreliert. Die zu untersuchenden Proben wurden auf einen geschlitzten, konischen Wolfram-Tiegel aufgesetzt (Abbildung 06.01.16/28A-17). Beim langsamen Hochheizen in einem speziellen Ofen (Abbildung 06.01.16/28A-18) wurde die Temperatur bestimmt, bei der die Probe plastisch wurde und anschließend schmolz. Die Temperaturmessung erfolgte pyrometrisch auf der Innenoberfläche des Tiegels durch den Schlitz. Die Temperatureichung wurde mit Hilfe von Eichsubstanzen mit bekanntem Schmelzpunkt durchgeführt. Die Versuchsergebnisse sind in den Abb. 06.01.16/28A-12 und -15 eingezeichnet. Die gemessene eutektische Temperatur im System $UO_2-Al_2O_3$ stimmt sehr gut mit Literaturdaten überein. Im System UO_2-ZrO_2 liegt der Schmelzbeginn der Proben (Soliduslinie) z.T. deutlich unterhalb der von Literaturdaten (Abb. 06.01.16/28A-12). Über den nahezu gesamten Zusammensetzungsbereich der $(U,Zr)O_2$ -Proben wurde ein Schmelzbeginn zwischen 2520 und 2620°C festgestellt.

Die Temperatur von ca. 2500°C für den Schmelzbeginn von $(U,Zr)O_2$ -Proben hat bei den TMI-Coreprobenuntersuchungen eine entscheidende Rolle gespielt. Da man erstarrte $(U,Zr)O_2$ -Reaktionsprodukte eindeutig nachgewiesen hatte, war die Schlußfolgerung, daß im TMI-Reaktorcore lokal Temperaturen von mindestens 2500°C erreicht worden sind. Ähnliche Vergleichsbetrachtungen wurden bei den Nachuntersuchungen von PBF/SFD-Experimenten erfolgreich angestellt /06.01.16/28A-3/, um Aussagen über Temperaturen machen zu können.

3. Spaltgasverhalten in bestrahltem UO_2 bei Out-of-pile-Glühungen von 1400 bis 2000°C

Im Rahmen von Untersuchungen zum Spaltgasverhalten bei hoher Brennstoffüberhitzung infolge von Kühlungsstörungen wurden Glühversuche mit bestrahlten UO_2 -Proben durchgeführt. Die Proben wurden in geschlossenen Kapseln induktiv auf Temperaturen von 1700 bis 2000°C erwärmt. Anschließend wurde die Spaltgasfreisetzung bestimmt.

Es standen Proben aus den bis zu verschiedenen Abbränden bestrahlten Brennstäben der LOCA-Versuchsserien zur Untersuchung des Brennstabverhaltens bei Kühlmittelverluststörfällen zur Verfügung /06.01.16/28A-4/. Tabelle 06.01.16/28A-1 gibt die wichtigsten Bestrahlungsdaten wieder.

Tabelle 06.01.16/28A-1: Bestrahlungsdaten der Brennstäbe

| Stab | Bestr.- Dauer d | Abbrand | | Stableistung | |
|------|-----------------------|-----------------|-----------------|----------------|-----------------|
| | | rechn. MWD/t | radiochem. % | mittl. W/cm | max. 1) W/cm |
| C6 | 37 | 2410 | 0.3 | 394 | 394 |
| E6 | 133 | 7895 | 0.9 | 351 | 372 |
| F6 | 338 | 20650 | 2.4 | 361 | 424 |
| G1.6 | 595 | 35990 | 3.7 | 357 | 490 |
| G3.6 | 650 | 34000 | 3.8 | 309 | 457 |

1) Über den Bestrahlungszyklus mit maximaler Leistung gemittelte Stableistung

Die Spaltgasfreisetzung des Brennstoffes während der Bestrahlung lag zwischen 0,3% bei 0,9% Abbrand und 7,8% bei 3,8% Abbrand. Die Brennstoffdichte nahm von 10,7 g/cm³ bei 0,3% Abbrand auf ca. 10,4 g/cm³ bei 3,8% Abbrand ab. Aus diesem Ergebniss kann abgeleitet werden, daß eine Nachverdichtung des UO₂ von 5,5 Vol.-% Porosität auf ca. 2 Vol.-% Restporosität unter Bestrahlung stattfand und die mittlere integrale Schwellrate knapp unter 1% pro 1% Abbrand lag. Die Korngröße der bestrahlten Proben lagen im allgemeinen zwischen 10 µm in der Randzone und 20 µm im Zentrum der Brennstofftablette.

In den Heißen Zellen steht kein Strahlungssofen zur Verfügung, der Glühungen bei Temperaturen bis zu 2000°C zuläßt. Die Glühversuche mußten deshalb mit induktiver Beheizung durchgeführt werden. Die Anlage bestand aus einem Generator, einem außenliegenden Schwingkreis, einem Induktor, einem Kühlaggregat und dem Rezipienten mit der Probenkapsel. Generator und Kühlaggregat waren im Bedienungsgang der Heißen Zellen stationiert. Der Schwingkreis mit dem Induktor und der Rezipient befanden sich in der Zelle. Der Rezipient mit allen Einbauten und mit der Induktorspule ist schematisch in der Abbildung 06.01.16/28A-19 dargestellt. Er besteht aus einem einseitigen verschlossenen Rohr aus Quarzglas mit einem Durchmesser von 35 mm mit einer Wandstärke von 1,5 mm und ist an eine Vakuumpumpe angeschlossen. Zum Schutz des Quarzglases vor der Wärmestrahlung der Kapsel befindet sich zwischen Quarzrohr und Probenkapsel ein Schutz-

rohr aus Bornitrid. Am oberen Ende ist dieses Rohr zur Vermeidung von Wärmeverlusten durch Abstrahlung durch einen Abschlußdeckel, ebenfalls aus Bornitrid, verschlossen. Die Induktorspule um den Rezipienten ist wassergekühlt.

Die Probenkapsel ist aus der Molybdänlegierung TZM gefertigt. Sie hat einen Außendurchmesser von 19 mm und eine Wandstärke von 1 mm. Die äußere Höhe der Kapsel beträgt 43,5 mm. Am Boden ist sie mit einem Gewindezapfen versehen, der zur Fixierung der Zentrierung der Kapsel auf dem Kapselhalter dient. Der Kapseldeckel wird nach dem Einfüllen der Brennstoffproben unter Argon verschweißt. Die Temperaturmessung erfolgt mit einem W5Re/W26Re-Thermoelement im Kapselboden. Zu diesem Zweck ist der Gewindezapfen mit einer Bohrung versehen.

Um örtliche Überhitzungen der Kapselwand zu vermeiden, mußte die Aufheizung relativ langsam erfolgen. Es wurde in 5 min auf 1400°C vorgeheizt. Nach einer Haltezeit von 1 min wurde dann die Aufheizung auf die gewünschte Temperatur in ca. 1 min durchgeführt. Es wurde mit Glühtemperaturen von 1700 bis 2000°C und Haltezeiten von 2,5 bis 30 min gearbeitet.

Die Spaltgasbestimmung nach der Glühung erfolgte in zwei Stufen. Zunächst wurde die Glühkapsel angebohrt, der Gasinhalt abgesaugt und die Xe- und Kr-Menge gaschromatografisch ermittelt. Anschließend wurden die Proben zur Bestimmung des im Brennstoff zurückgehaltenen Spaltgases in warmer Salpetersäure aufgelöst.

Die Spaltgasfreisetzungen während der Glühungen sind in den Abbildungen 06.01.16/28A-20 als Funktion der Glühzeit dargestellt. Es werden sowohl die direkt bestimmte prozentuale Freisetzung (bezogen auf die theoretisch in der Probe erzeugte Spaltgasmenge, dargestellt mit großen Symbolen) als auch die Freisetzung gezeigt, die sich als Differenz aus dem theoretisch erzeugten und der Summe des zurückgehaltenen Spaltgases und der integralen Spaltgasfreisetzung ergibt (kleine Symbole). Differenzen von einigen Prozent müssen toleriert werden, weil einmal die örtliche Spaltgasfreisetzung von der integralen abweichen kann und zum anderen die Glühprobe möglicherweise wegen Fehlens einzelner Bruchstücke nicht für den gesamten Brennstoffquerschnitt repräsentativ ist. Teilweise ist die direkt bestimmte Freisetzung jedoch deutlich niedriger als der Erwartungswert. Das ist vermutlich auf Spaltgasverluste während des Versuchs oder bei den Spaltgasbestimmungen zurückzuführen. In einigen Fällen waren die Kapseln nachgewiesenermaßen undicht. Wegen der relativ geringen Anzahl von Meßergebnissen und wegen deren starker Streuung wurde die Zeitabhängigkeit der

Freisetzung nur als Streuband ohne genaue Zuordnung zum Probenabbrand dargestellt. Dabei wurden jedoch die Ergebnisse der Proben aus dem Stab C6, die nur 0,3% Abbrand aufwiesen, nicht berücksichtigt, weil sie meist deutlich unter dem Streuband der anderen Ergebnisse liegen.

Im Gefüge der geglühten Proben treten Korngrenzenblasen und Korngrenzentrennungen auf, die in manchen Bereichen das Ausmaß feiner Risse annehmen. Dieser Effekt verstärkt sich mit zunehmender Glüh Temperatur. Das Vorhandensein der Korngrenzentrennungen schon nach kurzen Glühzeiten erklärt die Zeitabhängigkeit der Spaltgasfreisetzung, die gekennzeichnet ist durch einen raschen Anfangsanstieg. Mit zunehmender Glühdauer verringert sich dann die Freisetzungsrate. Der steile Anfangsanstieg wird hervorgerufen durch Aufreißen der Korngrenzen und Entweichen des in ihnen gespeicherten Spaltgases. Die weitere Freisetzung wird dann von Diffusionsvorgängen bestimmt, durch die das Spaltgas an die Korngrenzen transportiert wird, von denen es dann zum größten Teil sofort freigesetzt wird.

Die Entstehung gröberer Korngrenzenporosität und die Bildung von Korngrenzentrennungen führt zu Schwellungen von bis zu 20 Vol.-% während der Glühungen, wie Dichtebestimmungen an einigen Proben zeigten.

Eine detaillierte Beschreibung der Versuchsergebnisse kann in /06.01.16/28A-5/ nachgelesen werden.

4. Metallographische und chemisch - analytische Nachuntersuchung von PBF/SFD-Tests

Die SFD-Versuche des INEL werden in der Power Burst Facility (PBF) durchgeführt und sind Bestandteil des SFD-Forschungsprogramms der USNRC. An diesem Forschungsprogramm sind neben der Bundesrepublik Deutschland noch folgende Länder beteiligt: Belgien: Kanada, Italien, Japan, Niederlande, Großbritannien, Korea.

Die SFD-Versuche in der PBF umfassen vier Experimente (Tabelle 06.01.16/28A-2, Test Matrix), die alle bereits durchgeführt wurden.

Die in Tabelle 06.01.16/28A-2 angegebenen Temperaturanstiegswerte sollen die Aufheizraten des TMI-2-Reaktorkerns während des Unfalls im März 1979 repräsentieren.

Tabelle 06.01.16/28A-2: SFD Series; Testmatrix

| Test | Specific Heating Rate (K/s) | Inlet Flow (g/s) | Test Bundle | Cooling |
|---------|---------------------------------|------------------|--|----------------|
| SFD-ST | 0.16 | 16.4 | Fresh rods | Quench |
| SFD 1-1 | 0.44 to 1300 K 1.3 to 1700 K | 0.6 | Fresh rods | Slow |
| SFD 1-3 | 0.44 to 1300 K 1.3 to 1700 K | 0.6 | 26 irradiated rods 2 fresh rods 4 guide tubes | Slow, argon |
| SFD 1-4 | 0.44 to 1300 K 1.3 to 1700 K | 0.6 | 26 irradiated rods 2 fresh rods 4 Ag-In-Cd control rods in guide tubes | Slow, argon |

Die Experimente gelten als Integralversuche und haben folgende Zielsetzung:

- Ermittlung der Brennstabschäden durch heftige Hüllrohroxidation, Schmelzen und Brennstoffzerbröckelung,
- Messen der Freisetzungsraten der Spaltprodukte, insbesondere von Xe, Kr, I, Cs und Te,
- Bestimmung der Einflüsse von Abbrand und Regelstabmaterial (SFD 1-4) auf die Schadensmechanismen.

4.1. Severe Fuel Damage Scoping Test (SFD-ST)

An dem Testbündel SFD-ST wurden nach dem Versuch neutronenradiographische Untersuchungen durchgeführt, die auch als Entscheidungshilfe für die Anfertigung von Querschliffen für metallographische Untersuchungen dienten. Die Neutronenradiographien ergaben, daß die Brennstabkonfiguration des Bündels nahezu vollständig verloren ging. Es kam zu einer starken Oxidation der Hülle infolge Reaktion mit dem Wasserdampf und UO_2 -Brennstoff. Die versprödeten Brennstäbe zerbrachen in viele unterschiedlich große Fragmente und bildeten ein lose Schüttung. Im unteren Teil des Bündels bildete sich ein ca. 7 cm dicker und hoher Schmelzklumpen aus UO_2 und Zircaloy, der zu einer 73 %igen Blockage des Bündesquerschnittes führte. Der Bündel bestand nach dem Test aus ca. 22% Brennstabfragmente, ca. 18% geschmolzenem Material und ca. 60% aus losem Debris (Hüllmaterial- und Pelletbruchstücke) von den 3 Abstandshalter blieb nur der untere im kälteren Bereich gelegene, intakt. Die maximalen Temperaturen, die

während der Transiente erreicht wurden, betragen etwa 2600°C. Die Temperaturunterschiede in einer Querschnittsebene belaufen sich auf Werte bis 1500°C /06.01.16/28A-3/. Ähnliches gilt für den Test 1-1 /06.01.16/28A-6/.

5. Metallographische Nachuntersuchung von Brennstoff- und Hüllmaterialpartikeln aus dem TMI-2-Core

Durch die internationale Zusammenarbeit zwischen den amerikanischen USNRC (United States Nuclear Regulatory Commission) und dem Kernforschungszentrum Karlsruhe auf dem Gebiet der Reaktorsicherheit von Leichtwasserreaktoren war es möglich, den Zustand des TMI-Reaktorkerns neu zu beurteilen. Der Reaktorkern der Three-Mile-Island-Anlage (TMI-2) war durch den Unfall vom 28. März 79 schwer beschädigt worden. Mit Hilfe mehrerer Proben, die dem Schüttbett des Reaktorkerns im September/Oktober 1983 entnommen worden waren, konnte jetzt die maximale Temperatur der Partikel durch metallographische sowie chemisch-analytische Untersuchungen abgeschätzt werden.

In früheren Studien (Rechnungen) wurde die maximale Temperatur, die im Reaktorinneren erreicht wurde, auf ca. 2100°C geschätzt. Die Untersuchungen einiger kleiner Corefragmente, die in den heißen Zellen des Idaho National Engineering Laboratory (INEL) durchgeführt wurden, ergaben lokale Temperaturen von mindestens 2600°C. Die Temperaturabschätzungen wurden anhand chemischer Analysen, metallographischer Gefügestrukturen und verfügbarer Phasendiagramme durchgeführt.

Mit Hilfe der Ultraschall-Meßtechnik sowie der TV-Inspektion konnte folgender Schadensumfang festgestellt werden: Der Hohlraum innerhalb des Kern (void space in core) beträgt 9,3 m³ (entspr. 26% des gesamten Kernvolumens). Der Hohlraum beansprucht den vollen Durchmesser des Kerns und hat eine Durchschnittstiefe von 1,50 m (an einigen Stellen beträgt die Tiefe fast 2 m). Nur zwei der 177 Brennelemente scheinen intakt zu sein, und nur 42 Brennelemente haben irgendeinen Brennstab voller Länge aufzuweisen. In der oberen Gitterplatte hängt eine große Anzahl von Brennstabstummeln mit einer Durchschnittslänge von weniger als 30 cm. Die lose Schüttung der Brennelementreste (loose rubble) weist eine Tiefe von fast 1 m auf. Darunter wird eine feste Schicht aus teilweise geschmolzenen Materialien vermutet. Neuere Untersuchungen haben ergeben, daß geschmolzene Core-Komponenten auch in den unteren Teil des Reaktordruckbehälters vorgedrungen sind, ohne diesen jedoch zu beschädigen.

Obgleich die bisher untersuchten Proben (nur einige 100 g) eine verschwindend geringe Menge des gesamten TMI-Reaktorkerns darstellt (TMI-Gesamtmenge: 93050 kg UO₂ und 23029 kg Zry-4), so hilft die Erkenntnis insbesondere über das Vorhandensein keramischer, d.h. harter und spröder Materialien, wesentlich bei der Auslegung der Werkzeuge zur Bergung des Brennstabmaterials aus dem TMI-Kern, die 1985 begonnen wurden.

Literatur

- /06.01.16/28A-1/ P. Hofmann et al., PNS-Jahresbericht 1983, KfK 3450 (1984)
S. 4200/126 - 4200/145
- /06.01.16/28A-2/ P. Hofmann et al., PNS-Jahresbericht 1984, KfK 3550 (1985)
S. 4200/76-4200/96
- /06.01.16/28A-3/ P. Hofmann
unveröffentlichter Bericht, 1985
- /06.01.16/28A-4/ E.H. Karb, M. Prüßmann, L. Sepold, P. Hofmann, G. Schanz,
LWR Fuel Rod Behavior in the FR2 In-pile-Test Simulating
the Heatup Phase of a LOCA, KfK 3346 (1983)
- /06.01.16/28A-5/ J. Burbach, H. Zimmermann, Spaltgasverhalten in bestrahl-
tem UO₂ bei Out-of-pile-Glühungen von 1400 bis 2000°C,
KfK 3997 (1985)
- /06.01.16/28A-6/ P. Hofmann
unveröffentlichter Bericht, 1986

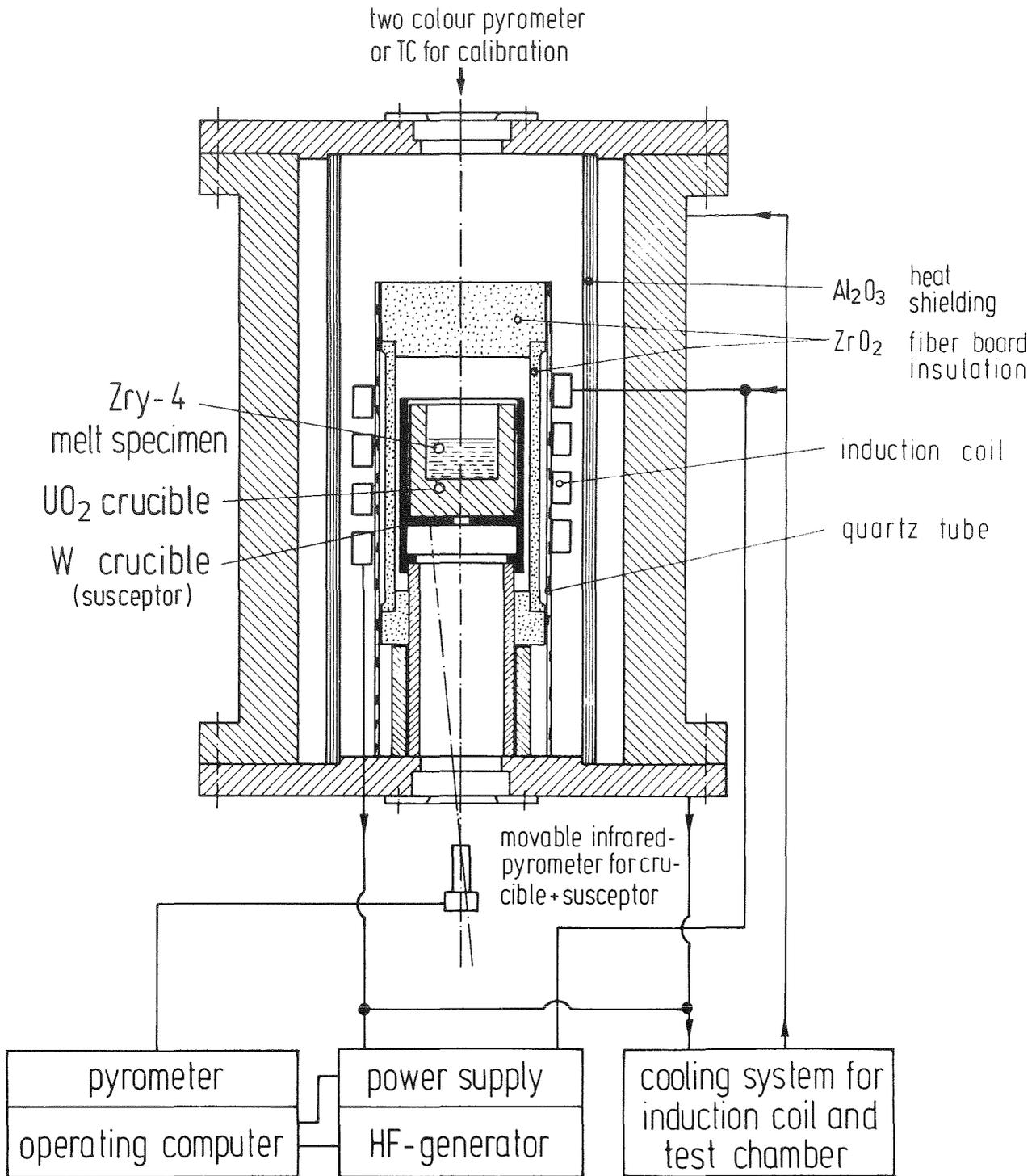


Abb. 06.01.16/28A-1: Schematische Darstellung der Schmelzapparatur LAVA. Die Heizung der Tiegel erfolgt induktiv. Maximale Versuchstemperatur: 2400°C.

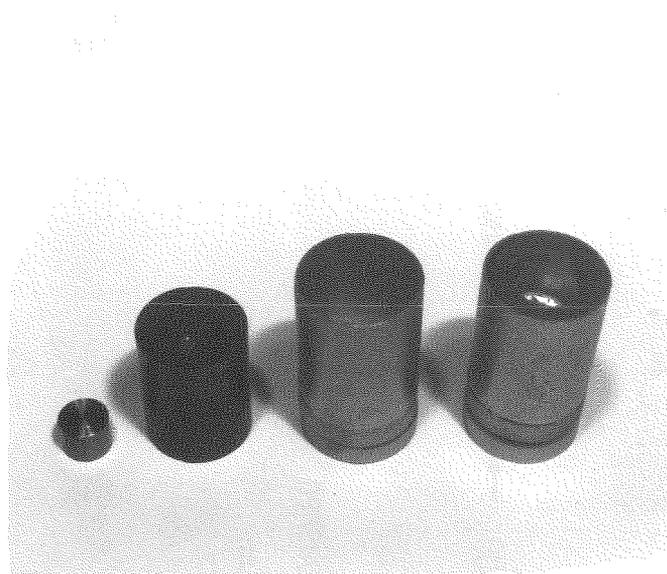
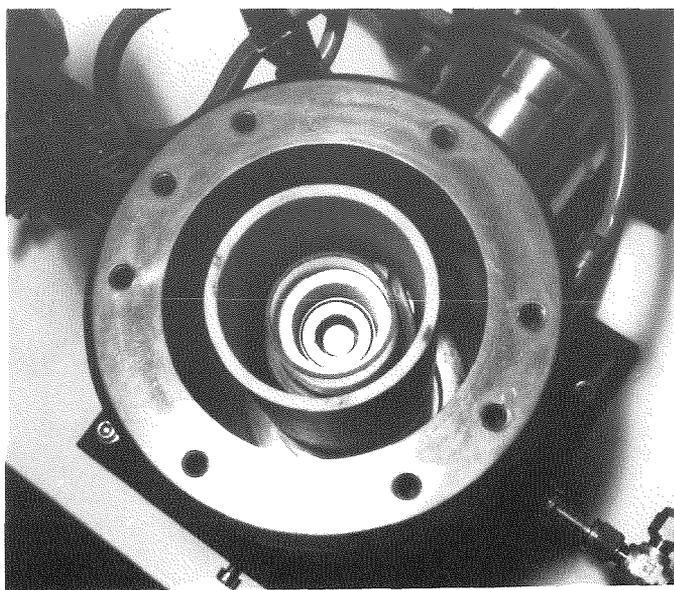
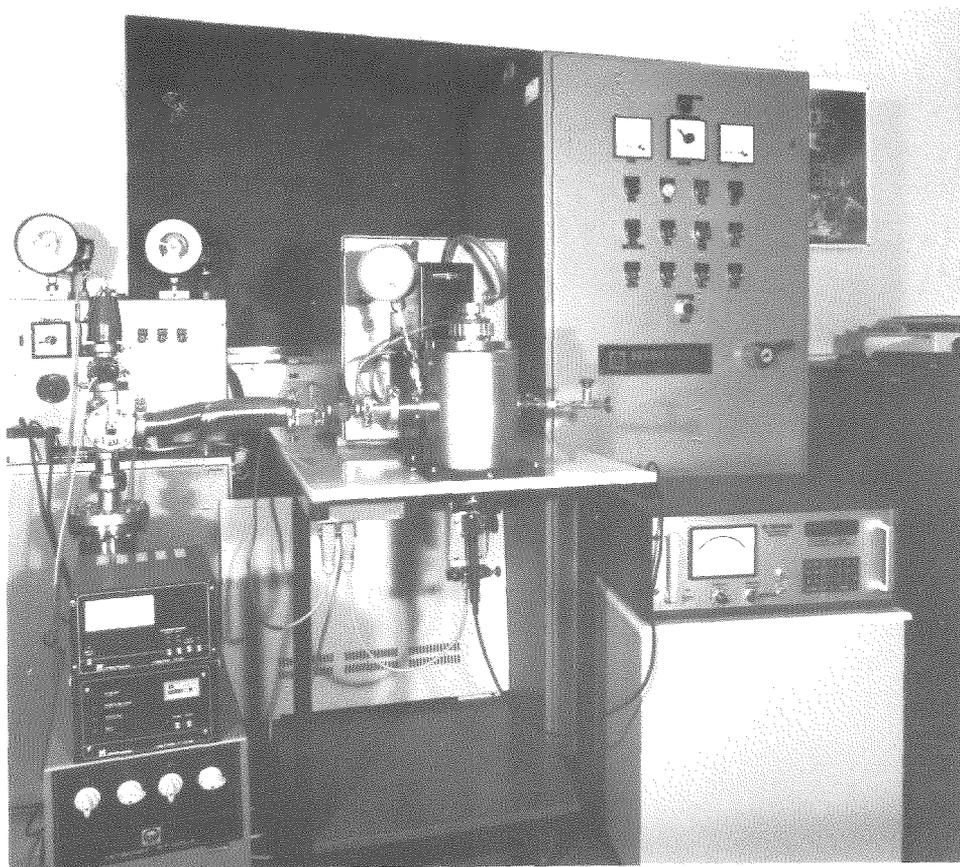


Abb. 06.01.16/28A-2: Ansicht von der Schmelzapparatur LAVA sowie Anordnung der Tiegel im Reaktionsraum.

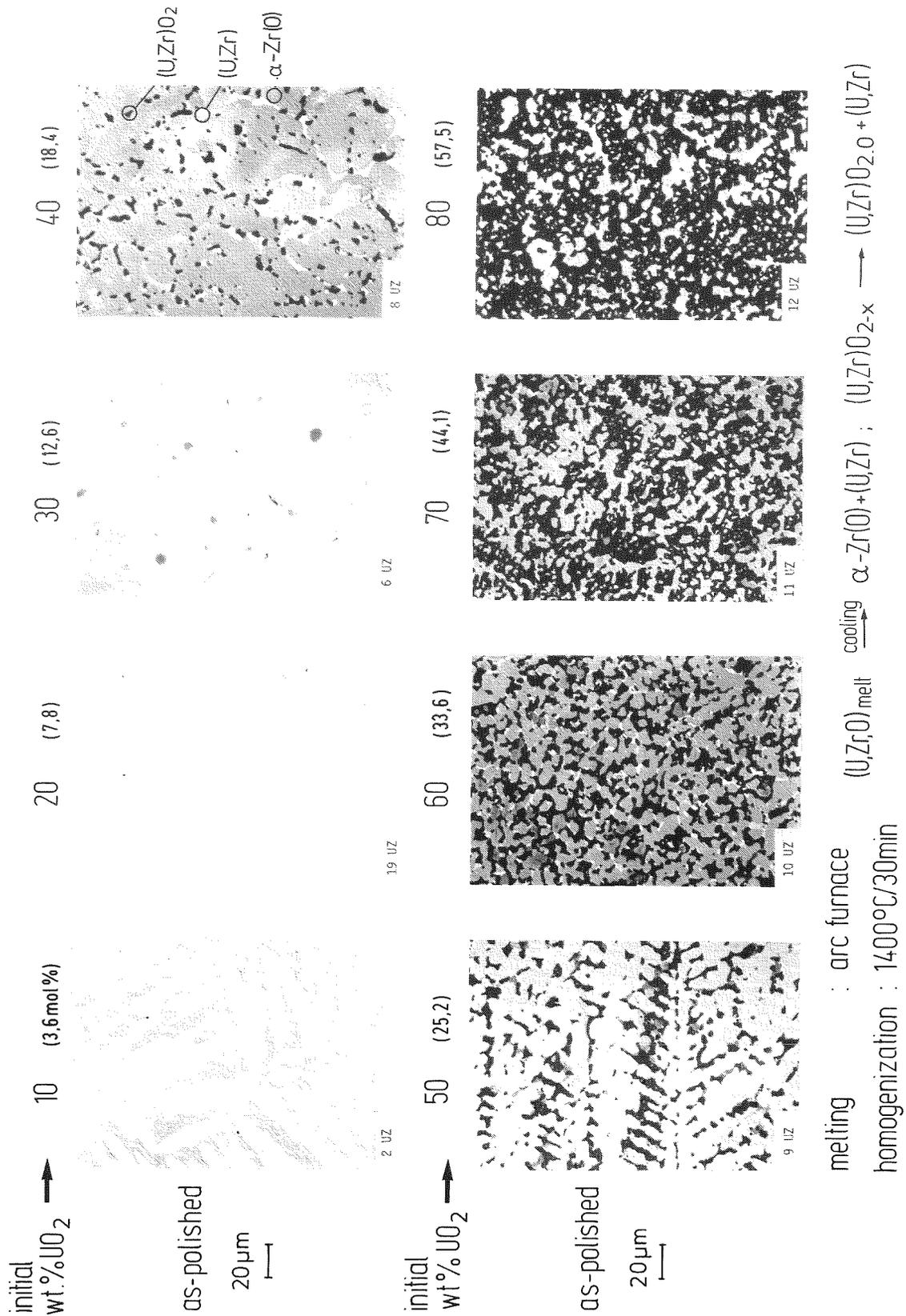


Abb. 06.01.16/28A-3: Mikrostruktur von geschmolzenen und homogenisierten (1400°C/30 min) UO₂/Zr-Schmelzproben in Abhängigkeit der Anfangs-UO₂-Konzentration. Oberhalb von 30 mol.% UO₂ sind in der erstarrten (U,Zr,O)-Schmelze - neben α-Zr(O) und einer (U,Zr)-Legierung - noch eine keramische (U,Zr)O₂-Phase festzustellen.

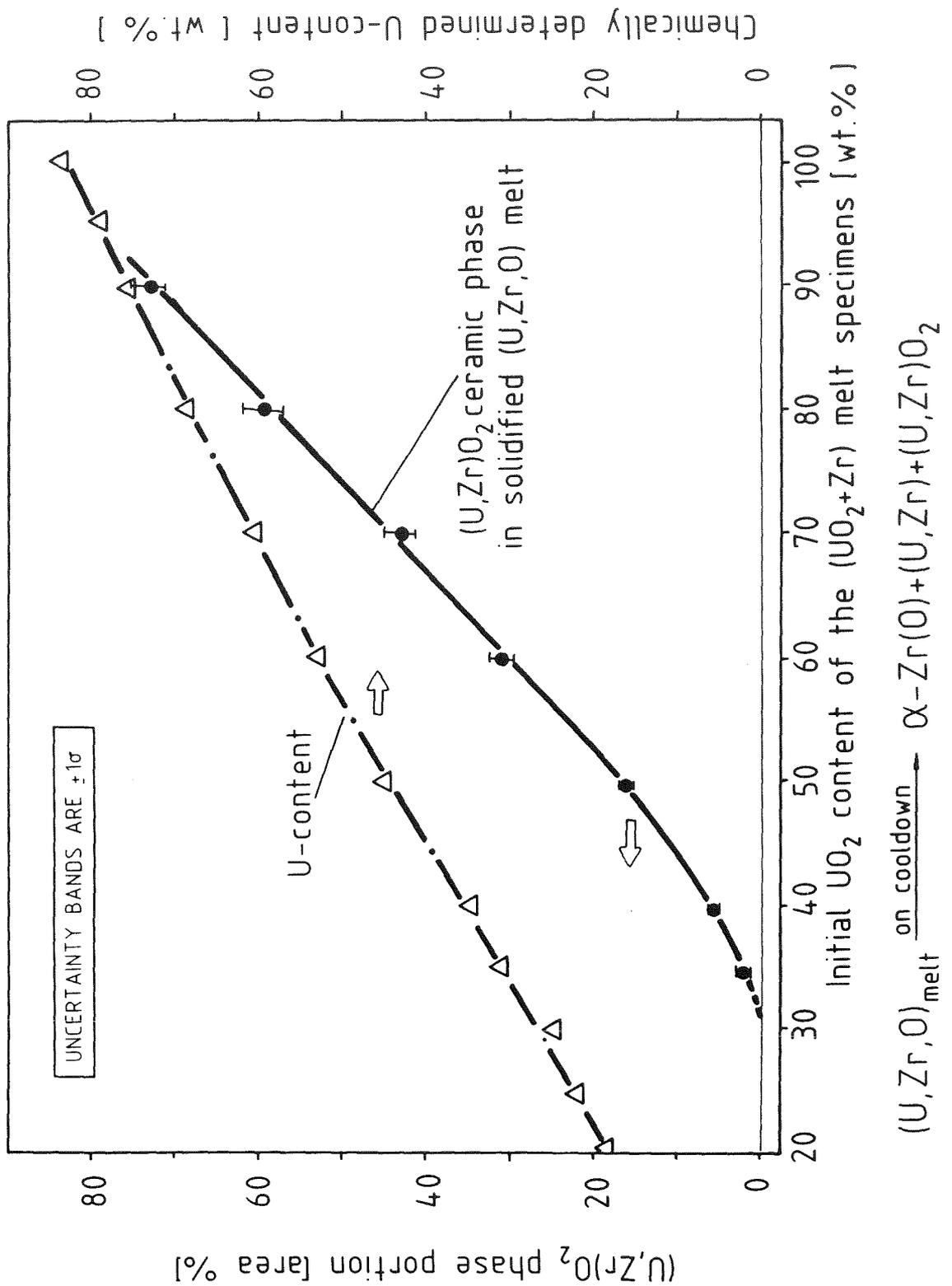
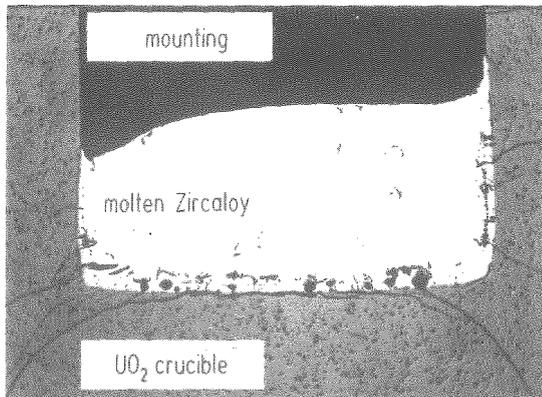
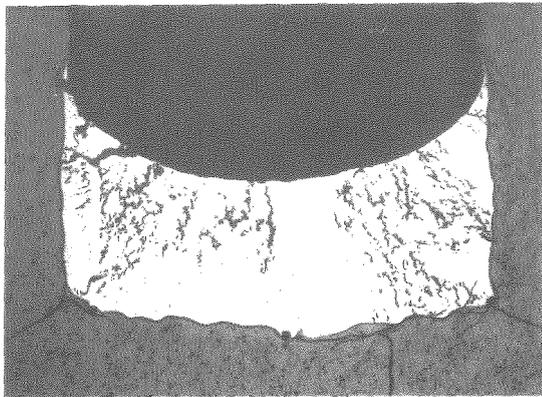
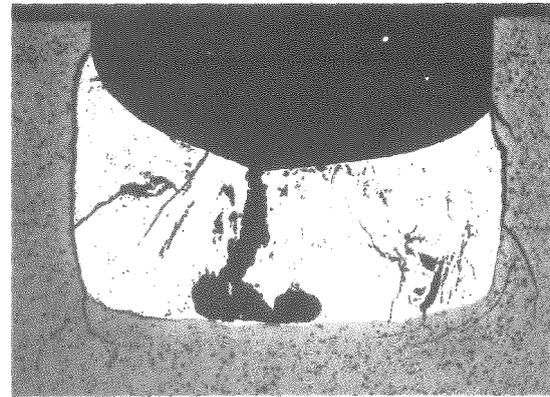


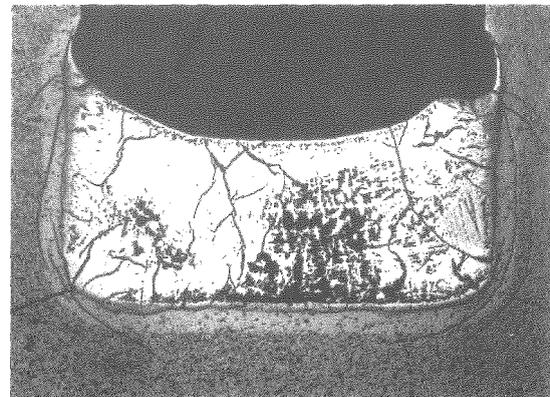
Abb. 06.01.16/28A-4: Korrelation zwischen dem Anfangs-UO₂-Gehalt von UO₂/Zr-Schmelzproben und dem (U,Zr)O₂-Phasenanteil sowie Urangehalt in den erstarrten (U,Zr,O)-Schmelzen.



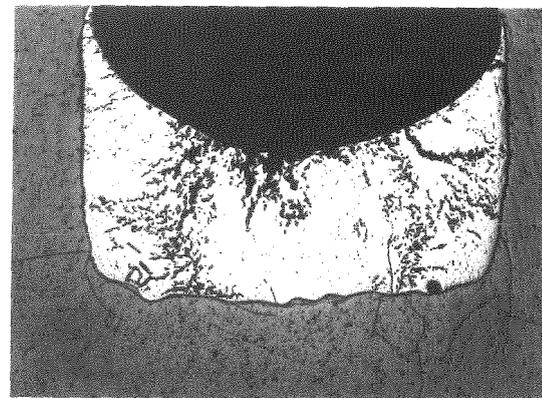
LV8 1min



LV6 2min



LV12 60min

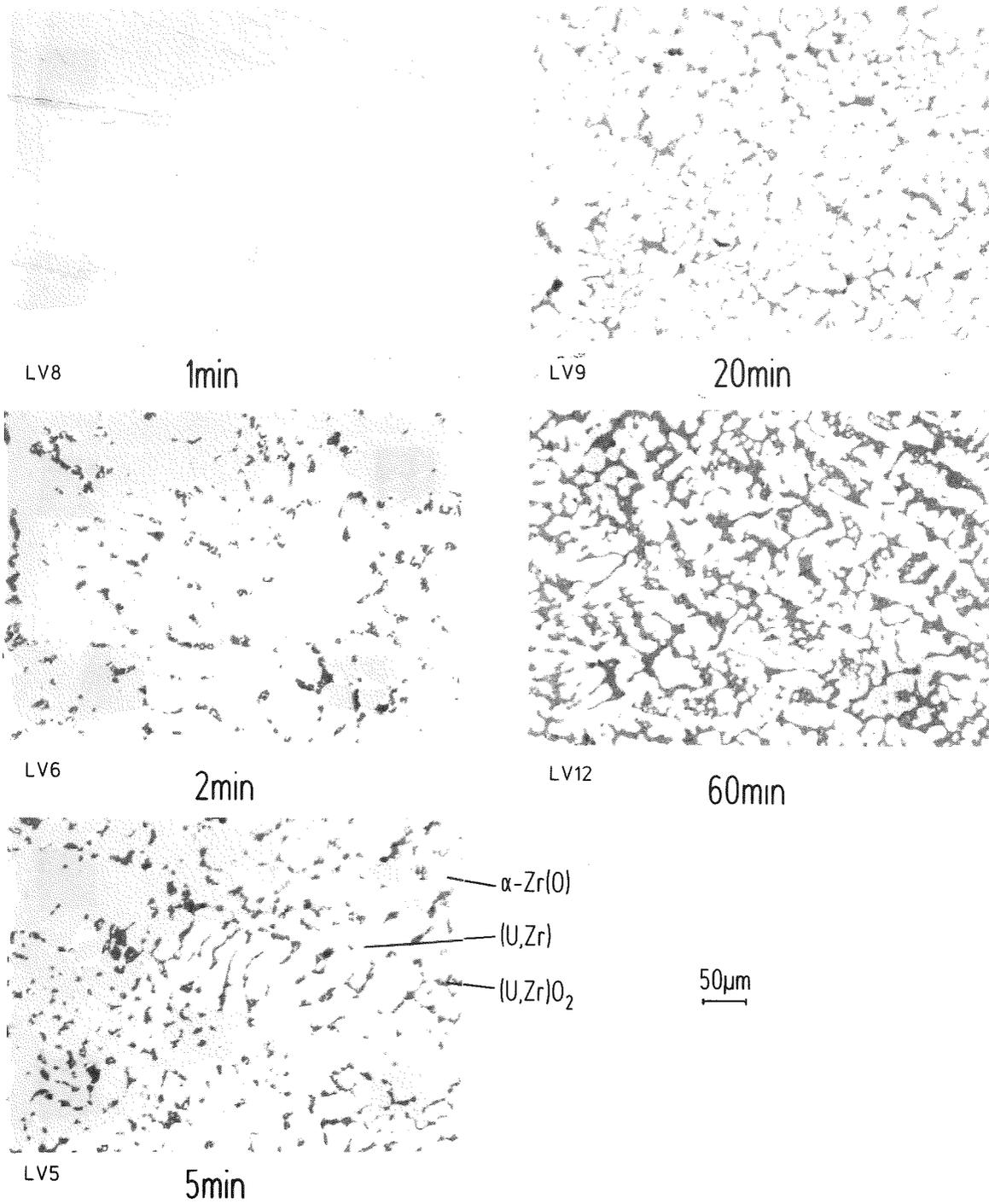


LV5 5min

2mm

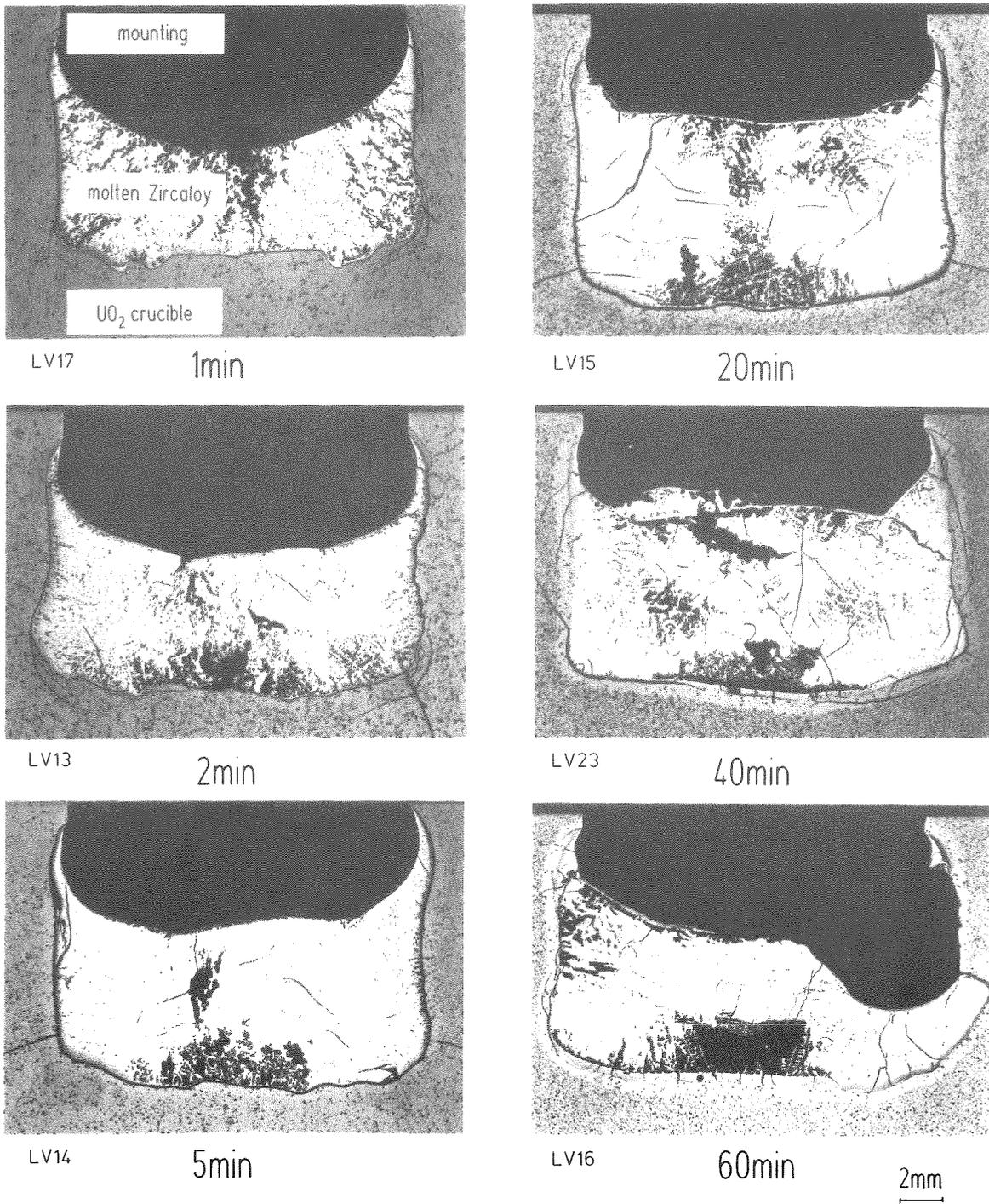
temperature: 1950°C; atmosphere: Ar

Abb. 06.01.16/28A-5: Chemische Wechselwirkungen zwischen geschmolzenem Zircaloy-4 und UO₂-Tiegeln bei 1950°C in Abhängigkeit der Zeit.



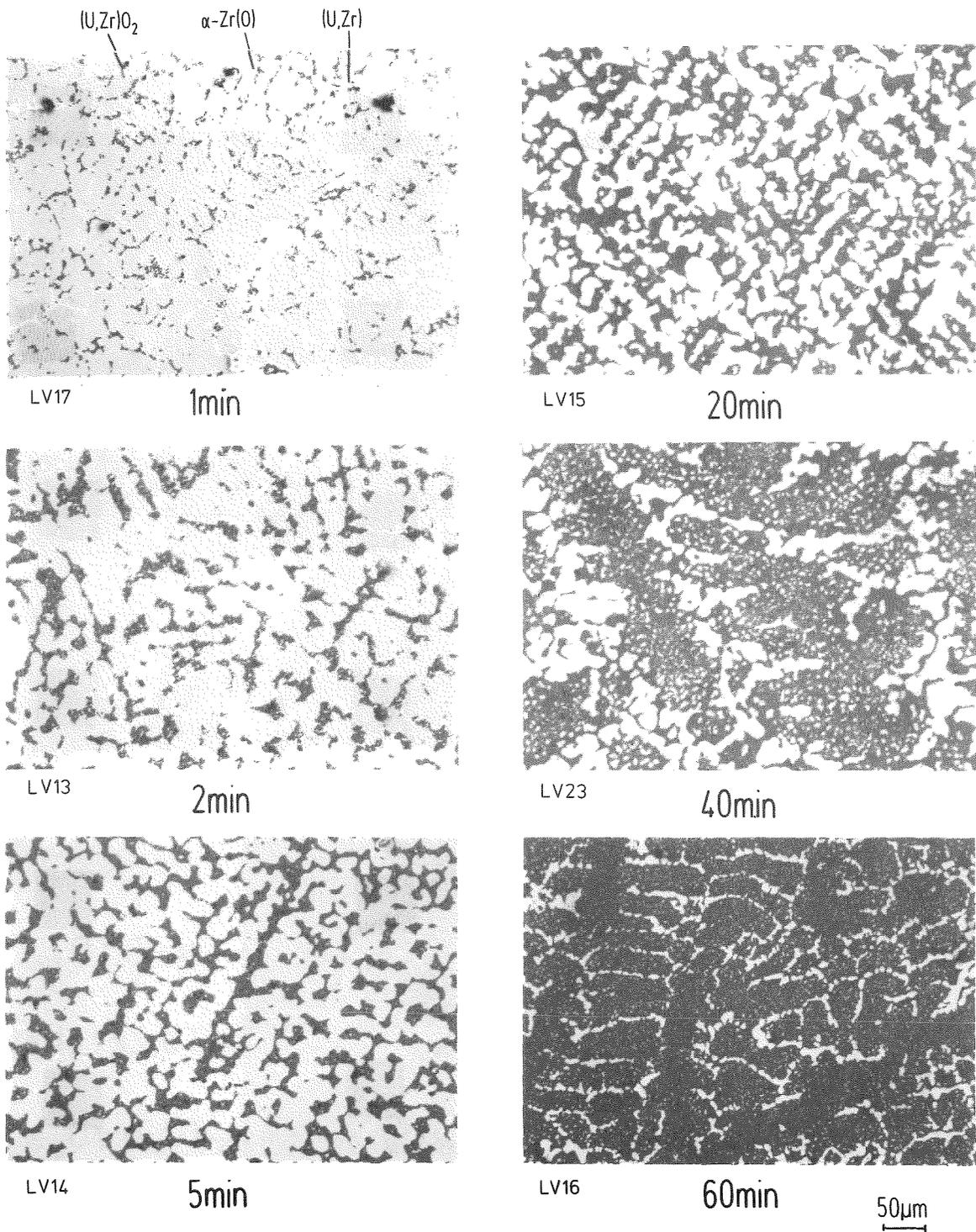
temperature: 1950°C; atmosphere: Ar

Abb. 06.01.16/28A-6: Mikrostruktur der erstarrten (U,Zr,O)-Schmelzen der Zircaloy/UO₂-Tiegelexperimente bei 1950°C in Abhängigkeit der Zeit.



temperature: 2050°C; atmosphere: Ar

Abb. 06.01.16/28A-7: Chemische Wechselwirkungen zwischen geschmolzenem Zircaloy-4 und UO₂-Tiegeln bei 2050°C in Abhängigkeit der Zeit.



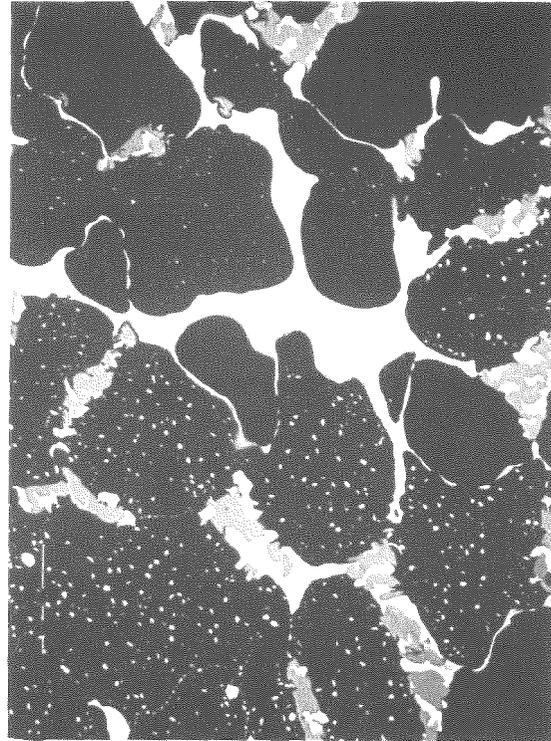
temperature: 2050°C; atmosphere: Ar

Abb. 06.01.16/28A-8: Mikrostruktur der erstarrten (U,Zr,O)-Schmelzen der Zircaloy/UO₂-Tiegelexperimente bei 2050°C in Abhängigkeit der Zeit.

UO₂ dissolution by molten Zircaloy (1950 °C / 2min)



as-polished (optical)



20µm

SEM

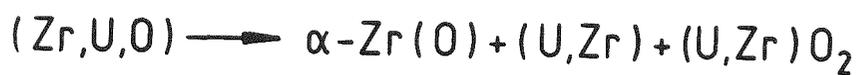
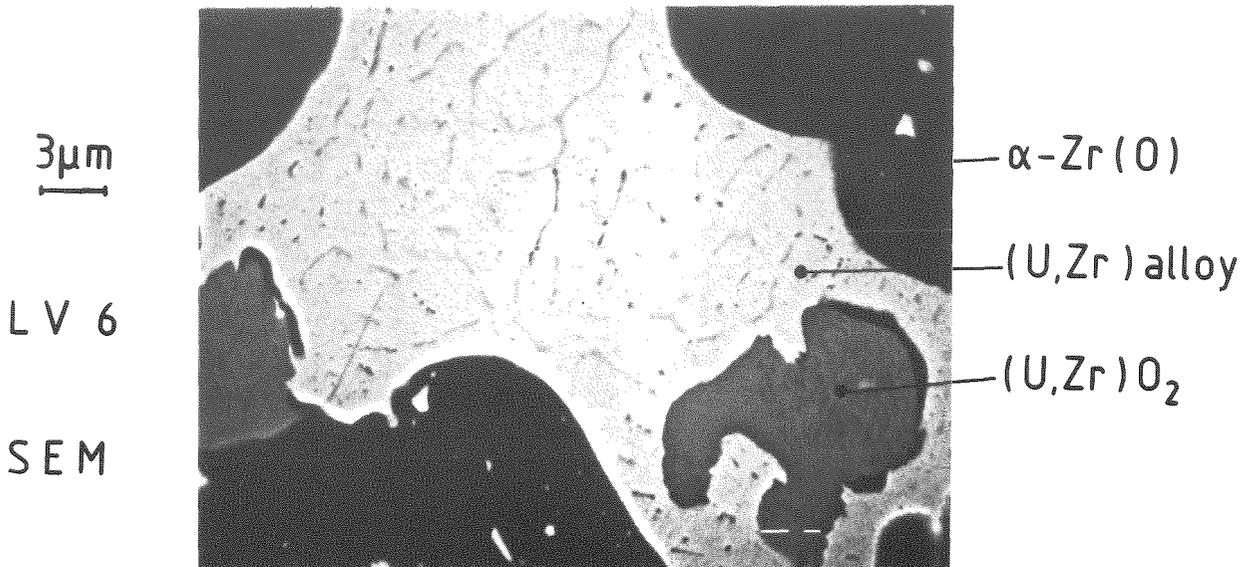


Abb. 06.01.16/28A-9: Mikrostruktur einer erstarrten (U,Zr,O)-Schmelze. Neben zwei metallischen Phasen [α -U₂O₃(O) und (U,Zr)] ist bei UO₂-Gehalten oberhalb 30 mol.% noch eine keramische Phase [(U,Zr)O₂] erkennbar.

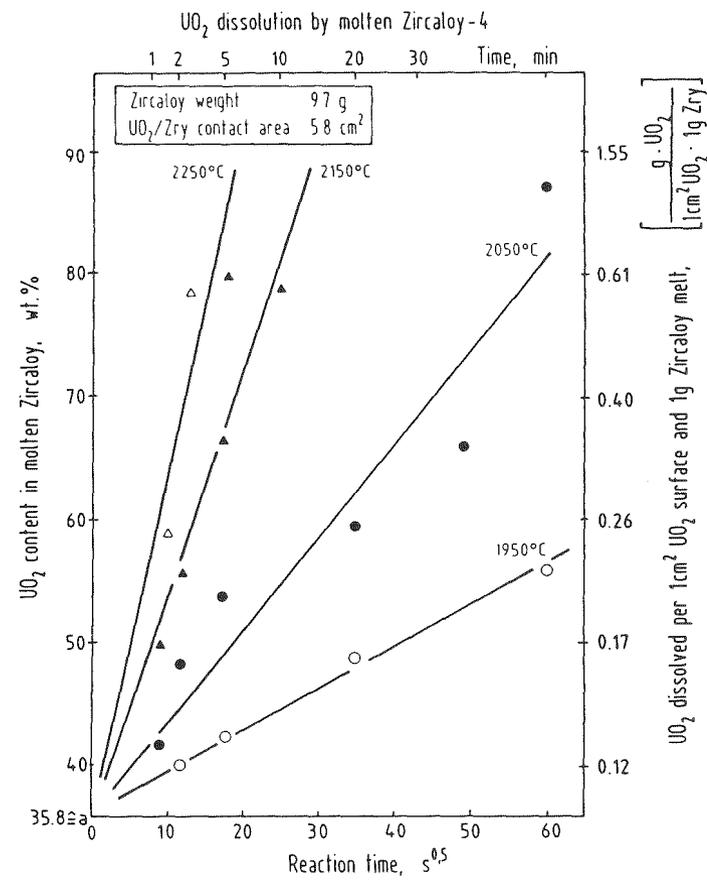
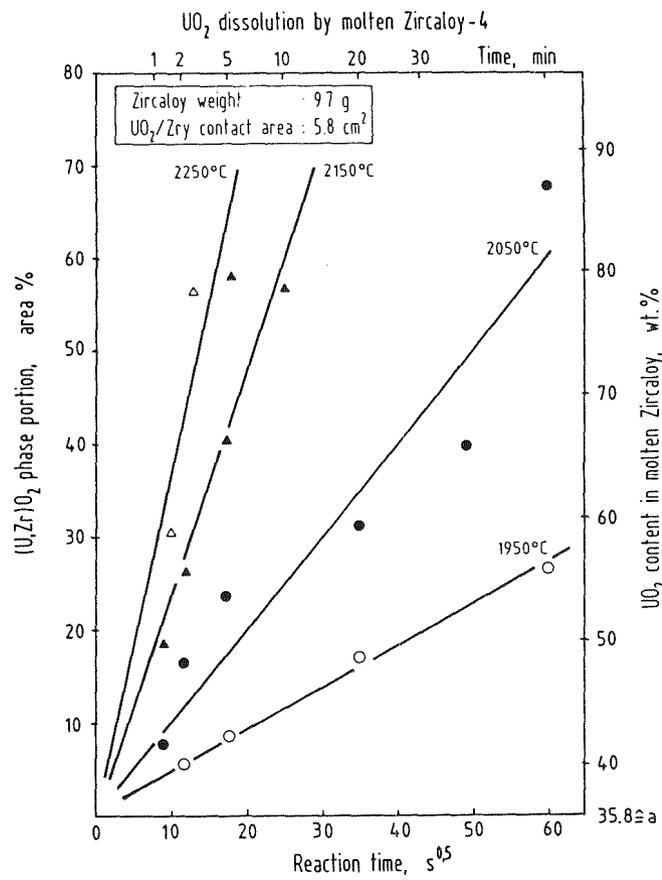
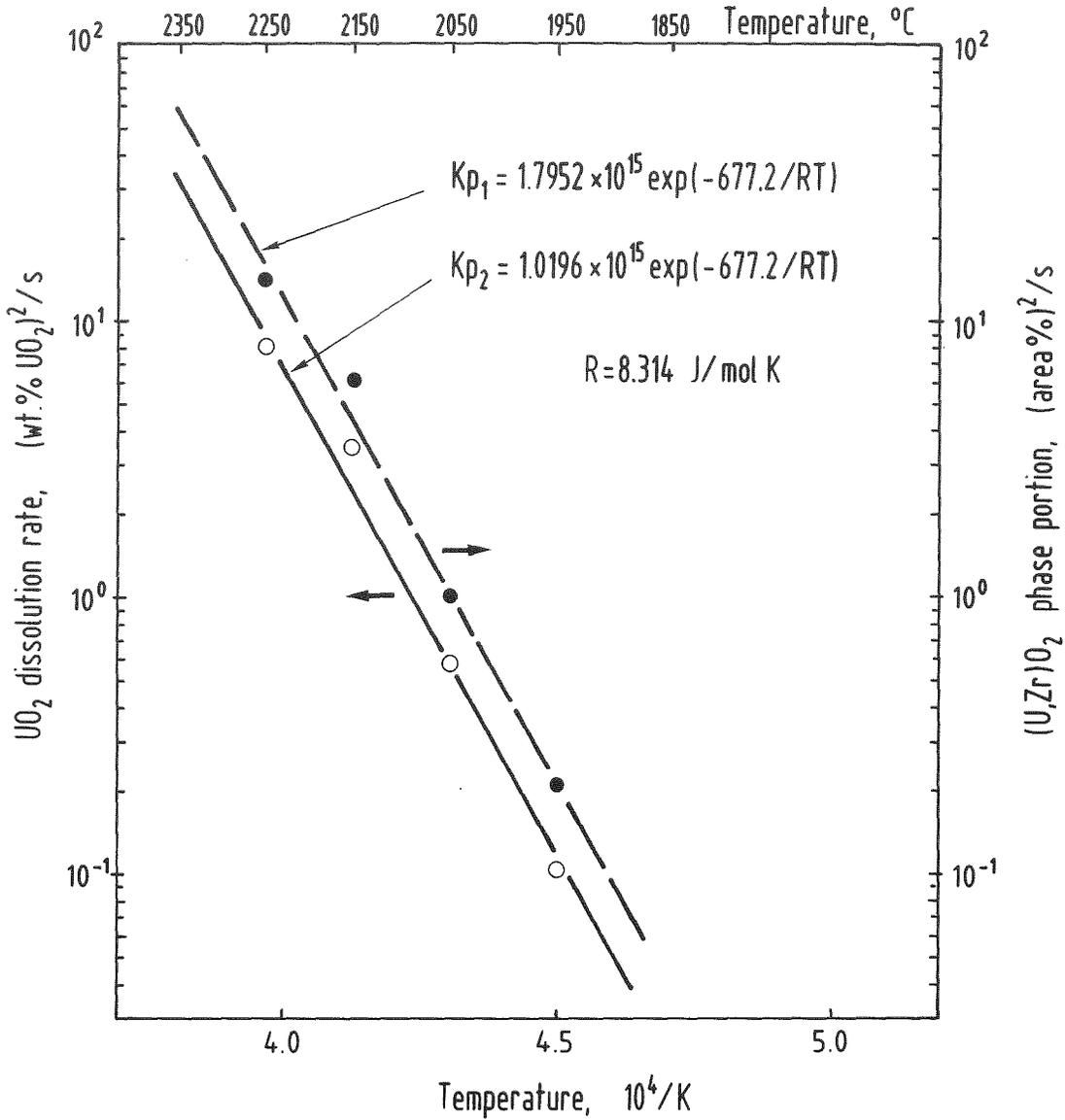


Abb. 06.01.16/28A-10: (U,Zr)O₂-Phasenanteil (links) und Menge an gelöstem UO₂ (rechts) in erstarrten (U,Zr,O)-Schmelzen in Abhängigkeit der Zeit für verschiedene Temperaturen.



$$Kp_1 = \frac{(\text{area}\%)^2}{t[\text{s}]}, \quad Kp_2 = \frac{(\text{wt}\% - a)^2}{t[\text{s}]} \rightarrow (\text{wt}\%)_{\text{UO}_2} = 35.8 + (Kp_2 t)^{0.5}$$

Abb. 06.01.16/28A-11: UO_2 -Auflösungsrate durch geschmolzenes Zircaloy-4 in Abhängigkeit der reziproken Temperatur.

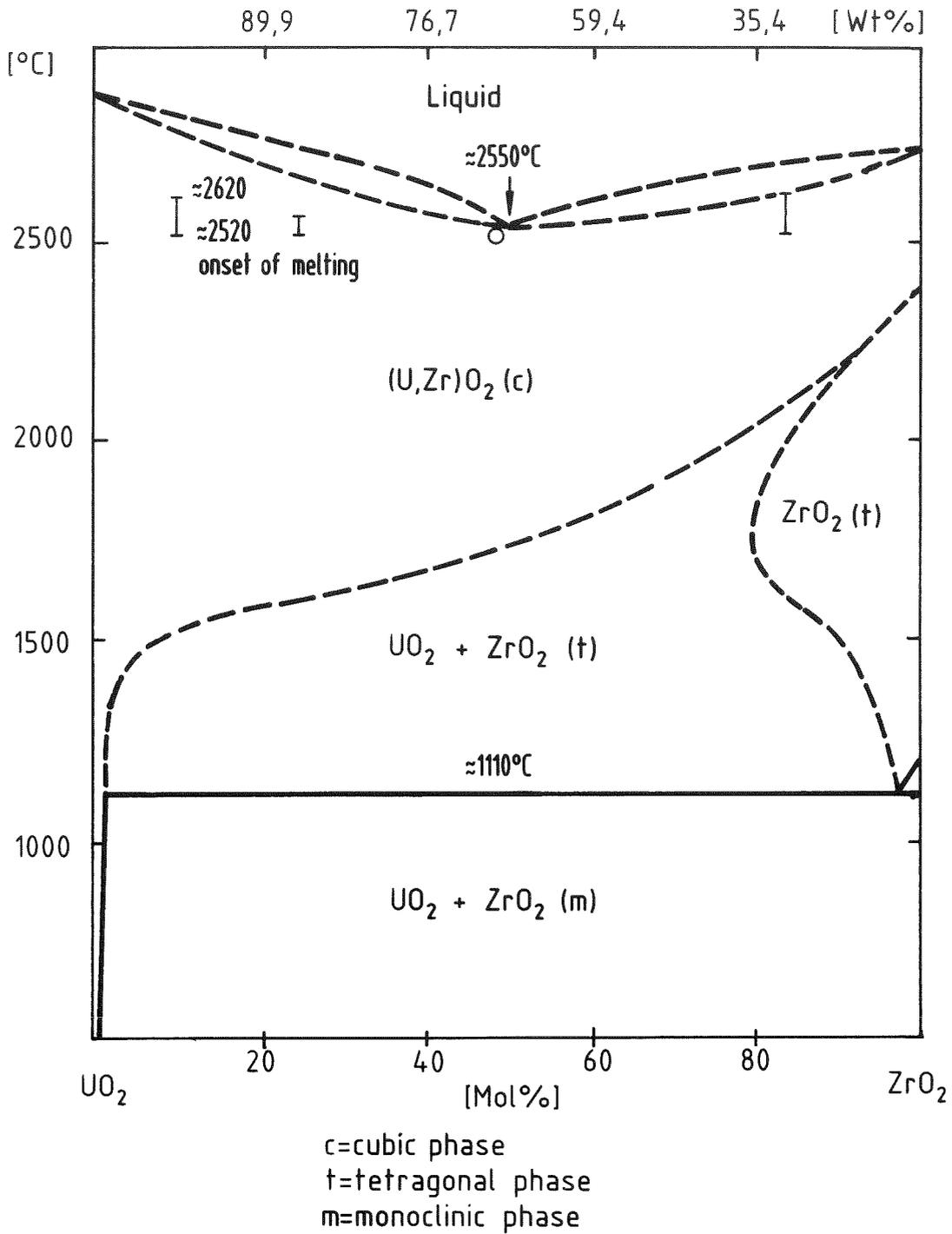


Abb. 06.01.16/28A-12: $(\text{UO}_2\text{-ZrO}_2)$ -Phasendiagramm. UO_2 und ZrO_2 bilden bei hohen Temperaturen eine lückenlose Mischkristallreihe mit einem Schmelzpunktminimum von ca. 2550°C bei etwa 50 mol.% UO_2 /50 mol.% ZrO_2 .

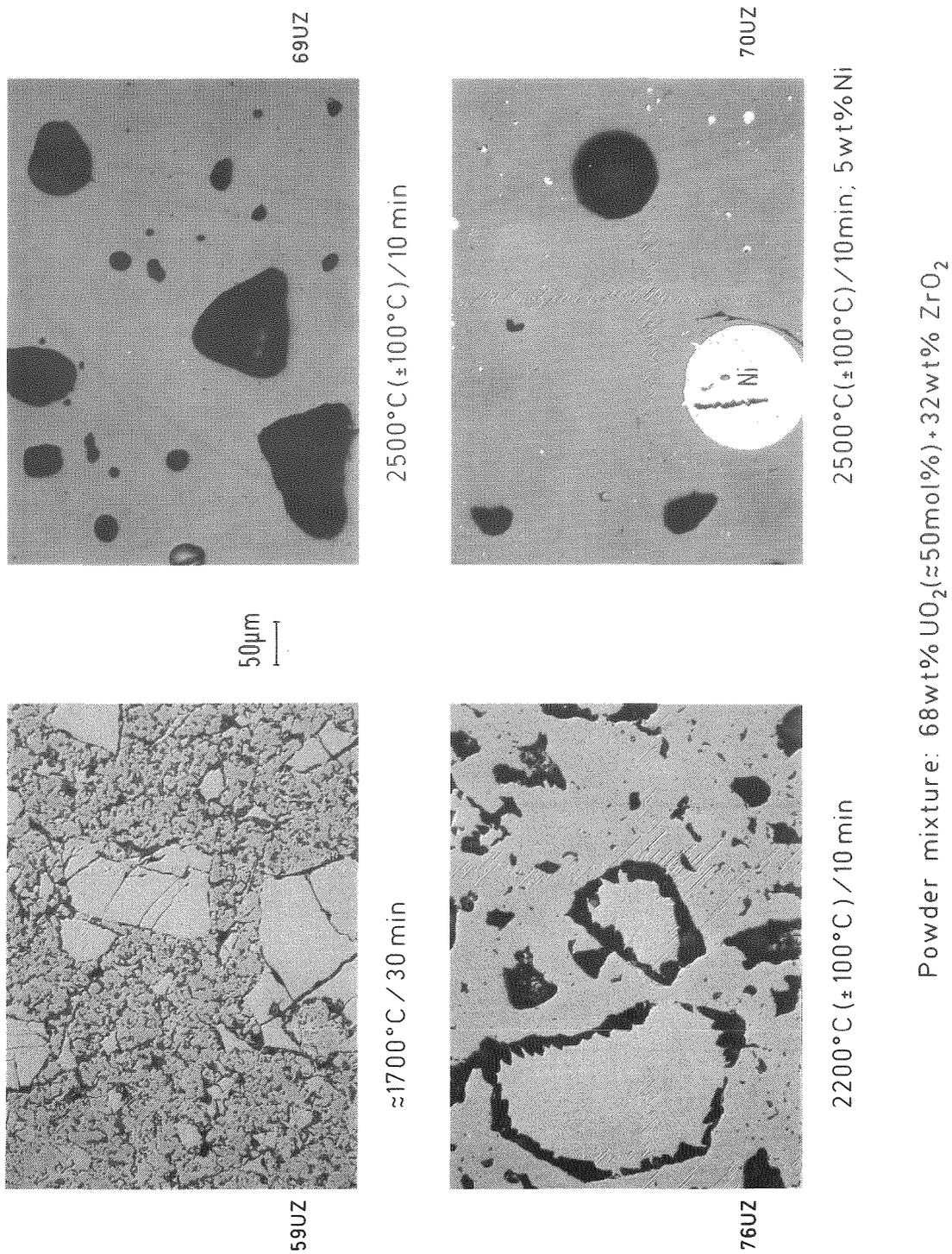


Abb. 06.01.16/28A-13: Mikrostruktur von (UO₂+ZrO₂)-Pulvermischungen in Abhängigkeit der Glüh Temperatur.

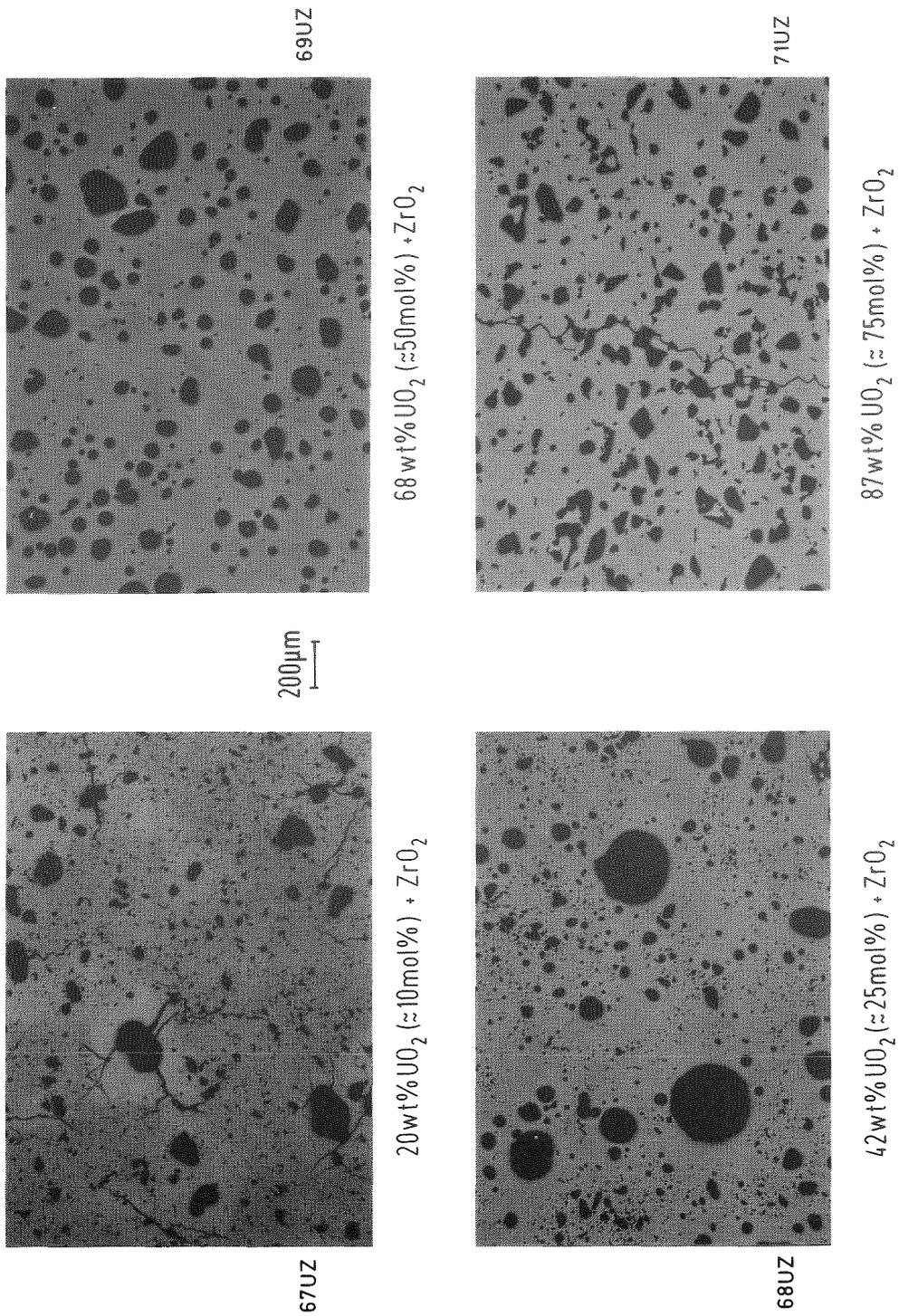
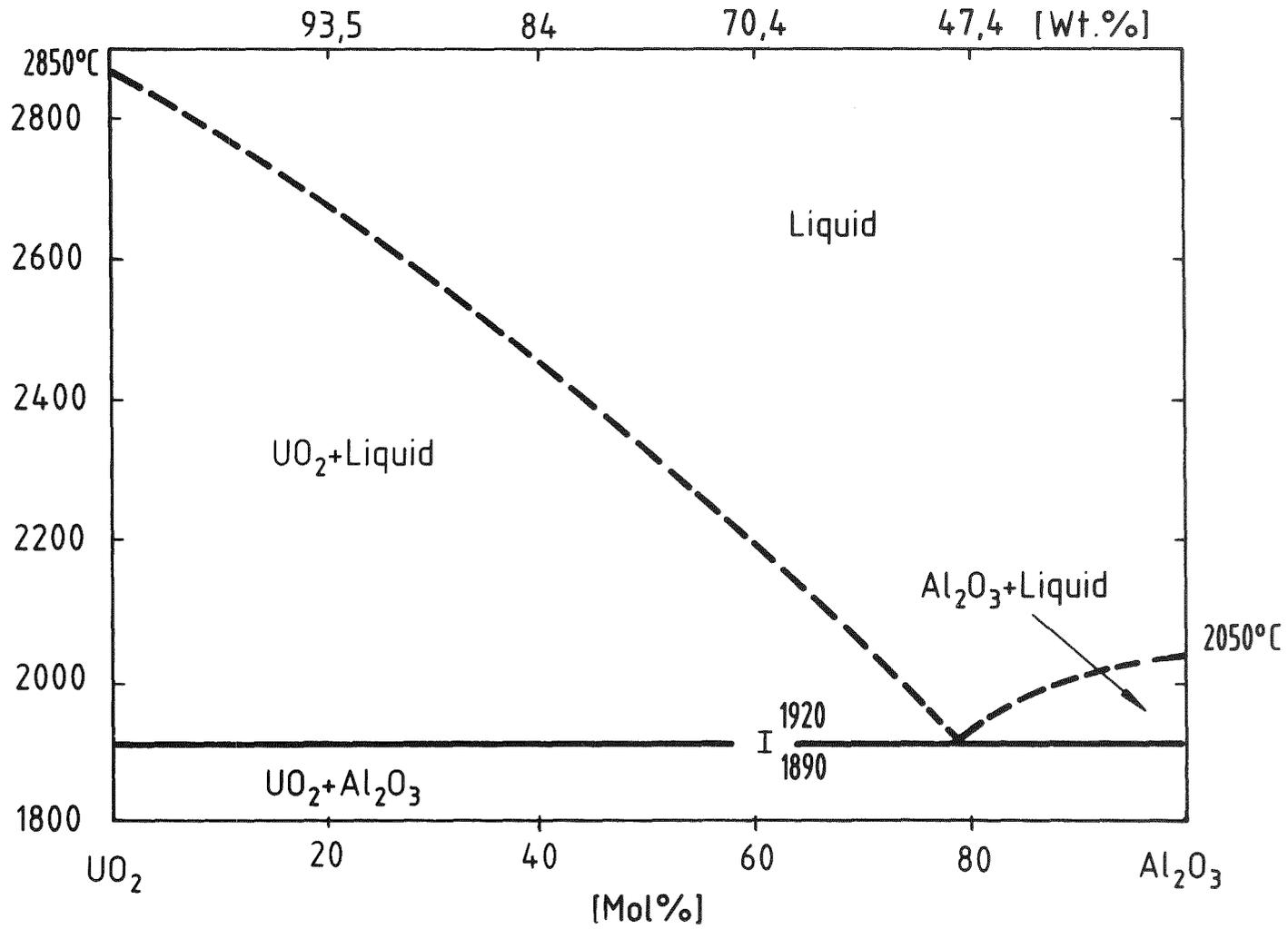


Abb. 06.01.16/28A-14: Mikrostruktur von (UO₂+ZrO₂)-Pulvermischungen nach Glühung bei 2500°C/10 min in Abhängigkeit von dem UO₂/ZrO₂-Mengenverhältnis.

Abb. 06.01.16/28A-15: (UO₂-Al₂O₃)-Phasendiagramm; Eutektisches System.



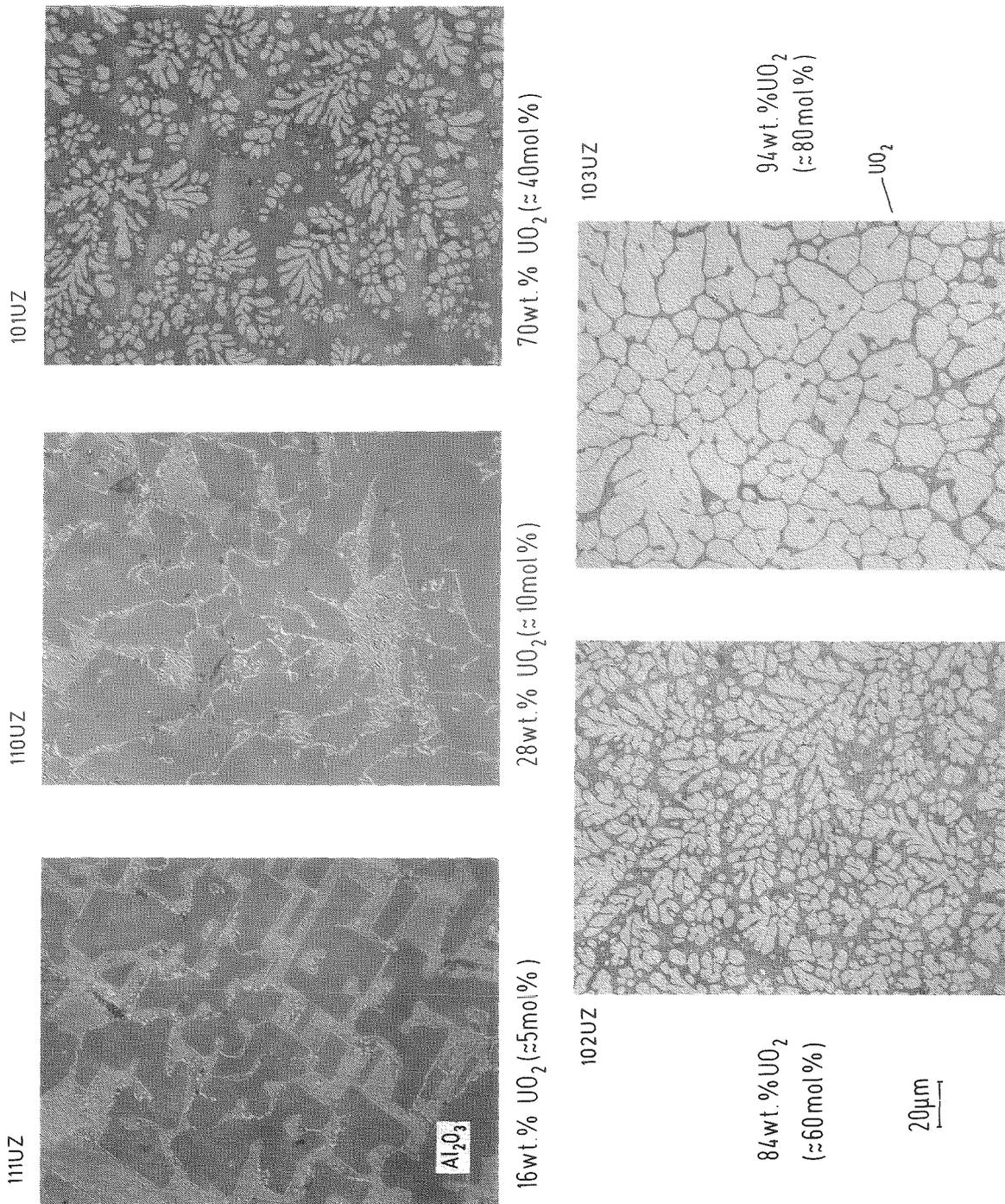


Abb. 06.01.16/28A-16: Mikrostruktur von (UO₂+Al₂O₃)-Schmelzproben in Abhängigkeit von dem UO₂/Al₂O₃-Mengenverhältnis.

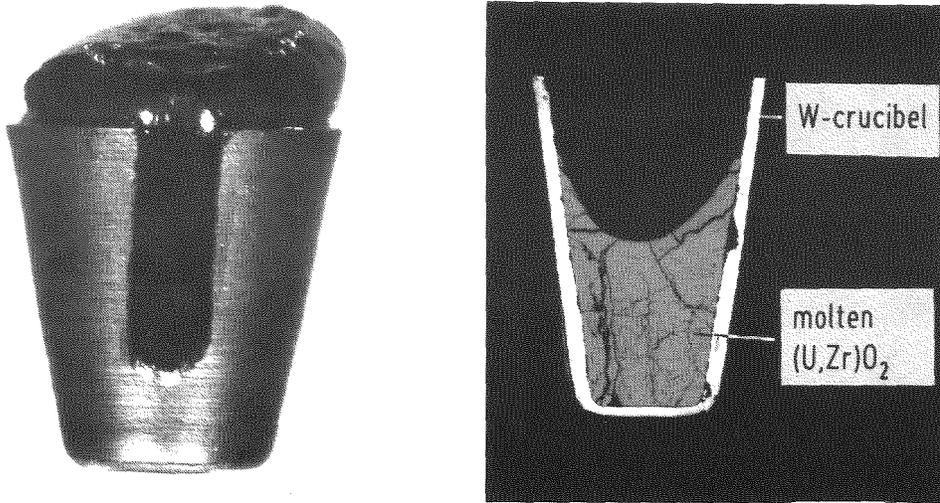
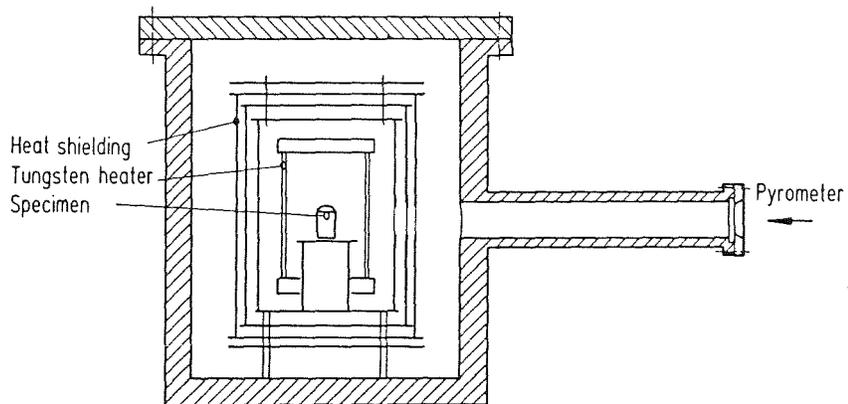


Abb. 06.01.16/28A-17: Anordnung von Proben auf einem geschlitzten Wolfram-Tiegel zur Bestimmung des Schmelzbeginns von $(U,Zr)O_2$ - und (UO_2/Al_2O_3) -Proben.



atmosphere: vacuum, Ar; $T_{max} = 3000^{\circ}C$

Abb. 06.01.16/28A-18: Schematische Darstellung der Schmelzpunktbestimmungstemperatur. Die Temperatur wird auf der Wolfram-Tiegelinnenoberfläche durch den Schlitz pyrometrisch gemessen.

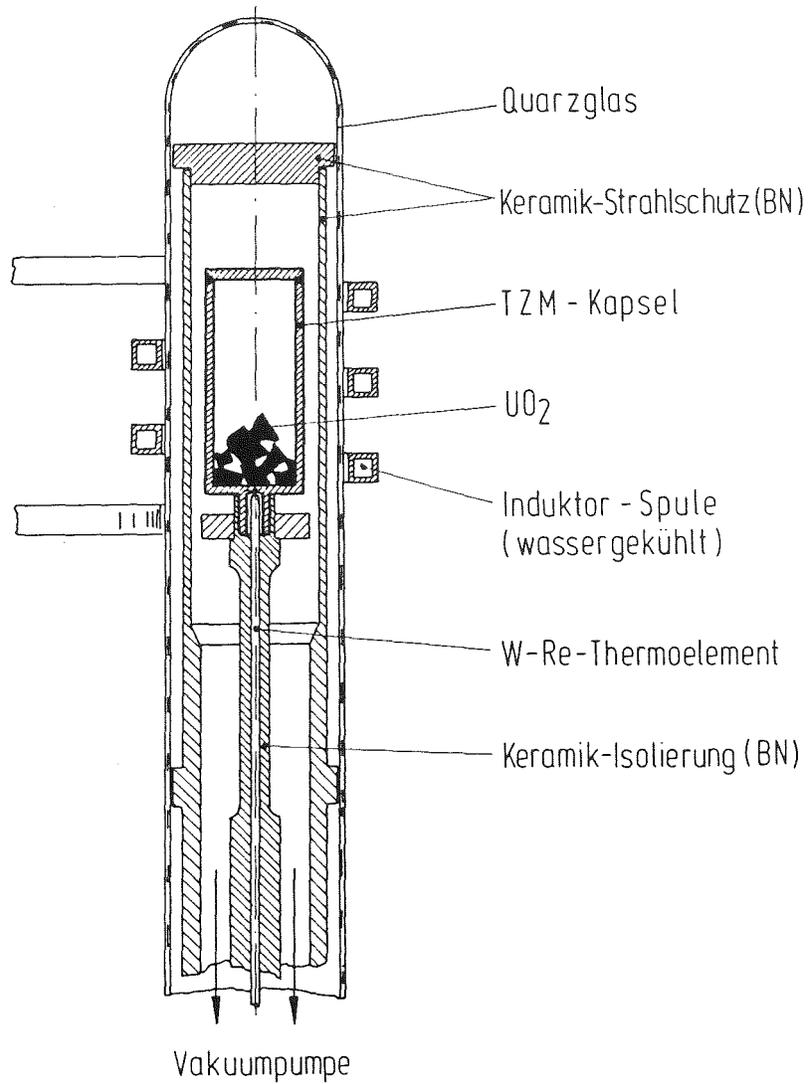


Abb. 06.01.16/28A-19: Schematische Darstellung des Rezipienten mit Einbauten und Induktorspule der UO₂-Glühapparatur.

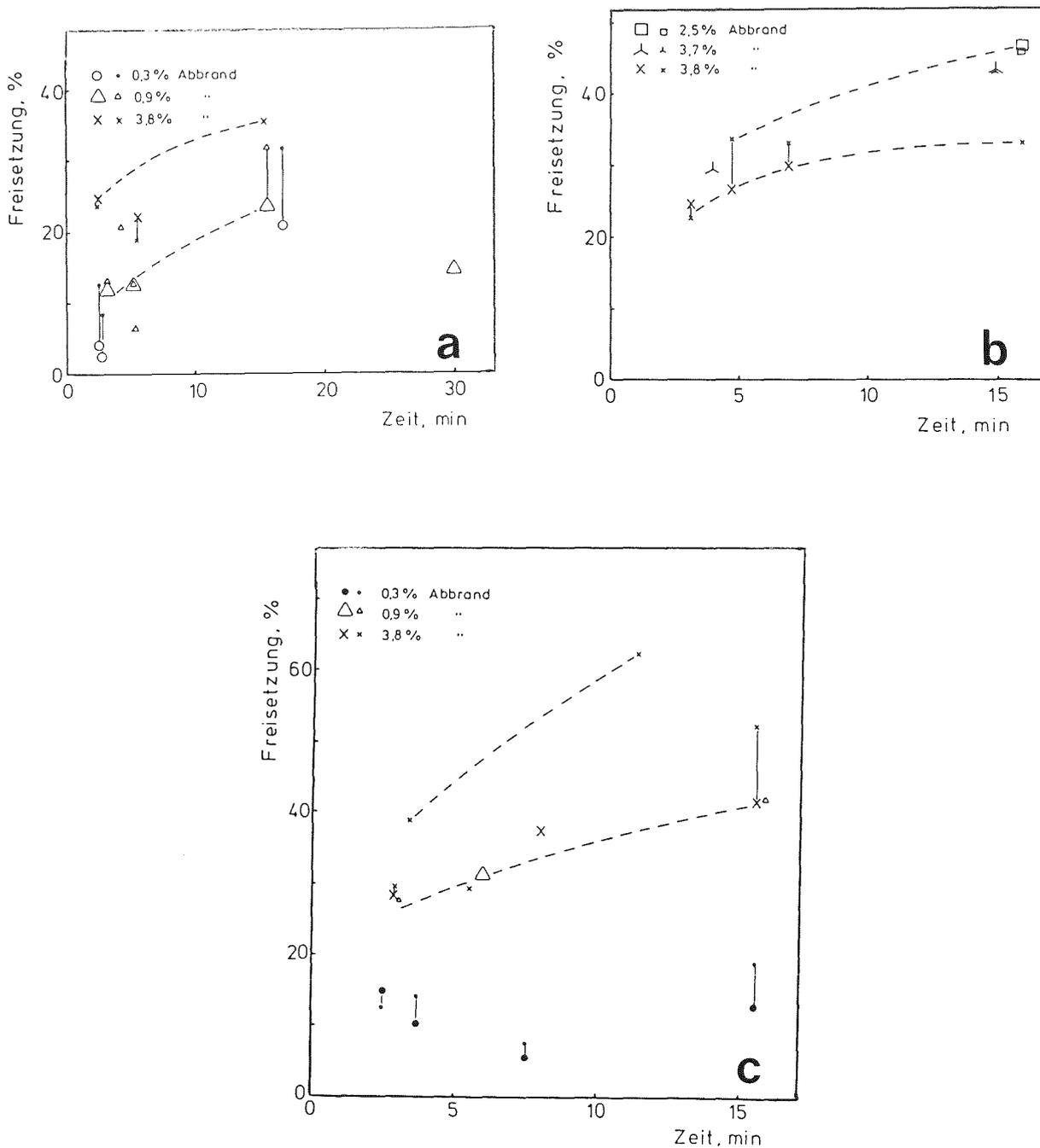


Abb. 06.01.16/28A-20: Spaltgasfreisetzung bei 1800°C (a), 1900°C (b) und 2000°C (c) in Abhängigkeit von der Glühzeit für UO₂-Proben mit unterschiedlichem Abbrand.

- 06.01.16/26A Out-of-pile Bündelexperimente zur Untersuchung schwerer
/27A Kernschäden (CORA-Programm)
- PNS 4251/52 (S. Hagen, K. Hain, W. Butzer, A. Grünhagen, J. Hanauer,
G. Harbauer, W. Lange, W. Leiling, H. Malauschek, N. Paroth,
R. Rinderspacher, F. Schloß, T. Vollmer, K.P. Wallenfels; IT
B. Ruescher, EG&G, Idaho, USA, S. Katanishi, JAERI, Mito, Japan)

Einleitung

Die Out-of-pile Einzelstab- und Bündelexperimente sind Teil des KfK-Gesamtprogramms zur Untersuchung schwerer Kernschäden /1/. Diese Experimente mit elektrisch beheizten Brennstabsimulatoren untersuchen die Schadensmechanismen an DWR-Brennelementen im Temperaturbereich zwischen dem Auslegungsstörfall (1200°C) und dem Beginn des unkontrollierten Kernschmelzens (ca. 2000°C). Sie klären das Zusammenwirken der in Einzeleffektuntersuchungen im Detail unter gut definierten Bedingungen betrachteten Prozesse. Die Experimente dienen ebenfalls zur Überprüfung der Fähigkeit der Rechenprogramme, das integrale Verhalten der Brennstäbe bei schweren Kernschäden zu beschreiben.

Für die Durchführung dieser Experimente unter realistischen Bedingungen wurde die Versuchsanlage CORA erbaut. CORA erlaubt neben dem unterschiedlichen Temperaturanstieg der elektrisch beheizten Brennstabbündel in Dampf auch die richtige Druckverhältnisse und das Quenchen der Brennstabbündel. Die Fortschritte in der Erstellung dieser Anlage werden im ersten Teil dieses Berichtes beschrieben.

Parallel zum Aufbau der Versuchsanlage CORA wurden Experimente in der NIELS-Anlage durchgeführt. Im Berichtszeitraum wurden Bündelexperimente zum Einfluß der Absorbermaterialien und der Führungsrohre auf das Schadensverhalten durchgeführt.

Über die Versuche ABS-1, ABS-2, ABS-3 und ABS-4 wird im zweiten Teil dieses Beitrages berichtet.

Anlagenerstellung CORA

Das Jahr 1985 war hauptsächlich von den Arbeiten geprägt, die vor der geplanten Inbetriebnahme der CORA-Anlage zum Jahresende noch durchzuführen waren.

Unter zahlreichen Aufgabengruppen war es beispielsweise notwendig, die in Teilkomponenten angelieferte Verdampfer/Überhitzer-Einheit in das Containment einzubauen, meß- und steuerungstechnisch zu integrieren und den Anschluß der Zuleitung für den auf 1000 °C überhitzten Wasserdampf an den Anfang des Simulatorbündels im Hochtemperatur-Schirm zu realisieren.

Das Schema dieses technisch interessanten und nicht alltäglichen H₂O-Durchlaufverdampfers mit anschließender Überhitzung auf die gerade noch mit metallischen Werkstoffen beherrschbare Temperatur von 1000 °C zeigt die Abbildung 25.

Ein besonderer experimentell nutzbarer Vorteil ist die Umschaltmöglichkeit von H₂O- auf Argon-Betrieb. Damit können Oxidationsvorgänge an den Zircaloy-Hüllrohren des Bündels zu einem bestimmbaren Zeitpunkt eingeleitet und was noch wichtiger ist, auch abgebrochen werden. Der Leistungsnachweis der Verdampfer/Überhitzer-Einheit wurde bei einer Teilinbetriebnahme mit Nachweis der Auslegungstemperatur erbracht.

Weitere Komponenten wie z.B. die Argonversorgung für die Spaltgas-simulation, der Kühlkreis für den Kühler des Wärmeübertragungsöles u.a. wurden fertig montiert und angeschlossen. Die elektr. Schalt-, Regel- und Steuerkreise wurden an der Warte zusammengefaßt.

Die Software-Erstellung für die Versuchssteuerung und Meßwerterfassung mit der von der COSIMA-Anlage übernommenen Rechneinheit wurde abgeschlossen.

Mit dem Einbau des ersten Teststabbündels, der erfolgreichen Zuschaltung der Stromversorgung zur Stabheizung und anschließendem Aufheizvorgang wurde am 14. November 1985 die Erprobung der CORA-Anlage begonnen.

Versuche in der NIELS-Anlage:

Einfluß von AgInCd-Absorberstäben auf das Schadensverhalten

Im DWR-Brennelement sind an 20 Positionen an Stelle der Brennstäbe Führungsrohre eingebaut. In diese Führungsrohre können Absorberstäbe eingeführt werden. Bei ca. einem Drittel der Brennelemente im Reaktor werden Absorberstäbe verwendet. Als Absorbermaterial wird am häufigsten die Ag80In15Cd5 Legierung benutzt.

Der Schmelzbereich dieser Legierung liegt bei ca. 800°C. Das Absorbermaterial ist in einem Edelstahlrohr verschlossen. Damit hat die geschmolzene Legierung auf das Bündel solange keinen Einfluß, als das Edelstahl-Hüllrohr nicht versagt. Die Schmelztemperatur des Edelstahls liegt bei ca. 1450°C. Das Hüllrohr kann aber schon früher versagen. Hierbei könnte der Dampfdruck der Legierung, der im wesentlichen durch das Cadmium bedingt ist oder die Wechselwirkung der Strukturmaterialien untereinander eine Rolle spielen.

Der Absorberstab ist unmittelbar von dem Führungsrohr umgeben. Als Material für das Führungsrohr wird sowohl Zircaloy als auch Edelstahl verwandt. Die Lage der Führungsrohre gegen die Brennstäbe des Brennelements ist durch die Abstandshalter bestimmt. Als Abstandshaltermaterial wird Inconel 718 oder Zircaloy verwendet. Die Materialien Fe, Ni und Cr vom Edelstahl oder Inconel bilden mit Zircaloy eutektische Legierungen mit Schmelzpunkte unter 1000°C. Man muß aber dabei beachten, daß die Legierungsbildung ein dynamischer Prozeß ist, der bei der steigenden Temperatur von den getrennten Ausgangskomponenten ausgeht. Die Legierungsbildung wird durch die oxidierende Wirkung des Dampfes behindert. Von Interesse ist ferner die Frage, ob das aus der Absorberstabhülle ausgetretene flüssige Material von dem Führungsrohr zurückgehalten wird, oder sich im Bündel verteilen kann.

Die Verteilung des Absorbermaterials ist aus 3 Gründen wichtig.

1. Das in kälteren Bereichen wiedererstarre Material kann die Durchlässigkeit der Kühlkanäle beeinflussen.
2. Das Absorbermaterial bildet Legierungen mit dem Zircaloy des Brennelementes.

3. Infolge seines hohen Dampfdruckes ist die Absorberlegierung, das am meisten flüchtige Strukturmaterial des Brennelements. Die Wechselwirkung der verdampften Absorbermaterialien mit den Spaltprodukten kann die Spaltproduktrückhaltung wesentlich beeinflussen.

Bei den im folgenden beschriebenen Versuchen ABS-4 bis ABS-1 wird das Verhalten der Absorberstäbe in Wechselwirkung mit dem Bündel untersucht. Die AgInCd-Legierung befindet sich dabei in einem Edelstahlrohr, das von einem Zry-Führungsrohr umgeben ist. Es werden Inconel-718 Abstandshalter verwendet.

Versuchsordnung

Die schematische Darstellung der Versuchsordnung ist in Abb. 1 wiedergegeben. Wir verwenden ein 3x3 Bündel von 400 mm Länge. Der Absorberstab befindet sich im Zentrum des Bündels. Der Zylinder aus dem Absorbermaterial hat eine Länge von 331 mm. Über dem Absorbermaterial ist ein Plenum von 14 mm vorhanden. Die beiden Enden des Edelstahlhüllrohres sind dichtgeschweißt. Das Innere des Hüllrohres ist mit He von 1 bar gefüllt.

Der Absorberstab ist von einem 390 mm langen Zircaloy-Führungsrohr umgeben. In 70 mm und 250 mm über Unterkante sind original Inconel Abstandshalter über das Führungsrohr geschoben. Sie halten den Abstand zu den umgebenden Brennstabsimulatoren. Die Brennstabsimulatoren hatten den üblichen Aufbau: 6 mm Wolframheizer, UO₂-Ringpellets mit 6,1 mm inneren und 9,2 mm äußeren Durchmesser und dem Zircaloy-Hüllrohr (9,29 mm innerer und 10,75 äußerer Durchmesser).

Um den Einfluß der exothermen Wärme von umgebenden Stäben zu simulieren war das Bündel mit einem Zircaloykasten umgeben. Er diente gleichzeitig als Dampf-Führungsrohr. Der Zircaloykasten wiederum war mit 10 cm Keramikfaserisolation umhüllt. Aufgrund seiner hohen Porosität stellt das Keramikfasermaterial einen ausgezeichneten Isolator dar, der wegen seiner geringen Wärmekapazität dem Temperaturverlauf des Bündels gut folgt.

Am unteren Ende wird der Dampf durch ein Dampfverteilungssystem in das Bündel eingeblasen. Dieses System besteht aus 4 Röhren mit je 4 Löchern, so daß der Dampf gleichmäßig im Bündel verteilt wird.

Die Temperaturen wurden mit Thermoelemente und Quotientenpyrometer gemessen. Für die Pyrometermessungen waren Löcher in die Isolation und im Dampfzuführungskasten vorhanden.

Für die Aerosolmessungen war neben dem Kopf des Bündels eine Absaugvorrichtung angebracht worden. In die Anschlußleitung zur Pumpe ist ein Filter eingebaut worden. Der Niederschlag auf diesem Filter wurde spektralanalytisch untersucht.

Versuchsdurchführung

Um Kondensation des Wasserdampfs zu vermeiden wurde die gesamte Anordnung vor dem Beginn der eigentlichen Temperaturtransiente für ca. 150 min aufgeheizt. Dabei wurde die Thermostatenflüssigkeit in der Kesselwandung auf 150°C gebracht. Durch die Dampfzuführung strömte ca. 200°C warmes Argon (288 l/h) durch das Bündel in den Kessel. Um die Isolation auch von innen vorzuwärmen wird auch das Bündel vorgeheizt.

Nach Einstellen des Temperaturgleichgewichts wurde mit den Temperaturtransienten begonnen. Kurz nach Beginn der Transiente wurde ein Dampfstrom von ca. 17 g/min zusätzlich zum Argonstrom zugeschaltet. Der Temperaturverlauf auf dem Hüllrohr des Seitenstabes für die 4 Versuche ist in den Abbildungen 2 bis 5 wiedergegeben. Die maximale Temperatur im Bündel betrug für die betrachteten Versuche ABS1 bis 4: 2050, 1800, 1400 und 1170.

Bei den 3 ersten Versuchen versagte der Absorberstab. Sie zeigen das Schadensverhalten bei den unterschiedlichen Temperaturen. Beim Versuch ABS-4 wurde gezeigt, daß der Absorberstab für ca. 15 min eine Temperatur von 1100°C übersteht.

Im folgenden werden die Versuche mit steigender Temperatur diskutiert d.h. in der Reihenfolge ABS-4, ABS-3, ABS-2 und ABS-1.

Versuch ABS-4

Die maximale Temperatur am Absorberstab betrug 1100°C. Sie wurde für ca. 15 Minuten gehalten. Das Aussehen des Bündels ist in Abbildung 23 wiedergegeben. Der Absorberstab und das Bündel haben den Versuch ohne Beschädigung überstanden. Der weiße Bereich verstärkter Oxidation zeigt, daß der Bereich maximaler Temperatur gegenüber der geometrischen Mitte des Bündels nach oben verschoben war.

Abb. 24 gibt die Querschnitte des Absorberstabes wieder. Man kann hier keine Wechselwirkung zwischen dem Edelstahl des Absorberhüllrohres und der ab ca. 800°C schmelzflüssigen Absorberlegierung erkennen.

Versuch ABS-3

Die Ergebnisse des Absorberversuches ABS-3 sind in den Abb. 18-22 wiedergegeben. Der Temperaturanstieg auf dem Seitenstab des Bündels ist in Abb. 4 und der Temperaturverlauf in verschiedenen Höhen des Absorberstabes ist in Abb. 4a dargestellt. Die Höhe von 250 mm liegt im maximalen Temperaturbereich des Bündels. In Abb. 4a sieht man an der Unstetigkeit im Temperaturverlauf daß der Absorberstab bei einer Temperatur von 1200°C versagt. Die aus dem oberen kälteren Bereich nachströmende Schmelze bewirkt vermutlich den zeitweiligen Temperaturrückgang.

Der Temperaturrückgang macht sich selbst in der Anzeige des Quotientenpyrometers bemerkbar, das die Temperatur auf der Außenseite des Brennstab-simulators mißt. Der Ausstoß des Absorbermaterials ist mit Dampfausbreitung und Aerosolbildung verbunden. Ein optischer Einfluß auf das Quotientenpyrometersignal ist damit nicht ausgeschlossen.

Der Einfluß auf die Temperaturmessung außerhalb der Führungsrohre zeigt, das gleichzeitig mit dem Versagen des Absorberstabhüllrohres auch das Führungsrohr durchlöchert wird.

Das Austreten der Schmelze in den Bereich außerhalb des Führungsrohres bestätigen auch weitere Thermolemente in verschiedenen Höhen des Bündels. In Abb. 4b ist der mit Thermolemente gemessene Temperaturverlauf am unteren Abstandshalter, am Nebenstab und am Dampfführungskasten wiedergegeben. Am Abstandshalter und am Dampfführungskasten ist nach dem Versagen, ein Temperaturanstieg zu beobachten, der auf herabgeflossene Schmelze hindeutet.

Die Aufnahmen des Bündels (Abb. 18) nach Entfernen des Dampfführungskastens zeigt dann auch in der Tat im Bereich der Simulatorstäbe 6,9,8 das erstarrte Schmelzgut, welches aus dem Absorberstab 5 ausgelaufen ist. Der Absorberstab muß in der Höhe des oberen Abstandshalters versagt haben. In Abb. 18 kann man im 2. Bild von rechts die Laufspuren des Absorbermaterials erkennen. Die ablaufende Absorberschmelze hat die Zircaloyhülle angelöst. Auf der Innenseite des Dampfführungskastens (in diesem Bericht nicht abgebildet) kann man ebenfalls das Auftreffen der ausgespritzten Schmelze erkennen.

Die Schmelze muß also nach Versagen des Absorberstabhüllrohres auch das Führungsrohr durchdrungen haben und dann in Richtung auf die Stäbe 8 und 9 gespritzt sein. Ein Teil der Schmelze hat sich durch die Stäbe hindurch bewegt und ist dann zwischen Bündel und Dampfführungskasten herabgelaufen. Die im unteren Bereich erstarrte Schmelze ist in Abb. 18 im zweiten Bild von rechts zu erkennen. Bei der relativ glatten Fläche im unteren Drittel handelt es sich um ein aus dem Dampfführungskasten herausgebrochenes Stück Zircaloyblech, das durch die erstarrte Schmelze mit dem Bündel verklebt war. Im rechten äußeren Bild der Abb. 18 erkennt man, daß ein Teil der im Inneren des Bündels herabgeflossenen Schmelze sich auf dem Abstandshalter gesammelt hat und dort in den Außenbereich gelaufen ist. In Abb. 19 sind die diskutierten Bereiche im vergrößerten Maßstab dargestellt.

Bei der Demontage des Bündels wurden die Stäbe 3,2,1,4,7 (s. Abb. 18) vom Bündel entfernt. Der mittlere Bereich des Absorberstabs 5 war zerstört. Der obere Bereich des Absorberstabes mit den Resten des Führungsrohres, konnte dann entfernt werden. Die Schnitte dieses Teilstücks sind in Abb. 22 wiedergegeben.

Das untere Ende des Absorberstabes mit den umgebenden Führungsrohre war mit den restlichen drei Brennstabsimulatoren durch die erstarrte Schmelze verbunden. Dieses Restbündel wurde in Epoxidharz eingegossen. Ein Teil der Schnitte ist in Abb. 20 wiedergegeben.

Die Abbildungen 20 und 22 zeigen, daß die flüssige Absorberschmelze ab 170 mm Höhe aus dem Absorberrohr ausgespritzt sein muß. Der größte Teil der Schmelze ist im Bereich außerhalb des Führungsrohres erstarrt. In dem Spalt zwischen Absorberstab und Führungsrohr ist die Schmelze nur bis zu einer Höhe von ca. 100 mm gelaufen. Der Schnitt in 90 mm Höhe zeigt nur noch wenig erstarrte Schmelze im Spalt. Auf der anderen Seite ist die erstarrte Schmelze im Spalt bis zu einer Höhe von 390 mm festzustellen.

Die Querschnitte zeigen die starke Wechselwirkung der Absorberschmelze mit dem Zircaloy des Führungsrohres. Am oberen und unteren Ende (390-360 mm und 70-80 mm) kann man das Absorberhüllrohr und das Führungsrohr in seiner ursprünglichen Stärke erkennen. Bei den höheren Temperaturen des mittleren Stabbereiches kann man die starke Auflösung des Zircaloy durch die Absorberschmelze erkennen. Ab 130 mm Höhe, sieht man daß das Zircaloy-Führungsrohr von der eingeschlossenen Schmelze aufgelöst ist. Das Edelstahl-Hüllrohr des Absorbers ist dagegen in 170 mm noch weitgehend erhalten. Die dünne Restkante des Führungsrohres in dieser Höhe, deutet darauf hin, daß ZrO_2 den Angriff der Absorberschmelze besser übersteht. Die gleich oxidierte Außenkante kann man in den Schnitten 210 bis 250 erkennen.

Die Schnitte von 210 bis 250 mm Höhe zeigen einen starken Angriff der Absorberschmelze auf das Zircaloy des Brennstabs. Die oben besprochenen Schadensmechanismen sind gut in Abb. 21 in der Gegenüberstellung der Schnitte der Abstandshalter in 80 und 240 mm Höhe zu erkennen.

Versuch ABS-2

Für diesen Versuch sind die Ergebnisse in den Abb. 15 bis 17 wiedergegeben. Die maximale Temperatur im Bündel betrug 1850°C. Der Absorberstab versagte auch hier bei ca. 1200°C.

Das Aussehen des Bündels nach dem Versuch ist in Abbildung 15 und 16 wiedergegeben. Während bei den Versuchen V4 und V3 der das Bündel umgebende Dampfkasten praktisch nicht beschädigt war, ist er hier im mittleren Bündelbereich weitgehend zerstört. Ebenso ist eine viel stärkere Zerstörung der Hüllrohre der Brennstäbe zu erkennen. Abb. 16 zeigt den unteren Bereich des Bündels.

In Abb. 17 sind die Querschnitte des Bündels wiedergegeben. Hier kann man gut die Verteilung der erstarrten Schmelze und der Angriff auf die Brennstabsimulatoren erkennen. Über 100 mm Höhe sind praktisch alle Hüllrohre verschwunden. Beim Vergleich der UO₂-Ringe im oberen Bereich mit denen in 50 mm Höhe, sieht man daß auch ein deutlicher Angriff auf die UO₂-Ring-pellets stattgefunden hat.

Versuch ABS-1

In Abb. 6-14 sind die Ergebnisse des Versuches ABS-1 wiedergegeben. Nach dem Auskühlen wurde die Isolation des Bündels auf einer Seite vorsichtig entfernt. Es zeigte sich der in Abb. 6 wiedergegebene Anblick. Der Zircaloykasten war bis auf ca. 5 cm am oberen und unteren Ende zerstört. Damit konnte man direkt ins Innere des Bündels sehen. Der zentrale Absorberstab war zusammengeschmolzen. Vor den Brennstabsimulatoren war im wesentlichen der Wolframstab stehengeblieben. Im unteren Bereich des Bündels hatte sich ein Haufen der herabgestürzten Bruchstücke gebildet. Das Zerbröseln der Bündelbestandteile hat während der Abkühlphase stattgefunden.

Das Aussehen des Bündels nach dem Entfernen des losen Materials kann man in Abb. 7 finden. Unter dem lockeren Material haben sich zwei Schmelzklumpen ausgebildet. Diese sind noch deutlicher in Abb. 8 zu erkennen. Der untere Schmelzklumpen besteht im wesentlichen aus Absorbermaterial. Der obere enthält die erstarrte Zircaloy/UO₂-Schmelze.

Aus den Querschnitten in Abb. 12 kann man erkennen, daß der untere Klumpen sich bis zu einer Höhe von 30 mm erstreckt hat. Der obere Klumpen hat sich ungefähr zwischen 40 und 90 mm Höhe ausgedehnt.

In Abb. 8 und 9 sind einige Stellen markiert, von denen spektralanalytisch die Zusammensetzung der erstarrten Schmelze analysiert wurde. Die Ergebnisse sind in Abb. 10 dargestellt. Man kann 2 Gruppen unterscheiden. 1.) Tropfen der Absorberschmelze die unmittelbar nach dem Austritt aus dem Absorberstab erstarrt sind. 2.) Material, welches erst nach Wechselwirkung mit den anderen Bündelkomponenten erstarrt ist. Zur ersten Gruppe gehören die Proben 3.2, 4.1, 4.3 und zur zweiten Gruppe die Proben 1, 2, 3.1 und 4.2. Die Analysen zeigen, daß die erste Gruppe praktisch die Originalzusammensetzung des Absorbermaterials besitzt. Als einzige Fremdkomponente wird weniger als 1% Zr gefunden. Es wurde vermutlich beim Entlanglaufen der Schmelze an den Zry-Rohren aufgelöst.

In der zweiten Gruppe ist die Cd-Konzentration deutlich vermindert, d.h. 50 bis 75 % des Cadmiums sind abgedampft. Dies ist in Übereinstimmung mit dem hohen Dampfdruck des Cadmiums. Gleichzeitig sind die Bestandteile des Abstandshaltermaterials Fe, Ni, Cr und die Materialien des Brennstabsimulators und der Führungsrohre in der Absorberschmelze gelöst. Bemerkenswert ist die hohe Anreicherung des Sn in der Schmelze.

Abb. 11 zeigt, daß die Absorberschmelze den Dampf Führungskasten bis zu einer Höhe von über 25 mm vollkommen ausgefüllt hat. Man erkennt an dem Schnitt in ca. 5 mm Höhe, daß die Schmelze durch die feinen Öffnungen des Dampfverteilungssystems gelaufen ist, und große Bereiche derselben aufgefüllt hat.

In den Schnitten in 5, 15 und 25 mm Höhe kann man erkennen, daß die Zircloy-Hüllrohre weitgehend vom Absorbermaterial aufgelöst wurden. Nur im Außenbereich der Brennstäbe in 5 mm Höhe kann man noch Reste des Zircaloy erkennen.

In Abbildung 12 sind diese Bereiche vergrößert dargestellt. Das unterste Bild zeigt eine Stelle mit noch voller Hüllrohrstärke. In den oberen Bildern ist mehr und mehr das Hüllrohr von der Absorberschmelze aufgelöst.

Die Abb. 13 und 14 zeigen, daß auch eine merkliche Wechselwirkung der Schmelze mit dem UO_2 der Pellets stattfindet.

In Abb. 13 sieht man in 25 mm Höhe den Übergangsbereich von Pellet zur Schmelze. Hier zeigt sich das gleiche Auflösungsverhalten wie an der Grenzfläche vom flüssigen Zircaloy zum UO_2 . Ob hierbei das in der Absorberschmelze gelöste Zircaloy eine wesentliche Rolle spielt, ist noch nicht geklärt.

Die Abb. 14 zeigt, daß die Absorberschmelze weit in das Innere des Pellets eingedrungen ist.

Zusammenfassung

Die Versuche ABS-4 bis ABS-1 mit steigender Temperatur zeigen, daß der AgInCd-Edelstahlhüllrohr-Absorberstab mit Zry-Führungsrohr und Inconel-Abstandshalter bei $1200^{\circ}C$ versagt. Die austretende Schmelze durchdringt gleichzeitig das Führungsrohr und verteilt sich im Bündel.

Die Versagenstemperatur des Absorberstabes liegt mit $1200^{\circ}C$ deutlich niedriger als die Schmelztemperatur des Edelstahlführungsrohres. Nach unserer Erkenntnis spielt hierbei die Legierungsbildung zwischen dem Inconel des Abstandshalters und dem Zircaloy des Führungsrohres eine merkliche Rolle. Versuche mit Edelstahlführungsrohr und Inconelabstandshalter führte erst bei $1350^{\circ}C$ zum Versagen des Absorberstabes.

Eine merkliche Wechselwirkung zwischen dem Edelstahl des Absorberrohres und dem Absorbermaterial konnte nicht festgestellt werden. Dagegen wird das Zircaloy des Führungsrohres und der Brennstabhüllrohre vom Absorbermaterial angegriffen.

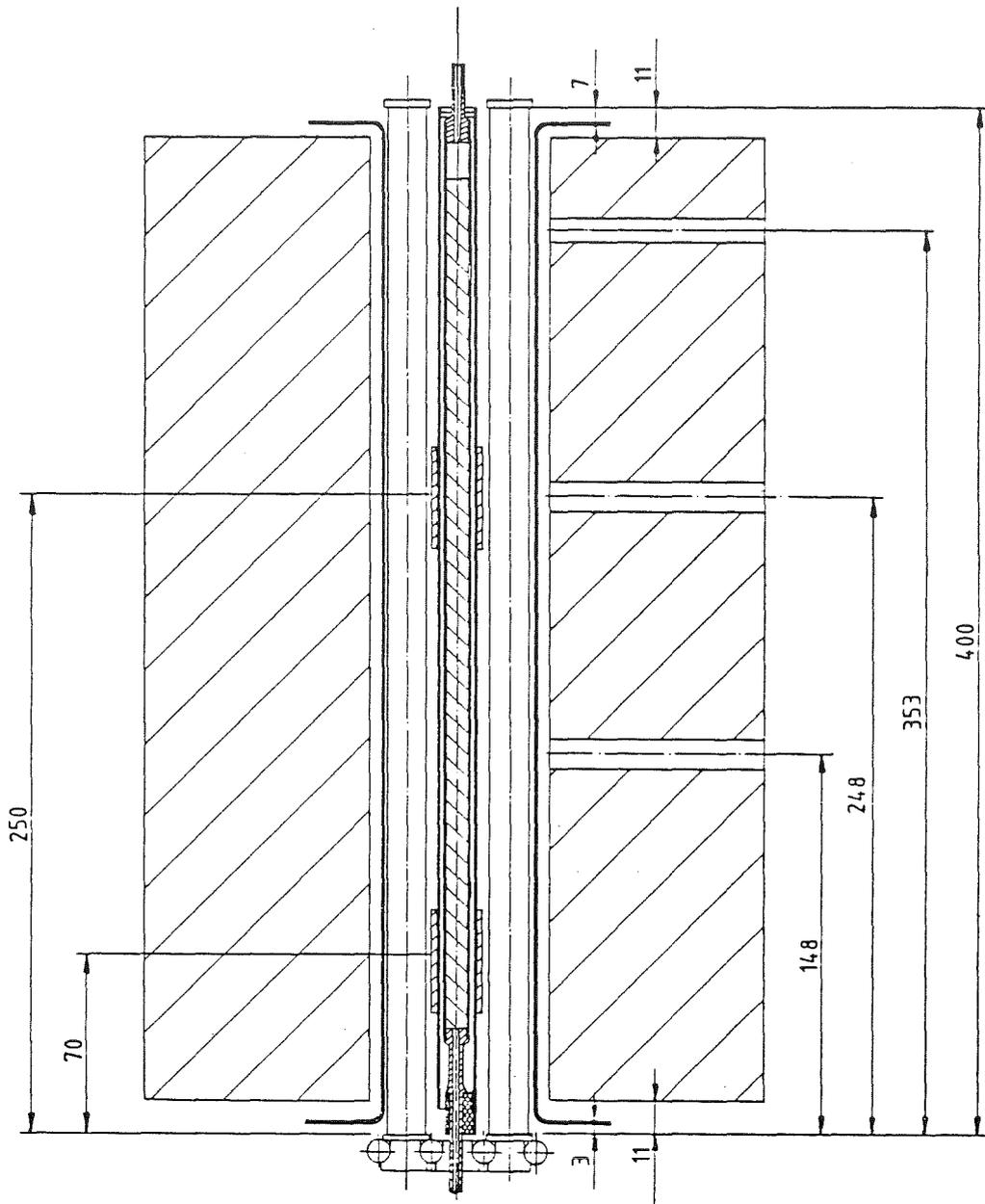
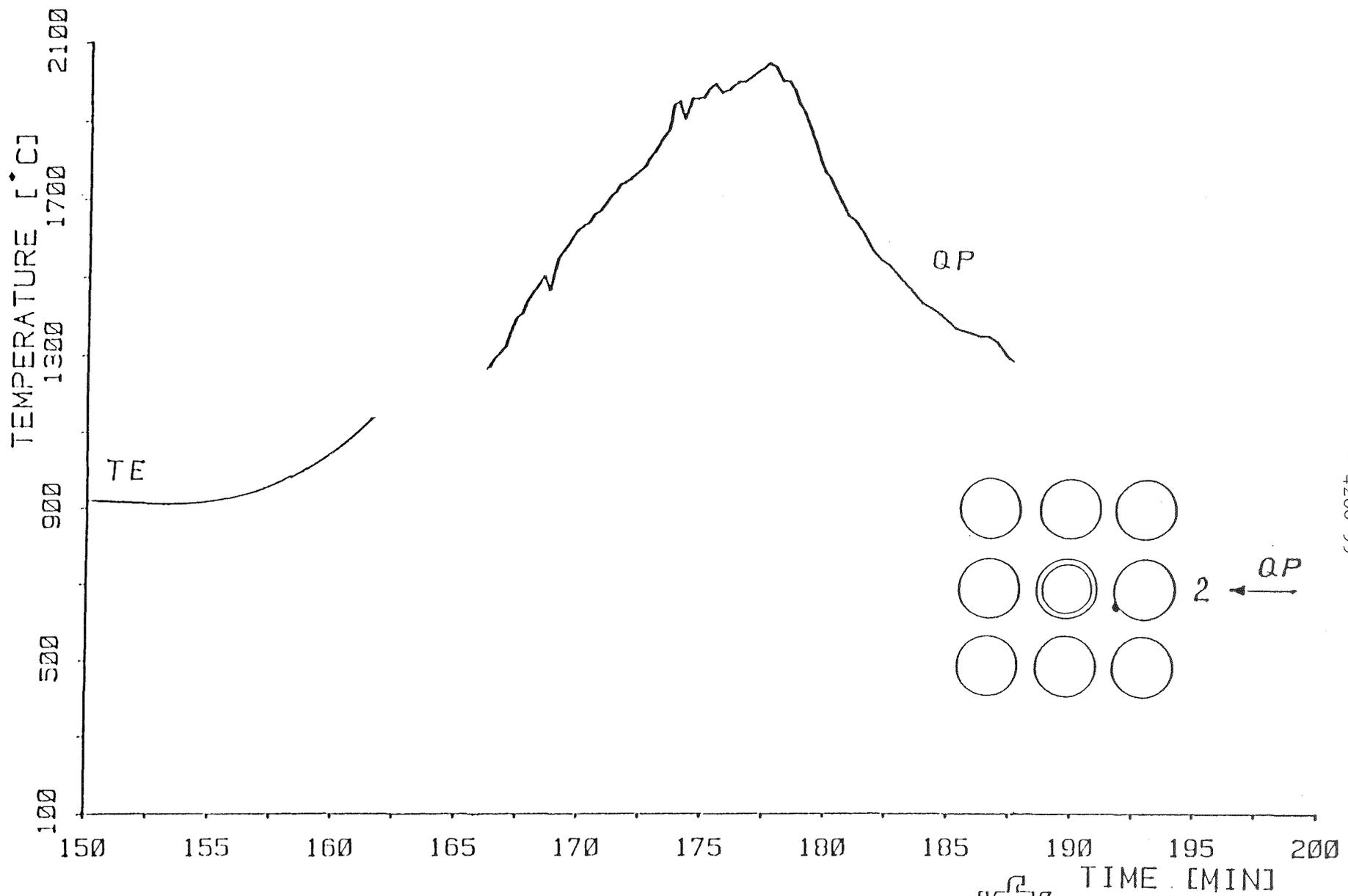


Abb. 06.01.16-1

VERSUCHSANORDNUNG FÜR DIE ABSORBERVERSUCHE MIT $Ag^{110}Cd$.



- 4200-99 -



Abb. 06.01.16-2
 TEMPERATURVERLAUF AUF DEM HÜLLROHR DES BRENNSTABSIMULATORS IN
 250 MM HÖHE. MESSUNG MIT THERMOELEMENT (TE) UND QUOTIENTENPYROMETER (QP);
 ABS-1

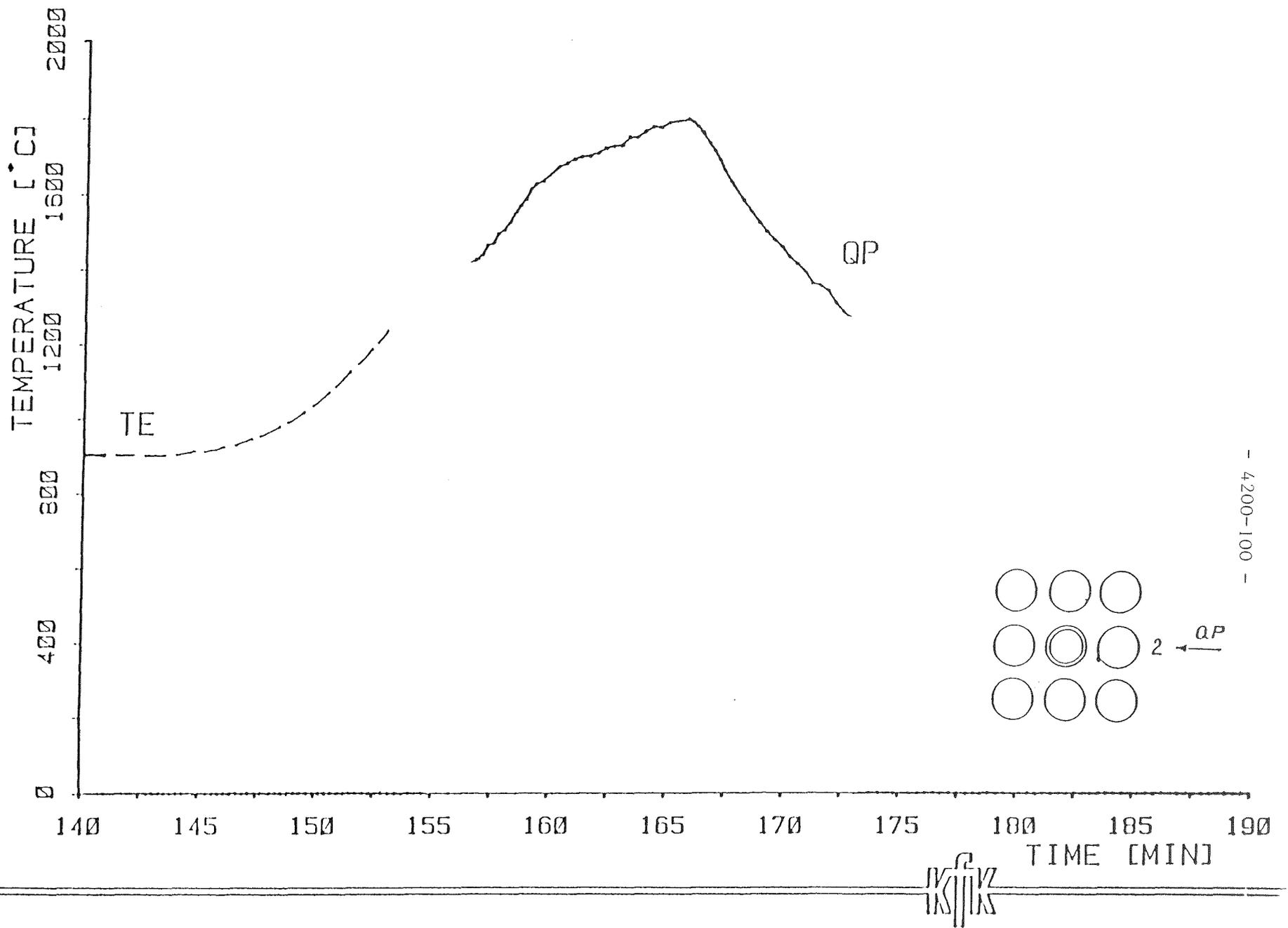


ABB. 06.01.16-3

TEMPERATURVERLAUF AUF DEM HÜLLROHR DES BRENNSTABSIMULATORS IN 250 MM HÖHE.
 MESSUNG MIT THERMOELEMENT (TE) UND QUOTIENTENPYROMETER (QP); ABS-2

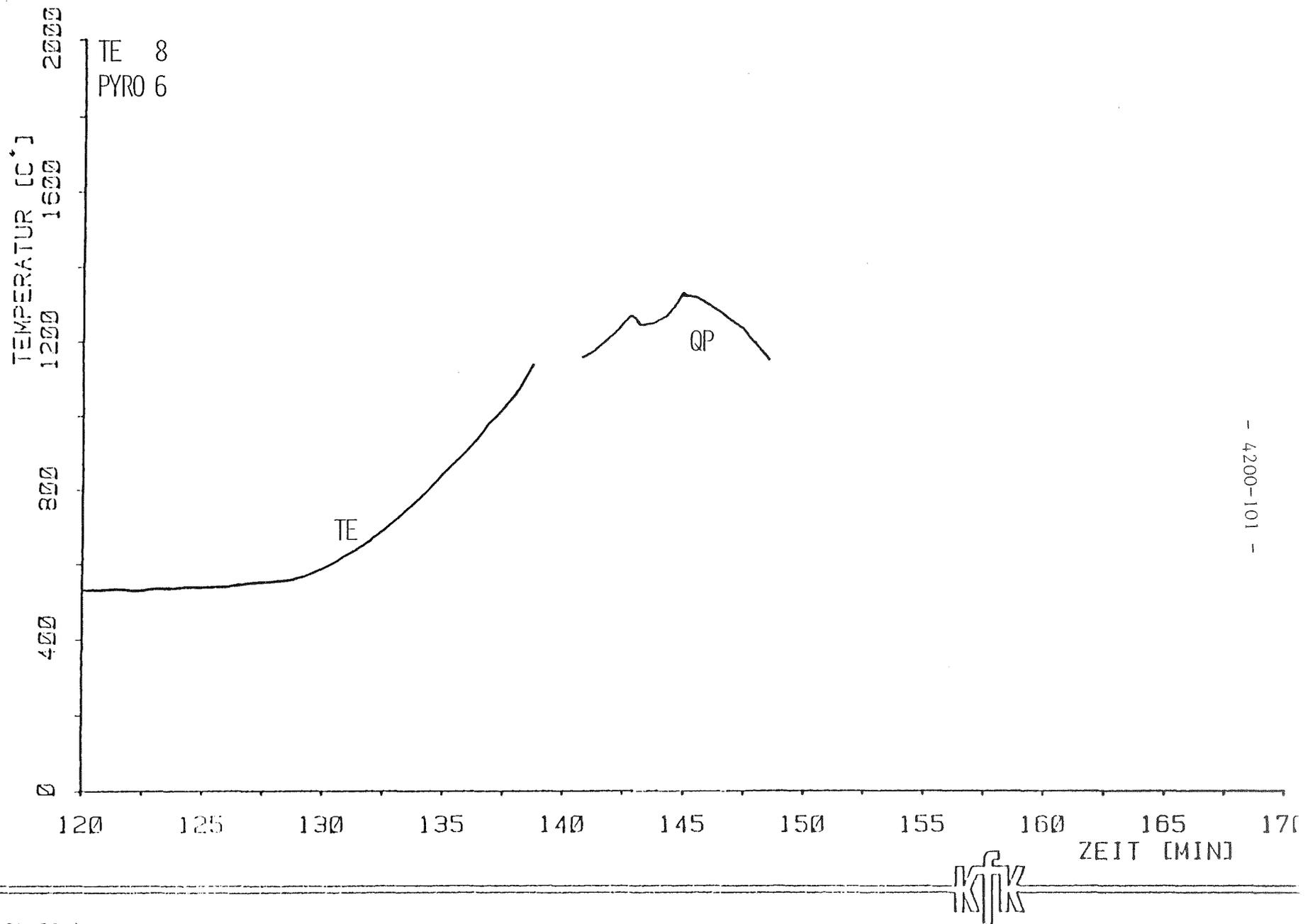


Abb. 06.01.16-4

TEMPERATURVERLAUF AUF DEM HÜLLROHR DES BRENNSTABSIMULATORS IN 250 MM HÖHE.
MESSUNG MIT THERMOELEMENT (TE) UND QUOTIENTENPYROMETER (QP); ABS-3



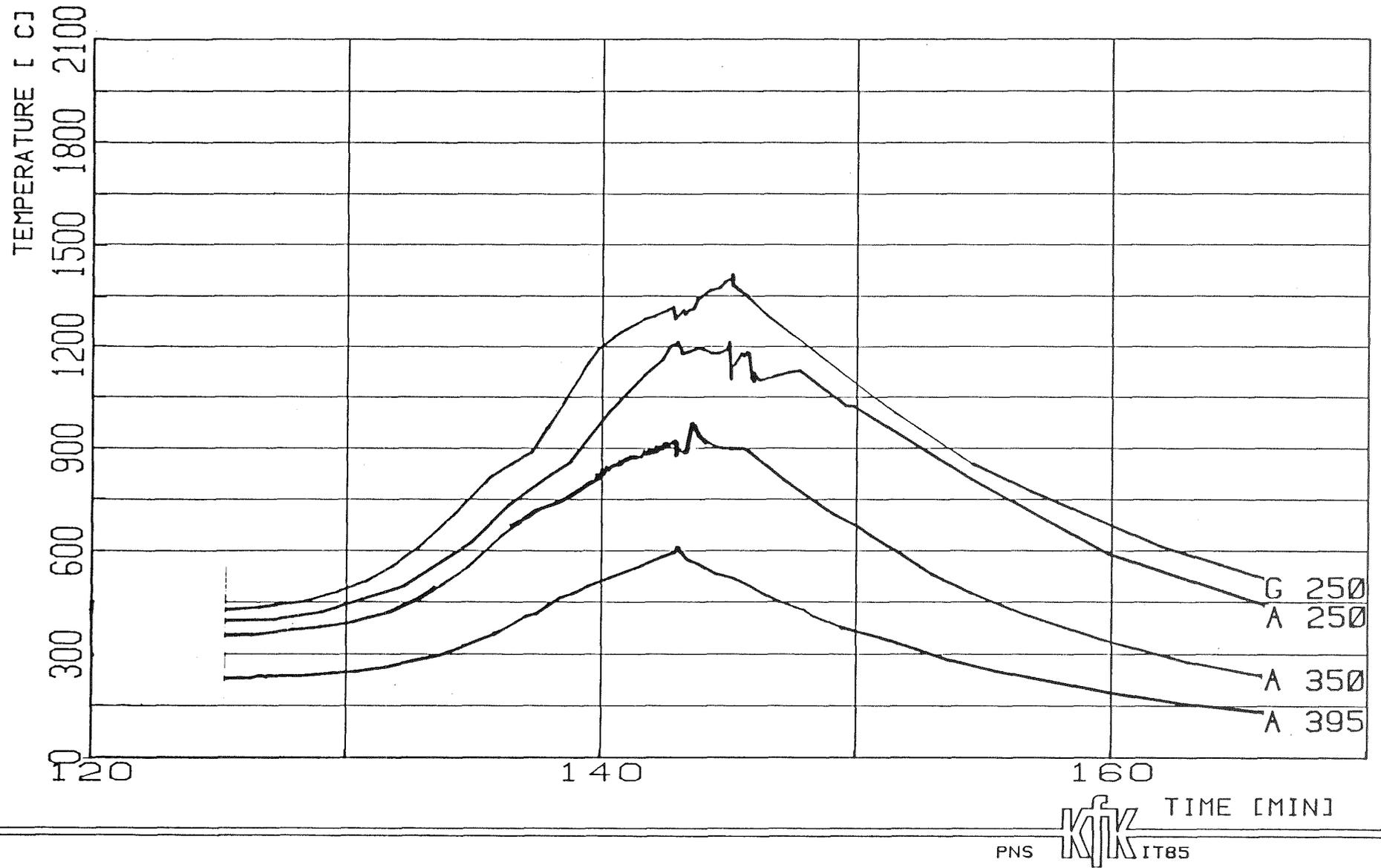
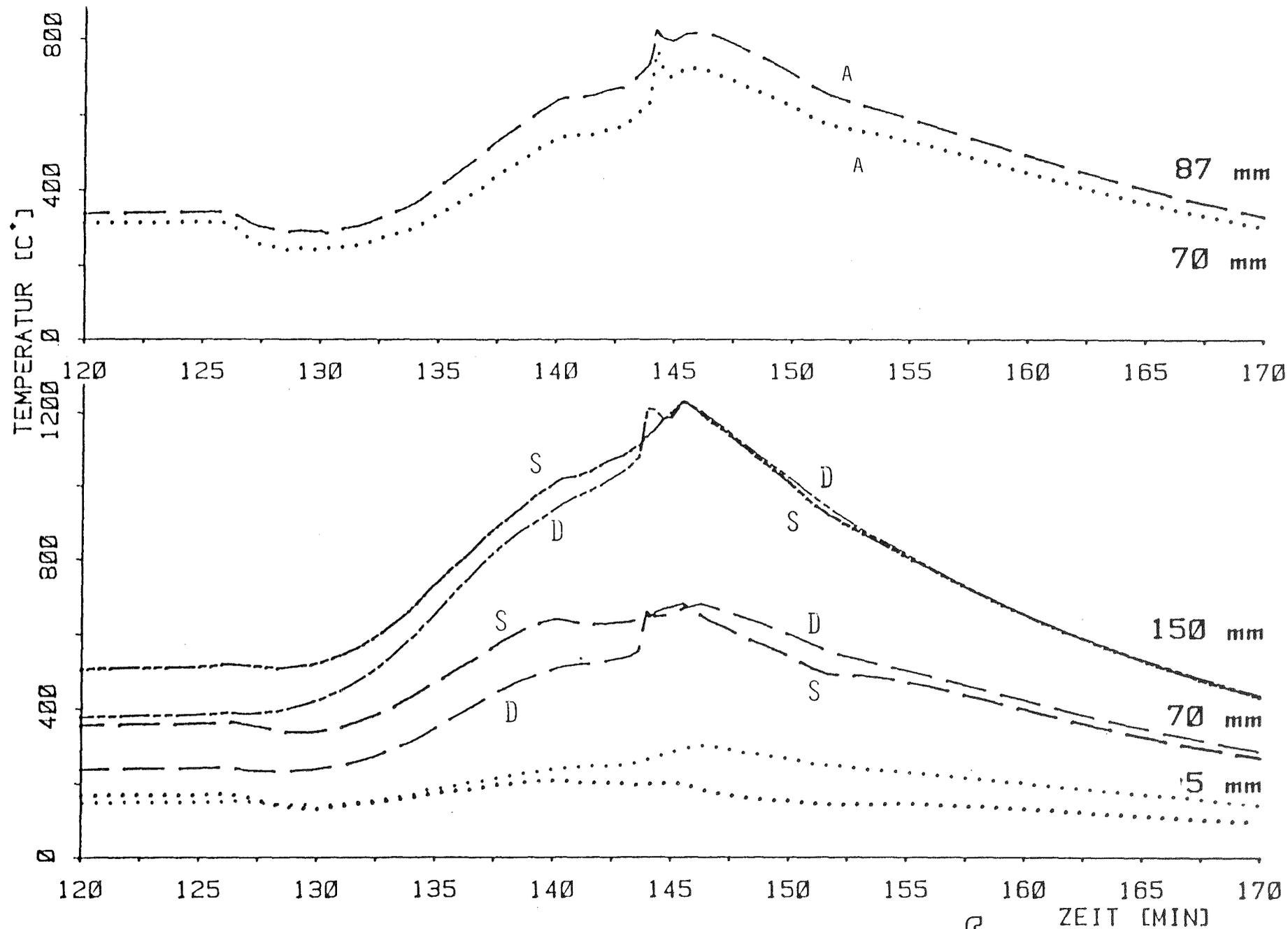


Abb. 06.01.16-4A

TEMPERATURVERLAUF AM FÜHRUNGSROHR (G) IN 250 MM, AM ABSORBERSTAB (A) IN 250 MM, 350 MM UND 395 MM HÖHE (ABS-3)

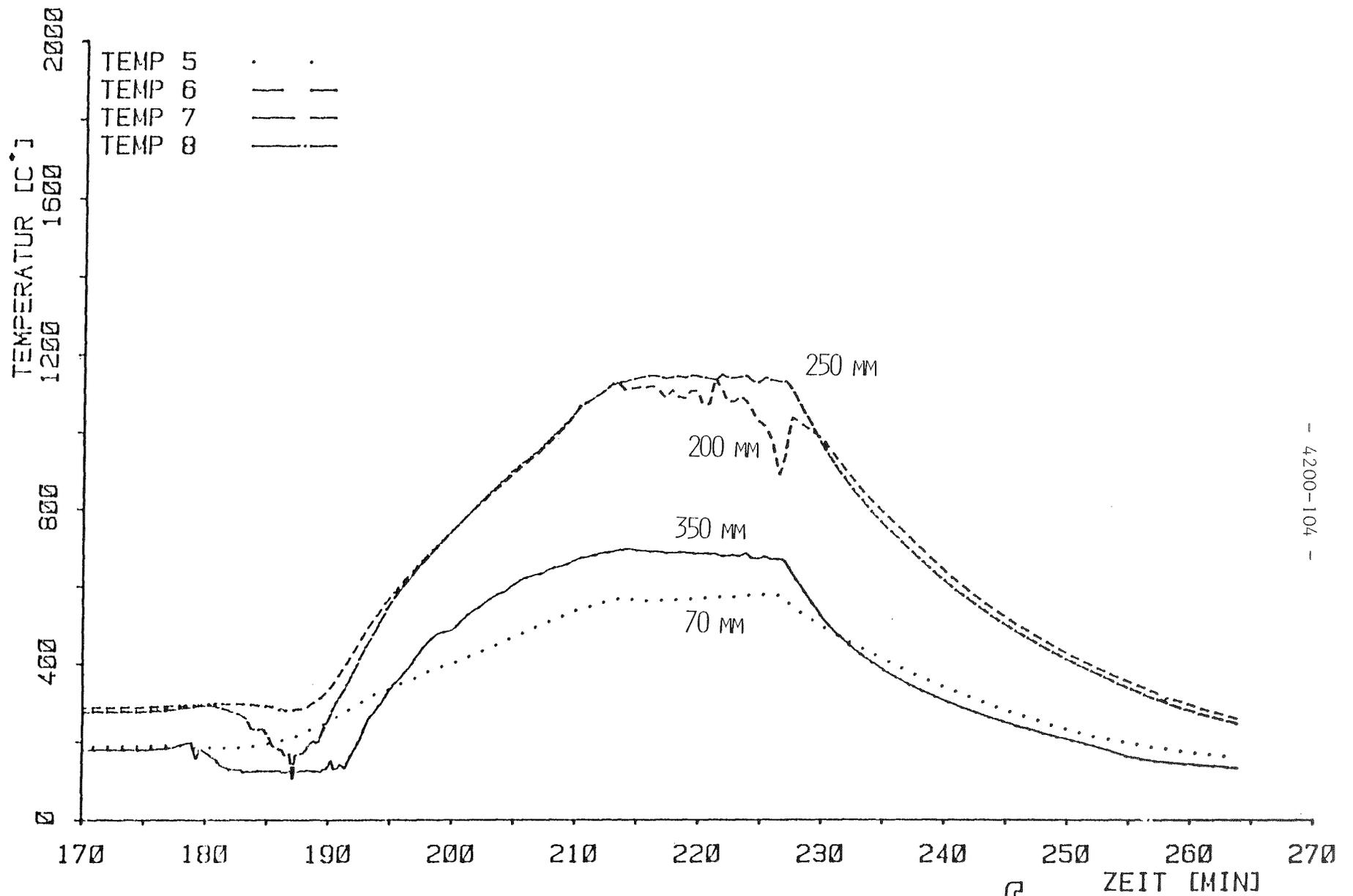


- 4200-103 -



Abb. 06.01.16-4B

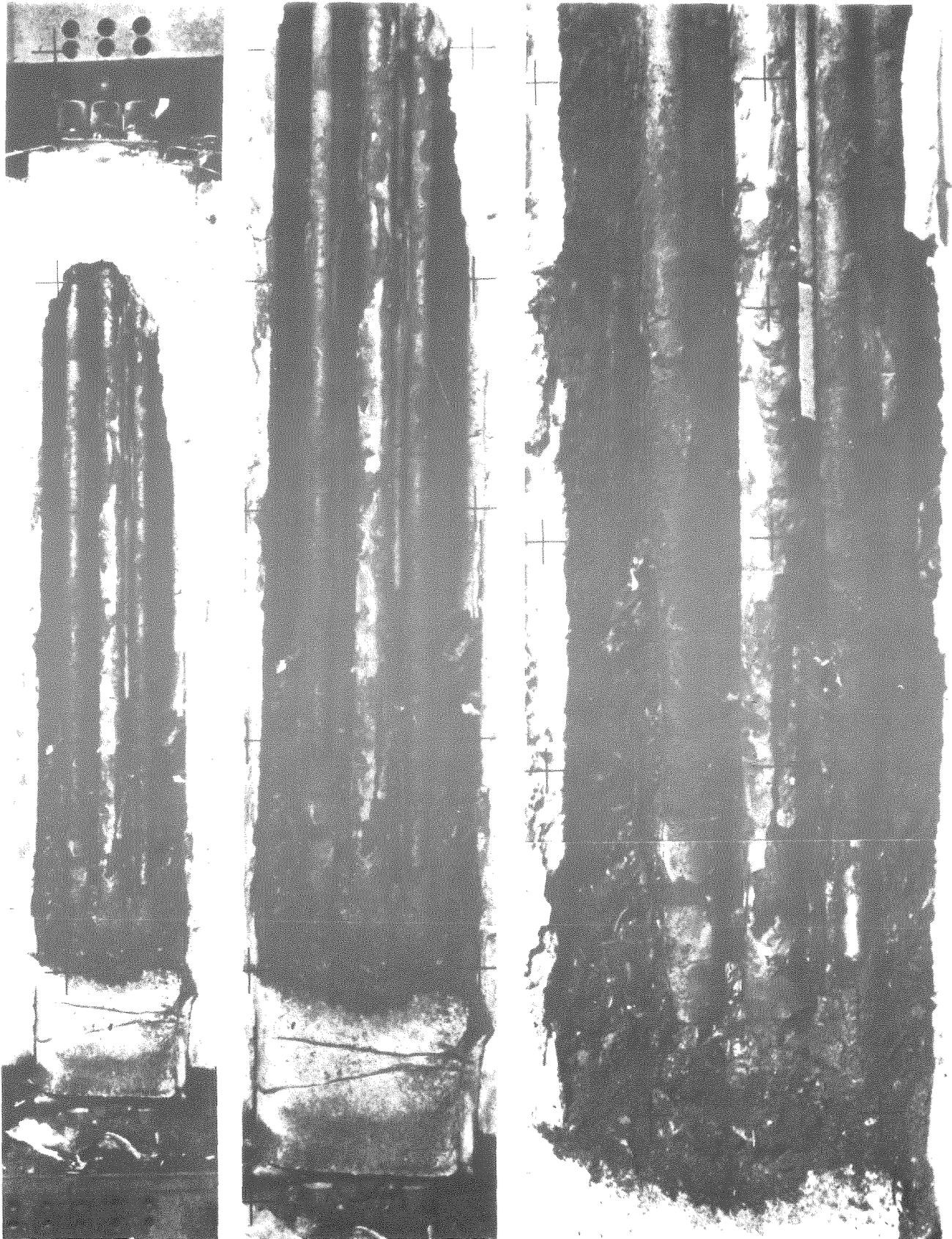
TEMPERATURVERLAUF AM ARSTANDSHALTER (A), NERFENSTAB (S) UND DAMPFLEHRUNGSRÖHR (D) IN DEN ANGEGBENEN HÖHEN (ABS-3)



- 4200-104 -



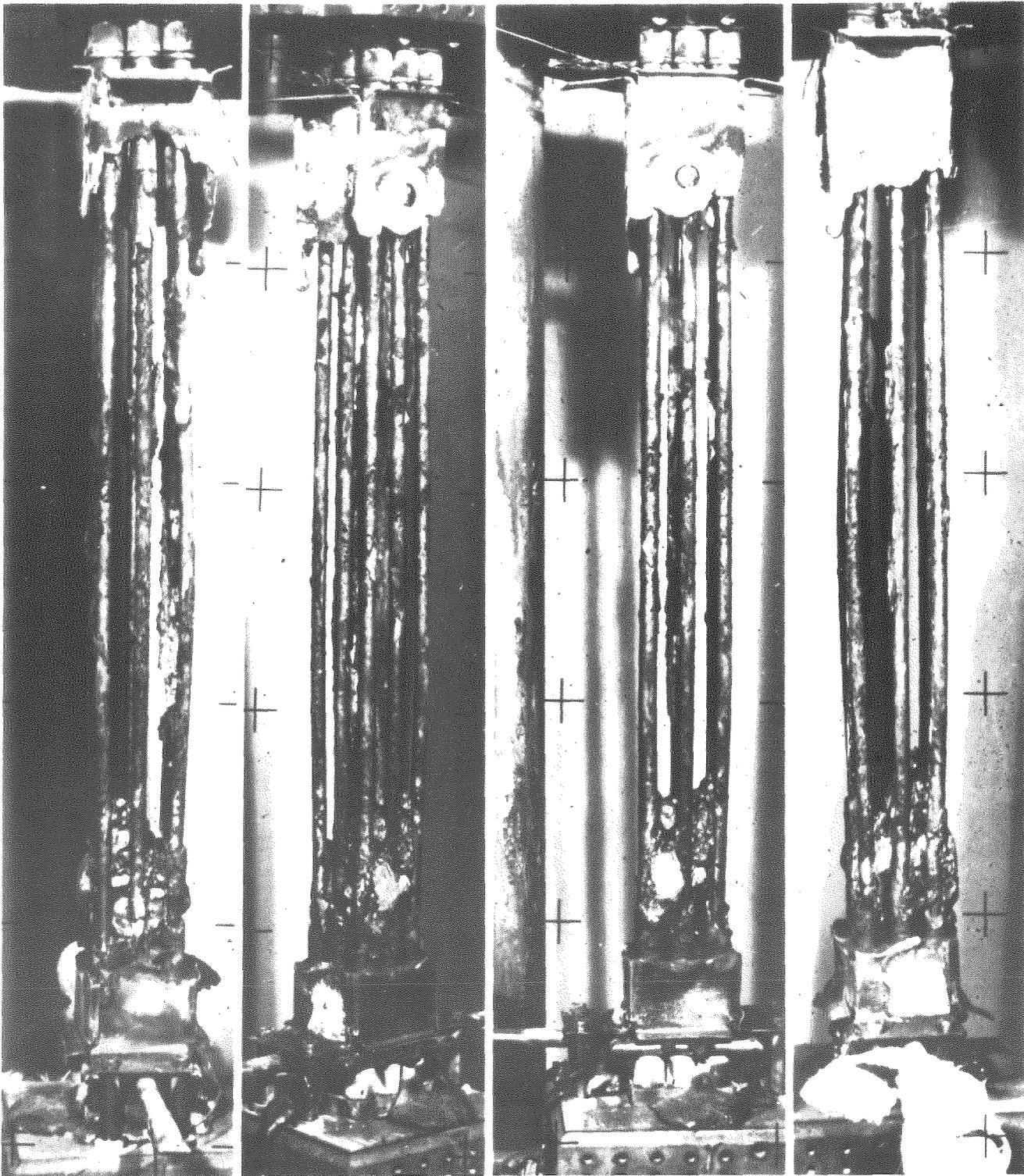
ABB. 06.01.16-5
 TEMPERATURVERLAUF IN VERSCHIEDENEN HÖHEN DER HÜLLROHROBERFLÄCHE.
 MESSUNG MIT THERMOELEMENTEN (ABS-4)



KfK

ABB. 06.01.16-6

SEITENANSICHT DES BÜNDELS AES-1 NACH ENTFERNEN DER VORDEREN ISOLATION



KfK

Abb. 06.01.16-7

AUFNAHME DES BÜNDELS VON VERSCHIEDENEN SEITEN NACH ENTFERNEN DER ISOLATION UND ABTRAGEN DER LOCKEREN SCHICHT ZERBRÖSELTEN MATERIALS (ABS-1)

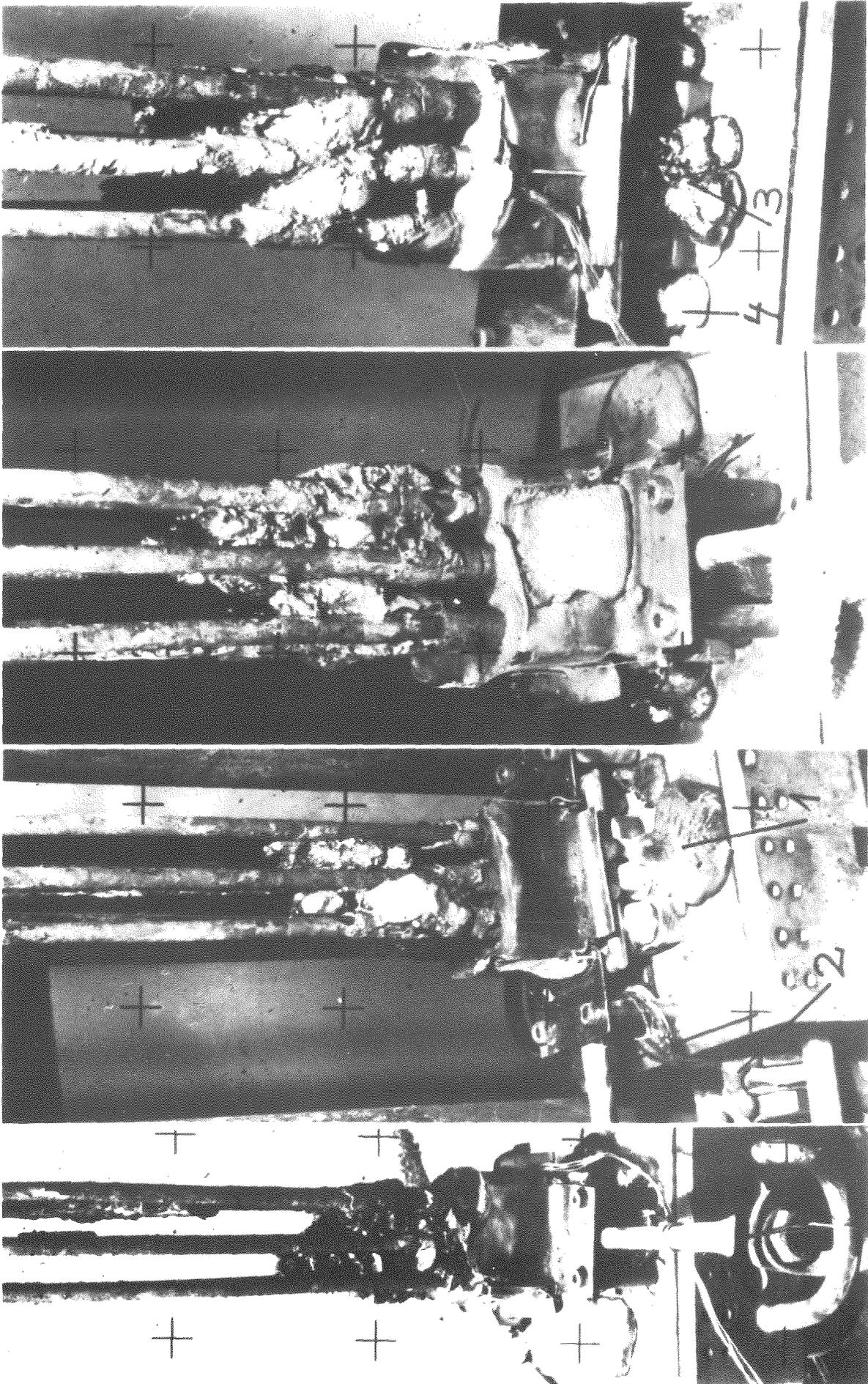


Abb. 06.01.16-8
AUFNAHMEN VOM UNTEREN ENDE DES BÜNDELS NACH ENTFERNEN DER ZERBRÖSELTEN
SCHICHT (ABS-1)

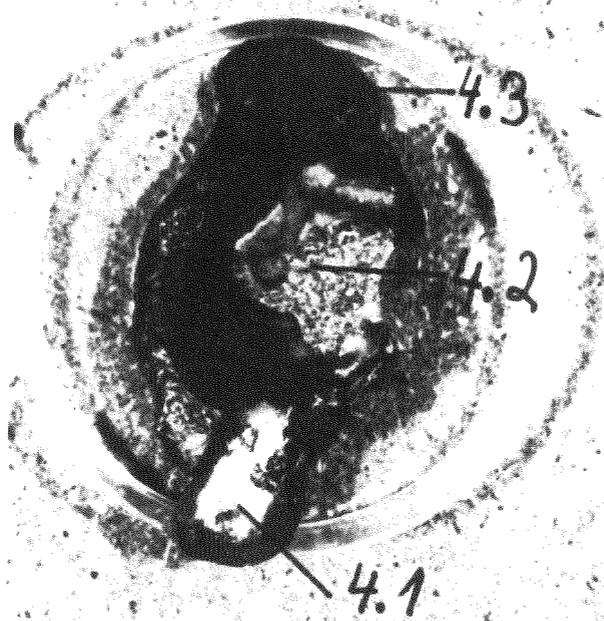


ABB. 06.01.16-9

PROBENAHMESTELLEN AN DER PROBE 4 (ABS-1)

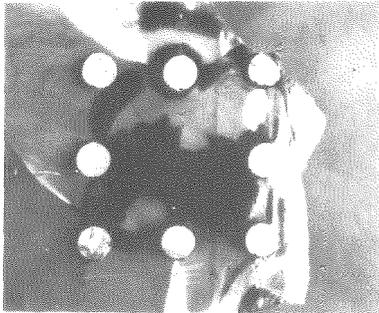
| Probe | Ag/In/Cd | Fe | Ni | Cr | U | Zr | Sn |
|-------|---|--|--------------|--------------|--------------|--------------|--------------|
| 1 | Cd concentration reduced to 25-50% of original concentration | 1.8-5.1 % | 2.3-3.9 % | 0.8-1.7 % | 0.9-4.1 % | 4.0-5.8 % | 0.6-1.0 % |
| 2 | | | | | | | |
| 3.1 | | | | | | | |
| 4.2 | | | | | | | |
| 3.2 | Nearly original composition | No other components besides 0.01-0.68% Zr | | | | | |
| 4.1 | | | | | | | |
| 4.3 | | | | | | | |

ABB. 06.01.16-10

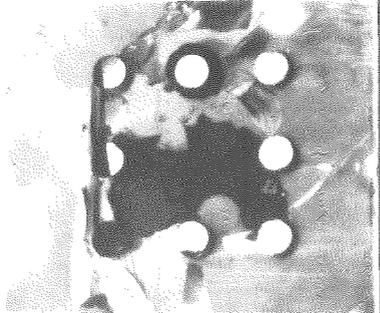
ANALYSENERGEBNISSE DER ERSTARRTEN SCHMELZE BEIM VERSUCH ABS-1

ABB. 06.01.16-11

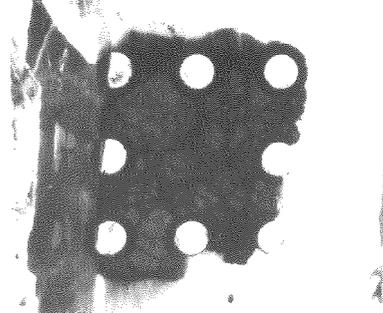
QUERSCHNITTE DER ERSTARRTEN SCHMELZKLUMPEN (AES-1)



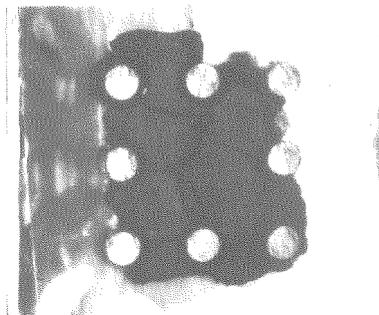
95mm



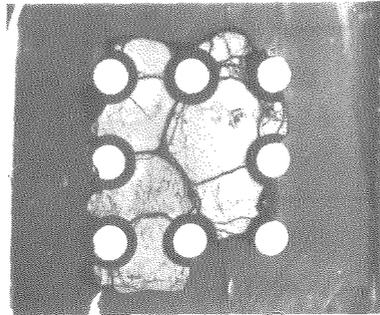
88mm



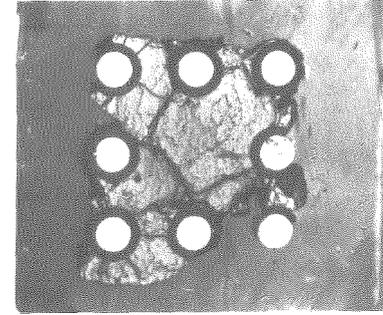
75mm



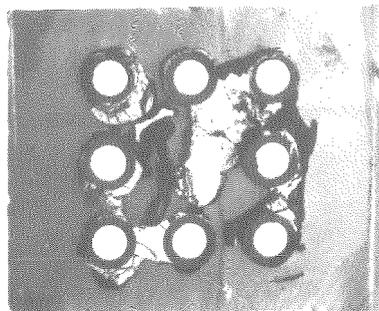
68mm



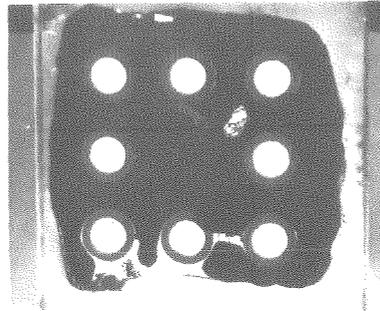
65mm



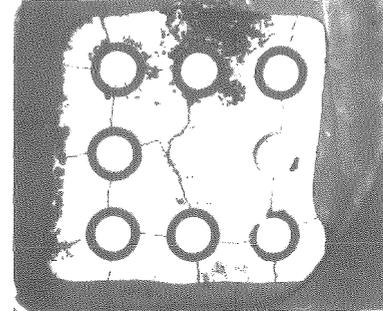
55mm



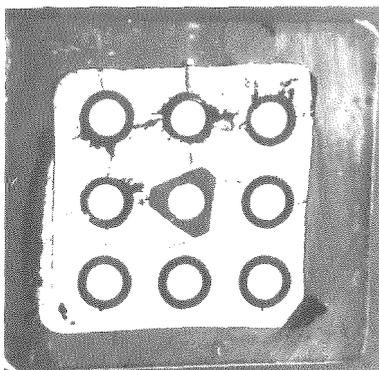
45mm



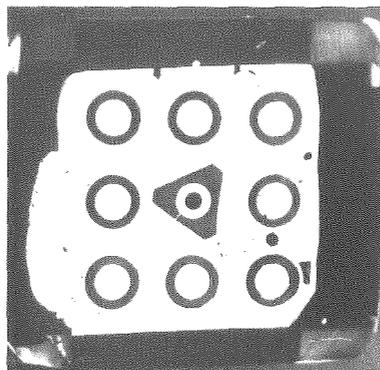
35mm



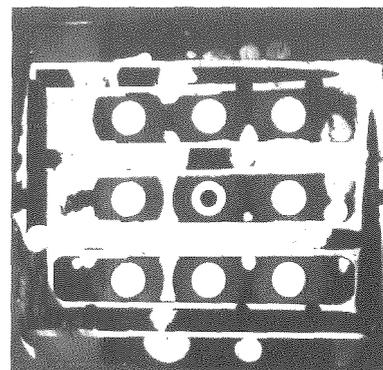
25mm



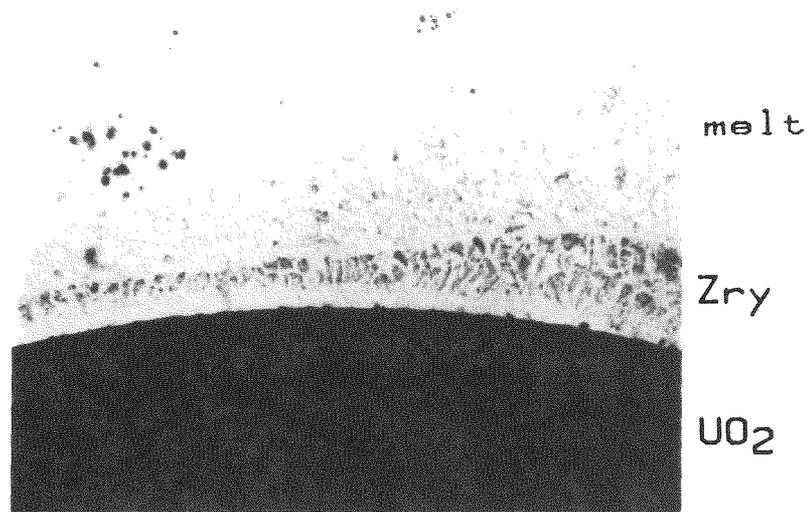
15mm



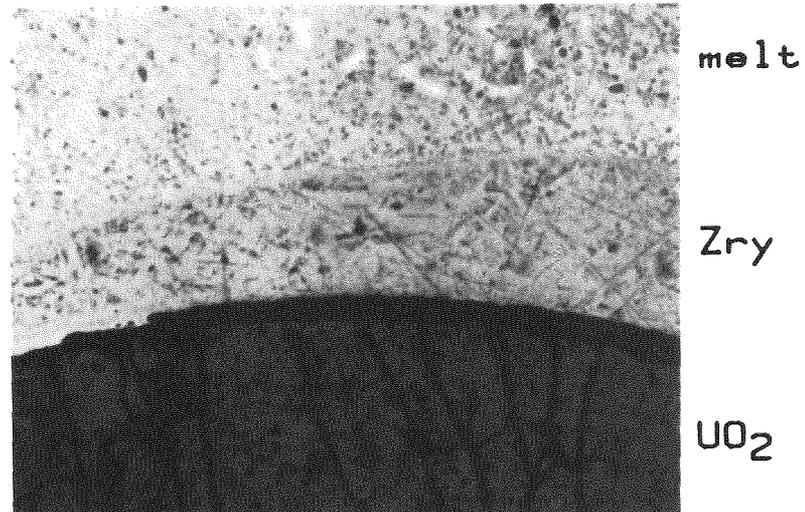
5mm



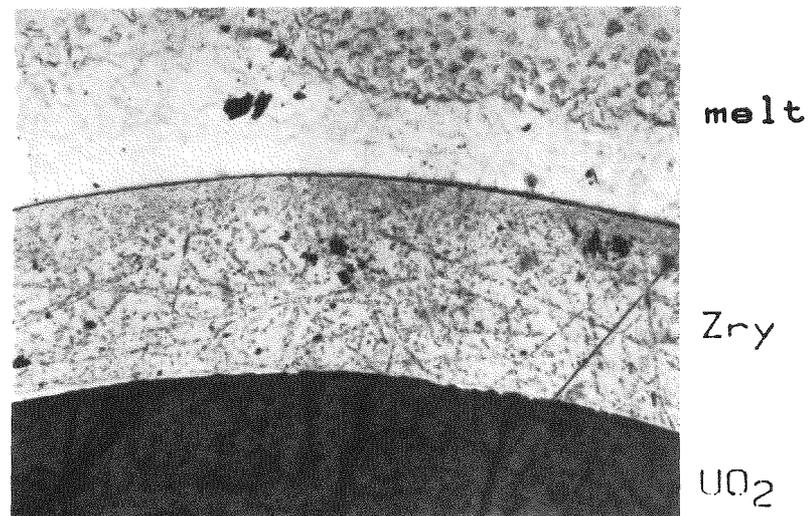
-5mm



50x



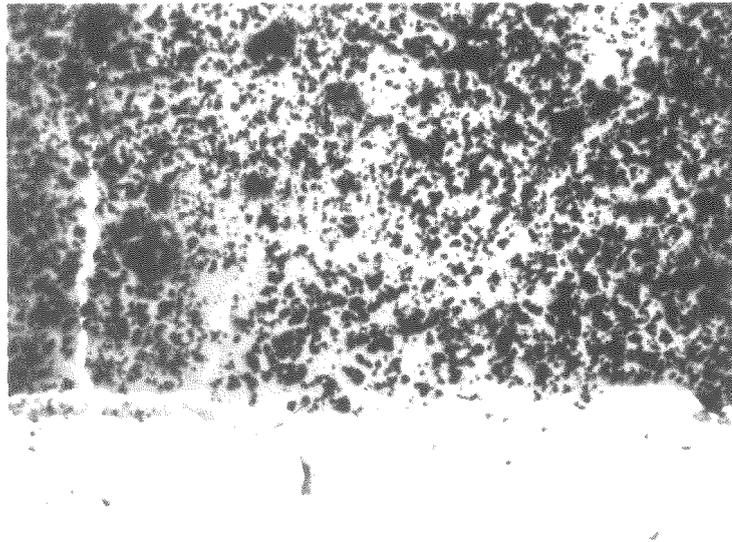
50x



50x

KIK

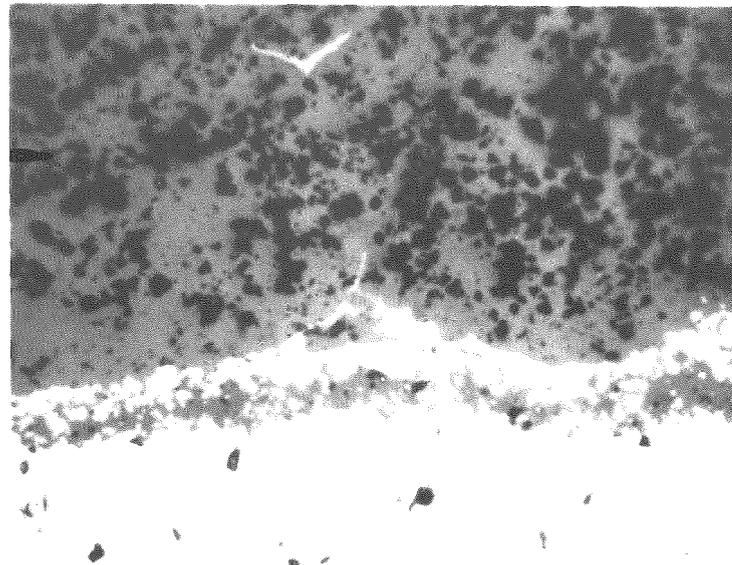
ABB. 06.01.16-12
QUERSCHNITT IN 5 MM HÖHE FÜR POSITIONEN MIT VERSCHIEDENEM AUFLÖSUNGS-
GRAD DES FÜLLROHRS DURCH DAS ABSORBERMATERIAL (ABS-1)



UO₂

Refrozen
melt

200x



UO₂

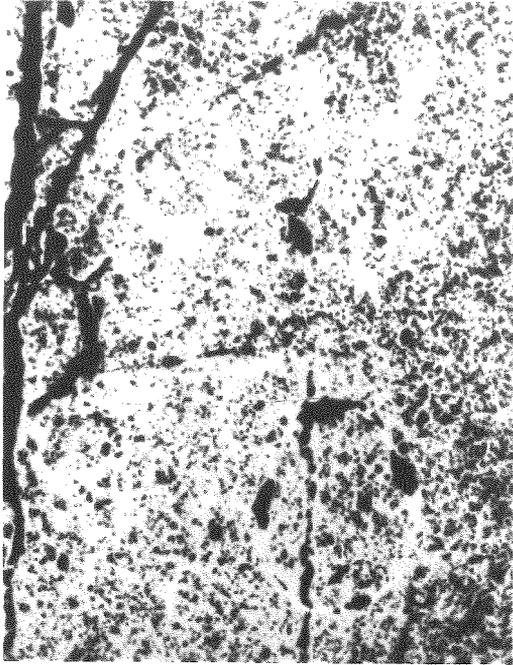
Refrozen
melt

500x

The logo for KfK (Karlsruhe Institute of Technology) is located at the bottom right of the page. It consists of the letters 'KfK' in a stylized, bold font.

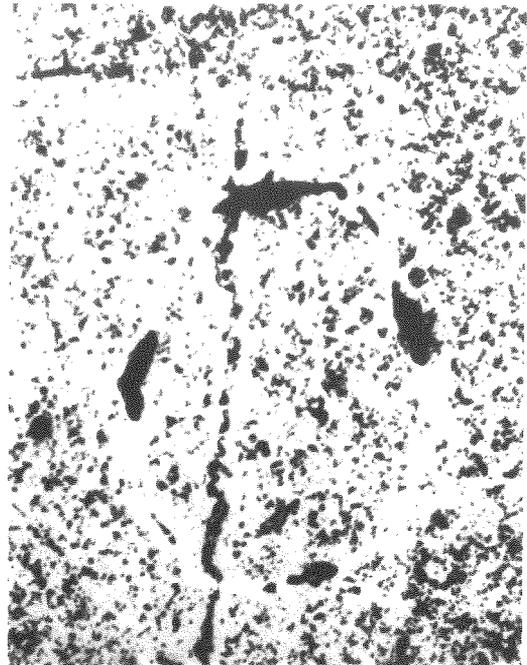
ABB. 06.01.16-13

WECHSELWIRKUNG ZWISCHEN PELLET UND ABSORBERSCHMELZE.
QUERSCHNITT STAB 3 IN 25 MM HÖHE (ABS-1)



100x

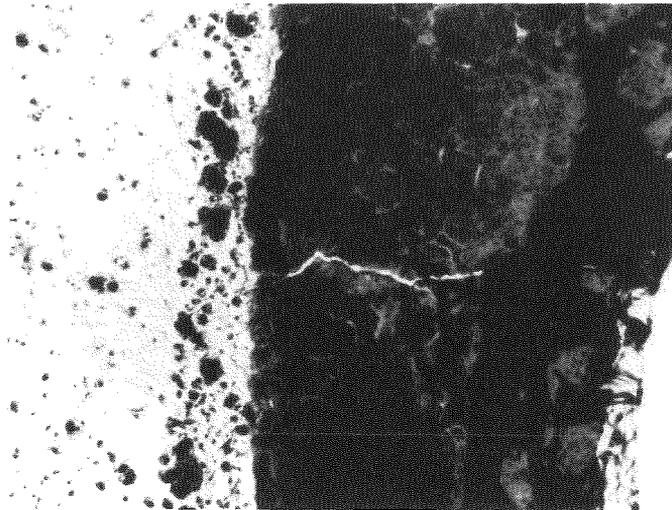
UO₂



200x

UO₂

melt



UO₂

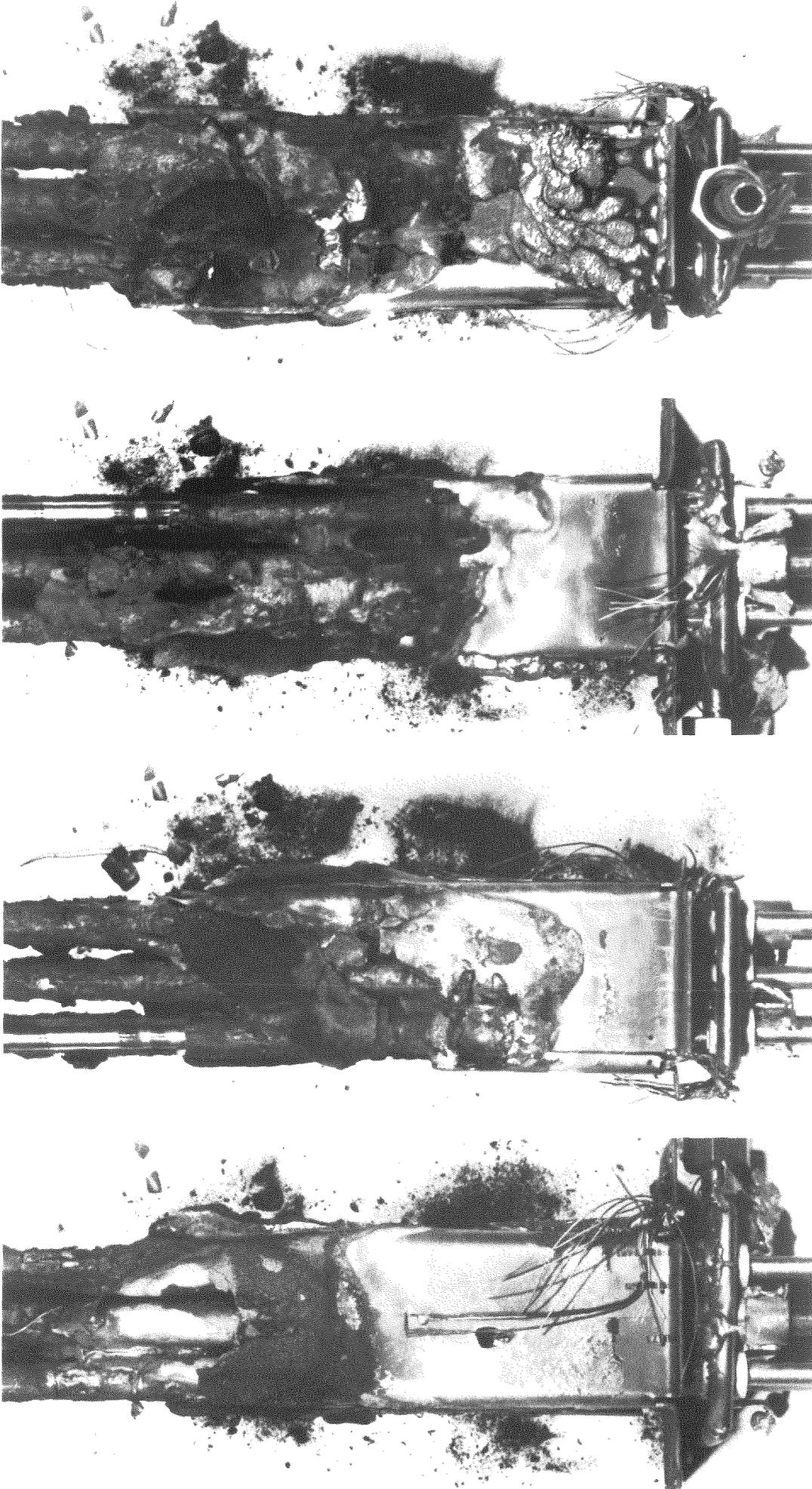
50x

Abb. 06.01.16-14
EINDRINGEN DER ABSORBERSCHMELZE IN DAS PELLET.
QUERSCHNITT IN 25 MM HÖHE (ABS-1)



ABB. 06.01.16- 15

SEITENANSICHT DES BÜNDELS ABS-2 NACH ENTFERNEN DER VORDEREN ISOLATION.



KfK

ABB. 06.01.16-16
DIE VIER SEITEN DES UNTEREN BÜNDELBEREICHS (ABS-2)

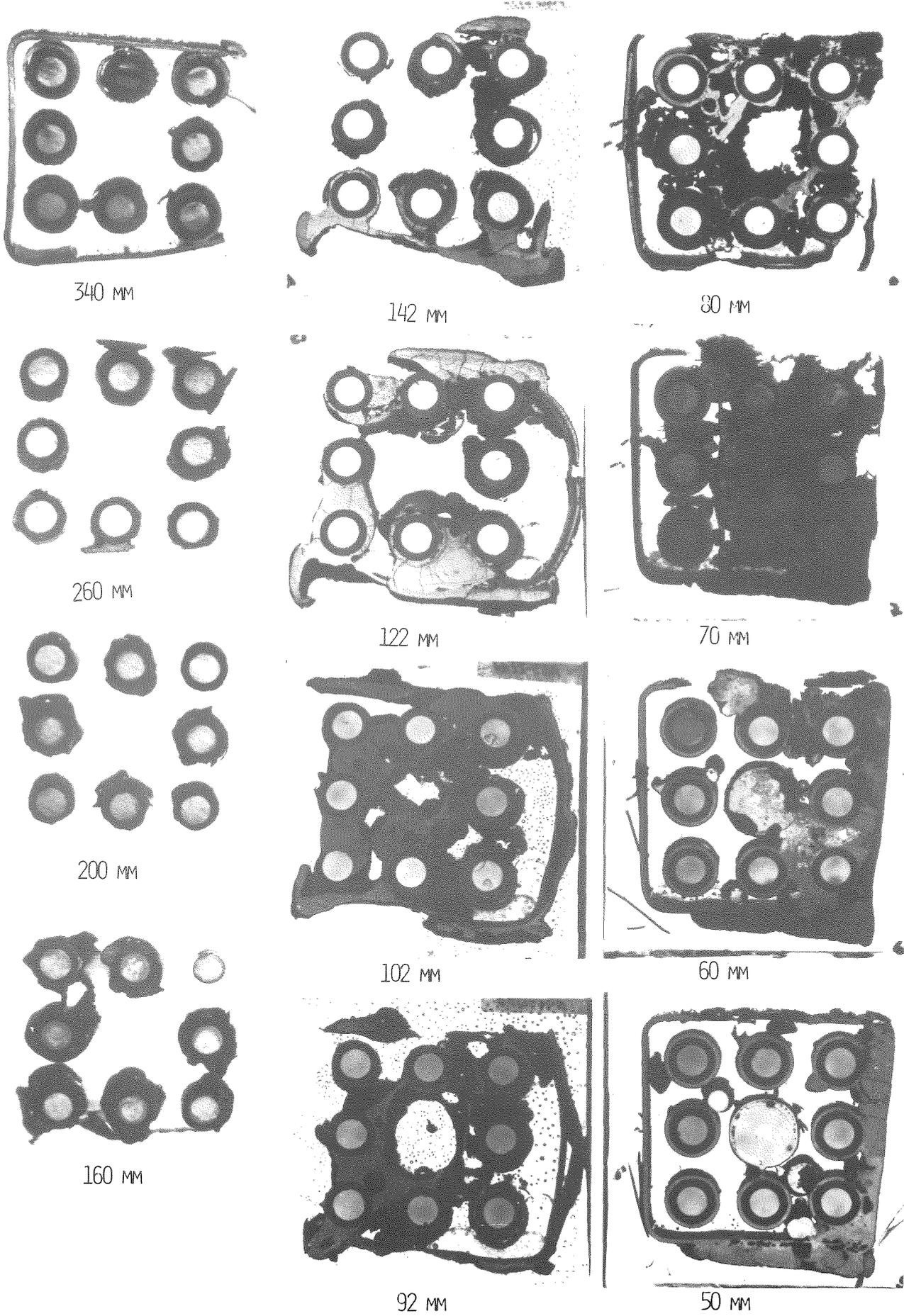


ABB. 06.01.16-17

QUERSCHNITTE DES BÜNDELS ABS-2 IN DEN ANGEBOENEN HÖHEN.

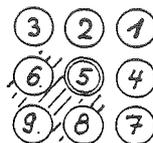
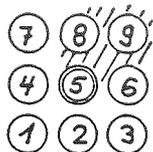
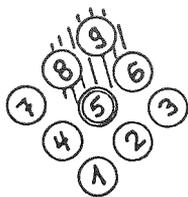
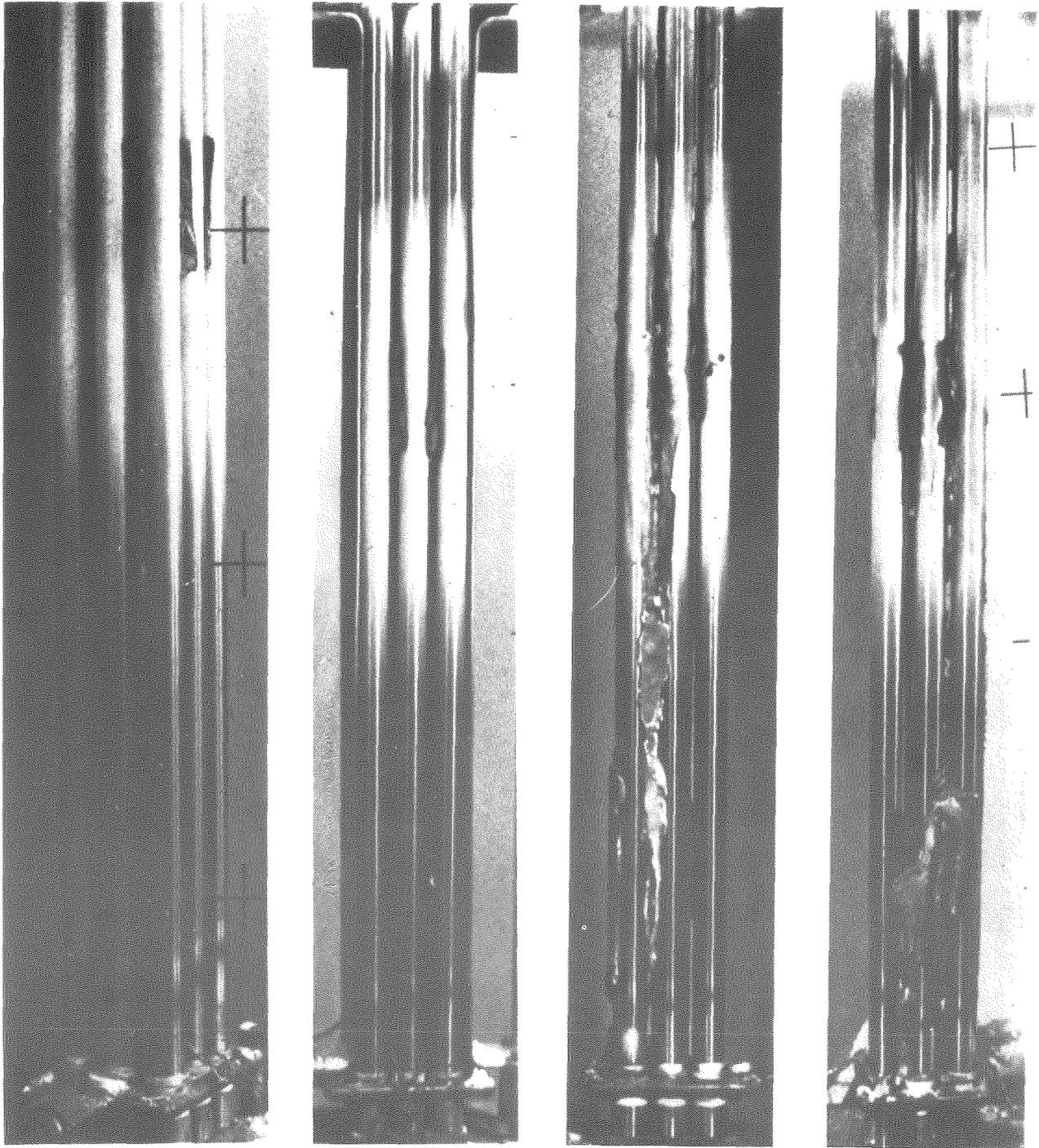


ABB. 06.01.16-18
BÜNDEL ABS-3 NACH ENTFERNEN DES ZIRCALOY-KASTENS

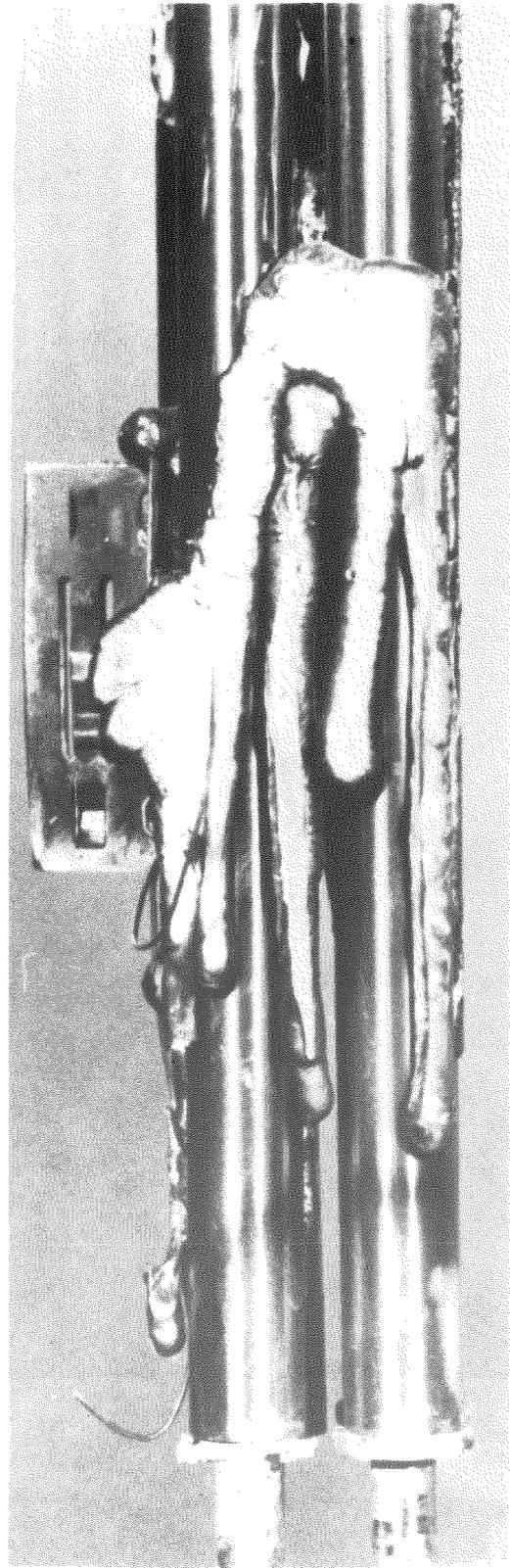
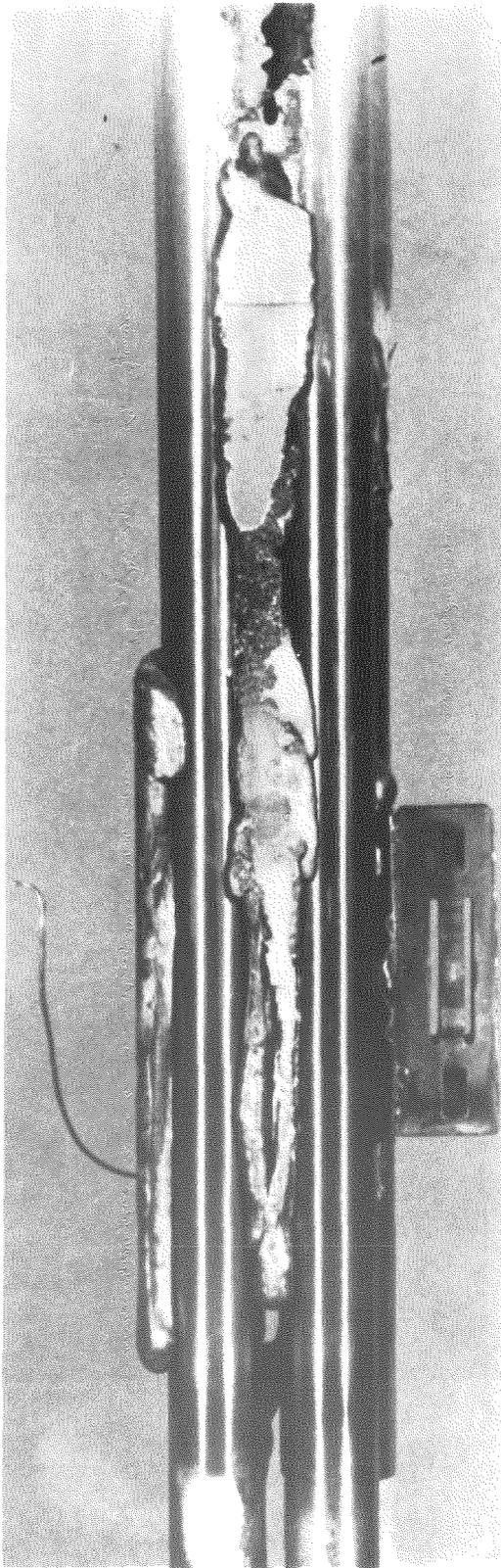


Abb. 06.01.16-19

ERSTARRETE ABSORBERSCHMELZE IM UNTEREN BEREICH DES BÜNDELS ABS-3

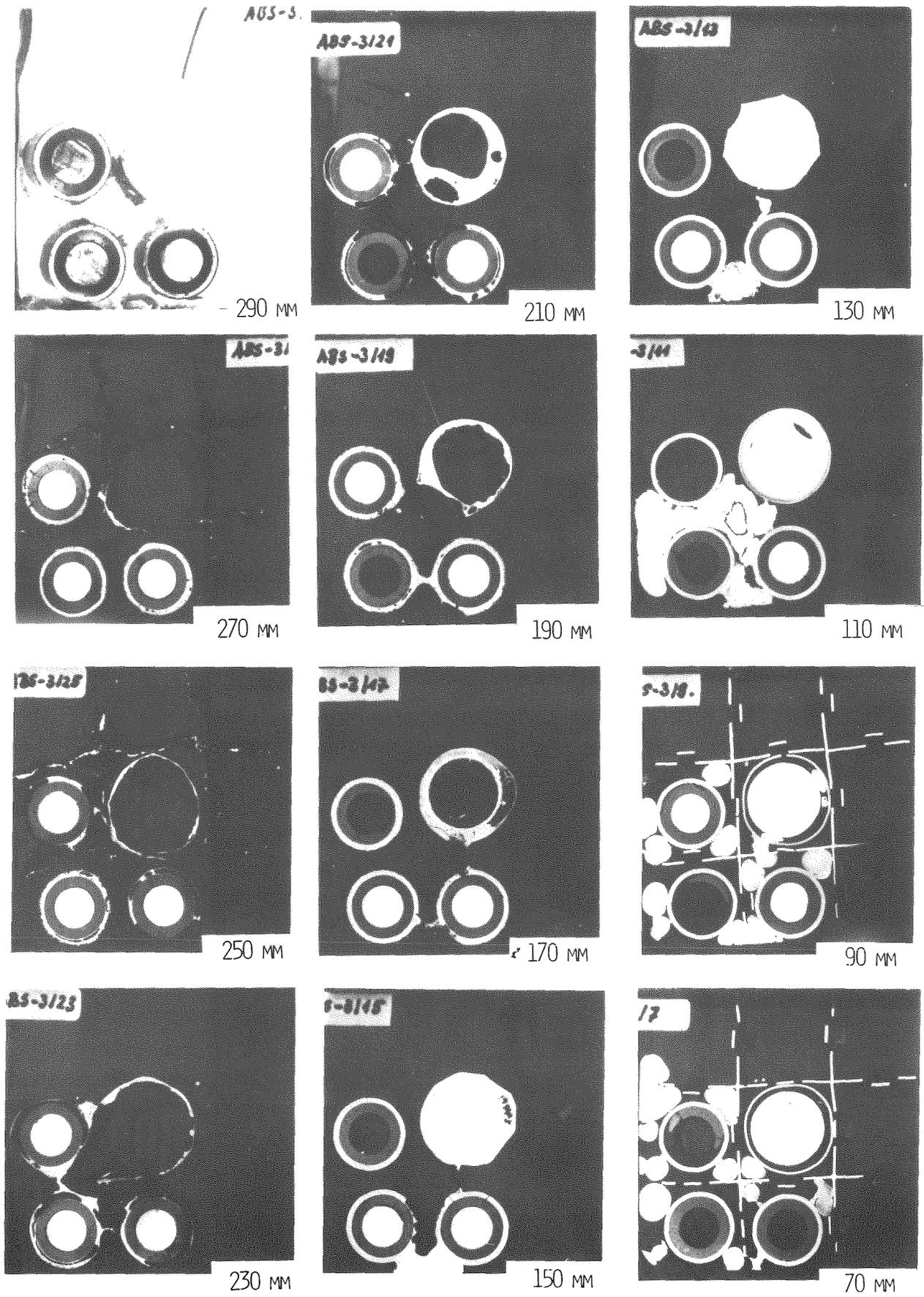


ABB. 06.01.16-20
QUERSCHNITTE DES RESTBÜNDELS ABS-3

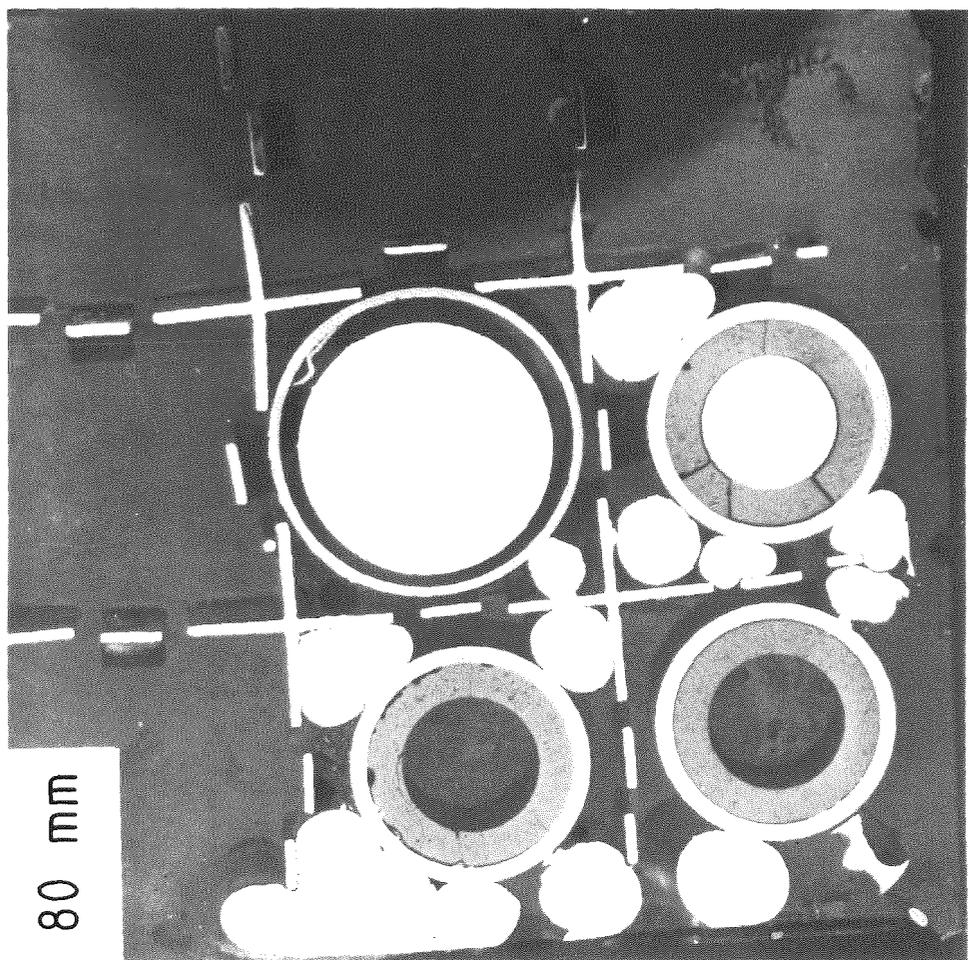
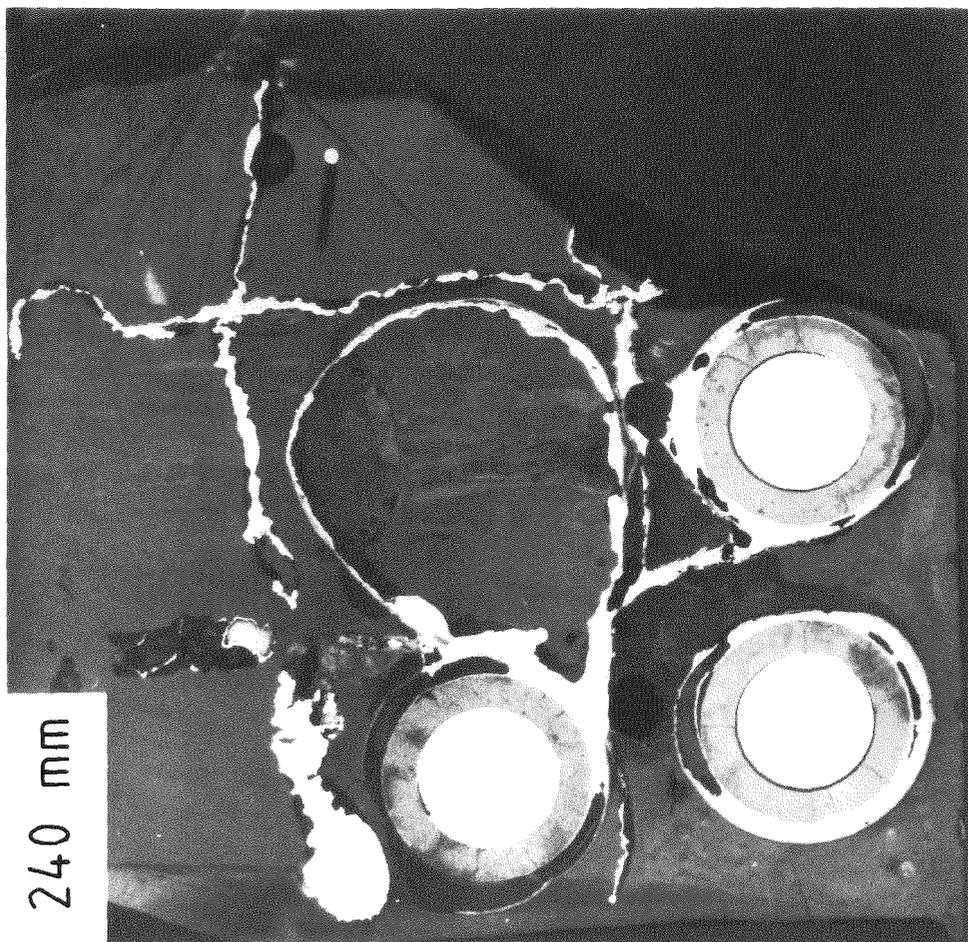
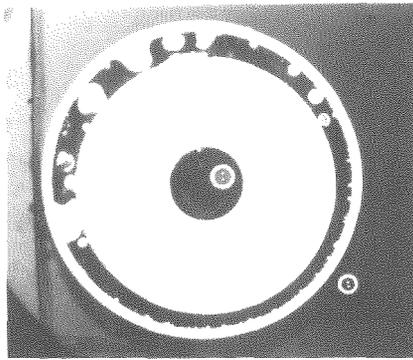
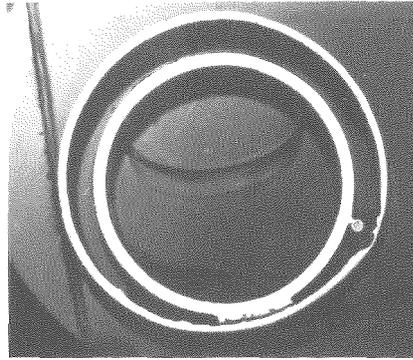


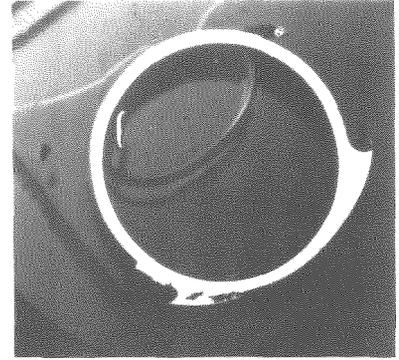
ABB. 06.01.16-21
QUERSCHNITTE IN HÖHE DES UNTEREN UND OBEREN ABSTANDSHALTERS (ABS-3)



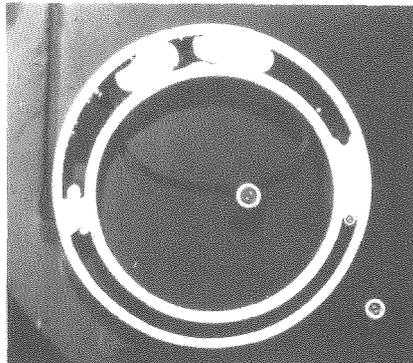
390 MM



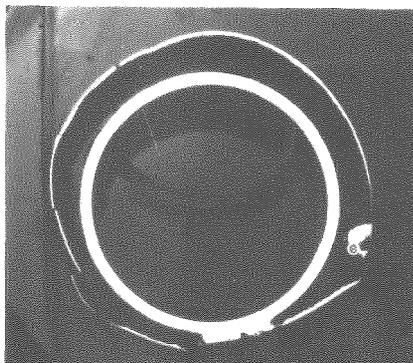
350 MM



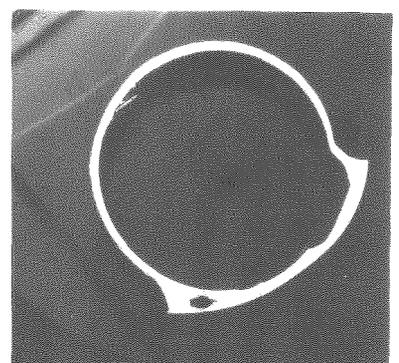
310 MM



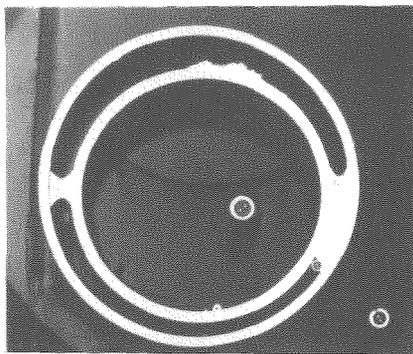
380 MM



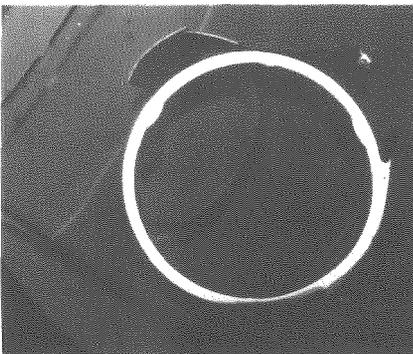
340 MM



300 MM



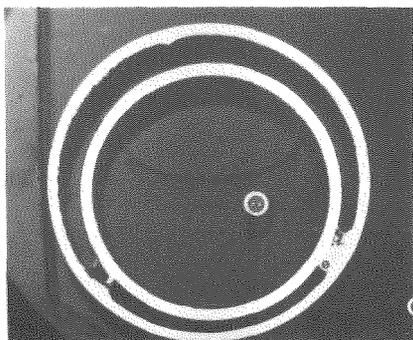
370 MM



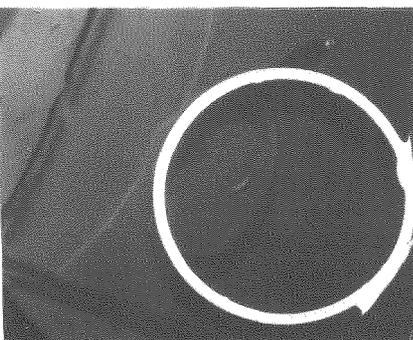
330 MM



290 MM



360 MM



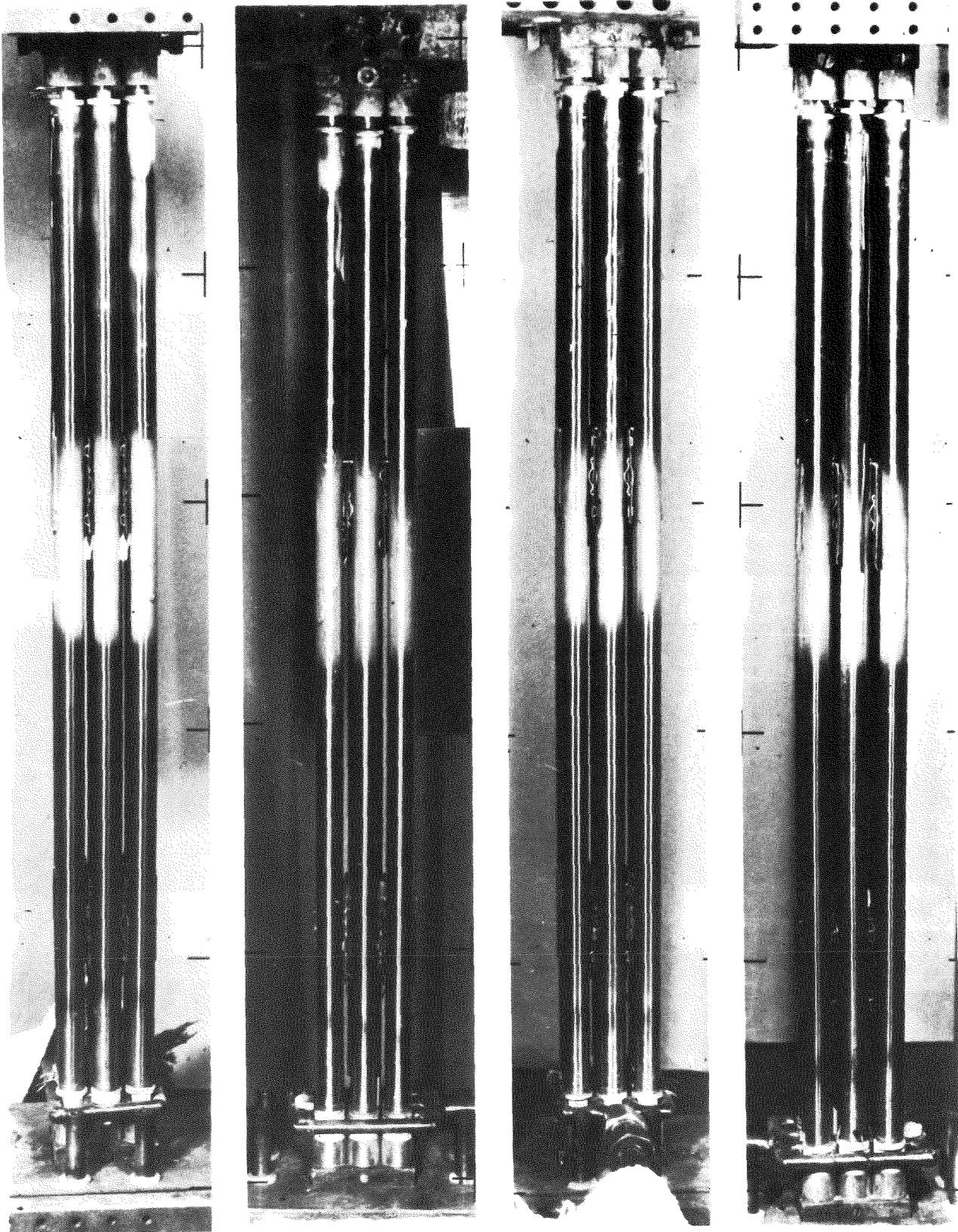
320 MM



280 MM

ABB. 06.01.16-22

QUERSCHNITTE VOM ENDE DES ABSORBER-HÜLLROHRS MIT UMGEBENDEN
FÜHRUNGSRÖHR (ABS-1)



KfK

ABB. 06.01.16-23
BÜNDEL ABS-4 NACH DEM VERSUCH.

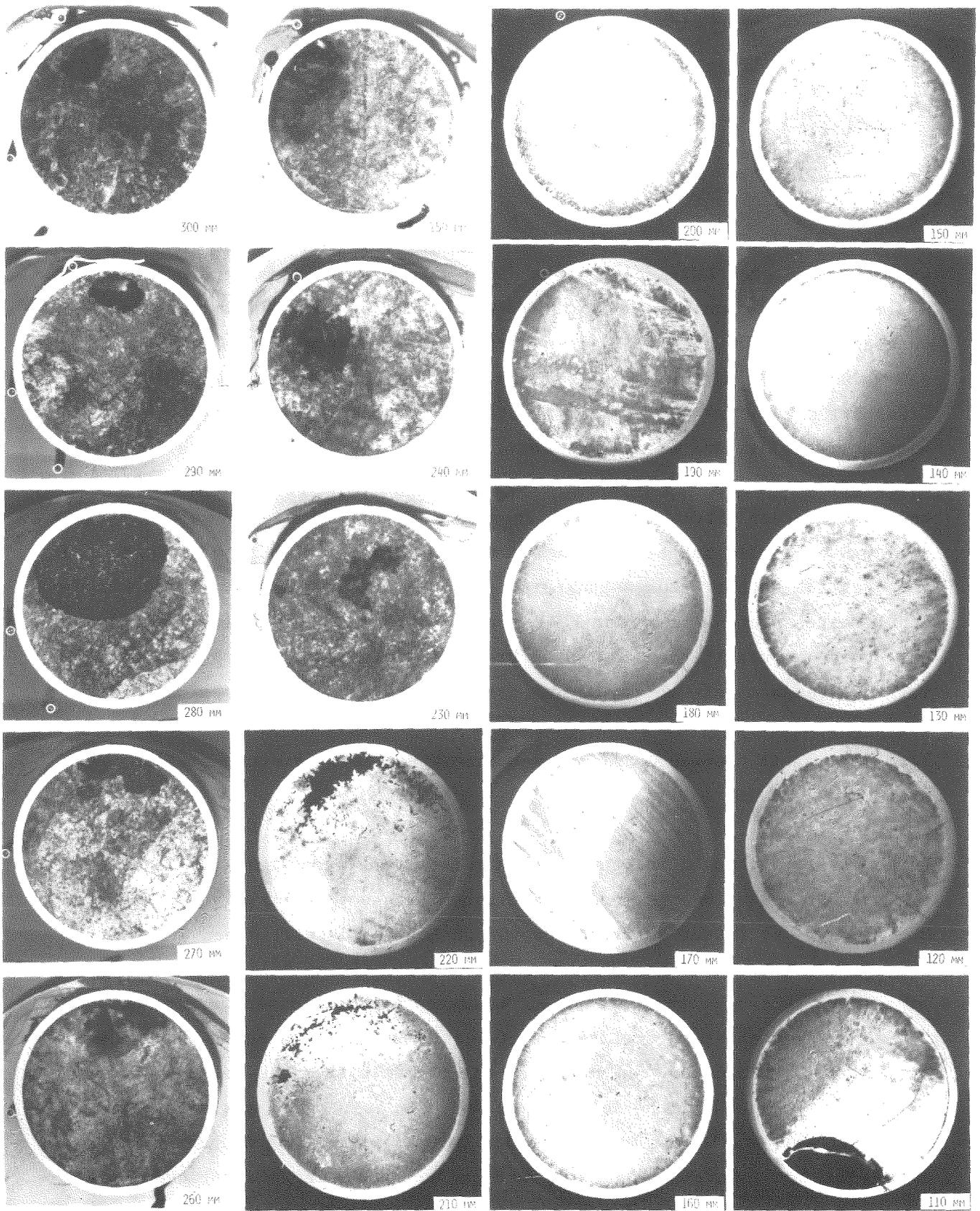


ABB. 06.01.16-24
QUERSCHNITTE DES ABSORBERSTABES (ABS-4)

06.01.16/25A Langzeitkühlung im stark beschädigten Core (COLD)
PNS 4250 (G. Hofmann, H. Schneider, IRB)

1. Einleitung

Zum Verständnis und zur modellmäßigen Beschreibung der Vorgänge in einem stark beschädigten LWR-Kern während eines schweren Unfalles gehört als ein wesentliches Element eine ausreichende Kenntnis über die Kühlbarkeit der dort entstehenden Schüttung mit inneren Wärmequellen. Hier wird in diesem Zusammenhang nicht die Verfügbarkeit von Kühlmittel und Wärmesenke für den Transport der Nachwärme nach außen untersucht, sondern diese Verfügbarkeit wird unterstellt, und es wird gefragt, ob die in der Schüttung freigesetzte Wärme an das Kühlmittel übertragen werden kann, ohne daß Bereiche im Schüttbett austrocknen (Dryout) und sich in der Folge bis auf die Schmelztemperatur der Kernwerkstoffe aufheizen. Eine starke Erwärmung im Schüttbett könnte zum Versagen von Unterstützungsstrukturen oder zum Aufschmelzen von Bereichen des Schüttbettes führen; in beiden Fällen würde eine Veränderung der Geometrie der Anordnung stattfinden, deren Auftreten für die Beschreibung der Unfallvorgänge bekannt sein müßte. Es ist daher zu prüfen, ob eine Kühlung, die sich unter den gegebenen Randbedingungen langfristig ergibt, ausreicht, um die Temperaturen in Grenzen und damit den zerstörten Kern in einem stabilen Zustand zu erhalten.

Kühlungsuntersuchungen in Schüttbetten zielen vorwiegend auf eine Beantwortung der Frage, bei welcher spezifischen Leistung unter vorgegebenen Randbedingungen der Dryout auftritt. Die Dryoutleistung stellt einen Grenzwert dar, dessen Erreichen oder Überschreiten in den meisten Fällen zu unerwünscht hohen Partikeltemperaturen führt und deswegen ausgeschlossen werden soll. Um jedoch die Mechanismen, die den Dryout bestimmen, klar zu erkennen, ist es zweckmäßig, in Experimenten nicht nur die Dryoutleistung zu messen, sondern möglichst viel zusätzliche Information über den Vorgang zu gewinnen; nur damit können Modelle zur Berechnung der Dryoutleistung ausreichend zuverlässig und breit anwendbar gemacht werden. Solche Zusatzinformationen, die den Dryoutmechanismus erklären helfen, sind unter anderen:

- die Verfolgung der Transiente, die zum Auftreten der ersten trockenen Stelle nach einer Leistungserhöhung führt,
- die axiale Druckverteilung im Schüttbett und deren zeitliche Änderung

- die Sättigung im Schüttbett,
- die Zeitabhängigkeit und die Richtung der Ausdehnung der trockenen Zone.

Das Forschungsvorhaben zielt daher nicht nur auf die Messung von Dryoutleistungen, sondern auch auf das Verständnis der Dryoutmechanismen und deren Modellierung durch Gewinnung und Auswertung solcher Zusatzinformationen.

Im Rahmen des Vorhabens wurden von März 1985 bis Februar 1986 folgende Arbeiten durchgeführt:

- Auswertung und Veröffentlichung der Ergebnisse zur Abhängigkeit der Dryout-Wärmestromdichte von der Betthöhe
- Experimente und Modellierung mit Betten aus zwei übereinanderliegenden Schichten unterschiedlicher Partikelgröße.

2. Einfluß der Betthöhe auf den Dryout-Vorgang

Die wesentlichen Ergebnisse der Experimente zum Einfluß der Betthöhe auf die Dryout-Wärmestromdichte wurden bereits im letzten Jahresbericht mitgeteilt. Neben den Leistungsmessungen wurden umfangreiche Differenzdruckmessungen in Abschnitten entlang der Bettachse durchgeführt. Die daraus gewonnenen Erkenntnisse über den Ablauf eines Dryoutvorgangs sind in [1] dargestellt und sollen hier nicht im einzelnen wiederholt werden. Die Differenzdruckmessung hat die bereits vorher gemachte visuelle Beobachtung bestätigt, daß nach Einstellung der Randbedingungen, die zum Dryout führen, und vor dem Auftreten der ersten überhitzten Stelle im Bett ein Aussiedevorgang abläuft, während dessen sich eine Stufe in der axialen Sättigungsverteilung bildet und größer werdend im Bett nach unten läuft. Die dabei verdampfte Flüssigkeit wird aus dem Raum entnommen, der sich zwischen zwei axialen Sättigungsverteilungen befindet, die beide Lösungen der die Sättigung beschreibenden Differentialgleichung sind. Während des Aussiedevorgangs wird der axiale Druckunterschied kleiner, weil der Dampfphase bei unverändertem Massenstrom wachsender Querschnitt zum Abströmen zur Verfügung gestellt wird. Die Messung des Druckunterschieds dient dadurch nicht nur einer Detektion der Aussiedetransiente und ist damit nicht nur eine frühzeitige Meßinformation über eine zum Teil erst sehr viel später stattfindende Überhitzung (Dryout), sondern dieser Meßwert ist auch vorzüglich geeignet transiente Modelle zu verifizieren; er erlaubt in verschiedenen Stadien der Dryout-Transiente einen Vergleich zwischen Modellvorhersage und Experiment und kann dadurch Hinweise auf Modellierungs-

schwächen und Bestätigungen für richtig gewählte Modellierungen liefern. Allein aus der qualitativen Beobachtung des Drucksignals erkennt man, zusätzlich zum Laufen der Transiente, den Zeitpunkt der ersten Überhitzung (auch ohne Temperaturmessung) und man gewinnt Informationen über die Gleichmäßigkeit des Dryout über den ganzen Bettquerschnitt.

Die Experimente zum Dryout in geometrisch homogenen Betten mit Kühlmittelangebot von oben wurden mit der Erkenntnis abgeschlossen, daß das eindimensionale Modell von Lipinski solche Betten qualitativ richtig und mit einer Genauigkeit beschreibt, die im Vergleich zu den Unsicherheiten bei der Bettgeometrie bei weitem ausreicht.

3. Experimente mit geschichteten Betten

Bei Betten, die aus sauber aufeinandergefüllten Schichten verschieden großer Partikel aufgebaut sind, wobei die Partikel von unten nach oben in Stufen kleiner werden, wurde schon in früheren Experimenten beobachtet, daß die Dryout-Wärmestromdichte besonders klein ist und noch unter dem Wert für homogene Betten aus den kleinsten der beteiligten Partikel (oberste Schicht) liegt. Es war jedoch noch unklar, inwieweit dies eine Folge örtlich verminderter Porosität an den Schichtgrenzen (kleine Partikel fallen an der Schichtgrenze teilweise in Zwischenräume zwischen den größeren Partikeln) oder die Folge des Sättigungsprofils ist, das an den Schichtgrenzen besonderen Einflüssen unterliegt. Im SANDIA Inpile-Experiment DCC-3 sollte die Kühlbarkeit eines geschichteten Bettes aus UO_2 -Bruchstücken untersucht werden (Partikeldurchmesser oben: 0,92 mm, unten: 3,64 mm). Begleitend zum Experiment DCC-3 wurden daher im hier berichteten COLD-Programm einige geschichtete Betten untersucht, um in besser instrumentierbaren Out-of-pile Experimenten Hinweise zu gewinnen, die für die Durchführung und Interpretation des Inpile-Experiments genutzt werden sollten.

Dryout in einem siedenden Schüttbett, dem von oben Kühlflüssigkeit angeboten wird, ist das Ergebnis einer Gegenstrombehinderung: der in den Poren der Schüttung nach oben abströmende Dampf läßt im Gegenstrom nur weniger Flüssigkeit abwärts passieren als unterhalb zum kontinuierlichen Ersatz für verdampfte Flüssigkeit gebraucht wird. Unter stationären Bedingungen hängt der Flüssigkeitszustrom von den spezifischen dynamischen Druckverlusten der Flüssigkeits- und Dampfphasen, der Gravitation und den Kapillarkräften ab. Die

örtliche Flüssigkeitssättigung wird sich so einstellen, daß die aus diesen vier Gliedern resultierenden Kräfte über jedes Kontrollvolumen im Gleichgewicht sind. Shires und Stevens [2] haben zuerst die Aufmerksamkeit auf die Rolle der Kapillarkräfte bei der Schüttbettkühlung gelenkt. Lipinski [3] hat einen Kapillarterm in sein eindimensionales Dryout-Modell für Partikelbetten aufgenommen. Die Bestimmung der Kapillarkräfte, die in einem Partikelbett wirksam sind, ist jedoch nicht einfach; die Geometrie der Fluidkanäle zwischen den Partikeln ist so unübersichtlich, daß im zweiphasig durchströmten Bett der Radius der Phasengrenze, der eine wichtige Einflußgröße für die Kapillarkräfte bildet, nicht allein von der Partikelgeometrie abgeleitet werden kann. Frühere Experimente von Leverett [4] und anderen sowie neue Experimente von Reed und Meister [5] haben gezeigt, daß in einem Partikelbett der Druckunterschied über eine Phasengrenze hinweg (Kapillarterm) nicht nur von der Oberflächenspannung, dem Benetzungswinkel und den charakteristischen Fluidkanal-Dimensionen sondern auch von der Flüssigkeits-Sättigung s abhängt. Kapillarkräfte in senkrechter Richtung sind immer dann vorhanden, wenn sich wenigstens eine der Einflußgrößen in dieser Richtung ändert; die Größe der Kapillarkräfte hängt außerdem davon ab, ob Flüssigkeit aus einem gesättigten Bett entzogen (Drainage) oder in ein trockenes Bett zugegeben (Aufsaugen) wird.

In einem siedenden Partikelbett ohne axiale Schichtung sind die Kapillarkräfte nur von begrenzter Größe, weil der axiale Sättigungsgradient der einzige aktive Parameter ist und weil seine Wirkung infolge der stetigen Änderung der Sättigung in axialer Richtung relativ klein ist. Trotzdem hat die Einführung des Kapillarterms die Dryout-Modelle beträchtlich verbessert, weil so die einheitliche Behandlung großer und kleiner Partikel mit demselben Modell möglich wurde. In solchen Betten sind Sättigungen zwischen etwa 0,15 und 0,7 von Interesse. In diesem Bereich wird der Kapillardruck als Funktion der lokalen Sättigung (Leverett-Funktion) [4,5] recht gut durch die Gleichung

$$J(s) = 0,447 (1/s_e - 1)^{0,175} \quad (1)$$

beschrieben, die Lipinski in seinem Modell [3] benutzte. Zwischen der Vorhersage seines Modells und den Ergebnissen von Dryout-Experimenten besteht gute Übereinstimmung für eine große Spanne der Partikelgröße.

Im Gegensatz dazu wurde bei Experimenten mit geschichteten Betten eine sehr viel kleinere Kühlbarkeit beobachtet, als sie sich aus dem Modell ergibt und die Vermutung lag nahe, daß Kapillarkräfte dafür verantwortlich sind. In Experimenten mit geschichteten Betten im Rahmen des COLD-Programmes konnte gezeigt werden, daß eine geschichtete Schüttung unter bestimmten Bedingungen unkühlbar wird. Dieses Verhalten wird durch geeignete Berücksichtigung der Kapillarkräfte von einem etwas modifizierten Modell beschrieben. Über diese Experimente und ihre Modellierung wird nachfolgend berichtet.

Versuchsanordnung

Die Experimente wurden mit induktiv beheizten Betten durchgeführt. Der untere grobe Teil der Betten war jeweils 57 cm hoch und bestand gleichbleibend aus 3 mm-Kugeln. Diese grobe Schüttung wurde oben waagrecht und eben abgestreift und mit einer zweiten 5 cm hohen Schüttung aus feinerem Material überschichtet; die Partikel-Spezifikationen gehen aus Abb. 1 hervor. Soweit die obere Schicht aus Glaskugeln bestand, wurde als Gewicht gegen ein Fluidisieren eine weitere grobe Schicht aufgelegt, die jedoch keinen Einfluß auf die Kühlbarkeit ausübte. Die oxidierten austenitischen Stahlpartikel erlaubten eine sehr gleichförmige induktive Beheizung der 3 mm-Kugeln mit einem 160 kHz Generator. Von der wesentlich geringeren Beheizung der oberen Schicht war kein Einfluß auf das Dryout-Verhalten zu erwarten.

Abb. 2 zeigt, wie die Induktionsspule eine Glasapparatur umgab, in deren Mitte das Schüttbett angeordnet war. Das Bett von 60 mm Durchmesser befand sich in einem doppelwandigen Glaszylinder von 1 m Länge, dessen Spalt zur radialen Wärmedämmung mit Luft gefüllt war; dieser Bettbehälter bestand aus mehreren Abschnitten, die durch Teflonringe verbunden waren. Von den insgesamt 22 Thermoelementen im unteren Bett lief keines mehr als einige Zentimeter axial im Bett entlang, bevor es durch eine der Kupplungen radial nach außen geführt wurde. Der Bettbehälter war von einem zweiten doppelwandigen Glaszylinder umgeben, der mit dem ersten einen 12 mm breiten wassergefüllten Spalt bildete. Das Wasser im Spalt wurde durch einen unten angeordneten elektrischen Heizer auf Sättigungstemperatur gehalten. Mit dieser Anordnung wurde erreicht, daß die radialen Wärmeverluste aus dem Bett praktisch Null waren.

Die im Bett erzeugte Wärme ging nach oben als Dampf ab, der durch die darüberliegende Wasserschicht von Sättigungstemperatur perlte und oben an einem

Wärmetauscher kondensiert wurde. Die zugeführte Leistung wurde aus Kalibrier-
versuchen bestimmt, in denen die gemessene HF-Spannung der freigesetzten
Wärme zum Aufheizen des gesättigten Bettes (Temperatur deutlich unterhalb
der Siedetemperatur) zugeordnet worden war. Alle Versuche wurden bei Atmos-
phärendruck durchgeführt.

Zwischen dem unteren und oberen Ende der Teststrecke wurde der Differenzdruck
gemessen, wie in Abb. 2 angedeutet ist. Bei Aussiedevorgängen im Bett wird
das dort verdampfte Wasser als Kondensat im oberen Teststreckenbereich mit
größerem Querschnitt abgelagert; dadurch ändert sich die über die gesamte
Teststrecke gemessene Druckdifferenz und dieses Δp -Signal ist eine sehr
empfindliche Anzeige für die Gegenwart und den Verlauf von Aussiede- und
Wiederbenetzungstransienten.

Versuche und Ergebnisse

Tabelle 1 zeigt die wesentlichen Daten für eine Auswahl aus den durchgeführ-
ten Versuchen. Neben einigen Versuchen mit einer frischen und ungestörten
oberen Schicht aus 1 mm-Partikeln sind auch Versuche mit einer gestörten
oberen Schicht und solche mit etwas größeren Partikeln enthalten. Ablauf und
Ergebnis der Versuche soll nachfolgend am Beispiel des Tests 167 verdeutlicht
werden.

Alle Versuche begannen mit einem flüssigkeitsgesättigten Bett bei Siedetempe-
ratur. Die Bettheizung wurde eingeschaltet und im Test 167 auf 13 W, entspre-
chend $0,45 \text{ W/cm}^2$ im Austrittsquerschnitt des Bettes, eingestellt. Frühere
Versuche hatten gezeigt, daß Dryout bei extrem kleinen Leistungen erwartet
werden muß. Nach einiger Zeit wurden im unteren Teil des Bettes langsam auf-
steigende Dampfblasen beobachtet, die sich unter der Schichtgrenze sammelten
und dort ein Dampfkissen bildeten. Nachdem das Dampfkissen nach unten gewach-
sen und etwa 1 cm dick geworden war, brach Dampf durch die obere Schicht aus
kleinen Partikeln und strömte danach kontinuierlich in Form von sechs Blasen-
ketten nach oben ab. Die visuelle Beobachtung ergab, daß danach das Dampfkis-
sen (Zone mit kleiner Sättigung) extrem langsam weiter nach unten wuchs. Auch
das Δp -Signal, das im oberen Teil der Abb. 3 für Test 167 dargestellt ist,
zeigt, wie durch Aussieden diese Zone kleiner Sättigung unter der Schicht-
grenze langsam und stetig wächst. Etwa zwei Stunden nach Beginn des Tests 167
wurde mit dem obersten TE 22 nur 10 mm unter der Schichtgrenze die erste

Überhitzung gemessen und das Aussehen der Partikel hatte sich von glänzend-schwarz in matt-grau geändert, was ebenfalls für ein Trocknen der Oberflächen spricht. Die unten in Abb. 3 dargestellten TE-Meßwerte zeigen, daß sich die trockene und überhitzte Zone mit der Zeit nach unten ausdehnte und die Meßstellen in der Reihenfolge ihrer Anordnung erreichte; die Temperaturanstiege enden nacheinander, sobald die Überhitzung (hier nur max. 16 K) so groß ist, daß die Wärmeverluste die zugeführte Wärme aufwiegen.

Wenn die Bettleistung einen für den Dryout kritischen Wert nur sehr wenig übersteigt, kann die vollständige Aussiede-Transiente mehr als einen Tag dauern. Bei der Suche nach der Dryout-Leistung wäre es ausreichend, den Beginn der Aussiede-Transiente zu detektieren und die Überhitzung der ersten TE's abzuwarten. Trotzdem wurde in den Versuchen der Aussiede-Vorgang weiter verfolgt, denn daraus konnten zwei zusätzliche Informationen über den Flüssigkeitsstrom, der die Schichtgrenze abwärts passierte, gewonnen werden:

- Die tatsächliche Aussiede-Geschwindigkeit im Bett konnte mit einem theoretischen Wert verglichen werden, der unter der Annahme eines Flüssigkeitsstromes Null durch die Schichtgrenze aus der Verdampfung des Flüssigkeitsinventars mit Hilfe der zugeführten Leistung berechnet werden konnte. Während des frühen Teils der Transiente, wenn noch keine Leistung für eine Partikelüberhitzung abgezweigt wird, läßt sich aus diesem Vergleich erkennen, ob während des Versuchs Flüssigkeit die Schichtgrenze nach unten passiert hat. Obwohl die Zahlenwerte des Vergleichs, die in Tab. 1 enthalten sind, wegen nur ungenauer Kenntnis der tatsächlichen Aussiedegeschwindigkeit und des Dampfgehalts am Anfang der Transiente nicht sehr präzise sein können, ist ihre Übereinstimmung bei den ersten vier Tests der Tabelle 1 erstaunlich gut und das weist darauf hin, daß während des Versuchs keine Flüssigkeit die Schichtgrenze passieren konnte.
- Ein Bett, das unterhalb der Schichtgrenze völlig trocken und leicht überhitzt ist, bietet eine Möglichkeit, das Verhalten zu beobachten, wenn nach Abschaltung der Heizleistung das Bett abkühlt, weil es an die Umgebung von Sättigungstemperatur Wärme verliert oder weil ihm durch die Verdampfung von zulaufender Flüssigkeit, sofern das der Fall ist, Wärme entzogen wird. Eine zeitlich besser aufgelöste Darstellung der Abkühltransiente des Tests 167 ist in Abb. 4 dargestellt und zeigt, daß mindestens 30 Minuten lang keine Flüssigkeit durch die Schichtgrenze in den unteren Teil des Bettes gelang-

te. Der Δp -Verlauf zeigt zusätzlich, daß das untere Bett sich erst dann durch Flüssigkeits-"Finger" aufzufüllen begann, nachdem sich das Bett auf Sättigungstemperatur abgekühlt hatte und nach mehr als 60 Minuten eine Kondensation der Dampfzuführung erlaubte.

Auch bei Versuch 169 wurde bei einer noch geringeren Heizleistung von nur 10 W, die mit der vorhandenen Versuchseinrichtung nicht mehr unterschritten werden konnte, Dryout beobachtet. Aus diesen Versuchen und aus parallel dazu durchgeführten unbeheizten Luft-Wasser-Versuchen wird geschlossen, daß sich in einem geschichteten Bett der untersuchten Abmessungen an der Schichtgrenze eine horizontale Phasengrenze ausbildet, die keine Flüssigkeit durchtreten läßt, solange der Dampfdruck im unteren Teil des Bettes über einem bestimmten Mindestdruck liegt. Dadurch wird ein derartiges Bett unkühlbar.

4. Modellierung geschichteter Betten

Dryout und Wiederbenetzen im Schüttbett hängen von dem Flüssigkeitsstrom ab, der im Bett verfügbar ist, um verdampfte Flüssigkeit zu ersetzen bzw. ausgetrocknete Zonen wieder aufzufüllen. Der Flüssigkeitszustrom ist durch den Dampf-Gegenstrom im Querschnitt des Sättigungsminimums begrenzt. In den oben berichteten Experimenten war das Sättigungsminimum niedriger als es in einem Bett entstünde, das nur aus den kleineren der hier beteiligten Partikel (obere Schicht) besteht; entsprechend klein war in den Experimenten die Dryout-Leistung. Grund für das niedrigere Sättigungsminimum ist die Ausbildung einer Stufe in der axialen Sättigungsverteilung. Der effektive Kapillardurchmesser in der feinen oberen Schicht geht an der Schichtgrenze sprunghaft in einen größeren effektiven Kapillardurchmesser der unteren Schicht über. Dieser Geometriesprung verlangt einen entsprechenden Sättigungssprung an der Schichtgrenze, wenn der Kapillardruck über die Schichtgrenze konstant sein soll, was wegen axial stetiger Druckprofile in beiden Phasen gefordert werden muß. Diese qualitative Betrachtung muß quantifiziert werden, um in einem Modell verwendet werden zu können.

Die Leverett-Funktion $J(s)$ beschreibt den Kapillardruck ΔP_c in dimensionsloser Form als Funktion der effektiven Sättigung und ist nach [4,5] für lose Schüttungen und schmale Korngrößen-Spektren unabhängig von der Partikelgröße.

$$J = \frac{\Delta P_c}{\sqrt{150} \cdot \sigma \cdot \cos \theta \cdot \frac{1-\varepsilon}{d \cdot \varepsilon}} = f(s_e) \quad (2)$$

Die experimentell bestimmten Werte aus [4] wurden von Lipinski durch Gl. (1), deren Verlauf in Abb. 5 dargestellt ist, angenähert.

Kürzlich haben Reed et al. [5, S. 62] ihre experimentellen Werte durch die Gleichung

$$J(s) = a s_e^{-PL} \quad (3)$$

mit $a = 0,3771$ und $PL = 0,243$ beschrieben; auch dieser Verlauf ist in Abb. 5 dargestellt und spiegelt sehr viel besser die Beobachtung wieder, daß in einem fast völlig gesättigten Bett der Kapillardruck deutlich größer als Null ist (Durchbrechdruck des Gases).

Aus Drainage-Experimenten mit Schüttungen weiß man, daß es eine Rest-Sättigung gibt, die nicht entfernt werden kann, weil sie in Form von Flüssigkeitsringen um die Berührungspunkte der Partikel herum gehalten wird und weil keine Transport-Verbindung mehr zwischen den Ringen besteht. Unterhalb dieser Restsättigung verliert die Abhängigkeit des Kapillardrucks von der Sättigung strömungsmechanisch ihre Bedeutung. Aus den in [4] und [5] mitgeteilten experimentellen Daten kann man entnehmen, daß dies bei etwa $J = 1,2$ der Fall ist. In unbeheizten Wasser-Luft-Experimenten, die bei uns parallel zu den beheizten Wasser-Dampf-Experimenten durchgeführt wurden, konnte auch gezeigt werden, daß die Flüssigkeitskommunikation zwischen hochgesättigten Bettbereichen über der Schichtgrenze und dem Restsättigungsbereich unter der Schichtgrenze tatsächlich völlig abreißt und erst wieder in Gang kommt, wenn der Gasdruck unter der Schichtgrenze durch einen Eingriff abgesenkt wird. auf dieser Basis wurde Gl. (3) so modifiziert, daß der Verlauf bei $J = 1,2$ die Ordinate schneidet:

$$J(s) = a (s_e + b)^{-PL} \quad (4)$$

mit $a = 0,38$, $b = 0,014$ und $PL = 0,27$. Abb. 6 zeigt, daß sich Gln. (3) und (4) nur bei extrem kleinen Sättigungen nennenswert unterscheiden.

Unter Verwendung der Gln. (2) und (4) wurden die Kapillardrücke in Abhängigkeit von der eff. Sättigung für die beiden Schichten des Bettes im Test 167 berechnet und in Abb. 7 dargestellt. Ihr Verlauf zeigt, daß ein Überdruck im Dampfkissen (VBT) der groß genug ist, um einen Dampfdurchbruch durch die hochgesättigte obere Schicht aus feinen Partikeln zu veranlassen, höher als

der maximale Druck (LBT) ist, der noch eine Flüssigkeitskommunikation mit der niedriggesättigten unteren Schicht aus großen Partikeln erlauben würde.

Allgemein kann man ein Kriterium für den Flüssigkeitsstrom Null durch die Schichtgrenze ableiten, wenn man nach Gl. (2) die Kapillardrücke für die beiden Schichten aufschreibt und $\Delta P_{c1} = \Delta P_{c2}$ setzt, weil auch an der Schichtgrenze keine unstetigen Druckänderungen innerhalb jeder Phase auftreten dürfen. Man erhält dann

$$\frac{d_1}{d_2} = \frac{J(s_{e1}) \cdot (1 - \epsilon_1) \cdot \epsilon_2}{J(s_{e2}) \cdot (1 - \epsilon_2) \cdot \epsilon_1} \quad (5)$$

und mit Gl. (4) ist $s_{e1} \leq 0$ (Abbruch des Flüssigkeitsstroms), wenn

$$\frac{d_1}{d_2} \geq \left(\frac{b}{s_{e2} + b} \right)^{-PL} \cdot \frac{(1 - \epsilon_1) \cdot \epsilon_2}{(1 - \epsilon_2) \cdot \epsilon_1} \quad (6)$$

ist. Für b und PL sollten die Werte eingesetzt werden, die am besten durch Experimente gestützt sind; z. Z. sind dies $b = 0,014$ und $PL = 0,27$.

Für $\epsilon_1 = \epsilon_2$ und $s_{e2} \approx 1$ sagt das Kriterium der Gl. (6) einen Flüssigkeitsstrom Null (Unkühlbarkeit) voraus, wenn das Durchmesser Verhältnis der Partikel in den beiden Schichten $d_1/d_2 \geq 3,18$ wird, was gut mit den oben berichteten Versuchsergebnissen übereinstimmt.

Das Kriterium der Gl. (6) ist zwar als Durchmesser Verhältnis von der absoluten Größe der Partikel unabhängig, aber die Erfahrung zeigt, daß das Gleichgewicht an der Schichtgrenze nur für relativ kleine Partikel (mm-Bereich) stabil ist.

In Abb. 8 sind die Dryout-Wärmestromdichten als Funktion des Partikeldurchmessers in der unteren Schicht bei konstantem Durchmesser $d_2 = 1$ mm in der oberen Schicht dargestellt, wie sie sich nach dem Modell von Lipinski [3] errechnen, wenn man im Modell dafür sorgt, daß an der Schichtgrenze ein stufenförmiger Sättigungsverlauf entstehen kann; in der Abbildung sind die leicht unterschiedlichen Abhängigkeiten gezeigt, die sich bei Verwendung der drei obengenannten Leverett-Funktionen nach den Gln. (1), (3) und (4) ergeben. Die Übereinstimmung der Modellvorhersage mit dem experimentellen Ergebnis von Test 167 ist gut, insbesondere wenn eine Leverett-Funktion nach Gl. (3) oder (4) verwendet wird.

5. Folgerungen aus der Untersuchung geschichteter Betten

Die aus Schüttbetten stationär durch Sieden abführbare Wärmestromdichte ist stark reduziert, wenn sich an Schichtgrenzen zwischen übereinanderliegenden Bereichen mit nach oben kleiner werdender Partikelgröße Stufen im axialen Sättigungsverlauf ausbilden. Solche Sättigungsstufen und deren Auswirkung auf den abführbaren Wärmestrom wurden in geschichteten Betten experimentell beobachtet, bei einem Verhältnis der Partikeldurchmesser $d_1/d_2 = 3$ wurde eine Dryout-Wärmestromdichte nahe Null gemessen, und das Schüttbett war damit praktisch unkühlbar. Ein Dryout-Modell [3], das separierte Strömung annimmt und ein Kapillarglied in der Impulsgleichung enthält, ist in der Lage, die extrem kleinen, gemessenen Wärmestromdichten richtig vorherzusagen, wenn durch Zulassen von stufenförmigen axialen Sättigungsänderungen die Stetigkeit der axialen Druckverläufe in den beiden Phasen gewahrt wird. Der dimensionslose Kapillardruck in Abhängigkeit von der Flüssigkeitssättigung (Leverett-Funktion) ist der Schlüssel für eine analytische Bestimmung der erforderlichen Sättigungsstufe. Bei Verwendung der Leverett-Funktion nach Gl. (4) wurde sehr gute Übereinstimmung mit den Experimenten gefunden. Es wurde ein Kriterium für die Unkühlbarkeit der unteren Schicht in geschichteten Betten abgeleitet und durch Experimente gestützt.

Es muß darauf hingewiesen werden, daß die gemessenen und berechneten Wärmeströme für geometrisch nahezu ideale Betten gelten, in denen das Gleichgewicht an horizontalen Phasengrenzen stabil ist. Instabilitäten (z. B. in Betten aus sehr großen Partikeln) oder Störungen der Bettgeometrie an der Schichtgrenze (z. B. Zonen abweichender Partikelgröße oder Porosität) verringern die Größe der sich dort ausbildenden Sättigungsstufe und erhöhen damit den abführbaren Wärmestrom. Daher dienen die berichteten experimentellen Ergebnisse als Bestätigung für die Richtigkeit des eindimensionalen Dryout-Modells und sie markieren die untere Grenze des abführbaren Wärmestroms, aber die Kühlbarkeit einer echten Schüttung während eines Reaktorunfalles wird wegen der geometrischen Inhomogenität der Schüttung höher sein.

Nomenklatur

| | |
|--------------|--------------------------------------|
| a, b, PL | Konstanten in der Leverett Funktion |
| d | Partikel-Durchmesser (m) |
| H | Schichthöhe (m) |
| J | Leverett-Funktion, Gl. (2) |
| ΔP | gemessene Druckdifferenz (Abb. 2) |
| ΔP_c | Kapillardruck (N/m^2) |
| q_d'' | Dryout-Wärmestromdichte (W/cm^2) |
| s | Flüssigkeits-Sättigung |
| s_e | effektive Sättigung |
| ϵ | Porosität der Schüttung |
| σ | Oberflächenspannung (N/m) |
| Θ | Benetzungswinkel (flüssig/fest) |
| Index 1 | untere Schicht |
| Index 2 | obere Schicht |

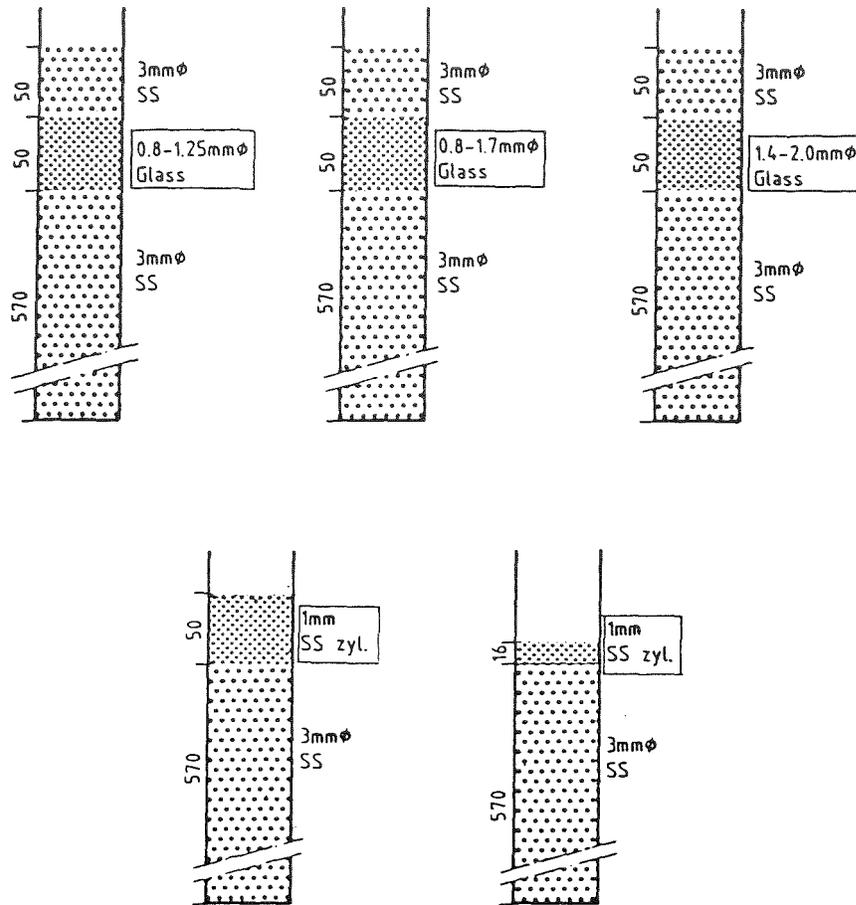
Literatur

- /1/ G. Hofmann; Dryout in Very Deep Particulate Beds; Proc. Third Intern. Conf. on Reactor Thermal Hydraulics, Newport, RI., Vol. 2 (Oct. 1985), S.19/I.
- /2/ G. L. Shires and G. F. Stevens; Dryout During Boiling in Heated Particulate Beds, AEEW-M1779, UKAEA, Winfrith, England (April 1980).
- /3/ R. J. Lipinski; A Coolability Model for Postaccident Nuclear Reactor Debris; Nuclear Technology, Vol. 65 (Apr. 1984), S. 53.
- /4/ M. C. Leverett; Capillary Behavior in Porous Solids, Trans. AIME, 142, 152-169 (1941).
- /5/ A. W. Reed, K. R. Boldt, E. D. Gorham-Bergeron, R. J. Lipinski, T. R. Schmidt; DCC-1/DCC-2 Degraded Core Coolability Analysis; NUREG/CR-4390 (1985).

Tabelle 1 Wichtige Daten ausgewählter COLD-Versuche mit geschichteten Betten

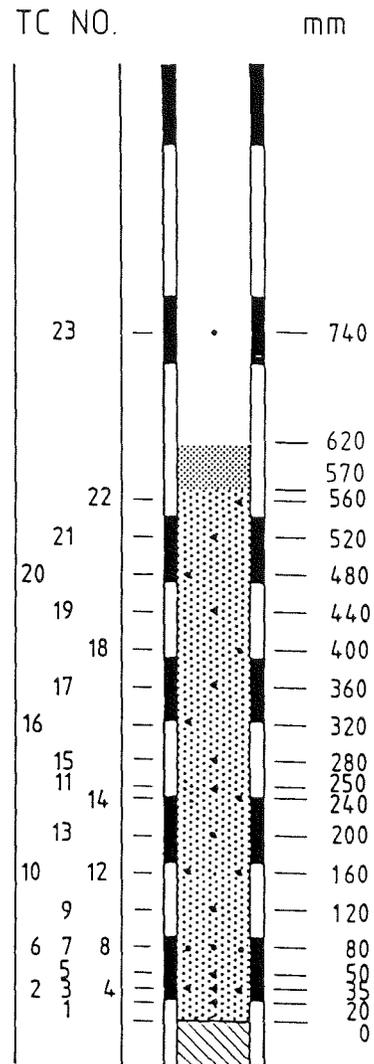
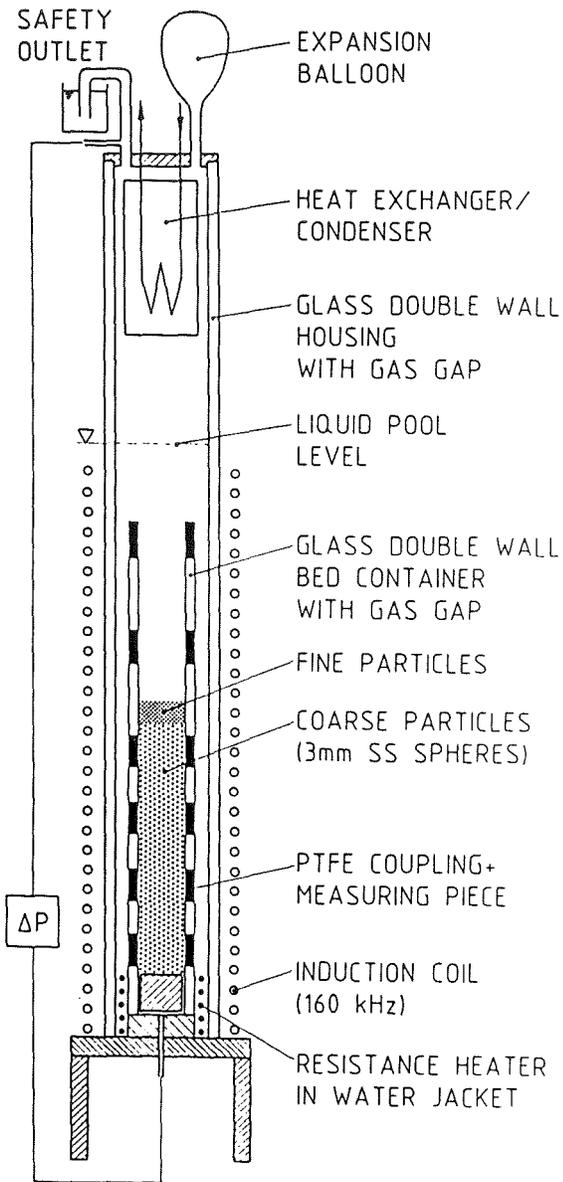
| Test Nr. | obere Schicht | | Höhe (cm) | Dryout-Leistung | | erstes überhitztes TE | Aussiede-Geschw. (cm/s) | | Dauer der Transiente ^④ (h) | Anmerkungen |
|----------|----------------|------|-----------|--------------------|--|-----------------------|-------------------------|---------------------|---------------------------------------|--|
| | Partikel d(mm) | Form | | N ^① (W) | qd'' ^② (W/cm ²) | | Experim. | Rechn. ^③ | | |
| 153 | 0.8-1.25 | Kug. | 5 | 13 | 0.45 | 22 | 0.00048 | 0.00050 | 18.4 | |
| 167 | 1 | Zyl. | 5 | 13 | 0.45 | 22 | 0.00049 | 0.00050 | 44.2 | |
| 169 | 1 | Zyl. | 5 | 10 | 0.35 | 22 | (0.00056) | 0.00039 | 47.5 | |
| 176 | 1 | Zyl. | 1.6 | 13 | 0.45 | 22 | 0.00047 | 0.00050 | 46.5 | |
| 159 | 0.8-1.25 | Kug. | 5 | 34 | 1.2 | 22 | 0.00171 | 0.00132 | 15.1 | Schichtgrenze durch Stochern etwas gestört |
| 152 | 0.8-1.7 | Kug. | 5 | 42 | 1.5 | (20) 19 | 0.00123 | 0.00165 | 9.3 | geringfügig größere Partikel in der oberen Schicht |
| 164 | 1.4-2.0 | Kug. | 5 | 320 | 11.3 | (18)(16) | 0.00595 | 0.01243 | 6.0 | mäßig größere Partikel in der oberen Schicht |
| 163 | 1.4-2.0 | Kug. | 5 | 370 | 13.1 | 18 | 0.01111 | 0.01441 | 2.1 | |

- ① Gesamtleistung im Bett
 ② Dryout-Wärmestromdichte (in manchen Fällen hätte auch etwas kleinerer Wert zum Dryout geführt)
 ③ aus einer Verdampfung der im Bett vorhandenen Flüssigkeit gerechnet
 ④ beobachteter Teil der Aussiedetransiente (einige Versuche vor völligem Austrocknen des Betts abgebrochen).



| Particle Type Dia. (mm) | Shape/ Material | Particle Specification | | | | Bed Porosity ϵ | |
|-------------------------------|--------------------|-----------------------------------|-----------------|------------------|------------------|-------------------------------|--------------|
| | | dia. range (mm) | 0.8-1.0 | 1.0-1.25 | | | |
| 0.8-1.25 | spher./ glass | dia. range (mm) weight percent | 0.8-1.0 9.5 | 1.0-1.25 90.5 | | 0.375 | |
| 0.8-1.7 | spher./ glass | dia. range (mm) weight percent | 0.8-1.0 5.5 | 1.0-1.25 52.2 | 1.25-1.4 30.8 | 1.4-1.7 11.5 | \sim 0.375 |
| 1.4-2.0 | spher./ glass | dia. range (mm) weight percent | 1.25-1.4 0.7 | 1.4-1.7 11.3 | 1.7-2.0 75.5 | >2.0 12.5 | \sim 0.375 |
| 1 | cyl./ SS | cylinders 1 mm dia. x 1 mm long | | | | 0.385 | |
| 3 | spher./ SS | ball bearing balls 3 mm dia. | | | | 0.405 | |

Abb. 1 Untersuchte geschichtete Betten



TC INSTRUMENTATION

Abb. 2 Versuchsanordnung für geschichtete Betten

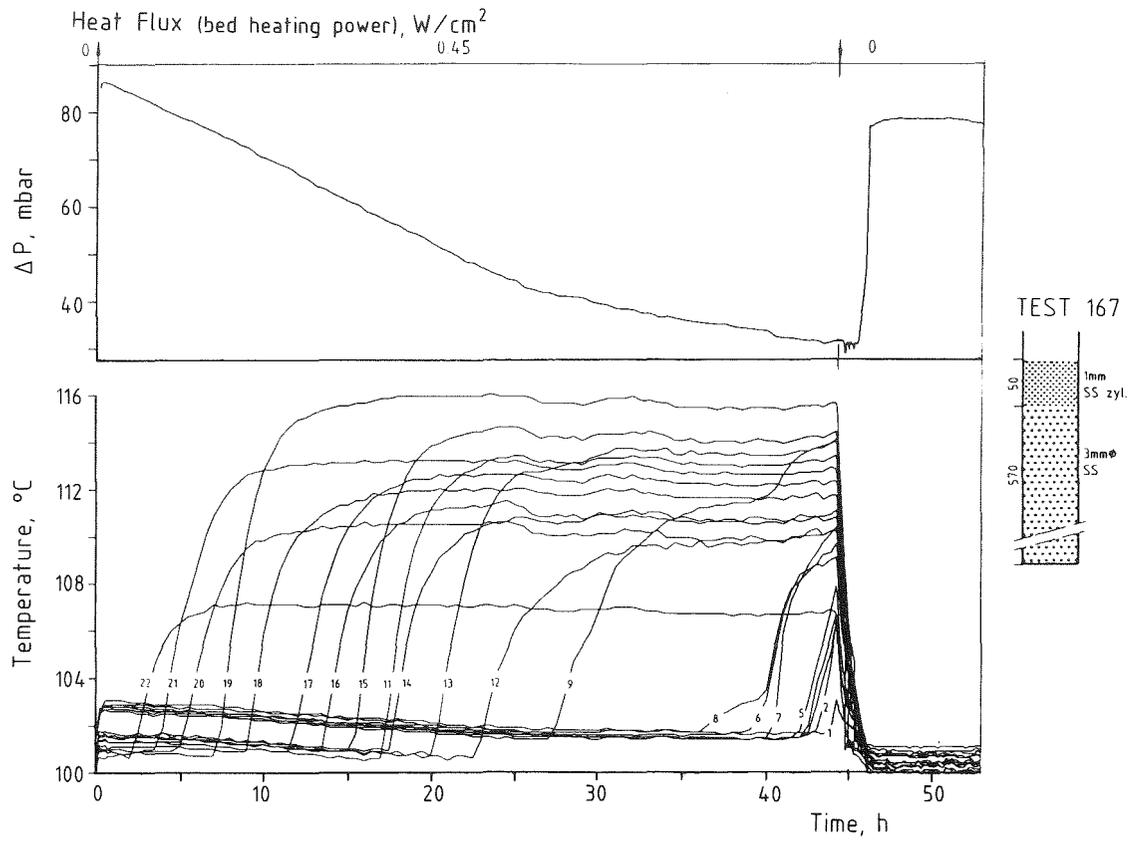


Abb. 3 Druck- und Temperaturverläufe während der Dryout Transiente von Test 167

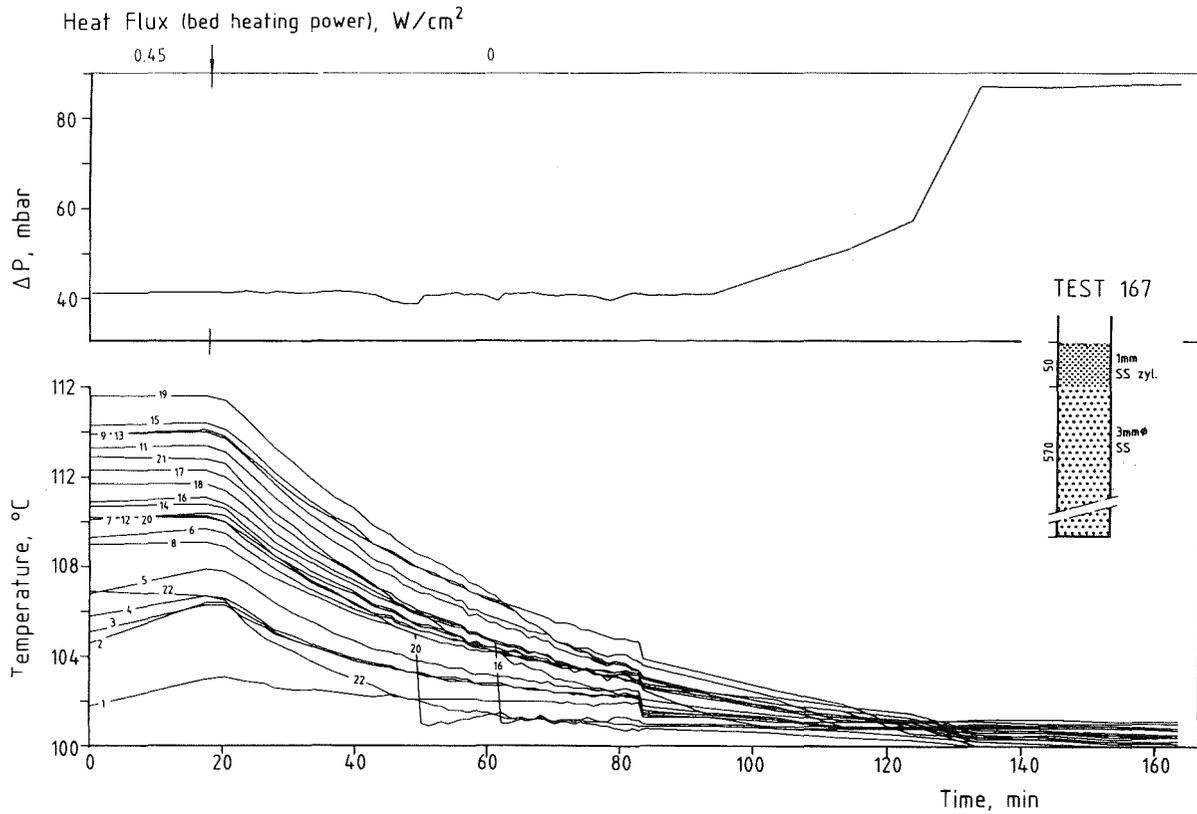


Abb. 4 Abkühltransiente von Test 167

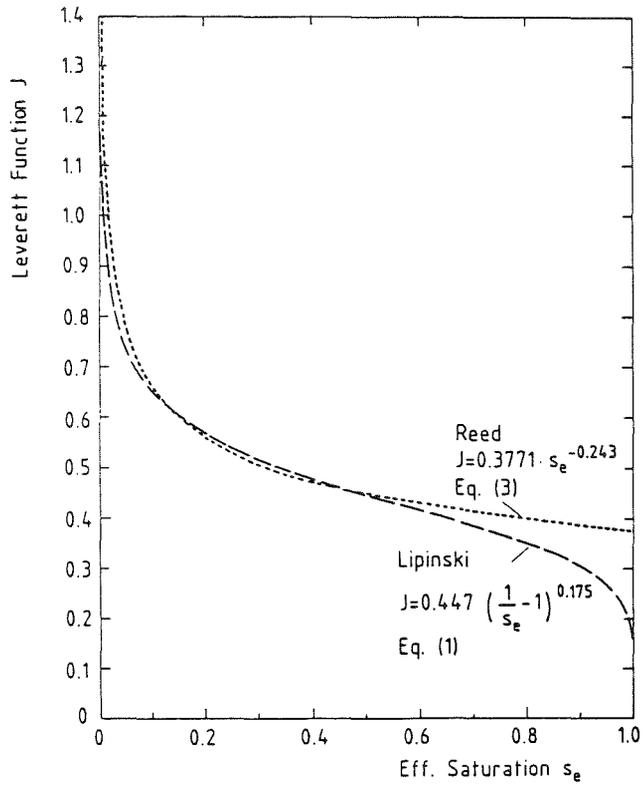


Abb. 6 Vergleich der Leverett Funktionen der Gln. (3) und (4)

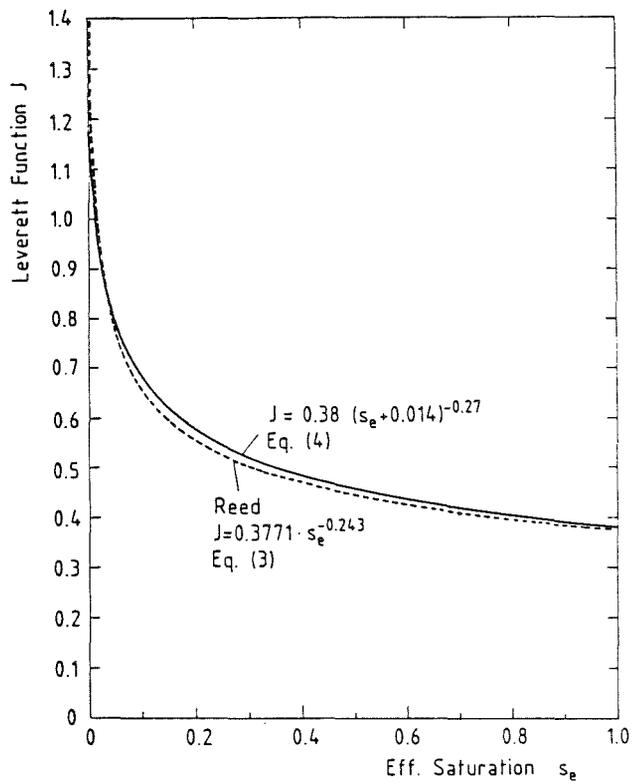


Abb. 5 Vergleich der Leverett Funktionen der Gln. (1) und (3)

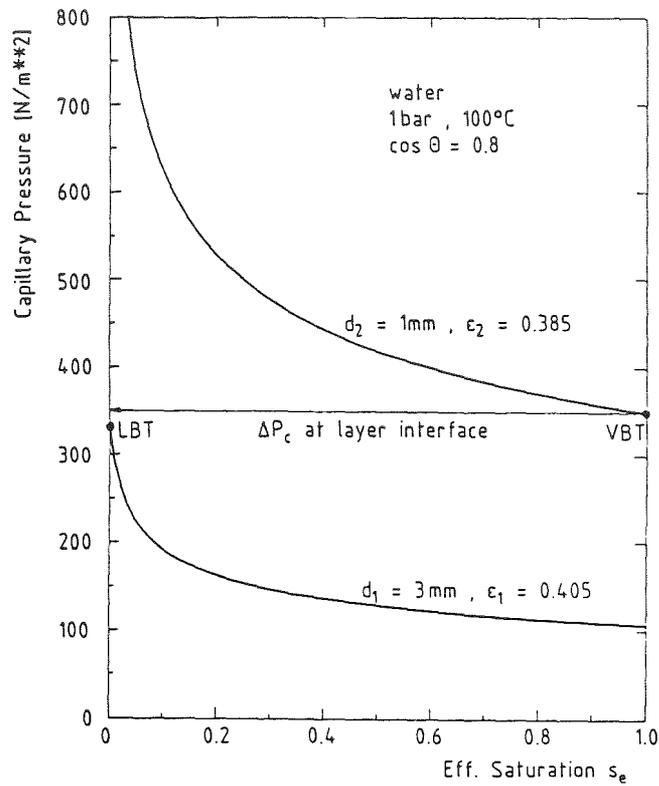


Abb. 7 Sättigungsabhängige Kapillardrücke für die beiden Schichten im Test 167

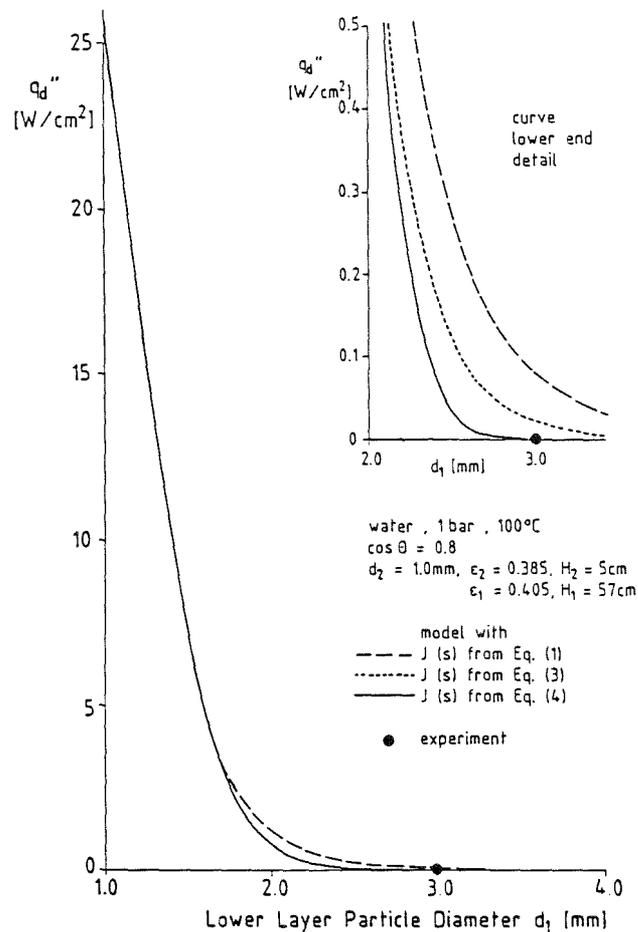


Abb. 8 Dryout-Wärmestromdichte in geschichteten Betten mit konstantem Partikeldurchmesser d_2 in der oberen und variablem Partikeldurchmesser d_1 in der unteren Schicht.

- 06.01.17 Untersuchungen zum Störfallverhalten Fortgeschrittener
 Druckwasserreaktoren (FDWR)
- 06.01.17/21A Flut- und Deformationsverhalten von engen Stabbündeln
PNS 4240 (FLORESTAN)
 (F.J. Erbacher, W. Just, P. Schäffner, K. Wiehr - IRB)

1. Einleitung und Zielsetzung

Eine Weiterentwicklung des Druckwasserreaktors heutiger Bauart eröffnet die Möglichkeit, eine Konversionsrate von etwa 0,9 und damit eine verbesserte Uranausnutzung zu erzielen. Dies erfordert eine wesentliche Herabsetzung des Wasseranteils im Brennstabgitter und führt zu einem Reaktorkern mit eng gepackten, hexagonal angeordneten Brennstäben und Stababständen von nur etwa 1 bis 2 mm.

Ein konzeptentscheidendes Problem derartiger Stabbündel ist der Nachweis einer ausreichenden Notkühlbarkeit bei Kühlmittelverluststörfällen. Beim FDWR mit einem p/d -Verhältnis von 1,2 würde bereits bei einer mittleren Hüllrohrdehnung von etwa 30 % im Bereich max. Kühlkanalversperrung eine fast vollständige Kühlkanalversperrung auftreten. Wird eine zulässige Kühlkanalversperrung von 70 % unterstellt, so würde dies bedeuten, daß die mittlere Hüllrohrdehnung im Bereich max. Kühlkanalversperrung auf etwa 10 bis 20 % begrenzt bleiben müßte. Inwieweit dies bei Verwendung von Zircaloyhüllrohren gewährleistet werden kann, bzw. inwieweit die Verwendung von Stahlhüllrohren hierbei Abhilfe schafft, bleibt zu untersuchen.

Daher werden experimentelle und theoretische Untersuchungen zur Ermittlung des Flutverhaltens sowie zum Deformationsverhalten von Zircaloyhüllrohren und Stahlhüllrohren ohne und mit integralen Wendelrippen als Abstandshalter durchgeführt. In Einzelstab- und Bündelversuchen an elektrisch beheizten Brennstabsimulatoren werden die Notkühlbedingungen der Wiederauffüll- und Flutphase eines Kühlmittelverluststörfalles simuliert. Ziel der Untersuchungen ist die Beurteilung des Schadensumfangs sowie der Notkühlbarkeit bei Kühlmittelverluststörfällen eines FDWR.

2. Durchgeführte Arbeiten

- Fertigstellung und Funktionsprüfung des Prüfstandes FLORESTAN
- Durchführung einer ersten Versuchsserie von 11 Flutversuchen
- Ausschreibung zur Beteiligung an einer sog. blinden Vorausberechnung eines Flutversuchs.

3. Ergebnisse

Die ersten 11 Flutversuche wurden bei Zwangsfluten von unten an einem 61-Stabbündel aus 6-Rippenrohren mit 2 m beheizter Länge, einem axialen Leistungsprofil von 1,3 und einem Stabmitten- zu Stabdurchmesser Verhältnis von $p/d = 1,06$ durchgeführt. Bei allen Versuchen wurde bei einer Flutwassertemperatur von $130\text{ }^{\circ}\text{C}$ und einem Systemdruck von 4 bar mit einer kalten Flutwassersteiggeschwindigkeit im Stabbündel von etwa 8 cm/s geflutet. Die zeitlich konstante Stabileistung betrug 2,8 bzw. 1,4 kW pro Stab. Versuchsparameter war in erster Linie die max. Hüllrohrtemperatur zu Flutbeginn.

Die Flutversuche zeigen abweichend zu DWR-Flutversuchen zu Beginn des Flutens einen relativ hohen Druckverlust über die Bündellänge. Bei hoher Anfangstemperatur überstieg der Druckverlust den Wert des max. möglichen wirksamen Druckgefälles bei Ringraumfluten. Bei ungleichförmiger Beheizung über den Bündelquerschnitt wurden relativ hohe Heizstabtemperaturen im hoch belasteten Bereich gemessen. Dies läßt auf eine nur schwach ausgebildete Kühlmittelquervermischung schließen. Die am Ende des beheizten Stabbündels und der Teststrecke gemessenen Dampfüberhitzungstemperaturen waren im Unterschied zu den DWR-Flutversuchen sehr klein.

Alle festgestellten Effekte zeigen, daß die Thermohydraulik beim Fluten eines engen FDWR-Stabbündel recht unterschiedlich zu dem bekannten Flutverhalten eines DWR-Stabbündels ist. Daher kann nicht erwartet werden, daß mit den für DWR-Verhältnisse entwickelten thermohydraulischen Rechenprogrammen das Flutverhalten eines engen FDWR-Stabbündels mit ausreichender Genauigkeit vorausberechnet werden kann.

Der Flutversuch bei $500\text{ }^{\circ}\text{C}$ Anfangstemperatur wurde als Basis zur Vorausberechnung durch fünf Institutionen mit folgenden Rechenprogrammen ausgewählt: FLUT, FLUT-BS, SSSYST-ZETHYF, RELAP5/MOD2 und BETHY. Die Ergebnisse von Ex-

periment und Vorausberechnungen werden nach vergleichender Auswertung veröffentlicht. Ziel dieser "blinden" Vorausberechnungen mit verschiedenen Rechenprogrammen ist die frühzeitige Analyse der Schwachstellen dieser Codes und die Verbesserung entsprechender Thermohydraulik-Teilprogramme auf der Basis der experimentellen Ergebnisse des FLORESTAN-Programms.

Kritische Heizflächenbelastung von engen Stabbündeln (KRISTA)

(F.J. Erbacher, W. Just, H.J. Neitzel, K. Rust, P. Schäffner, K. Wiehr - IRB, E. Diegele - IMF IV)

1. Einleitung und Zielsetzung

Ein Problem enger Stabbündel ist der Nachweis eines ausreichenden Sicherheitsabstandes von der kritischen Heizflächenbelastung (KHB) beim Umschlag von Blasen- in Filmsieden. Die Kenntnis der KHB ist wichtig für Auslegung, Genehmigung und Betrieb von wassergekühlten Kernreaktoren. Begleitend zu KHB-Versuchen der KWU in Wasser werden Versuche in Frigen-12 an einem 37-Stabbündel durchgeführt. Diese Versuche liefern eine breite Datenbasis zur Entwicklung geeigneter KHB-Korrelationen sowie für Rechencodes zur Unterkanalanalyse.

2. Durchgeführte Arbeiten

- Transfer eines von GKSS-Geesthacht zur Verfügung gestellten Frigenversuchsstandes ($80 \text{ m}^3/\text{h}$, 45 bar)
- Auslegung des Testbündels (37-Stäbe, 60 cm beheizte Länge)
- Konstruktiver Entwurf der Teststrecke
- Berechnungen zur Temperaturverteilung in Rippenrohren bei kritischer Heizflächenbelastung.

3. Ergebnisse

In den engen FDWR-Stabbündeln mit Stababständen von nur etwa 1 bis 2 mm stellen wendelförmige Abstandshalter wie z.B. drei oder sechs Wendelrippen als integraler Bestandteil der Hüllrohre die konstruktiv einfachere Lösung dar als die üblicherweise verwendeten Gitterabstandshalter. Bei sehr kleinen Stababständen kommen nur Wendelrippen in Frage.

Von wendelförmigen integralen Abstandshalterrippen wird eine vorteilhafte Auswirkung auf den kritischen Wärmestrom an der Oberfläche des Stabes erwartet. Lokale Erhöhungen des Wärmeflusses können aber diesen erwarteten Gewinn schmälern.

Um Aussagen über die Verteilung der Wärmestromdichte am äußeren Umfang der untersuchten Hüllrohrgeometrien machen zu können, wurden die Temperaturverteilungen in unberippten und berippten Hüllrohren berechnet unter Verwendung des Finite Elemente Programm ADINAT [1].

Untersucht wurden indirekt elektrisch beheizte Brennstabsimulatoren mit unterschiedlicher Geometrie der Hüllrohre. Wie aus Tabelle 1 hervorgeht wurden in den Vergleich eingeschlossen:

- (1) ein glattes Hüllrohr ohne Abstandshalter, (Fall 1),
- (2) ein Hüllrohr mit sechs integralen Abstandshalterrippen und scharfkantigem Übergang von der Hüllrohrkontur zu den parallelen Rippenflanken, (Fall 2),
- (3) ein Hüllrohr mit sechs integralen Abstandshalterrippen und einem Übergangsradius von $r = 0,5$ mm zwischen dem Hüllrohr und den parallelen Rippenflanken, (Fall 3).

Abbildung 1 zeigt einen 30°C -Ausschnitt eines indirekt elektrisch beheizten Stabes, dessen Stahl-Heizelement (1.4970) mit Bornitrid gegen den dickwandigen Füllkörper aus Stahl (1.4970) elektrisch isoliert ist. Dieser Heizstab mit einem Außendurchmesser von $r_a = 8,5$ mm ist in dem eigentlichen Hüllrohr aus Stahl (1.4970) untergebracht, wobei ein Spaltwiderstand zwischen dem Heizstab und dem Hüllrohr in der Rechnung vernachlässigt wurde. Für die drei untersuchten Hüllrohrgeometrien wurde jeweils eine Stableistung von $716,3$ W/cm angenommen, wie aus Tabelle 1 hervorgeht.

Ein konstanter Wärmeübergang von $50 \text{ W}/(\text{cm}^2 \text{ K})$ am Stabumfang und eine konstante Kühlmitteltemperatur von 345°C , was der Sättigungstemperatur bei einem Systemdruck von 160 bar entspricht, wurden angenommen. Die physikalischen Stoffdaten (Wärmeleitfähigkeit, Dichte und spezifische Wärme) [2], [3] wurden als Funktionen der Temperatur in das FE-Programm ADINAT eingelesen. Für die Temperatur- und Wärmestromberechnungen im 30°C -Ausschnitt wurde in radiale Richtung eine Unterteilung von mindestens 12 Elementen und in Umfangsrichtung

von mindestens 18 Elementen gewählt. Die Diskretisierung der Hüllrohre ist aus den Abbildungen 4 und 6 ersichtlich.

Abbildung 2 zeigt für ein Hüllrohr ohne Abstandshalter (Fall 1) die Isothermen im Abstand von 5 K. Die Temperaturen erreichen an der inneren Oberfläche 416 °C und an der gekühlten Oberfläche 350 °C. Das Ergebnis ist eine konstante Wärmestromdichte von 240 W/cm^2 über den Umfang. Daher ist die maximale gleich der mittleren Wärmestromdichte, dem Bezugswert, und die normierte Wärmestromdichte geht mit 100 Prozent in Tabelle 1 ein.

Bei Verwendung eines Hüllrohres mit sechs integralen Abstandshalterrippen, deren parallele Rippenflanken scharfkantig in das Hüllrohr übergehen (Fall 2) ergibt sich das in Abbildung 3 dargestellte Isothermenfeld, deren Abstand wiederum 5 K beträgt. Die maximale Temperatur stellt sich an der inneren Oberfläche des Hüllrohres auf der Symmetrieachse des Rippenfußes ein und beträgt 426 °C. Die niedrigste Temperatur stellt sich am Übergang von Rippenflanke und Rippenkopf ein und ist identisch mit der Kühlmitteltemperatur von 345 °C. Der Verlauf der Isothermen deutet schon an, daß ein ausgeprägter Wärmestrom auf die Ecke zwischen dem Hüllrohr und den parallelen Rippenflanken fließt. Im freien Rohrbereich zwischen zwei Abstandshalterrippen, d.h. auf der Symmetrieachse des untersuchten 30° -Ausschnitts, werden das Isothermenfeld und damit die Temperaturdifferenz zwischen der inneren und äußeren Oberfläche des Hüllrohres kaum durch die integralen Rippen beeinflußt und entsprechen nahezu einem Hüllrohr ohne Rippen (Fall 1). Daher wurde der örtliche Wärmestrom an der Oberfläche des Rippenrohres normiert mit dem Wärmestrom (Bezugswert 240 W/cm^2), der sich an der Oberfläche eines glatten Hüllrohres einstellt. Abbildung 4 zeigt, daß der maximale normierte Wärmestrom 137 Prozent erreicht, während über den Rippenkopf kaum Wärme an das Kühlmittel abgeführt wird.

Ein Übergangsradius von $r = 0,5 \text{ mm}$ zwischen dem Hüllrohr und den parallelen Rippenflanken (Fall 3) bewirkt den in Abbildung 5 dargestellten Verlauf der Isothermen. Die maximale Temperatur wird erneut an der inneren Oberfläche des Hüllrohres in der Mitte unter dem Rippenfuß festgestellt und beträgt 416 °C. Wiederum bleibt der Rippenkopf "kalt", wo sich eine Temperatur von 345 °C einstellt. Die maximale Wärmestromdichte tritt abermals an der Rippenwurzel auf und übersteigt den Bezugswert von 240 W/cm^2 um 33 Prozent, bleibt aber unter der 37 prozentigen örtlichen Überhöhung, die bei scharfkantigem Über-

gang vom Hüllrohr zu den parallelen Rippenflanken (Fall 2) festgestellt wurde.

Sollten derartige, unter idealisierten Bedingungen eines auf der Oberfläche konstanten Wärmeübergangs und ohne Kühlmittelquervermischung errechnete, lokale Überhöhungen des Wärmestroms auftreten, wäre die Eignung von Hüllrohren mit integralen Wendelrippen u. U. in Frage gestellt. Daher sind Experimente zur Bestimmung der kritischen Heizflächenbelastung von engen Stabbündeln mit Rippenrohren von großer Bedeutung.

Literatur

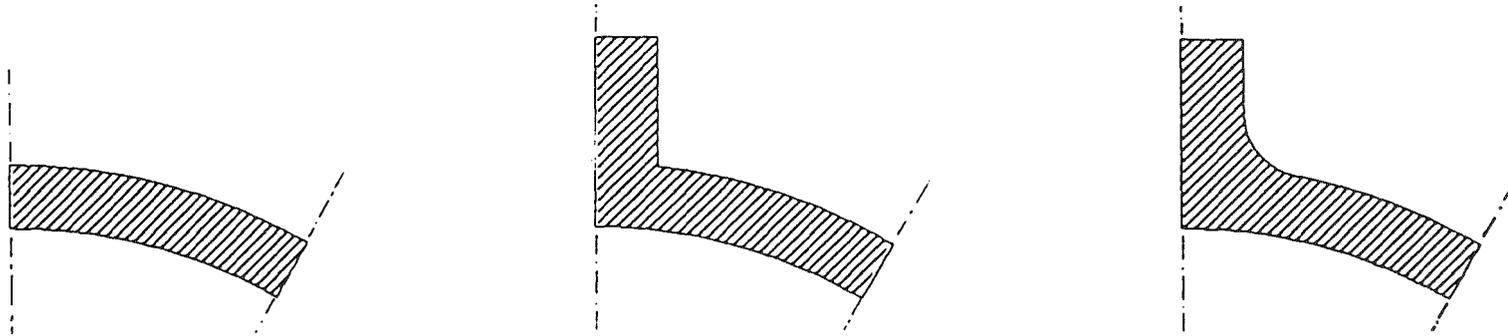
- [1] "ADINAT - A Finite Element Program for Automatic Dynamic Incremental Nonlinear Analysis of Temperatures".
Report AE 81-2, September 1981.

- [2] K. Rust et al.:
"PEW - Ein FORTRAN IV-Rechenprogramm zur Bereitstellung physikalischer Eigenschaften von Werkstoffen für LWR-Brennstäbe und deren Simulatoren".
KfK-Ext. 7/76-1, Dezember 1976.

- [3] SANDVIK Stahlsammelmappe
Werkstoff-Nr. 1.4970, Oktober 1978.

Tabelle 1

Einfluß der Hüllrohrgeometrie auf die Heizflächenbelastung bei indirekter elektrischer Beheizung des Brennstabsimulators.



| Geometrie des Hüllrohres | Stabumfang cm | Stableistung W/cm | maximale Wärmestromdichte W/cm**2 | Bezugswert Wärmestromdichte W/cm**2 | max., normierte Wärmestromdichte Prozent |
|--|------------------|----------------------|---|---|--|
| glattes Hüllrohr | 2,9845 | 716,283 | 240,000 | 240,000 | 100 |
| Hüllrohr mit 6 integralen Rippen, scharfkantiger Übergang vom Hüllrohr zu den Rippenflanken | 4,2151 | 716,283 | 328,751 | 240,000 | 137 |
| Hüllrohr mit 6 integralen Rippen, Übergangsradius (r = 0.5 mm) zwischen Hüllrohr und Rippenflanken | 4,0350 | 716,283 | 318,150 | 240,000 | 133 |

Kühlmitteldruck 160 bar
 Sättigungstemperatur 345 °C,
 Wärmeübergangszahl 50 W/(cm**2*K),
 konstant über den Stabumfang
 konstant über den Stabumfang

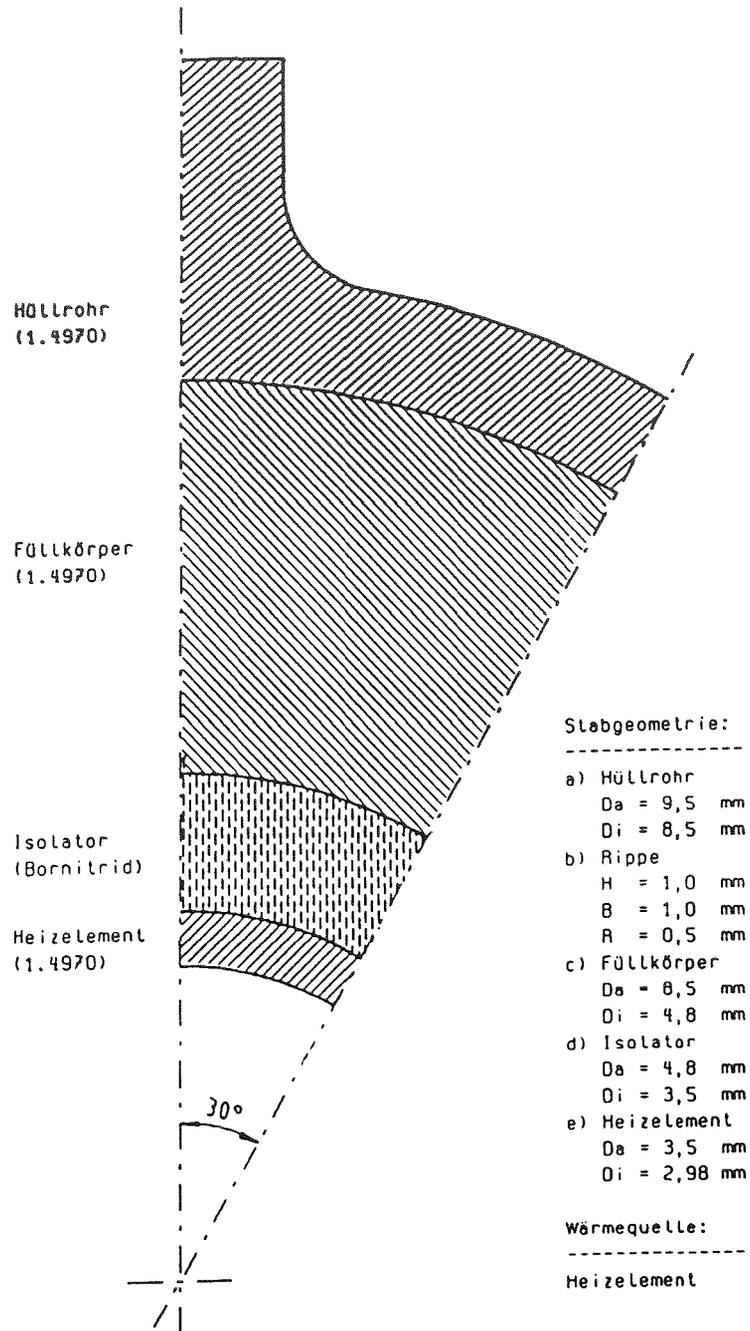


Abbildung 1. 30° - Ausschnitt eines indirekt elektrisch beheizten Stabes, Hüllrohr mit 6 integralen Abstandshalterrippen.

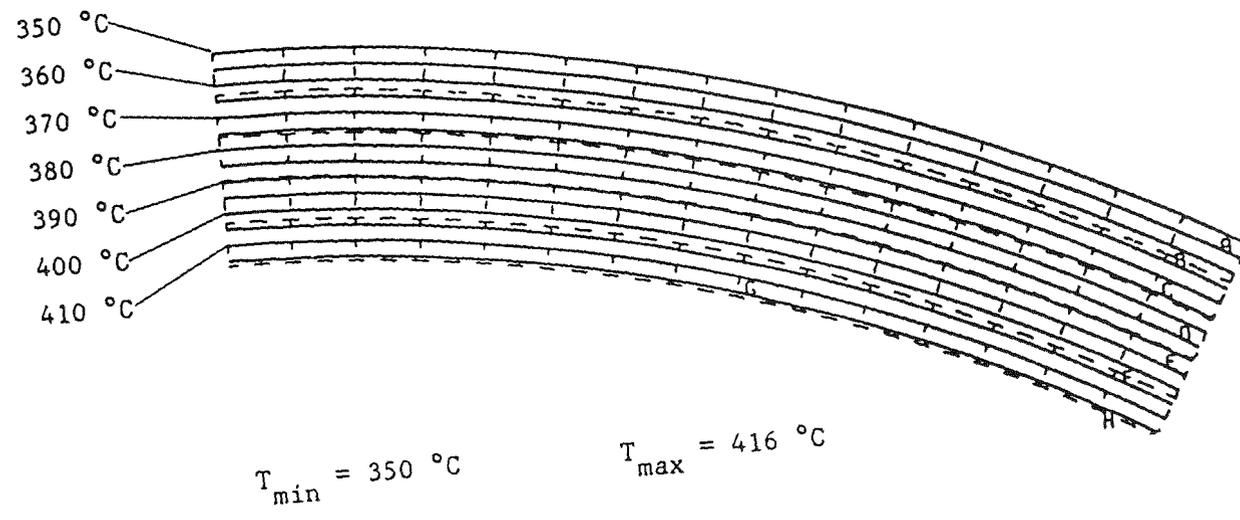


Abbildung 2. Temperaturverteilung in einem glattem Hüllrohr bei indirekter elektrischer Beheizung.

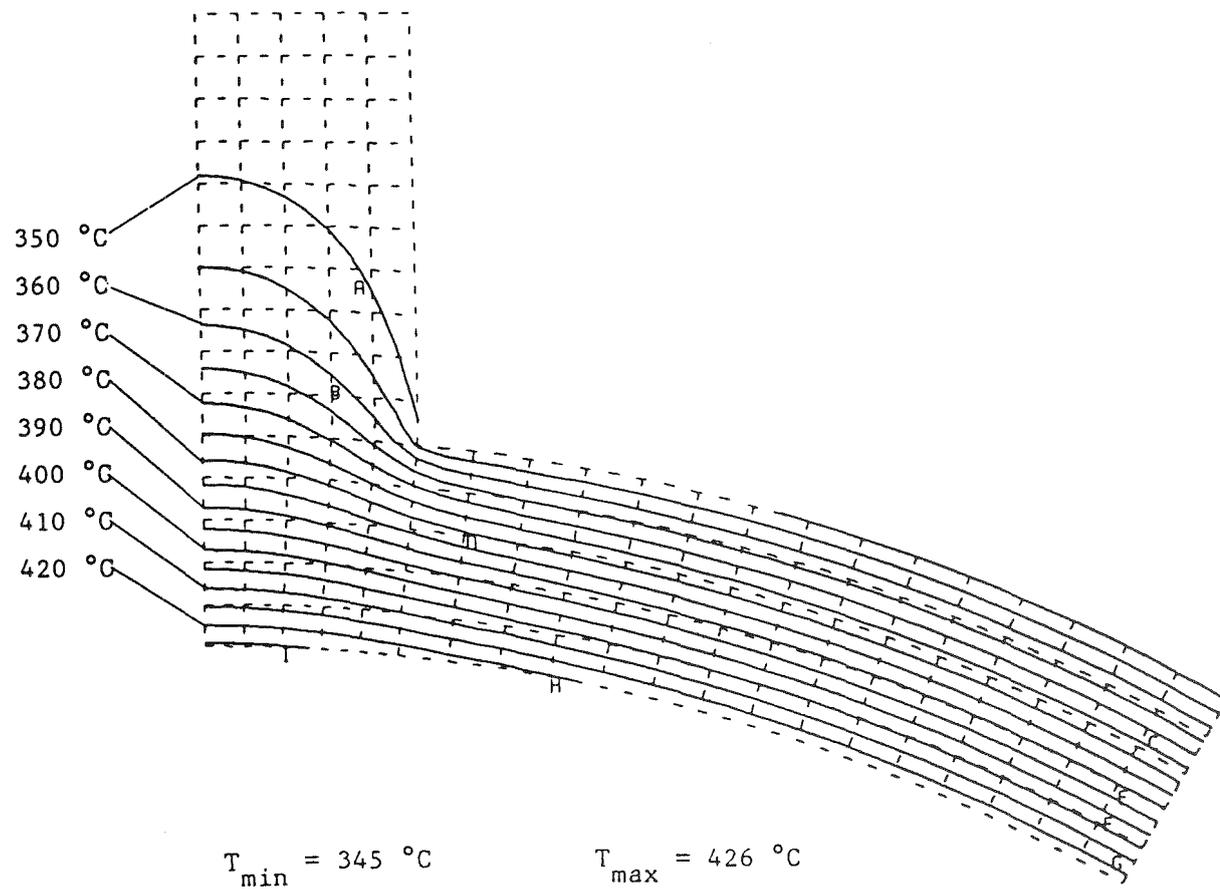


Abbildung 3. Temperaturverteilung in einem Hüllrohr mit 6 integralen Abstandshalterrippen bei indirekter elektrischer Beheizung, scharfkantiger Übergang vom Hüllrohr zu den Rippenflanken.

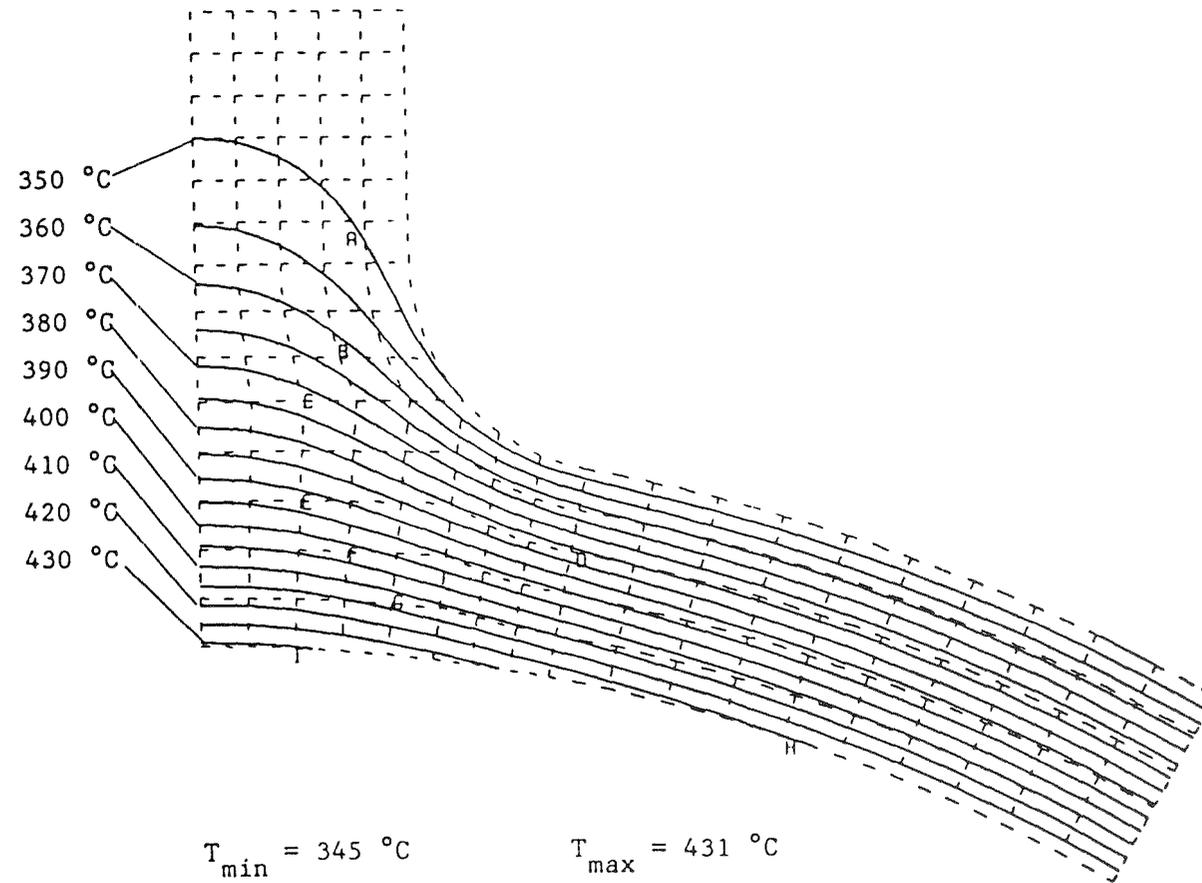


Abbildung 5. Temperaturverteilung in einem Hüllrohr mit 6 integralen Abstandshalterrippen bei indirekter elektrischer Beheizung, Übergangsradius zwischen Hüllrohr und den Rippenflanken.

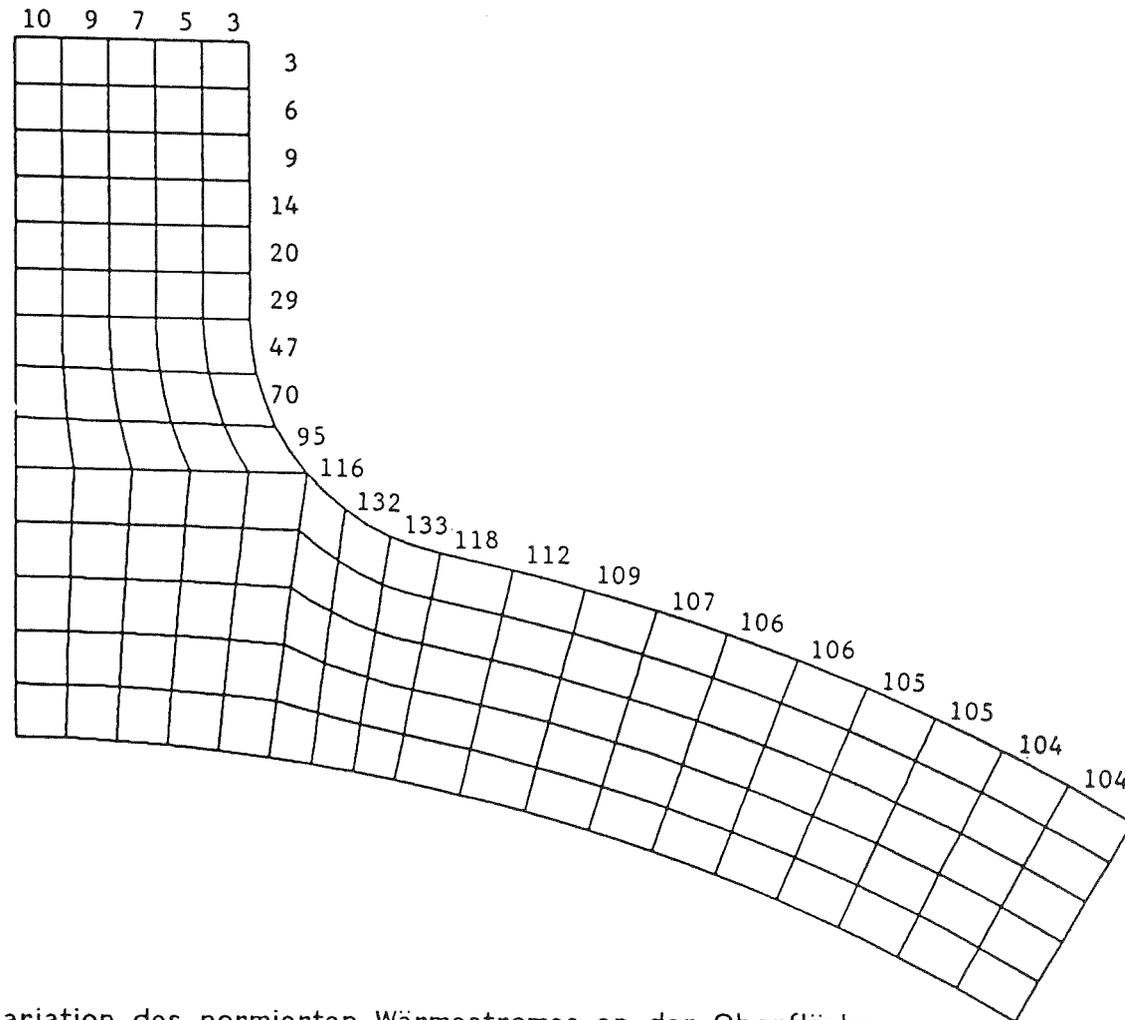


Abbildung 6. Variation des normierten Wärmestromes an der Oberfläche eines Hüllrohres mit 6 integralen Abstandshalterrippen bei indirekter elektrischer Beheizung, Übergangsradius zwischen Hüllrohr und den Rippenflanken.

06.01.17/22A Untersuchungen zum Einfluß des Oxidbrennstoffs und der Spalt-
PNS 4242 produkte auf das mechanische Verhalten von Stahlhüllrohren
(P. Hofmann, U. Liesenfeld, M. Karkiewicz, J. Burbach,
Ch. Gosgnach, H. Metzger; IMF I)

Kriechberstexperimente mit 1.4970-Stahlhüllrohren in Gegenwart von simulierten Spaltprodukten

Es wurde der Einfluß von Halogenen und Chalkogenen, die als Spaltprodukte in einem Brennelement entstehen, auf das mechanische Verhalten von dünnwandigen Cr-Ni Stahlhüllrohren weiter untersucht. Die Halogene und Chalkogene gelten als sehr korrosiv gegenüber rostfreien Stählen. Als Probenmaterial wurde der austenitische Cr-Ni Stahl X 10CrNiMoTiB 1515 (1.4970) verwendet. Die Versuchstemperaturen variierten zwischen 700°C und 1000°C.

Um zu zeigen, wie empfindlich die Belastbarkeit des Hüllrohrmaterials durch kleine Mengen von chemischen Reagenzien beeinflußt wird, wurde eine Versuchsdurchführung gewählt, bei der die Konzentration der aggressiven Medien ein Testparameter war. Die Versuchsdurchführung ist in drei Schritte aufgeteilt. Zunächst werden in Kurzzeit-Rohrberstversuchen die kritischen Konzentrationen der eingesetzten Chemikalien ermittelt, die die mechanischen Eigenschaften wie Standzeit und Bruchdehnung des untersuchten Stahls beeinflussen. Diese Experimente entsprechen in etwa Belastungszuständen wie sie in einem Reaktor bei einem LOCA auftreten können. In nachfolgenden Langzeitrohrberstversuchen werden die ermittelten kritischen Konzentrationen dann ausschließlich bei 700°C eingesetzt. Da ein hinreichend langsamer Kriechprozess angenommen werden kann, ist diese Versuchsdurchführung wohl die empfindlichste, um festzustellen, ob chemische Wechselwirkungen mit der aggressiven Umgebung stattgefunden haben. Darüberhinaus wurden einaxiale Rohrzugversuche durchgeführt, die die Möglichkeit bieten, den Einfluß des chemischen Angriffs im Hinblick auf die Form der kontinuierlich aufgezeichneten Kriechkurve zu analysieren.

Bei allen Versuchen befinden sich die simulierten Spaltprodukte J, Te und Se in Quarzschiffchen innerhalb der Rohrproben auf dem gleichen Temperaturniveau wie die Rohrproben selbst. Damit wurde sichergestellt, daß die reaktiven Substanzen nicht mit dem Stahlhüllrohr direkt in Berührung kommen konnten, so daß ihre Einwirkung ausschließlich über die Gasphase erfolgte. Die simulierten Spaltprodukte Jod, Tellur und Selen kamen elementar zum Einsatz. Cs wurde in Form von CsJ oder Cs₂Te verwendet. Um das Sauerstoffpotential des Oxid-

brennstoffes zu simulieren wurde den Rohrproben, neben den simulierten Spaltprodukten, noch NiO zugegeben. Das Sauerstoffpotential von NiO entspricht dem von leicht überstöchiometrischem UO_2 .

Die Kurzzeit-Rohrberstexperimente ergaben folgende Ergebnisse:

- Das durch NiO erzeugte Sauerstoffpotential verursacht erst ab $800^{\circ}C$ eine nennenswerte Verkürzung der Standzeit. Der Einfluß auf die Bruchdehnung bleibt im gesamten untersuchten Temperaturbereich von 700 bis $1000^{\circ}C$ vernachlässigbar.
- Die Beeinflussung des chemisch-mechanischen Verhaltens der untersuchten Stahlhüllrohre durch Joddampf (ohne NiO) tritt erst oberhalb einer Konzentration von 100 mg/cm^3 auf. Die Standzeiten werden dann merklich reduziert, wohingegen die Bruchdehnung nicht beeinträchtigt wird.
- Den zusätzlichen Einfluß des NiO-Sauerstoffpotentials auf die Wirkung verschiedener Jodkonzentrationen zeigt Abb. 06.01.17/22A-1.

Man erkennt deutlich, wie ein hohes Sauerstoffpotential (NiO) die Wirkung schon geringer Jodkonzentrationen verstärkt. Es kommt auch bei den anderen untersuchten Temperaturen zu einer Reduzierung der Standzeit und Bruchdehnung der Rohrproben (Abb. 06.01.17/22A-2).

Jod bildet mit den Stahlkomponenten Mangan, Chrom, Eisen und Nickel niedrigschmelzende und damit leicht flüchtige Verbindungen. Bei dem chemischen Angriff der Stahlhülle durch Sauerstoff und Joddampf beobachtet man unter einer dünnen Deckschicht, die Eisen und Nickel enthält, schon bei $700^{\circ}C$ einen deutlichen Korngrenzenangriff. Die Reaktionsprodukte an den Korngrenzen zeigen einen gegenüber der Matrix merklich höheren Chromgehalt. Wegen der hohen Flüchtigkeit der Jodide konnten diese in den Reaktionszonen jedoch nicht festgestellt werden. Ab $800^{\circ}C$ ist keine Deckschichtbildung mehr zu beobachten. Der Korngrenzenangriff ist erheblich stärker und nimmt mit steigender Temperatur noch weiter zu. Es kommt bei 900 und $1000^{\circ}C$ zu einer regelrechten Auflösung des Hüllmaterial-Kornverbands entlang der Korngrenzen (Abb. 06.01.17/22A-3).

Bei Tellur sind die Auswirkungen auf die mechanischen Eigenschaften der Stahlrohrproben bei allen Temperaturen erheblich. Tellur führt zu einer

merklichen Verringerung der Standzeit und Bruchdehnung (Abb. 06.01.17/22A-2). Der Einfluß von reinem Tellurdampf (ohne NiO) ist geringfügig stärker als in Verbindung mit einem hohen Sauerstoffpotential. Entscheidend ist hier wahrscheinlich die Abschirmung der Stahlrohroberfläche durch eine zunächst schützende Oxidschicht.

Bei der Reaktion von reinem Tellurdampf mit den Rohrproben beobachtet man eine durchweg geschlossene Deckschichtbildung. Bei 700°C findet man auf dem äußeren Rand dieser Deckschicht eine dünne Schicht, die im wesentlichen nur Eisen enthält. Der deutlich dickere Teil der Deckschicht besteht hauptsächlich aus Tellur in Verbindung mit Eisen und Nickel. Schon bei 700°C erkennt man einen Korngrenzenangriff. Das Reaktionsprodukt in den Korngrenzen besteht aus Chrom und Tellur. Die Deckschichtbildung bleibt auch bei höheren Temperaturen erhalten. Auf dem äußeren Rand findet man aber jetzt neben Eisen auch Nickel, jedoch kein Tellur. Der größte Teil der Deckschicht enthält hauptsächlich Tellur und Chrom. In dieser Chrom-Tellur-Phase beobachtet man zusätzlich noch eine Ansammlung von metallischen Einschlüssen, die reich an Eisen und Nickel sind.

Der kombinierte Angriff von Tellurdampf und Sauerstoff zeigte keine deutlich stärkere Wirkung auf das mechanische Verhalten der Stahlhüllrohre.

Das Spaltproduktelement Selen zeigt ein völlig anderes Reaktionsverhalten. Reiner Selendampf (ohne NiO) führt zu keiner negativen Beeinflussung der mechanischen Eigenschaften über den gesamten untersuchten Temperaturbereich. In Verbindung mit Sauerstoff ist eine Beeinträchtigung erst bei 1000°C feststellbar (Abb. 06.01.17/22A-2). Dies mag in Zusammenhang mit dem Aufbau des Reaktionsprodukts stehen. Ähnlich wie bei Tellur findet man auch hier eine geschlossene Deckschicht. Diese besteht aus Chrom, Eisen und Selen. Der Angriff durch reinen Selendampf verursacht ebenfalls einen Korngrenzenangriff. Die Bestandteile des Reaktionsprodukts in den Korngrenzen sind Chrom und Selen.

Das Zusammenwirken von Selendampf und Sauerstoff führt zu einer ähnlichen Anordnung der Reaktionsprodukte wie sie beim Angriff durch reinen Tellurdampf auftrat. Die mechanischen Eigenschaften der 1.4970-Rohrproben werden in Langzeit-Kriechversuchen - im Gegensatz zu den Kurzzeit-Rohrberstversuchen - durch die gleichzeitige Gegenwart eines Sauerstoffpotentials (NiO) zusätzlich beeinträchtigt (Abb. 06.01.17/22A-4).

Die Ergebnisse aus den Langzeitrohrberst- und den Rohrzugversuchen bedürfen noch einer eingehenderen Untersuchung. Bisläng kann man aber schon feststellen, daß die Resultate von denen der Kurzzeit-Rohrberstexperimente abweichen. Da die Langzeit- und Rohrzugversuche bisher ausschließlich bei 700°C durchgeführt wurden, kann man sie auch nur mit den 700°C -Ergebnissen der Kurzzeitexperimente vergleichen. Es fällt dabei auf, daß der Einfluß von Selen mit und ohne Sauerstoff, bedingt durch längere Glühzeiten und geringerer mechanischer Beanspruchung, zunimmt. Die Wirkung, die durch das System NiO und Joddampf sowie durch Tellur mit und ohne Sauerstoff hervorgerufen werden, bleiben erhalten (Abb. 06.01.17/22A-5).

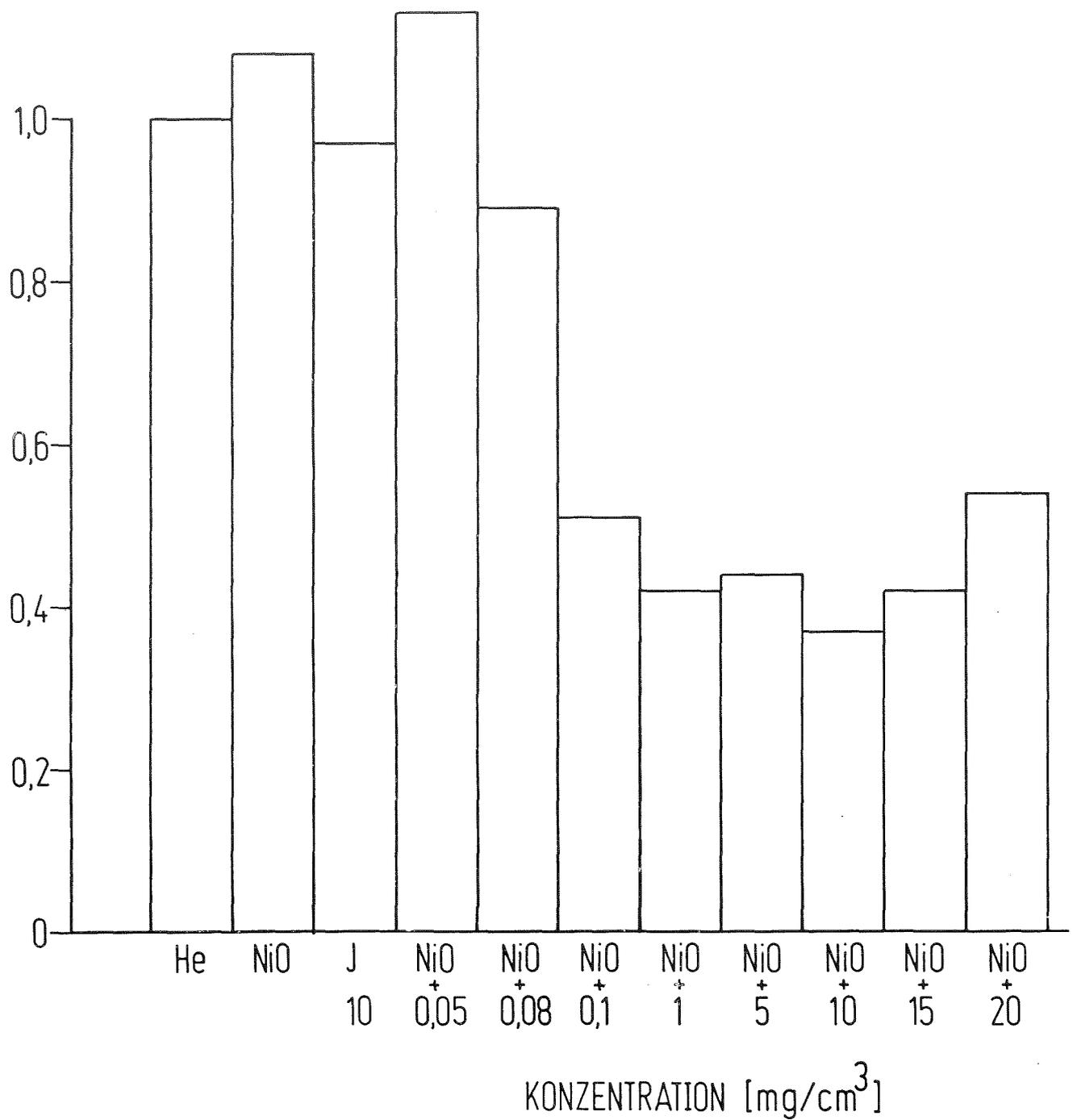
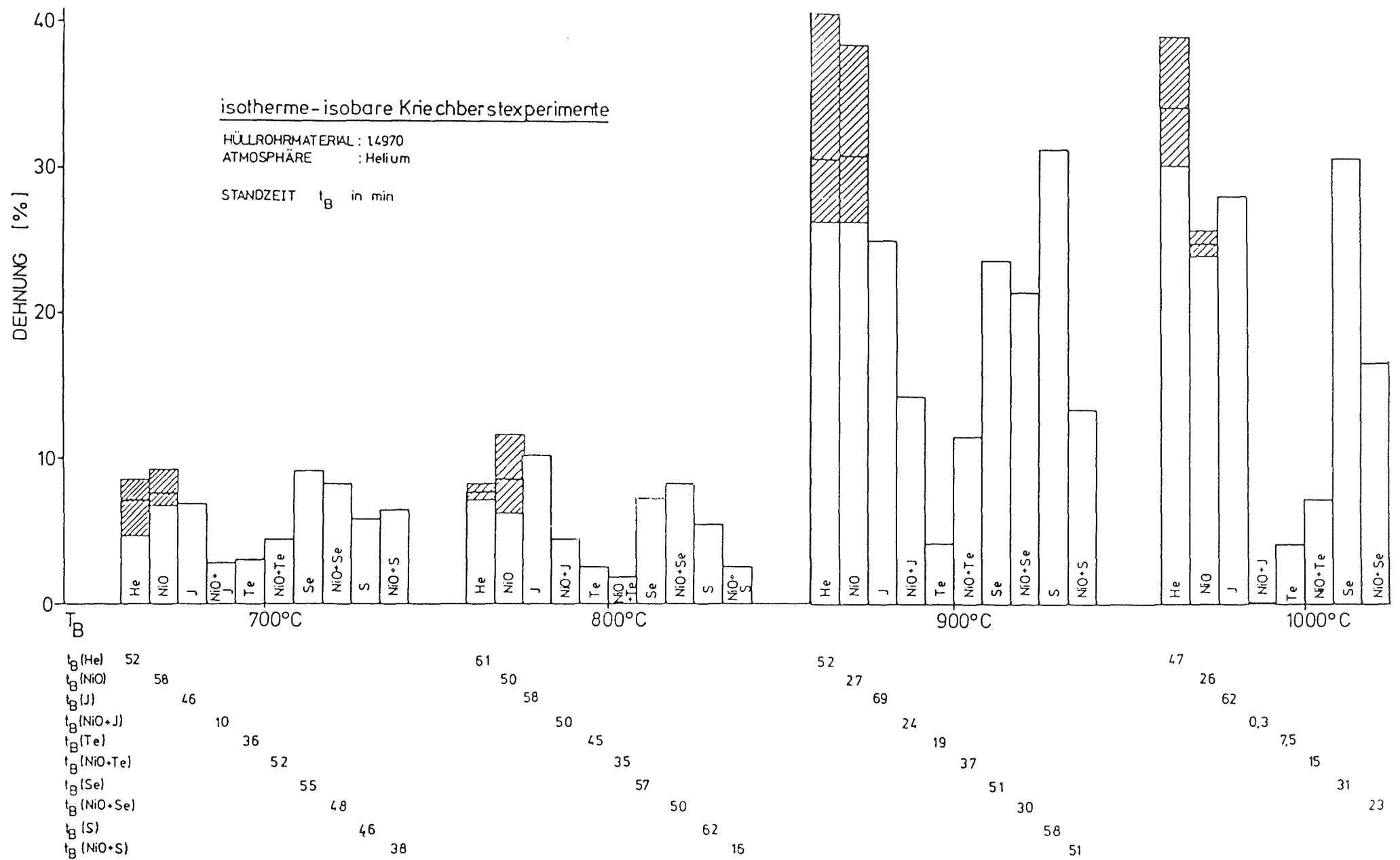


Abb. 06.01.17/22A-1: Relative Bruchdehnung von 1.4970-Rohrproben in Gegenwart von NiO und Jod bei 700°C in Abhängigkeit von der Jodkonzentration. Das NiO dient zur Simulation eines UO_{2+x} -Sauerstoffpotential.



- 4200-160 -

Abb. 06.01.17/22A-2: Standzeiten und Umfangsberstdehnungen von 1.4970-Hüllrohrproben bei verschiedenen Temperaturen unter dem Einfluß der simulierten Spaltprodukte ohne und mit NiO.

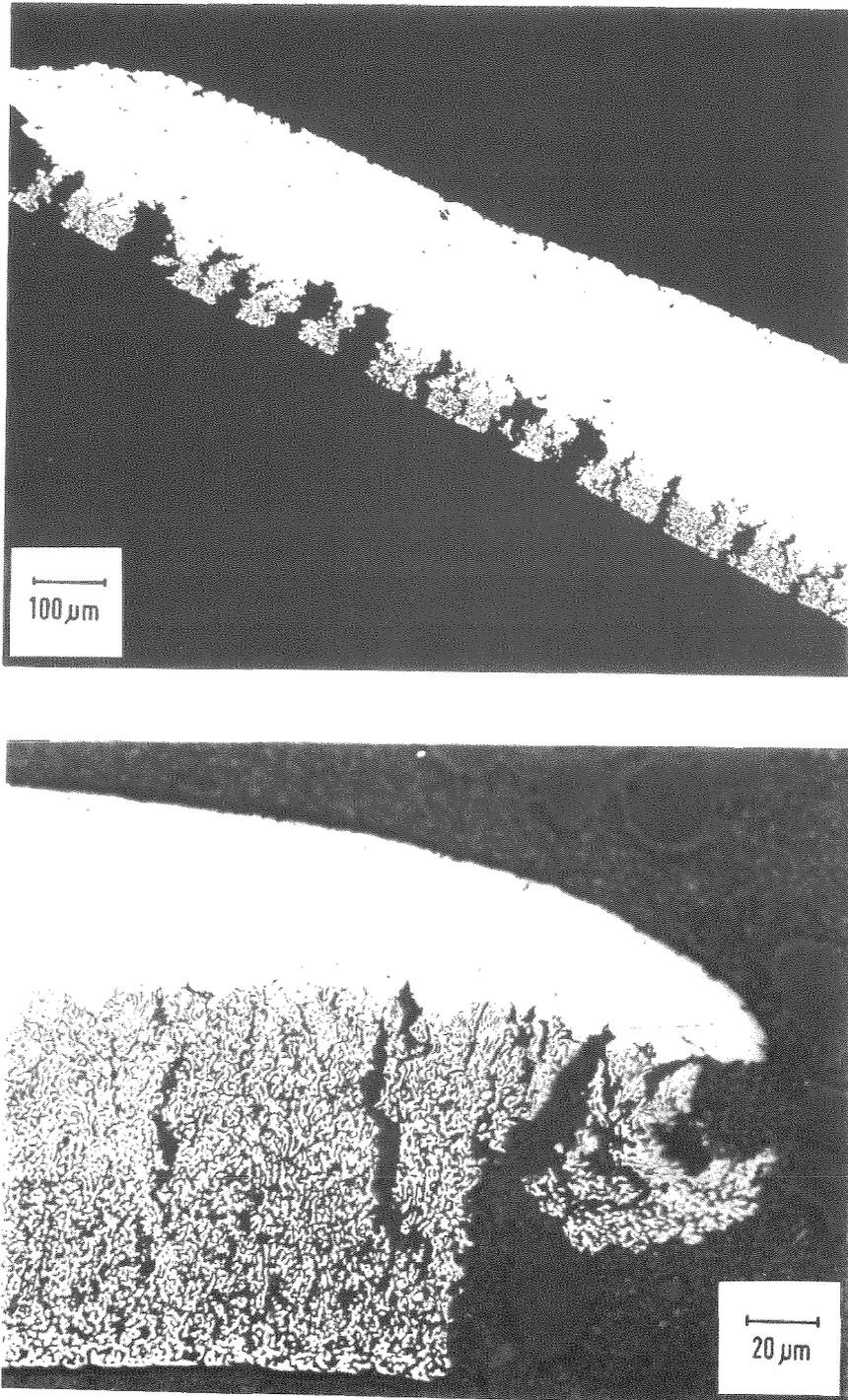


Abb. 06.01.17/22A-3: Korrosion von 1.4970-Stahl durch Jod in Gegenwart eines Sauerstoffpotentials (NiO) bei gleichzeitiger mechanischer Beanspruchung. Oben: 900°C, unten: 1000°C.

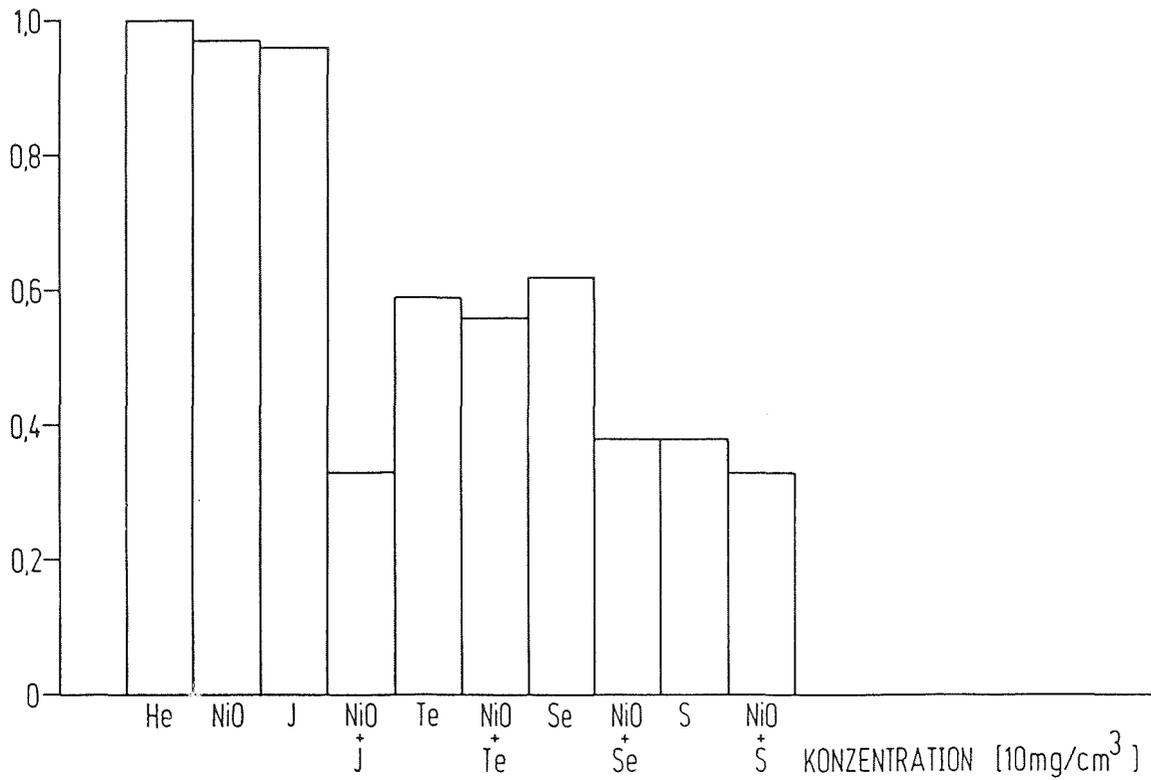


Abb. 06.01.17/22A-4: Relative Gleichmaßdehnung von 1.497G-Rohrproben in Langzeit-Kriechversuchen in Gegenwart verschiedener simulierter Spaltprodukte ohne und mit NiO bei 700°C.

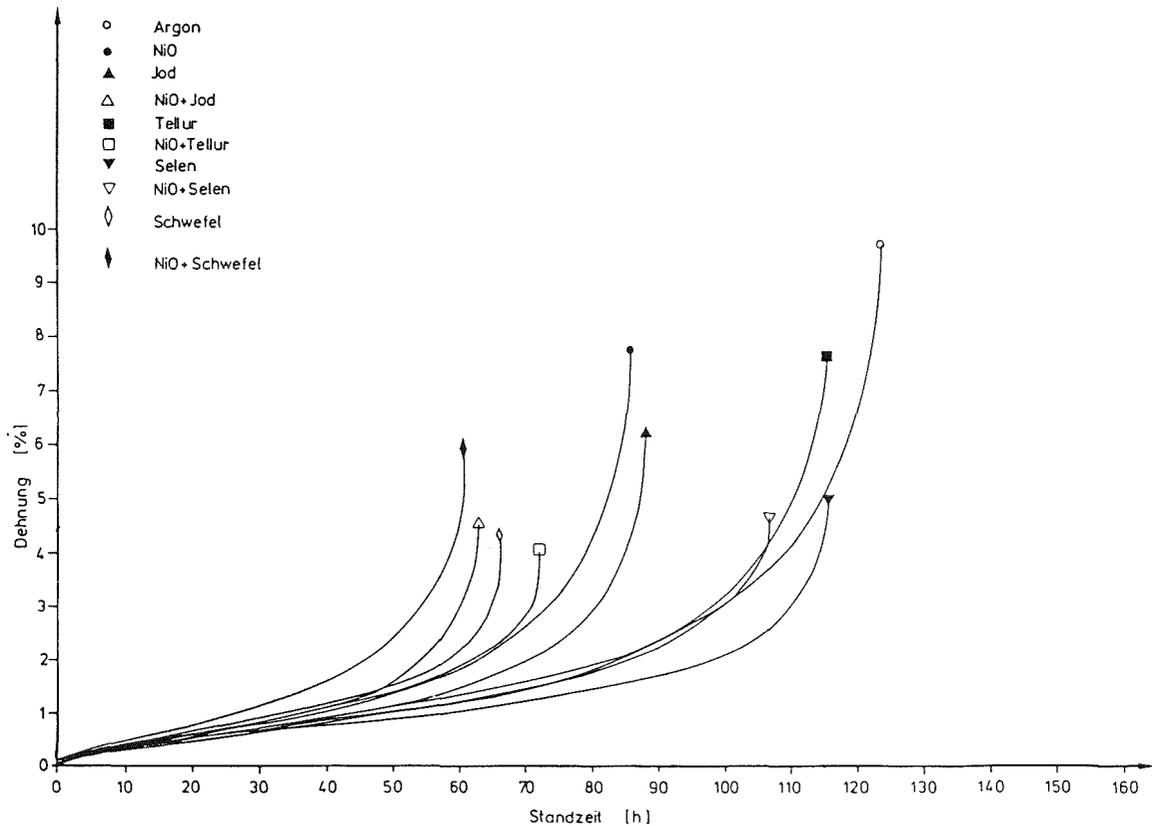


Abb. 06.01.17/22A-5: Kriechverhalten von Rohrzugproben bei 700°C unter dem Einfluß von den simulierten Spaltprodukten Jod, Tellur und Selen ohne und mit NiO.

06.01.17/23A Oxidationsverhalten von Edelstahl-Hüllrohren
PNS 4243 in Wasserdampf
 (S. Leistikow, H. v. Berg, G. Schanz)

1. Untersuchungen am austenitischen Stahl 1.4970 zur Wechselwirkung zwischen Oxidation und Verformungsverhalten

1.1 Einleitung und Versuchsdurchführung

Im Hinblick auf das Störfallverhalten von Edelstahl-Hüllrohren wurden Kriechberstversuche in Dampf Atmosphäre durchgeführt: In isotherm-isobaren Versuchen bei 950-1200°C über ca. 1 bis ca. 50 min (entsprechend Innendruck von ca. 10 bis ca. 100 bar) wurden innendruckbeaufschlagte Rohrkapselproben aus dem austenitischen Stahl 1.4970 geprüft. Das eingesetzte Rohrmaterial entsprach in den Abmessungen (10,1x0,40 mm) der Zusammensetzung, der thermisch-mechanischen Vorbehandlung (1085°C/5 min + 800°C/2 h + 18% kaltverformt), dem Gefüge und den mechanischen Eigenschaften einer nach anderen Gesichtspunkten bereits untersuchten SNR-300 Spezifikation. Zur Kapselfertigung wurde der 50 mm lange Rohrabschnitt mit einem Endstopfen und einem Druckzuleitungsstopfen und dieser wiederum mit einem Zuleitungsrohr elektronenstrahlverschweißt. Im Test wurde die Kapsel unter Inertgas auf die gewünschte Temperatur gebracht und sofort nach erfolgter Dampfexposition unter Innendruck gesetzt. Außer der Berstzeit wurde die maximale Umfangsdehnung an der Berststelle gemessen.

1.2 Ergebnisse und Diskussion

Die Abhängigkeit der Berstzeit vom Innendruck bzw. der errechneten nominellen Tangentialspannung wurde mit den insgesamt 20 durchgeführten Einzelversuchen mit zufriedenstellender Genauigkeit ermittelt (Tab. 1, Abb. 1). Im untersuchten relativ engen Zeitbereich lassen sich die Zeitstandfestigkeitskurven durch konstante und nur wenig temperaturabhängige Steigungen beschreiben. Lediglich die Zeitstandkurve für 950°C verläuft deutlich steiler, entsprechend zusätzlicher Festigkeit über kurze Standzeit. Dies ist wahrscheinlich darauf zurückzuführen, daß bei 950°C im Versuchszeitraum die Rekristallisation des

ursprünglich kaltverformten Materials erhöhter Festigkeit noch abgeschlossen wird, während bei 1000-1200^oC die Rekristallisation bereits bei Druckaufgabe beendet ist.

Die Ansicht der geborstenen Kapseln (Abb. 2-7) zeigt, daß bei den niedrigeren Temperaturen unter dem hohen Innendruck (bis 100 bar) relativ große Berstöffnungen entstehen können, die durch Weiterreißen und Umklappen der Berstflanken noch größer werden. Sekundäre Verformungen ergeben sich durch Anschlag der Kapseln am Dampfführungsrohr unter dem Rückstoß des ausströmenden Druckgases. Dagegen werden mit zunehmender Prüftemperatur kleinere Berstöffnungen beobachtet. Die dunkle Färbung der Kapseln entspricht dem gebildeten Oxid, das doppelschichtig aufgebaut ist und vor allem an stark gedehnten Stellen und im Fall großer Schichtdicke zum Abblättern der äußeren Teilschicht neigt. Die metallographische Nachuntersuchung der Proben, die mit den in Abb. 2-7 ebenfalls gezeigten Querschnitten durch die Berststelle begonnen hat, wird Aussagen über das Gefüge, die Umfangsverteilung der Wandstärkenschwächung, die Oxidschichtmikrostruktur und die Oxidationskinetik erlauben.

Die Beurteilung des Dehnungsverhaltens (Tab. 1) kann bei der naturgemäßen Streuung und der meßtechnischen Unsicherheit der gemessenen Umfangsdehnungswerte nur summarische Trends angeben. In Kurzzeitversuchen über wenige Minuten steigt die Dehnung mit zunehmender Temperatur zwischen 1000 und 1150^oC an. Die Werte von 25-56% dürften noch weitgehend material- und nicht oxidations-typisch sein. Im gleichen Temperaturbereich zeigen die Versuche über längere Dauer, daß die Dehnung mit zunehmender Standzeit deutlich abnimmt. Die mit zunehmender Temperatur registrierte abnehmende Tendenz legt die Deutung nahe, daß die Oxidation für die Abnahme der Umfangsdehnung verantwortlich ist. Geplante entsprechende Versuche am metallischen Rohrmaterial unter Schutzgas werden in diesem Punkt weiteren Aufschluß geben.

Aus Berst-Umfangsdehnung und Berstzeit wurden tangentielle Kriechgeschwindigkeiten errechnet, die somit als Mittelwerte über die gesamte Versuchszeit definiert sind. Trotz Streuung der Einzeldehnungen ergibt sich, zu Abb. 1 komplementär, in Abb. 8 eine Darstellung des Kriechverhaltens, das in seinem zeitlichen Ablauf selbst nicht untersucht worden ist. Aufgrund der zunächst engen Versuchszeitbasis für 1200^oC sind ergänzende Versuche durchgeführt worden, die bereits in Tab. 1 aufgeführt, aber in Abb. 1 u. 8 noch nicht berücksichtigt sind. Weiterhin sei angemerkt, daß bei einer nicht bis zum Bersten geprüften Probe bereits der größte Teil der insgesamt zu erwartenden

Dehnung vor dem tertiären Kriechbereich registriert worden ist, woraus sich eine hohe mittlere Kriechrate ergab.

Im Vergleich zu IRB-Untersuchungen des Berstverhaltens langer Hüllrohre /1/ während Temperaturrampen (5 K/s) haben sich übereinstimmende Tendenzen ergeben. Unter der plausiblen Voraussetzung, daß die relativ steile Rampe im Oxidationseffekt und der mechanischen Konsequenz einem isothermen Kurzzeitversuch ($t_B < 1$ min) entspricht, hat sich hinsichtlich der Festigkeit (Bersttemperatur-Berst-Druck-Verlauf) sowie der Berstdehnung (Absolutwerte und Temperaturabhängigkeit) eine weitgehende Vergleichbarkeit abgezeichnet.

2. Arbeiten zum Korrosionsverhalten ferritischen Stahls

2.1 Oxidgefüge des Stahls 1.4914

Im Rahmen eines Vergleichs der Werkstoffgruppen ferritischer Cr-Stahl, austenitischer CrNi-Stahl, Zircaloy-4 /2/ wurde der Stahl 1.4914 im dampf-oxidierten Zustand mikrostrukturell und mikroanalytisch untersucht /3/. Die Randzone des metallischen Kerns zeigt Chromverarmung. Eine feinkörnige innere Oxidteilschicht, die unter Sauerstoff-Eindiffusion gewachsen ist, besteht aus Wüstit (FeO) und Spinell ($FeCr_2O_4$) und ist damit Cr-reich. Sie ist stark porös und umschließt außerdem metallische, Ni-reiche Partikel. Eine äußere Oxid-Teilschicht, die bei Oxidationstemperaturen $\geq 1000^\circ C$ ihrerseits doppelschichtig ausgebildet wird, wächst durch Herausdiffusion von Eisen. Sie besteht aus Wüstit (FeO) und Magnetit (Fe_3O_4) und ist damit chromverarmt. Die grobkristalline und an ihrer Oberfläche von Kristallwachstumsflächen begrenzte Schicht weist grobe, oval geformte Poren auf, durch deren Anhäufung die beiden Teilschichten des äußeren Oxids markiert werden.

Im Vergleich mit Oxidschichten guter Schutzwirkung, bei denen eine chromreiche, dichte Deckschicht ausgebildet wird, stellen die im vorliegenden Fall wachsende, wenig diffusionshemmende, eisenreiche äußere Schicht zusammen mit der zwar chromreichen, aber porösen inneren Schicht ein Gesamtsystem dar, das nur begrenzte Reaktionshemmung bewirkt. Im untersuchten Hochtemperaturbereich, weit oberhalb der Grenze für den üblichen Einsatz des Materials, ist die Oxidation damit unvermeidlich ein wesentlicher, das Materialverhalten im Störfall bestimmender Faktor.

2.2 Zum Verhalten von Chromstählen im Reaktor-Normalbereich

Zum Korrosionsverhalten von ferritisch-martensitischen 9-12Cr-Stählen in Wasser/Wasserdampf wurde eine Literaturstudie durchgeführt.

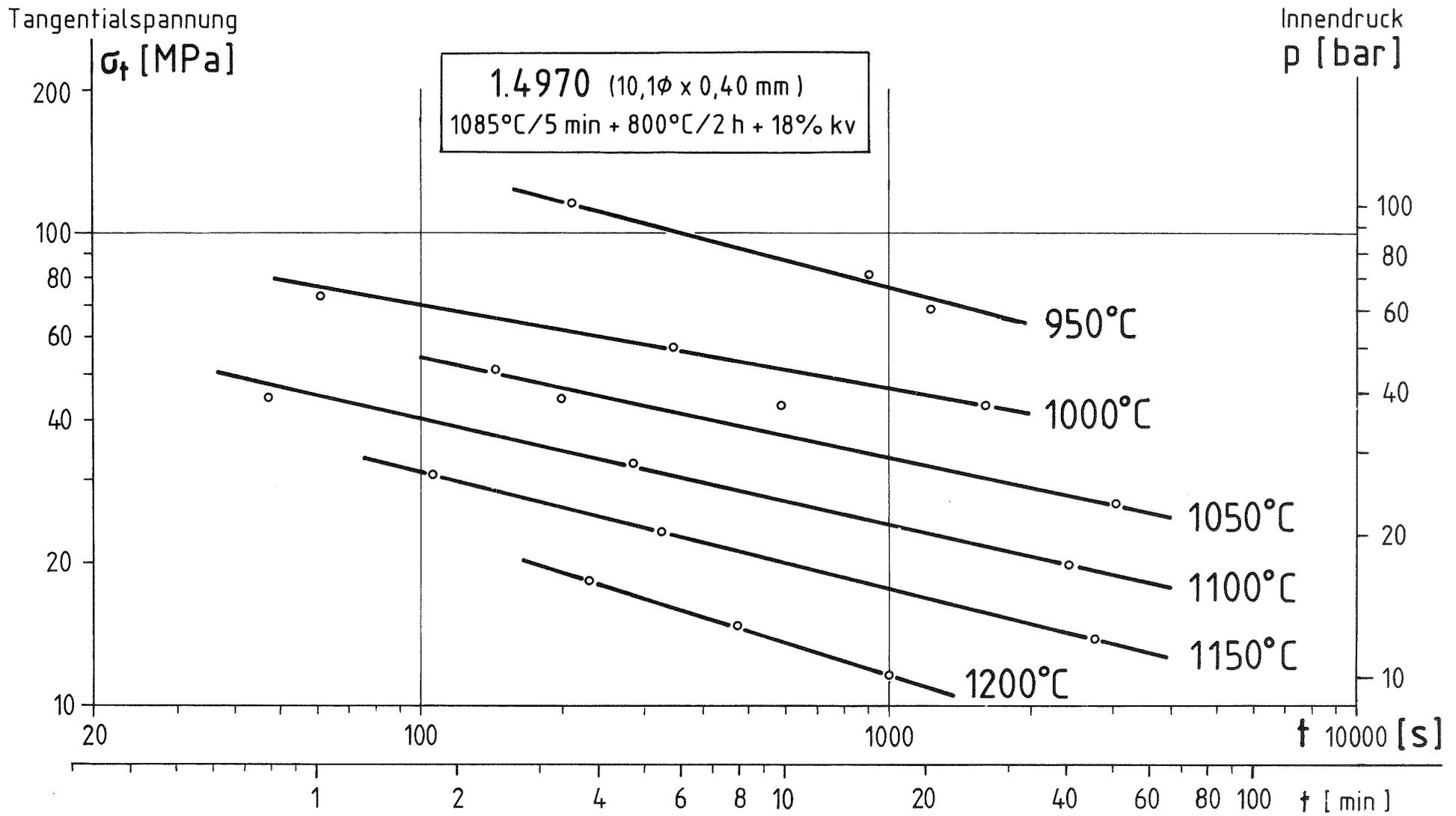
Bei höheren Cr-Gehalten, Mo-Zusatz und Stabilisierung mit Ti oder Nb ist die Beständigkeit martensitischer Cr-Stähle durchaus vergleichbar mit der austenitischer CrNi-Stähle. Im Primärkreislauf sind jedoch Probleme durch Bildung, Transport und Ablagerung von Korrosionsprodukten zu erwarten. Selbst im p_{H} -angehobenen Milieu eines Sekundärkreislaufes bestehen die Gefahren des Transports und der Aufkonzentration von Feststoffen, die Anlaß zu schweren Schädigungen durch lokale Korrosionserscheinungen geben können (Lochfraß, Spannungskorrosion).

Literatur

- /1/ F.J. Erbacher, H. Schmidt
Hochtemperatur-Verformungsverhalten von Stahl - im Vergleich zu Zircaloy-Hüllrohren.
Atomwirtsch. 29 (1985) 85-87
- /2/ S. Leistikow
Comparison of HT-Steam Oxidation Behaviour of Zircaloy-4 versus Austenitic and Ferritic Steels under Nuclear Water Reactor Safety Aspects.
Polish-German Seminar on Properties of High Temperature Alloys, Krakau, PL, July 3-6, 1985
KfK 3994 (1985)
- /3/ Z. Zurek, S. Leistikow, G. Schanz
Morphology and Chemical Composition of Scales formed on Fe-11Cr Steel oxidized in Steam at 900-1300°C
Proc. European Congress of Corrosion, Nice, 19-21 Nov. 1985
P14-1/14-7

Tab. 1: Parameter und Ergebnisse von Kriechberstversuchen an Rohrkapseln aus 1.4970
in Dampf (950-1200°C, 10-100 bar).

| Temperatur T[°C] | Innen- druck p[bar] | Tangential- spannung σ_t [MPa] | Berstzeit t_B [min,s] | Umfangs- dehnung ϵ_t [%] | mittl. tang. Kriechgeschw. $\bar{\epsilon}_t$ [s ⁻¹] |
|------------------------------------|---------------------------|---|----------------------------|---|--|
| 950 | 101,5 | 115,7 | 3'32" | 24,6 | $1,16 \cdot 10^{-3}$ |
| | 71,3 | 81,3 | 15' 5" | 22,4 | $2,48 \cdot 10^{-4}$ |
| | 60,0 | 68,4 | 20'38" | 30,0 | $2,42 \cdot 10^{-4}$ |
| 1000 | 64,8 | 73,9 | 1' 1" | 30,9 | $5,07 \cdot 10^{-3}$ |
| | 50,0 | 57,0 | 5'45" | 40,4 | $1,17 \cdot 10^{-3}$ |
| | 37,2 | 42,8 | 26'53" | 32,5 | $2,01 \cdot 10^{-4}$ |
| 1050 | 45,0 | 51,3 | 2'24" | 37,2 | $2,58 \cdot 10^{-3}$ |
| | 38,8 | 44,2 | 3'20" | 33,1 | $1,66 \cdot 10^{-3}$ |
| | 37,6 | 42,9 | 9'52" | 30,9 | $5,22 \cdot 10^{-4}$ |
| | 23,3 | 26,6 | 51' 5" | 24,6 | $8,03 \cdot 10^{-5}$ |
| 1100 | 39,2 | 44,7 | 47" | 43,5 | $9,26 \cdot 10^{-3}$ |
| | 28,4 | 32,4 | 4'44" | 26,8 | $9,44 \cdot 10^{-4}$ |
| | 17,4 | 19,8 | 40'26" | 21,5 | $8,86 \cdot 10^{-5}$ |
| 1150 | 26,8 | 30,6 | 1'46" | 56,1 | $5,29 \cdot 10^{-3}$ |
| | 20,3 | 23,1 | 5'25" | 27,8 | $8,55 \cdot 10^{-4}$ |
| | 12,2 | 13,9 | 45'45" | 15,8 | $5,76 \cdot 10^{-5}$ |
| | 11,0 | 12,5 | 45' * | 9,8* | $2,18 \cdot 10^{-3}$ * |
| **Versuch ohne Bersten abgebrochen | | | | | |
| 1200 | 20,2 | 23,0 | 1'49" | 29,2 | $2,68 \cdot 10^{-3}$ |
| | 15,9 | 18,2 | 3'50" | 11,0 | $4,78 \cdot 10^{-4}$ |
| | 12,9 | 14,7 | 7'56" | 26,2 | $5,50 \cdot 10^{-4}$ |
| | 10,0 | 11,4 | 16'40" | 27,1 | $2,71 \cdot 10^{-4}$ |
| | 8,3 | 9,5 | 34'48" | 16,6 | $7,95 \cdot 10^{-5}$ |



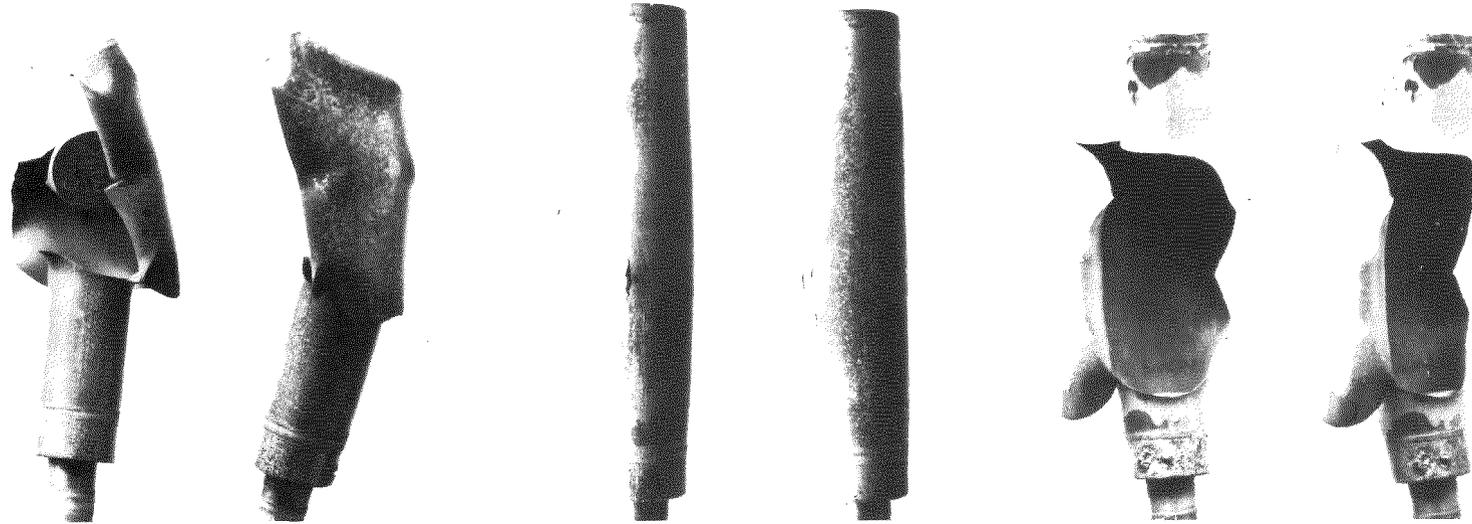
- 4200-168 -

Abb. 1

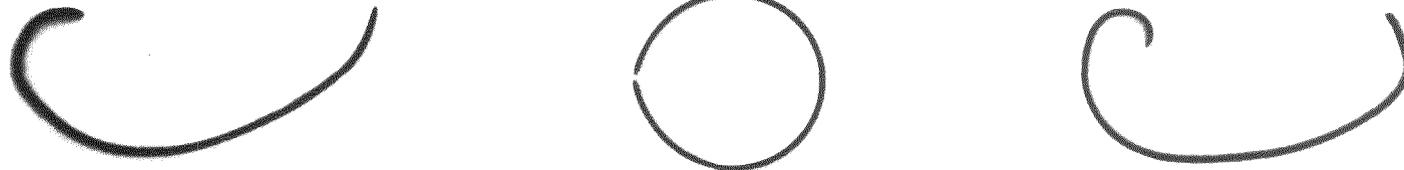


Zeitstandfestigkeit des Stahles 1.4970 im Rohrinndruckversuch unter Wasserdampf-Atmosphäre

Front- und
Seitenansicht
der Berststelle



Querschnitt
M 2:1



| | |
|------------------|------------------|
| p_i (bar) | t_B (min, s) |
| σ_T (MPa) | ϵ_B (%) |

| | |
|-------|-------|
| 101,5 | 3'32" |
| 115,7 | 24,6 |

| | |
|------|-------|
| 71,3 | 15'5" |
| 81,3 | 22,4 |

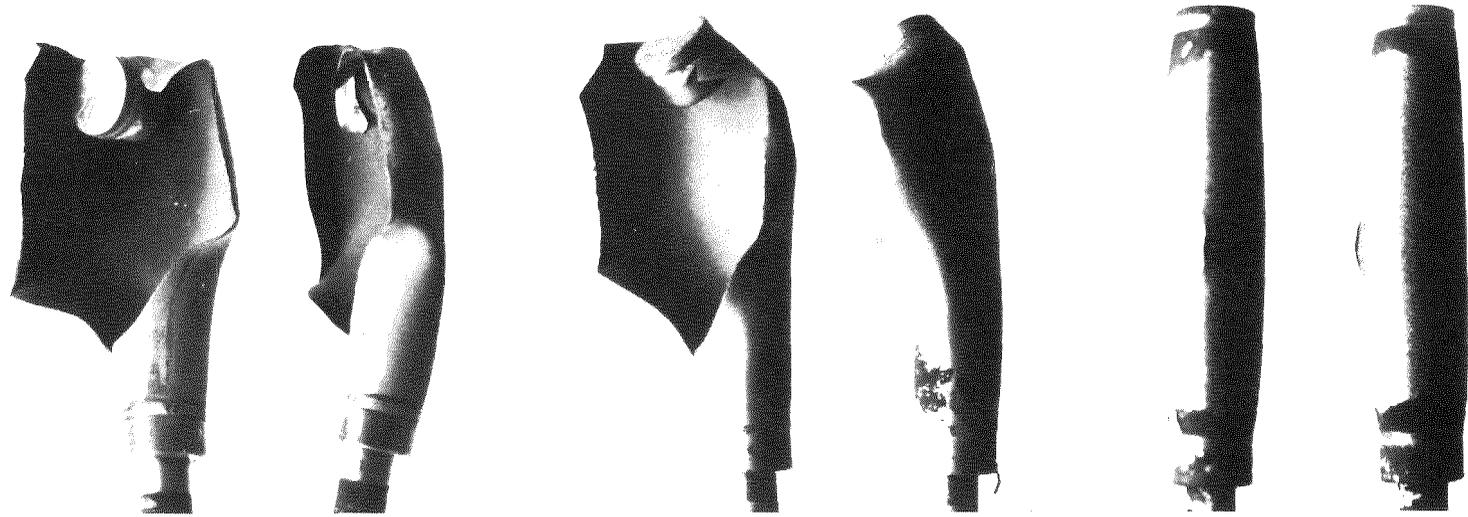
| | |
|------|--------|
| 60,0 | 20'38" |
| 68,4 | 30,0 |



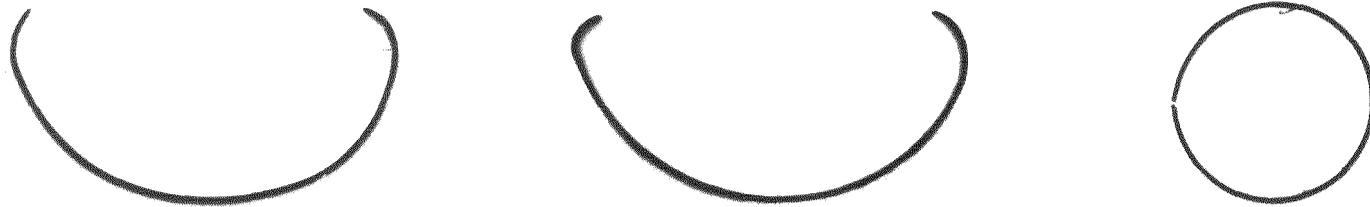
Abb. 2

Rohrkapseln aus dem Stahl 1.4970 nach Berstversuchen bei 950 °C in Wasserdampf

Front- und
Seitenansicht
der Berststelle



Querschnitt
M 2:1



| | |
|------------------|------------------|
| p_i (bar) | t_B (min, s) |
| σ_t (MPa) | ϵ_B (%) |

| | |
|------|------|
| 64,8 | 1'1" |
| 73,9 | 30,9 |

| | |
|------|-------|
| 50,0 | 5'45" |
| 57,0 | 40,4 |

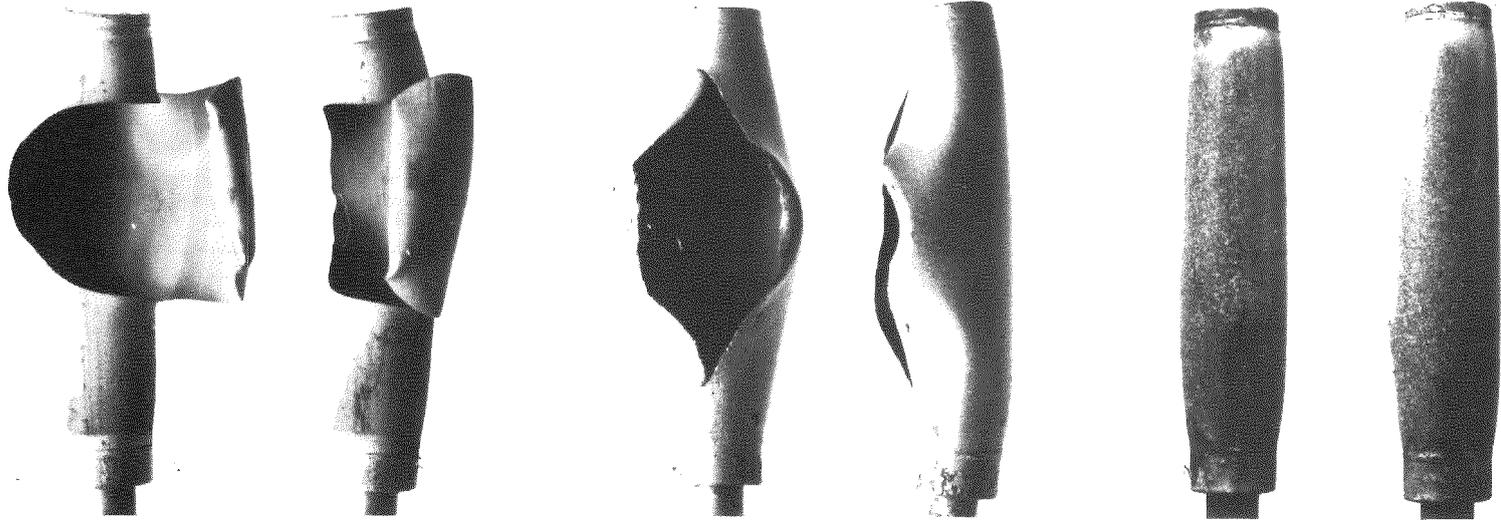
| | |
|------|--------|
| 37,2 | 26'53" |
| 42,8 | 32,5 |

Abb. 3



Rohrkapseln aus dem Stahl 1.4970 nach Berstversuchen bei 1000°C in Wasserdampf

Front- und
Seitenansicht
der Berststelle



Querschnitt
M 2:1



| | |
|------------------|------------------|
| p_i (bar) | t_B (min, s) |
| σ_t (MPa) | ϵ_B (%) |

| | |
|------|-------|
| 45,0 | 2'24" |
| 51,3 | 37,2 |

| | |
|------|-------|
| 37,6 | 9'52" |
| 42,9 | 30,9 |

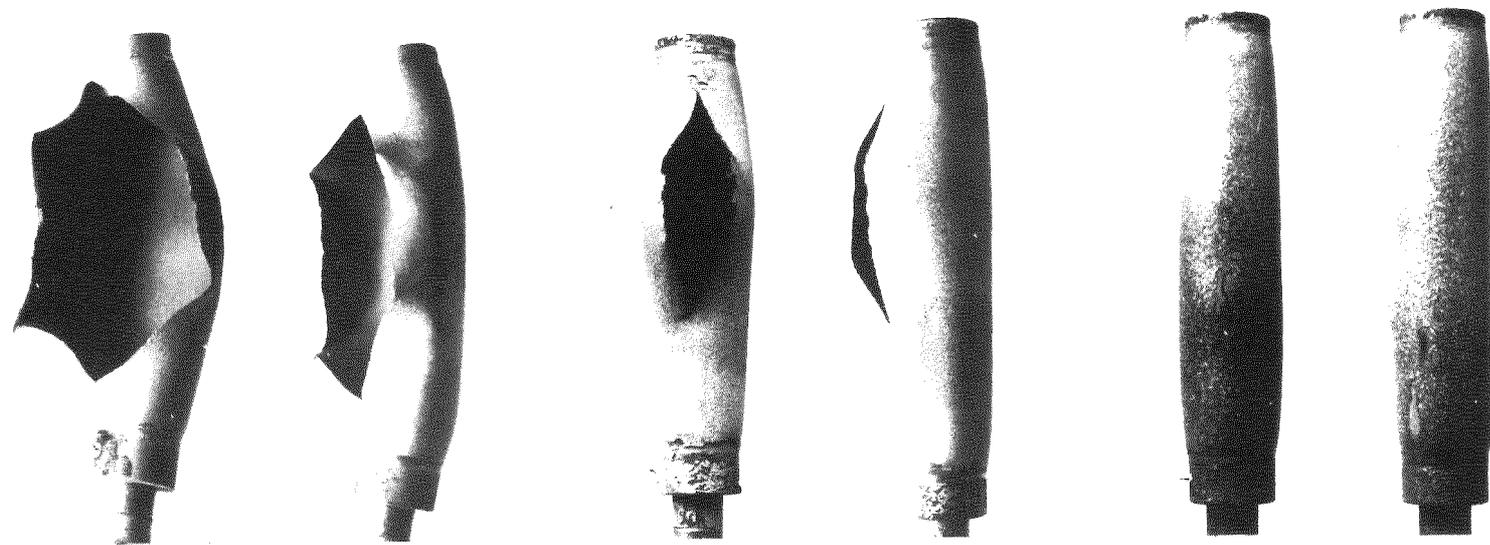
| | |
|------|-------|
| 23,3 | 51'5" |
| 26,6 | 24,6 |

Abb. 4

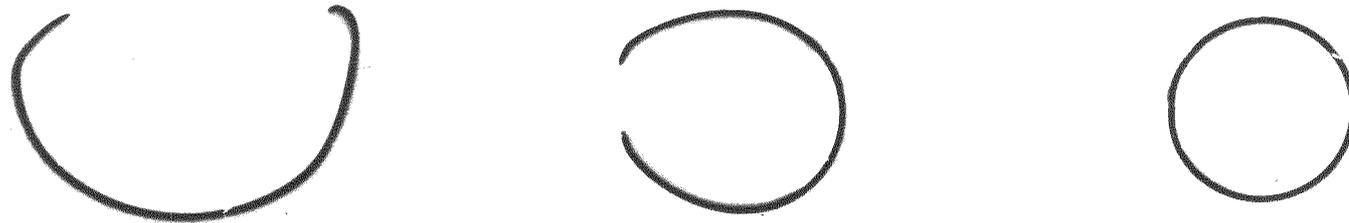


Rohrkapseln aus dem Stahl 1.4970 nach Berstversuchen bei 1050 °C in Wasserdampf

Front- und
Seitenansicht
der Berststelle



Querschnitt
M 2:1



| | |
|------------------|------------------|
| p_i (bar) | t_B (min, s) |
| σ_T (MPa) | ϵ_B (%) |

| | |
|------|------|
| 39,2 | 47'' |
| 44,7 | 43,5 |

| | |
|------|--------|
| 28,4 | 4'44'' |
| 32,4 | 26,8 |

| | |
|------|---------|
| 17,4 | 40'26'' |
| 19,8 | 21,5 |

Abb. 5

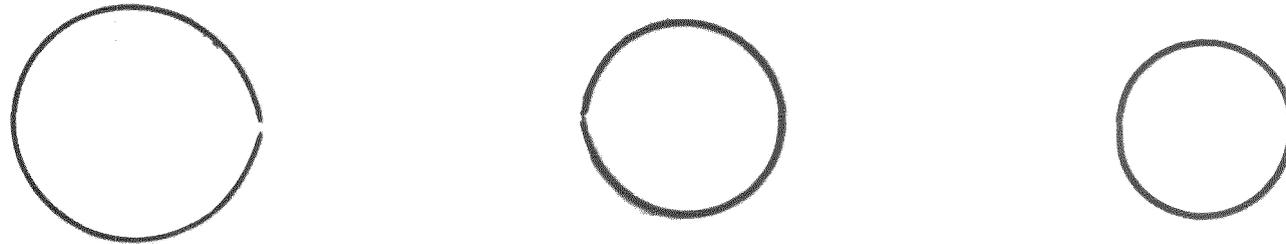


Rohrkapseln aus dem Stahl 1.4970 nach Berstversuchen bei 1100 °C in Wasserdampf

Front- und
Seitenansicht
der Berststelle



Querschnitt
M 2:1



| | |
|------------------|------------------|
| p_i (bar) | t_B (min, s) |
| σ_t (MPa) | ϵ_B (%) |

| | |
|------|-------|
| 26,8 | 1'46" |
| 30,6 | 56,1 |

| | |
|------|-------|
| 20,3 | 5'25" |
| 23,1 | 27,8 |

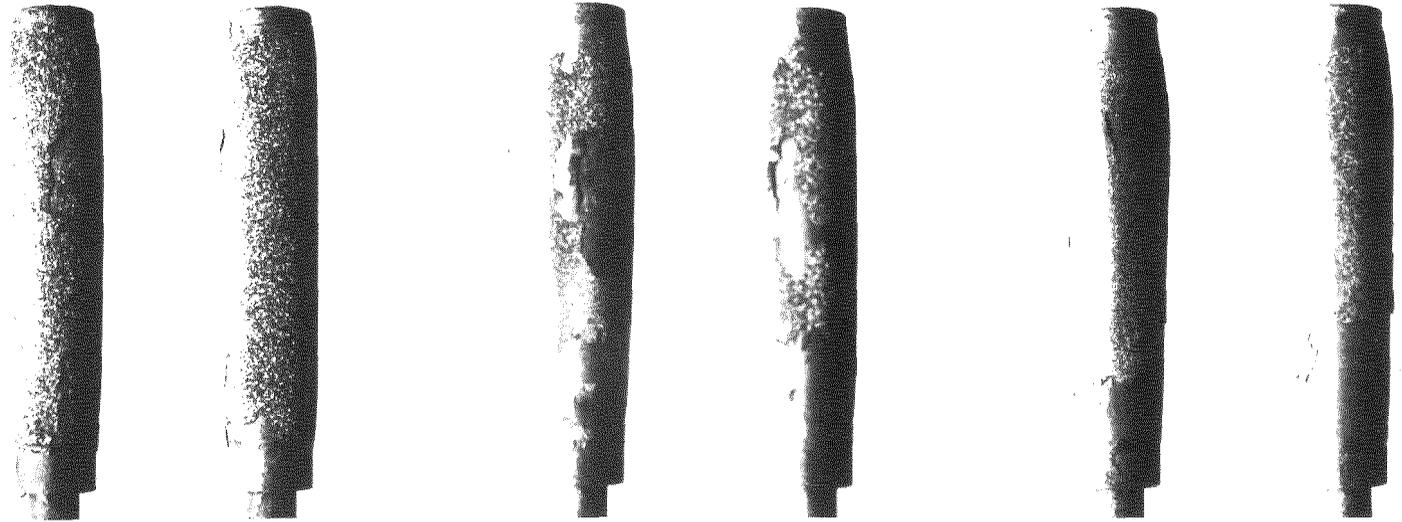
| | |
|------|--------|
| 12,2 | 45'45" |
| 13,9 | 15,8 |

Abb. 6

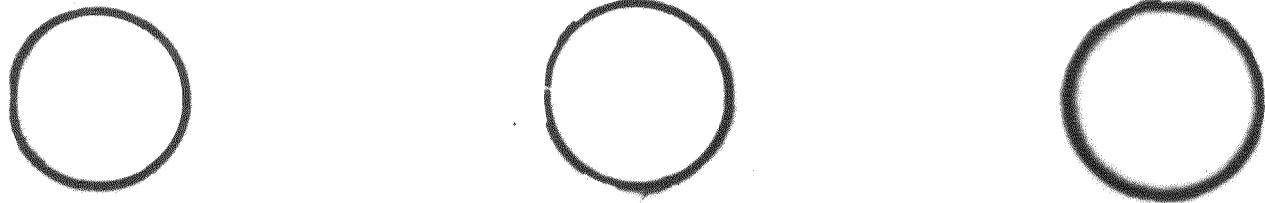


Rohrkapseln aus dem Stahl 1.4970 nach Berstversuchen bei 1150 °C in Wasserdampf

Front- und
Seitenansicht
der Berststelle



Querschnitt
M 2:1



| | |
|------------------|------------------|
| p_i (bar) | t_B (min, s) |
| σ_t (MPa) | ϵ_B (%) |

| | |
|------|-------|
| 15,9 | 3'50" |
| 18,2 | 11,0 |

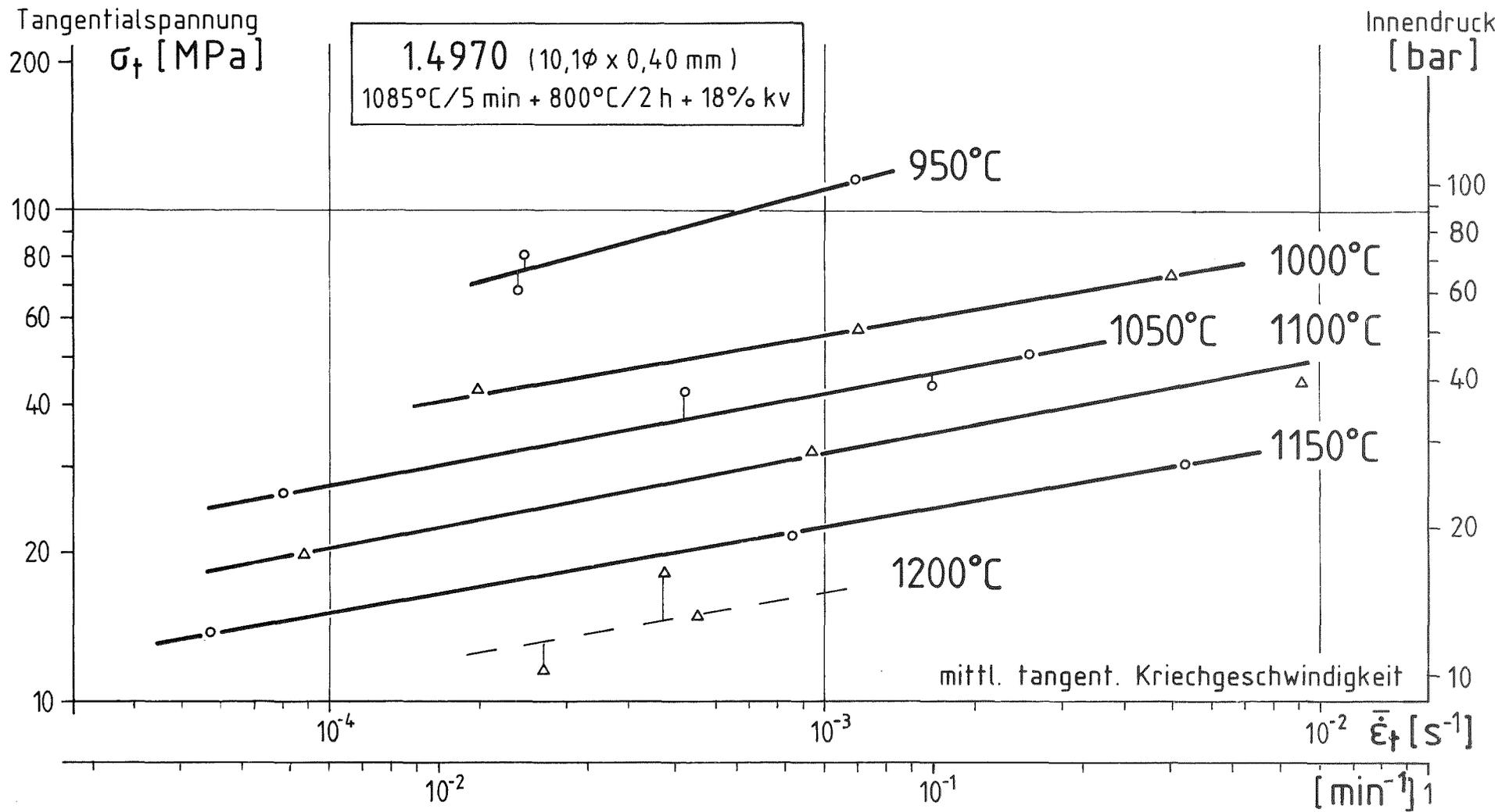
| | |
|------|-------|
| 12,9 | 7'56" |
| 14,7 | 26,2 |

| | |
|------|--------|
| 10,0 | 16'40" |
| 11,4 | 27,1 |

Abb. 7



Rohrkapseln aus dem Stahl 1.4970 nach Berstversuchen bei 1200 °C in Wasserdampf



- 4200-175 -



Abb. 8

Mittlere Kriechgeschwindigkeit des Stahles 1.4970 im Rohrberstversuch in Dampf

06.01.17/24A Untersuchungen zum mechanischen Verhalten von Hüllrohr-
PNS 4244 werkstoffen für FDWR
(C. Petersen, H. Schneider, W. Schweiger; IMF II)

1 Das plastische Verhalten der Stähle 1.4970 und 1.4914 bei höheren Temperaturen

Im Anschluß an die Versuche bis 1000 °C in Luftatmosphäre zur Ermittlung der Temperaturabhängigkeit von Streckgrenze und Zugfestigkeit einerseits und Gleichmaßdehnung und Bruchdehnung andererseits, wurden diese Kennwerte in Vakuum bis 1200 °C an beiden Werkstoffen ermittelt. Chemische Zusammensetzungen und Materialzustände waren bereits in /1/ berichtet worden. Die Verformungsgeschwindigkeit der ganzen Testserie ist $\dot{\epsilon}_0 = 3 \times 10^{-4} \text{ s}^{-1}$.

1.1 Temperaturabhängigkeit von Streckgrenze und Zugfestigkeit

In Abbildung 1 ist die Streckgrenze als Funktion der Prüftemperatur für beide Werkstoffe (1.4970 und 1.4914) dargestellt. Bei 1000 °C, also am Übergang von der Versuchsführung in Luftatmosphäre zu Vakuum sind keine Änderungen der Streckgrenzenwerte zu beobachten. Die Abnahme der Streckgrenze verlangsamt sich bis 1200 °C, wenn auch schon auf sehr tiefem Spannungsniveau. Die Werte für beide Werkstoffe, die in diesem Temperaturbereich (1.4914 oberhalb 905 °C) Austenite sind, gleichen sich immer mehr an, um bei 1200 °C bei einer Spannung von ca. 12 MPa zur Deckung zu kommen.

Die Temperaturabhängigkeit der Zugfestigkeit, in Abbildung 2 im selben Temperaturbereich dargestellt, zeigt einen ähnlichen Verlauf, jedoch auf geringfügig höherem Spannungsniveau. Beim Vergleich von Abbildung 1 und 2 nimmt die Spannungserhöhung von der Streckgrenze zur Zugfestigkeit - auch monotone Verfestigung genannt - mit zunehmender Temperatur immer weiter ab. Dies hängt damit zusammen, daß die durch mechanische Verfestigung erzeugten Spannungsanstiege bei den höheren Temperaturen durch thermische Erholung in immer stärkerem Maße kompensiert werden.

1.2 Temperaturabhängigkeit von Gleichmaßdehnung und Bruchdehnung

Die Gleichmaßdehnung als Funktion der Prüftemperatur ist für beide Werkstoffe in Abbildung 3 dargestellt. Der 1.4970 reagiert in seinem Gleichmaßdehnungsverhalten beim Übergang (1000 °C) von Luft auf Vakuum zum einen mit

einer stärkeren Streuung der Meßwerte zum anderen mit einer im Mittel von 7 % auf 11 % erhöhten Gleichmaßdehnung. Der 1.4914 dagegen verhält sich umgekehrt und sinkt bei 1000 °C im Mittel von 7 % auf 5 % Gleichmaßdehnung ab. Im Temperaturbereich 1000 °C bis 1200 °C zeigt der 1.4970 ein weiterhin stark streuendes Verhalten wobei eine Tendenz schwer zu erkennen ist. Der 1.4914 dagegen durchläuft im Bereich 1100 °C ein Maximum von ca. 10 % Gleichmaßdehnung.

In Abbildung 4 ist die Temperaturabhängigkeit der Bruchdehnung aufgetragen. Der 1.4970 erreicht ein Dehnungsmaximum von 80 % Bruchdehnung bei ca. 1100 °C und der 1.4914 bei 1000 °C von ca. 90 %.

Die Erhöhung der Bruchdehnung bei 1000 °C beim Übergang von Luftatmosphäre zu Vakuum ist in Abbildung 5 deutlicher herausgestellt. Sie beträgt beim 1.4970 ca. 14 % Dehnung und beim 1.4914 ca. 20 %. Die verformten Proben beider Materialien zeigen eine wesentlich längere Einschnürungszone in Vakuum als an Luft. Denn durch die Oxidation des Luftsauerstoffes wird an der Probenoberfläche eine Schicht geringerer Duktilität erzeugt, die um der Verformung der Probe zu folgen aufreißt und so sehr lokale Einschnürungen bewirkt.

2 Das Kriechverhalten des 1.4970 bei höheren Temperaturen in Vakuum

Kriechversuchsergebnisse liegen für den 1.4970 jetzt bis 1050 °C vor.

Das Zeitstandfestigkeitsverhalten ist in Abbildung 6 dargestellt und zeigt neben der erwarteten Abnahme dieser Größe mit steigender Temperatur und Standzeit oberhalb 900 °C eine Beschleunigung dieser beiden Abhängigkeiten. Vermutlich treten hier drastische Gefügeänderungen, wie z.B. Rekristallisation schon zu Beginn des Versuches auf, die besonders auch im Hinblick auf die noch ausstehende modellmäßige Beschreibung der Lebensdauer dieses Werkstoffes im genannten Temperaturbereich berücksichtigt werden müssen.

Eine ähnliche Tendenz zeigt die Spannungsabhängigkeit der Kriechgeschwindigkeit im untersuchten Temperaturbereich (Abbildung 7).

Eine Standzeitabhängigkeit der wahren Gesamtdehnung kann bis 850 °C im untersuchten Zeitstandbereich bis ca. 10^5 s nicht beobachtet werden. Außerdem geht auch ein Temperatureinfluß, wie aus Abbildung 8 ersichtlich, im Streuband unter. Erst im Temperaturbereich 900 bis 1050 °C nehmen oberhalb 100 s die wahren Gesamtdehnungen Werte um 0,6 (\cong 60 %) an.

Ein Vergleich von Zeitstandfestigkeitswerten aus den eigenen Experimenten einsinnig in Vakuum verformter Rundproben mit Ergebnissen aus Rohrberstversuchen in Dampfatmosfera, die im gleichen Bericht /2/ vorgestellt werden, ist in Abbildung 9 vorgenommen worden. Dabei wurde die Tangentialspannung σ_t der Rohrberstexperimente zur besseren Vergleichbarkeit über die Bezie-

hung: $\sigma_v = 0,866 \sigma_t$ in die Vergleichsspannung σ_v umgerechnet. Bei 950 °C werden unter Dampf bei derselben Spannung kürzere Standzeiten erhalten als in Vakuum. Bei 1000 °C ist diese Tendenz noch erhalten deutet aber darauf hin, daß bei längeren Standzeiten, also unter geringerer Belastung die Unterschiede verschwinden. Bei 1050 °C sind die Ergebnisse beider Versuchsführungen in einem für Kriechexperimente üblichen Streuband unterzubringen. Die Verkürzung der Standzeit unter Dampf bei 950 °C ist hauptsächlich auf den anfänglich kaltverformten Materialzustand der 1.4970-Rohre zurückzuführen, und weniger auf den Einfluß der Atmosphäre. Denn durch Rekristallisation verändert sich das Versuchsmaterial bei den höheren Temperaturen aus beiden Ausgangszuständen so, daß die Unterschiede bei 1050 °C verschwinden.

Ein Vergleich der Kriechgeschwindigkeiten desselben Datensatzes aus den beiden Versuchsführungen ist in Abbildung 10 dargestellt. Der Vergleich ist nicht vollständig kohärent, weil aus den Vakuumversuchen die minimale Kriechgeschwindigkeit und in den Dampfversuchen die mittlere Kriechgeschwindigkeit ermittelt wurde. Diese beiden Kriechgeschwindigkeiten eignen sich nur zum Vergleich wenn der Anteil des Primär- und Tertiärkriechens gering ist. In dem vorgenommenen Vergleich ist dies offensichtlich nur bei dem 1050 °C-Datensatz der Fall. Bei den tieferen Temperaturen (950 und 1000 °C) zeigen die Ergebnisse, durch ihre starke Tendenz zu kleinen Kriechgeschwindigkeiten, daß in Vakuum hauptsächlich wohl der Tertiärbereich sehr ausgeprägt ist, der einen starken Anteil an der Gesamtdehnung, aber einen geringen Anteil an Standzeit bringt.

Die Dehnungswerte erreichen in Dampf im untersuchten Temperaturbereich nur Berstdehnungen von ca. 20-40 % Umfangsdehnung ϵ_u (\cong 25-45 % Vergleichsdehnung ϵ_v mit $\epsilon_v = 1,15 \epsilon_u$), dem stehen Dehnungswerte in Vakuum in der Größenordnung 30-60 % entgegen (Abbildung 8).

3 Weiteres Vorgehen

- Fortführung der Zugkriechversuche an beiden Materialien (1.4970 und 1.4914) bis zu Temperaturen von 1200 °C in Vakuum.
- Überprüfung der Gefügeänderungen und des Ausscheidungsverhaltens in diesem Temperaturbereich.
- Konstantenermittlung aus der dann vorliegenden Datenbasis.
- Temperaturtransiente Verifizierungsversuche für die Überprüfung von Lebensdauervorhersagemodellen.

4 Literatur

/1/ C. Petersen, et al.

PNS-Jahresbericht 1984, KfK 3550, Juni 1985, S. 4200/157 - 4200/172

/2/ S. Leistikow, et al.

PNS-Jahresbericht 1985, KfK 4000 (in diesem Bericht)

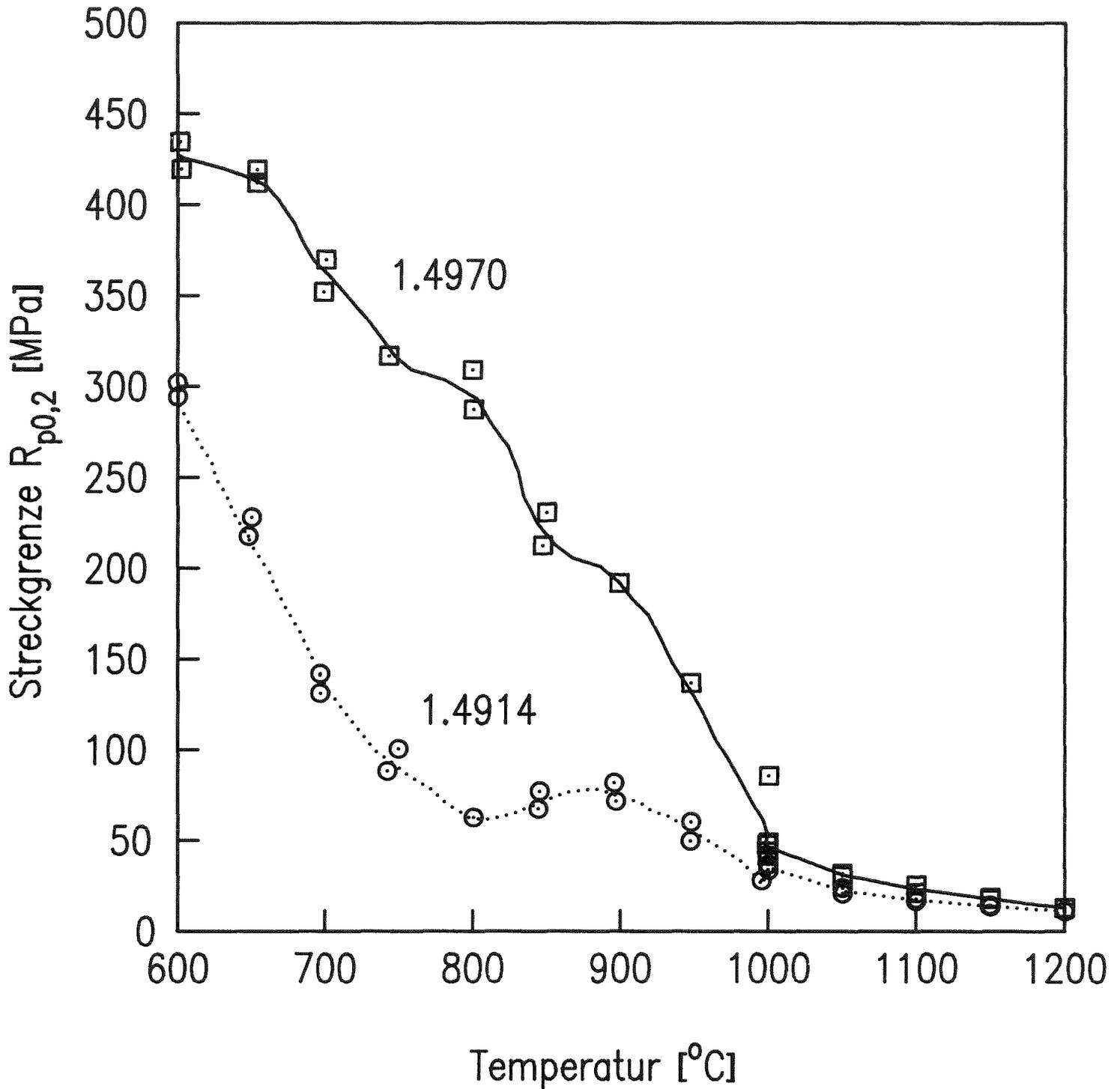


Abbildung 1: Temperaturabhängigkeit der Streckgrenze des 1.4970 und 1.4914 bei $\dot{\epsilon}_0 = 3 \times 10^{-4} \text{ s}^{-1}$

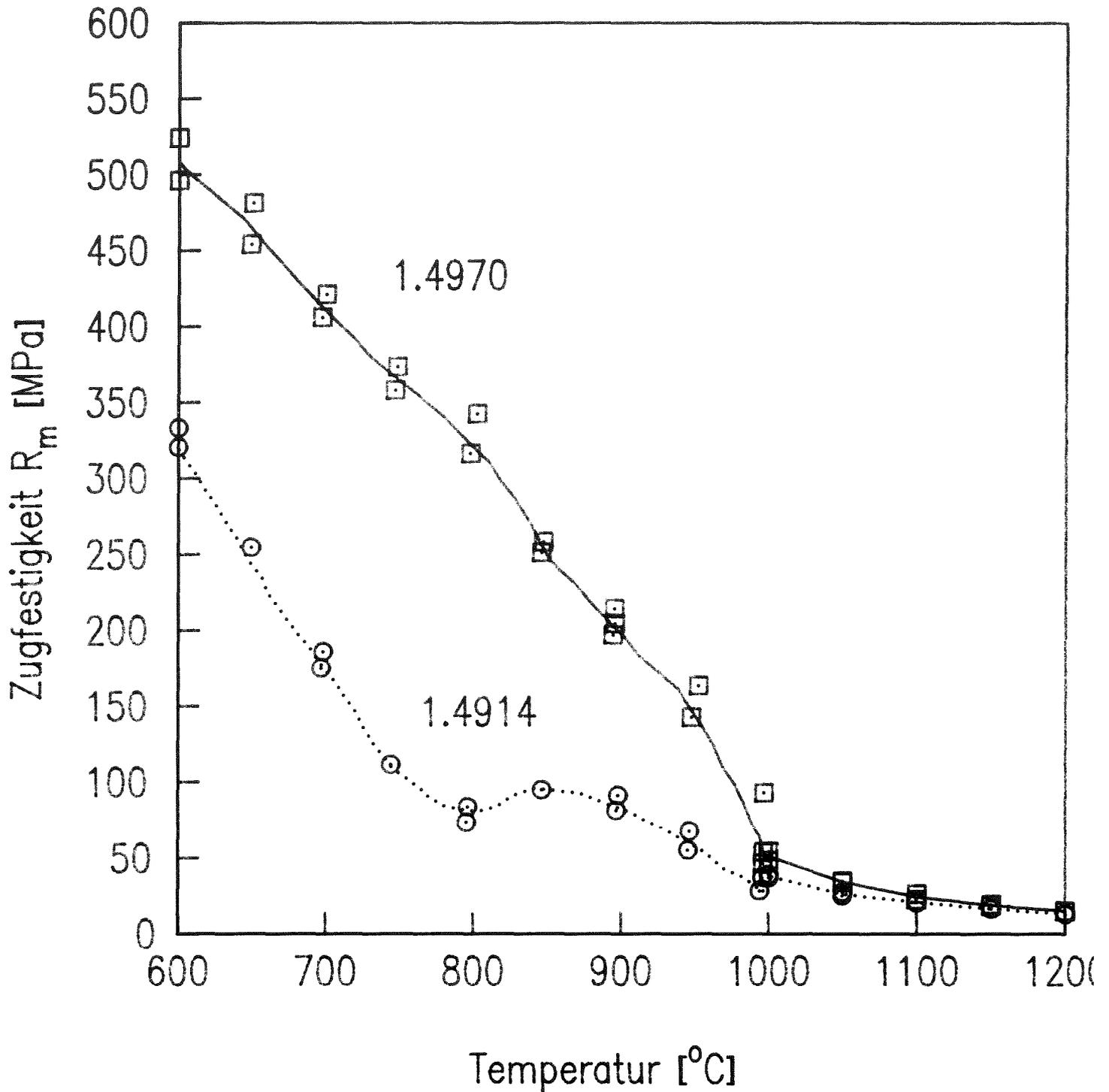


Abbildung 2: Temperaturabhängigkeit der Zugfestigkeit des 1.4970 und 1.4914 bei $\dot{\epsilon}_0 = 3 \times 10^{-4} \text{ s}^{-1}$

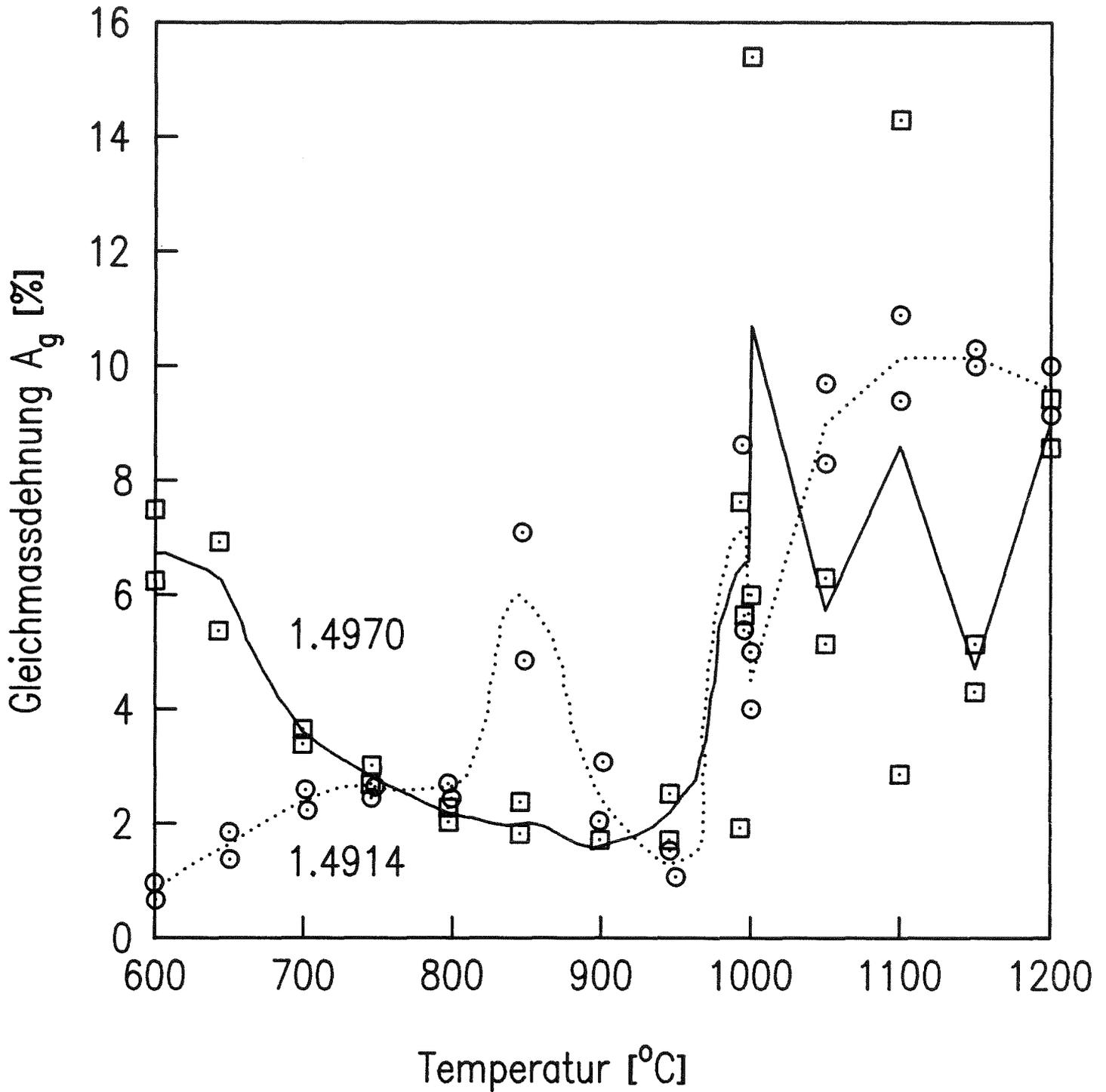


Abbildung 3: Temperaturabhängigkeit der Gleichmaßdehnung des 1.4970 und 1.4914 bei $\dot{\epsilon}_0 = 3 \times 10^{-4} \text{ s}^{-1}$

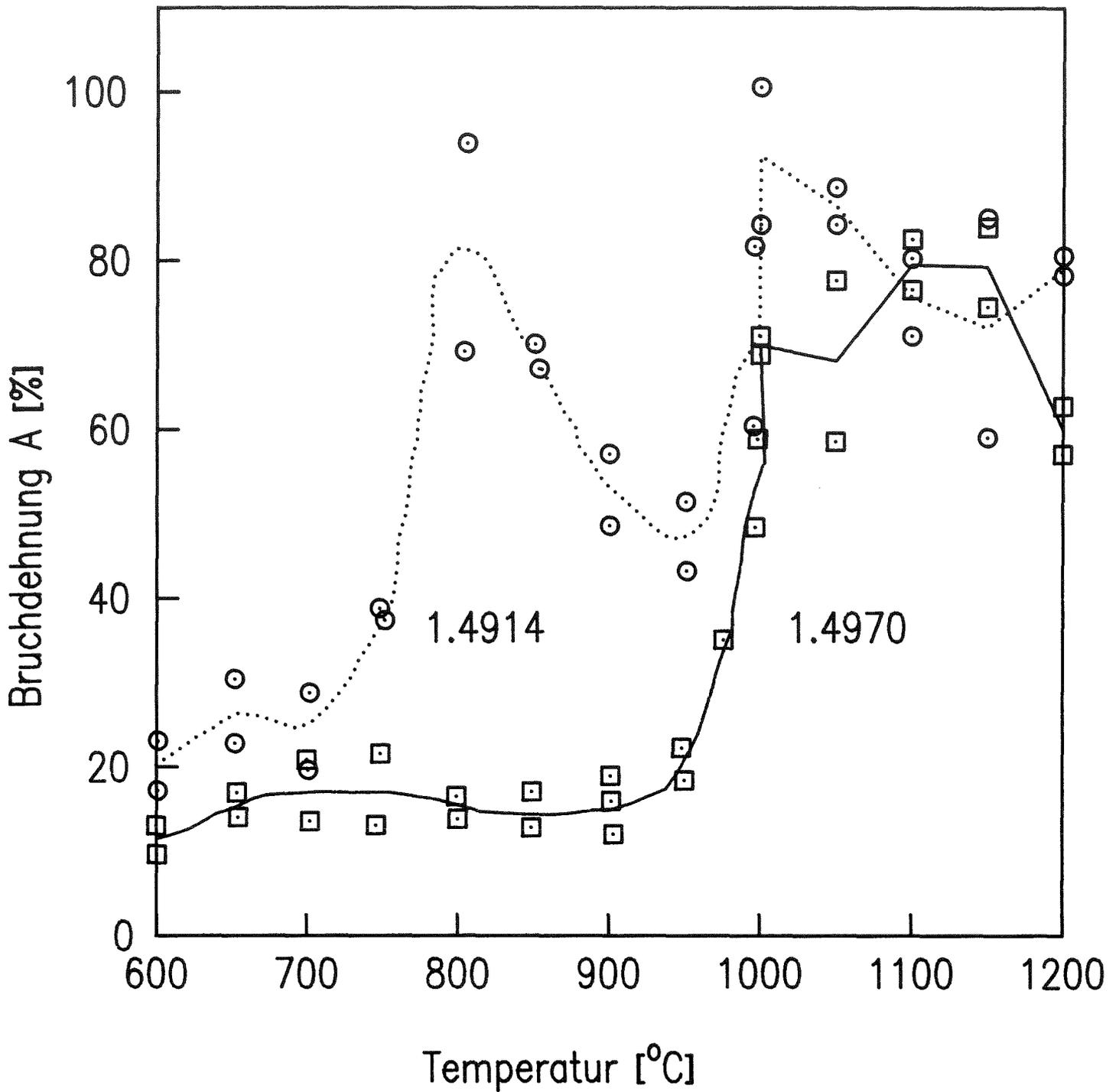


Abbildung 4: Temperaturabhängigkeit der Bruchdehnung des 1.4970 und 1.4914 bei $\dot{\epsilon}_0 = 3 \times 10^{-4} \text{ s}^{-1}$

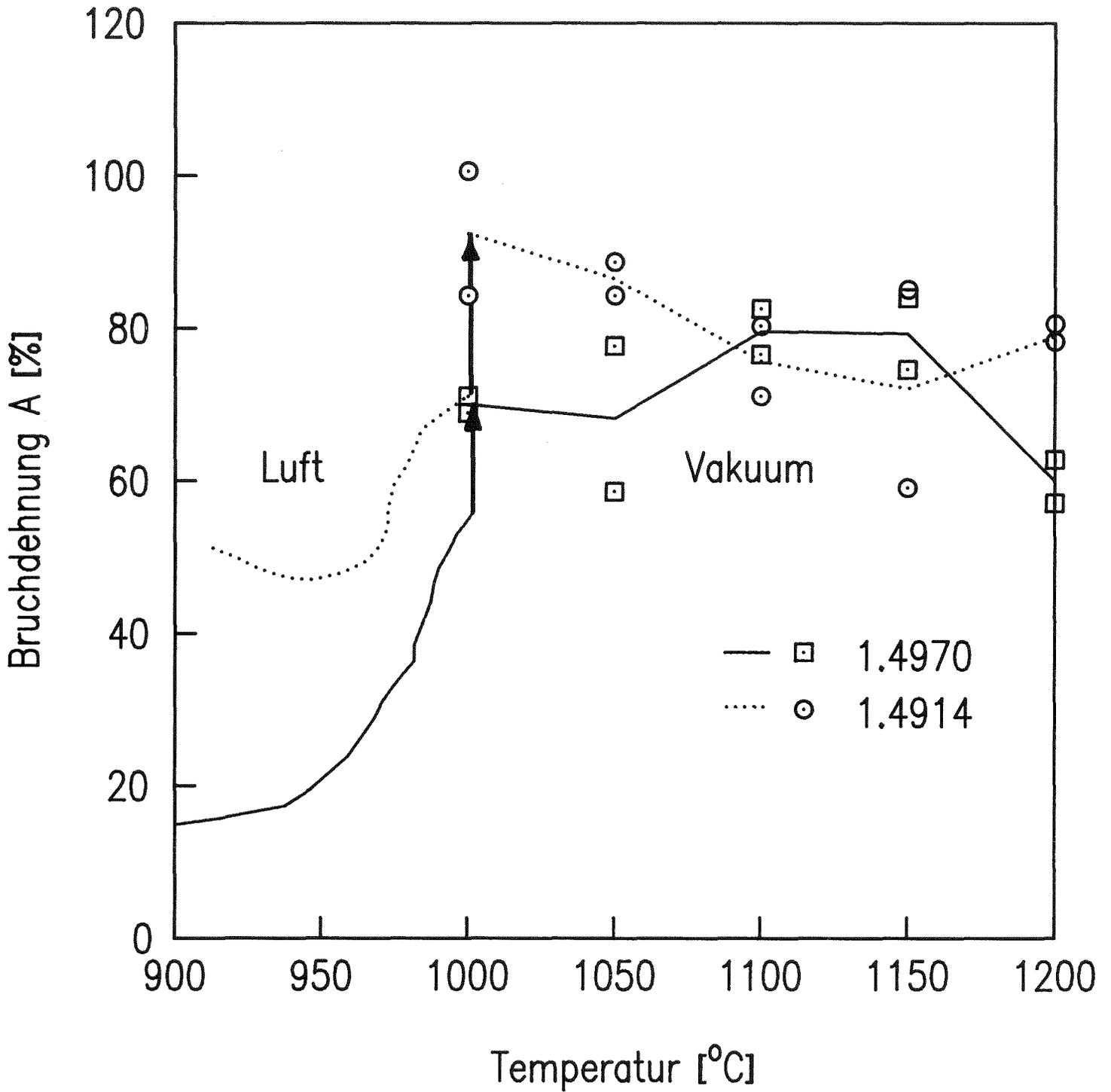


Abbildung 5: Bruchdehnungszunahme des 1.4970 und 1.4914 beim Übergang von Luft zu Vakuum als Umgebungsbedingung

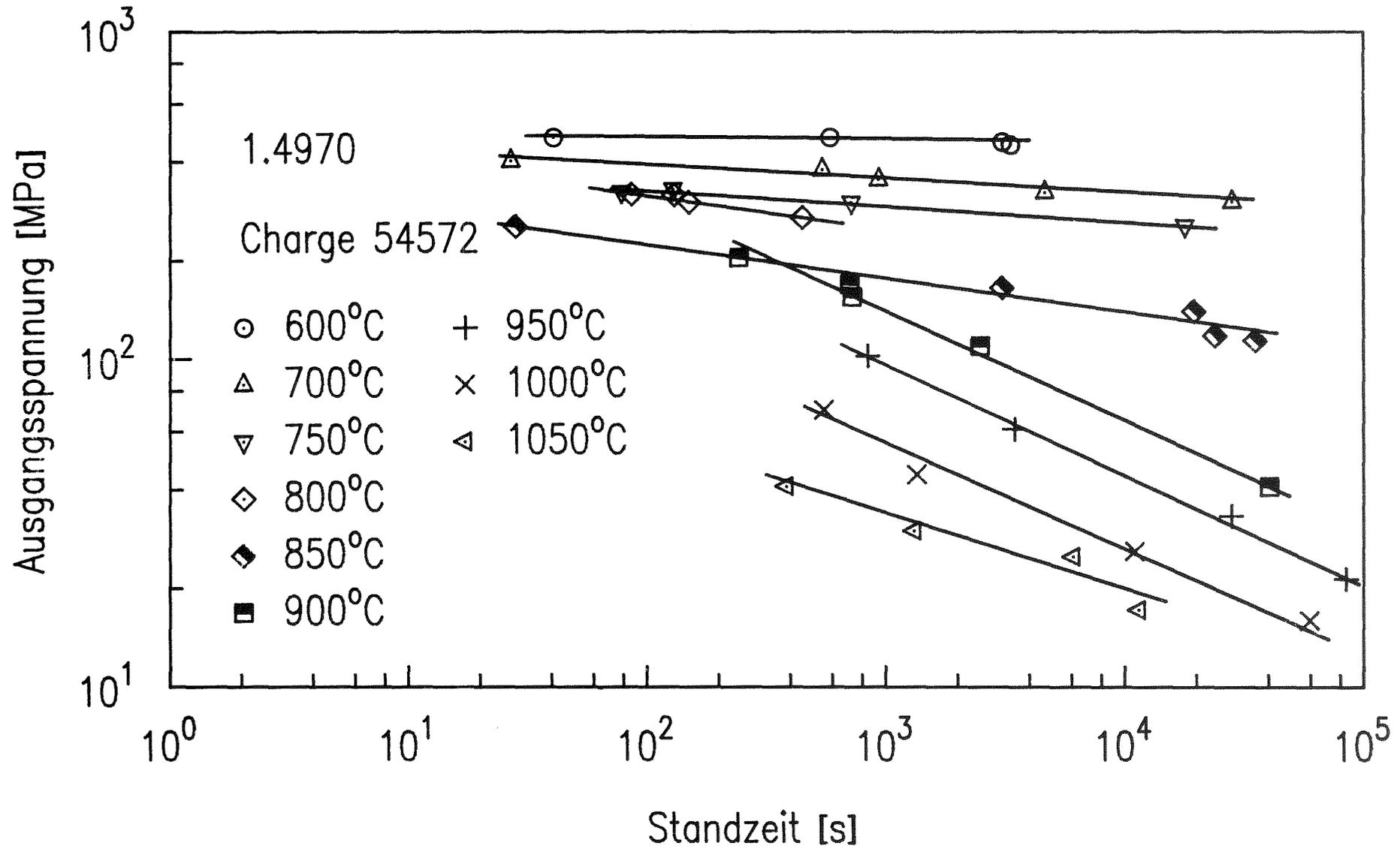


Abbildung 6: Zeitstandfestigkeit des 1.4970 im Temperaturbereich 600 bis 1050 °C

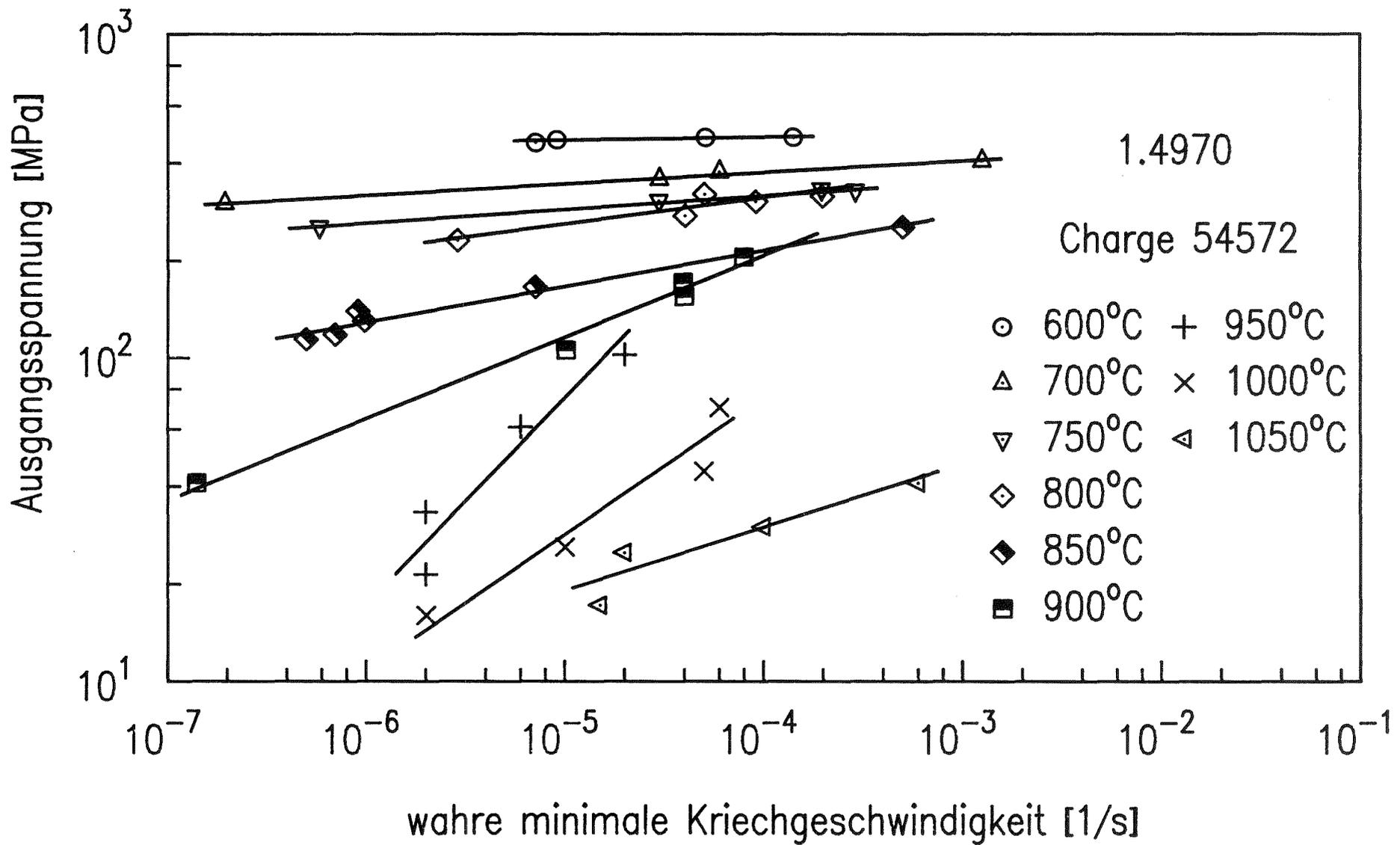


Abbildung 7: Spannungsabhängigkeit der Kriechgeschwindigkeit des 1.4970 im Temperaturbereich 600 bis 1050 °C

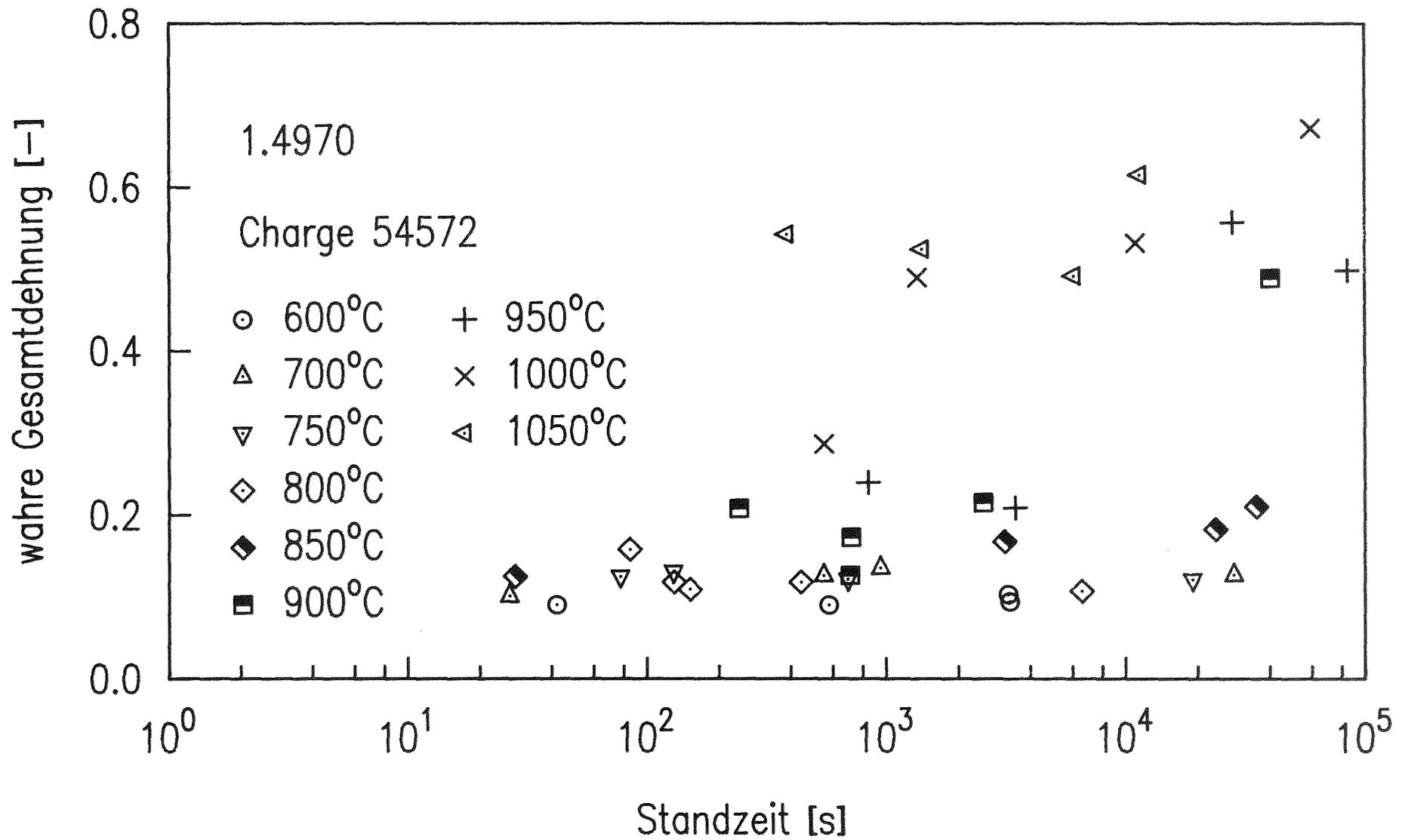


Abbildung 8: Standzeitabhängigkeit der wahren Gesamtdehnung des 1.4970 im Temperaturbereich 600 bis 1050 °C

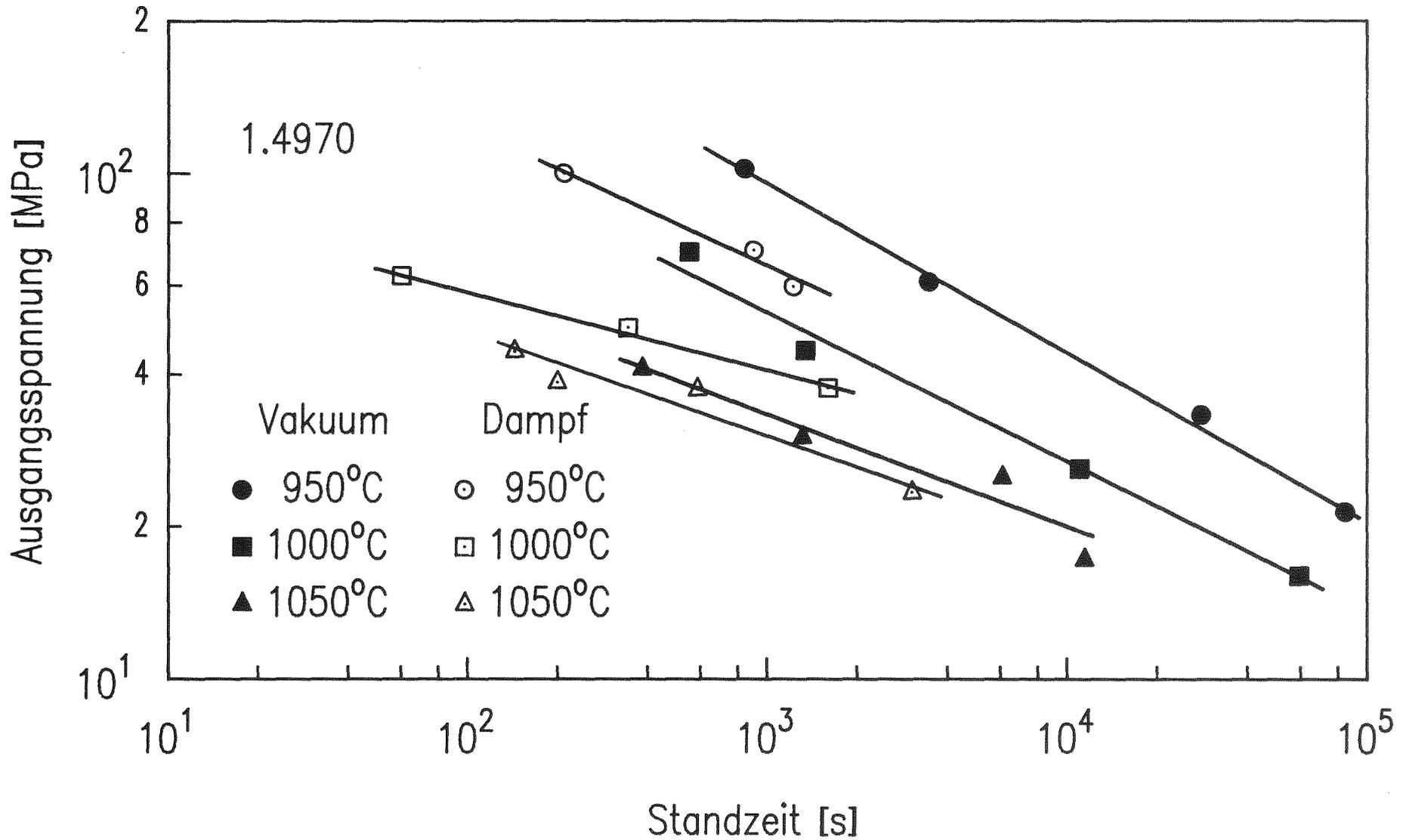
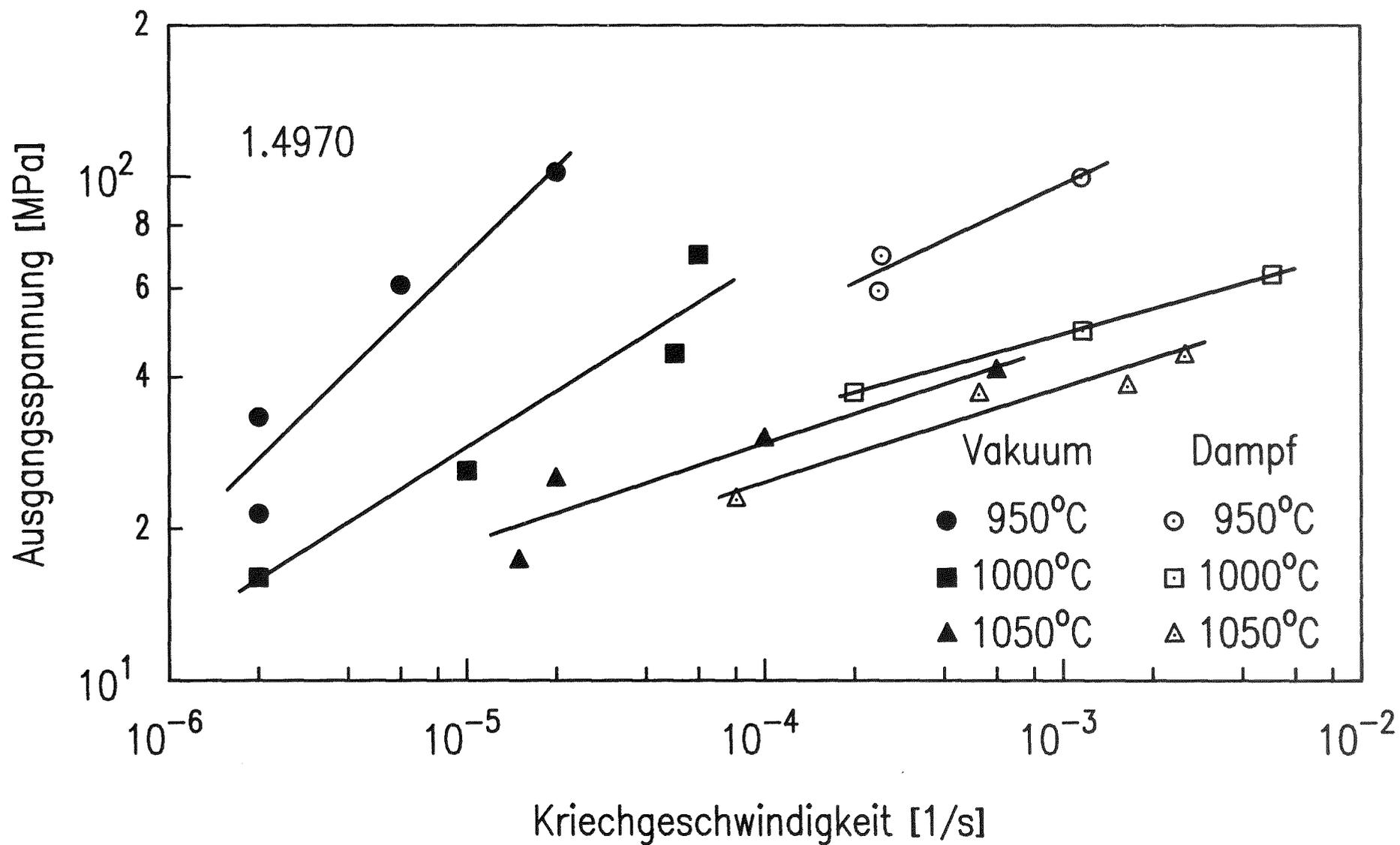


Abbildung 9: Vergleich der Zeitstandfestigkeit einsinnig in Vakuum verformter Rundproben zu Rohrberstversuchen in Dampf /2/



- 4200-189 -



Abbildung 10: Vergleich der Spannungsabhängigkeit der minimalen Kriechgeschwindigkeit einsinnig in Vakuum verformter Rundproben zur mittleren Kriechgeschwindigkeit von Rohrberstversuchen in Dampf /2/

06.01 SICHERHEIT UND UMGEBUNGSSCHUTZ VON KKW

PNS-Teilprojekt 4300 - Ablauf und Beherrschung von LWR-Kern-
schmelzunfällen

| | | |
|----------|---|----------|
| 06.01.11 | Reaktions-, Freisetzungs- und Aerosolverhalten beim Kernschmelzen | 4300 - 1 |
| 06.01.12 | Untersuchungen zur Wechselwirkung von Stahlschmelzen in Beton | 4300 - 3 |

- 06.01.11 Reaktions-, Freisetzungs- und Aerosolverhalten
 beim Kernschmelzen
- 06.01.11/35A Untersuchungen zur Wechselwirkung von Spaltprodukten
PNS 4311 und Aerosolen in LWR-Containments
- (H. Bunz; M. Koyro; W. Schöck, LAF I)

1. DEMONA

Die DEMONA-Experimente wurden fortgesetzt. Es wurden die folgenden Versuche durchgeführt:

- V34 - eine Wiederholung des Basisversuchs V31
- V36 - ein Versuch mit 'transienter' Thermodynamik
- V39 - ein Versuch mit Silberaerosol
- V53 - ein Versuch mit Eisenoxidaerosol.

Zwischen V39 und V53 wurde eine Serie von Generatortests durchgeführt, um die Methode der Erzeugung von Eisenoxidaerosol aus Eisenpentacarbonyl zu entwickeln und zu optimieren. Nach Abschluß dieser Arbeiten wurde im Monat November der Versuch V53 mit Eisenoxidaerosol durchgeführt.

Die Tröpfchenkalorimeter zur Bestimmung des am Aerosol kondensierten Wassers wurden einzeln kalibriert. Das war notwendig, weil eine individuelle Verschiebung der Nullpunkte auftritt, die durch ungleichmäßige Wärmeverluste im Innern der Geräte verursacht wird. Diese Nullpunktverschiebungen sind nicht nur von den Betriebsparametern sondern auch von den Umgebungsbedingungen abhängig. Die im Labor durchgeführte Kalibrierung wird ab Versuch V53 zusätzlich während der Versuche durch Stichproben überprüft, so daß jetzt eine einwandfreie Festlegung der Nullpunkte möglich ist.

Die kalorimetrische Messung kann durch Fotometermessungen ergänzt werden, um zu einer Aussage über die Tröpfchengröße zu kommen.

Basisversuch V34

Der Versuch V34 wurde durchgeführt, um die Reproduzierbarkeit der in V31 gewonnenen Ergebnisse zu überprüfen. Das Versuchspaar V31/V34 stellt den einzigen Fall in der DEMONA-Versuchsreihe dar, bei dem alle Versuchsparameter ungeändert dupliziert wurden. Die Meßergebnisse waren dann auch weitgehend identisch. Die mit den Filtern und dem Beta-Staubmeter gemessenen Massenkonzentrationen beider Versuche sind in der Abbildung 1 über der Zeit aufgetragen. Man sieht, daß sie innerhalb der Meßfehler gleich sind. Die Maximalwerte der gemessenen Konzentration waren 8.4 g/m^3 beim Versuch V31 und 9.0 g/m^3 bei V34. Bei V34 war die Einspeiserate der Aerosolgeneratoren etwas höher.

Da keine wesentlichen Abweichungen in der Thermodynamik und in der Aerosol-erzeugungsrates gemessen wurden, wurde keine neuen Rechnungen mit COCMEL und NAUA durchgeführt. Die für V31 berechnete Massenkonzentrationskurve gilt damit auch für V34; sie ist in der Abbildung 1 als ausgezogene Linie eingetragen.

Die Reproduzierbarkeit des Aerosolverhaltens bei gleichen Versuchsbedingungen kann damit als ausreichend demonstriert gelten. Der im Vergleich zu den trockenen Versuchen schnellere Abbau des Aerosols wird durch Kondensation und in geringerem Maße durch Diffusiophorese verursacht. Die Kondensation am Aerosol wurde durch die Fotometermessungen und durch quantitative Messung des luftgetragenen Wassers mit den Kalorimetern nachgewiesen.

Die Abbildung 2 zeigt Beispiele von Fotometerkurven aus V31, die 20 Minuten nach dem Ende der Aerosol-erzeugung ein Ansteigen der Extinktion durch Nebelbildung zeigt. Der Zeitpunkt des Einsetzens der Nebelbildung stimmt gut mit den Voraussagen der COCMEL-Rechnungen überein.

Die Konzentration des Luftgetragenen Wassers wurde mit den Kalorimetern bestimmt. Für das Kalorimeter 1 im Raum R9 in 6 m Höhe ergibt sich nach dem Abklingen des Anfangspeaks eine konstante Konzentration von 1.5 g/m^3 , für das Kalorimeter 2 im Raum R6 in der Höhe eine Konzentration von 1.0 g/0.3 . Diese gleichbleibenden Tröpfchenkonzentrationen bleiben bis zum Ende des Versuchs (Abschalten der Dampfzufuhr) erhalten.

Versuche V36 und V39 mit transienter Thermodynamik

Die Versuche V36 (mit Zinnoxidaerosol) und V39 (mit Silberaerosol) wurden mit 'transienter' Thermodynamik im Sinne der Testmatrix durchgeführt. Eine Stunde vor Beginn der Aerosolerzeugung wurde die Dampfzufuhr - und damit die Kondensation im Volumen - gestoppt und erst einige Zeit nach Ende der Aerosoleinspeisung wieder eingeschaltet. Das analoge Unfallscenario ist der Übergang von trockenen zu kondensierenden Bedingungen während des Sumpfeinbruchs. Der Unterschied in der Aerosolabbaurate bei diesem Übergang sollte im Versuch V36 demonstriert werden.

Die Abbildung 3 zeigt die gemessenen Massenkonzentrationen beim Versuch V36. Der gewünschte Effekt ist nicht zu sehen, da die trockene Phase nach dem Ende der Aerosoleinspeisung nur eine Stunde dauerte. Die hohe Abbaurate - zusammen mit der geringen zeitlichen Auflösung der Filtermessungen - läßt keine Unterschiede erkennen. Die Meßwerte sind im wesentlichen gleich denen aus den Versuchen V31 und V34.

Beim Versuch V39 wurden daher zwei Änderungen eingeführt, um den Effekt stärker hervortreten zu lassen. Es wurde die trockene Phase nach dem Ende der Aerosoleinspeisung auf vier Stunden verlängert, und es wurde eine geringere Anfangskonzentration gewählt. Die Randbedingung niedriger Anfangskonzentration gestattete außerdem die Verwendung von Silber als Aerosolmaterial. Es wurde angestrebt, Silberaerosol mit einer Anfangsmassenkonzentration von 1 g/m^3 zu erzeugen.

Tatsächlich gemessen wurde eine Aerosolkonzentration von 2 g/m^3 , bestehend aus 20% Silber, 70% MgO und 10% Eisenoxid. Das Magnesiumoxid ist abgedampft-Wandmaterial aus der Generatorbrennkammer. Die 3. Komponente ist Rost aus dem Dampferzeuger, der sich während der zweitägigen Aufheizphase luftgetragen akkumuliert hatte. Im Verlauf des Versuchs werden die beiden Komponenten Ag und MgO gleichzeitig abgebaut. Die Rostkomponente wird ständig nachgeliefert und bildet nach 10 Stunden die Hauptkomponente des Aerosols, allerdings bei sehr geringer Konzentration. Genauere Auswertungen sind noch unterwegs.

Die Meßwerte der Gesamtkonzentration sind in Abbildung 4 gezeigt und in Abbildung 5 zum Vergleich eine Fotometeranzeige. Aus der Fotometeranzeige ist deutlich der Einsatz der Kondensation am Aerosol nach vier Stunden zu erkennen; zur gleichen Zeit nimmt die Abbaurrate der Gesamtkonzentration um einen Faktor 4 zu. Das Ziel des Versuchs, den Unterschied in den Abbauraten zu zeigen, ist damit erreicht. Der Vergleich aller Fotometerkurven untereinander zeigt wieder gute räumliche Durchmischung des Aerosols im gesamten Volumen. Die Nachrechnung der Codes ist im ersten Anlauf noch nicht sehr befriedigend und überschätzt die Aerosolkonzentration mehr als in den vorangegangenen Versuchen. Weitere Rechnungen werden noch durchgeführt.

Versuch V53 mit Eisenoxidaerosol

Die Versuche bis V36 einschließlich wurden mit Zinnoxidaerosol durchgeführt einem Aerosol, das leicht produziert werden kann. Obwohl dies vom aerosolphysikalischen Standpunkt unproblematisch ist, weil die unterschiedlichen physikalischen Eigenschaften der Partikeln von den Codes berücksichtigt werden, ist es doch wünschenswert, für ein Demonstrationsexperiment ein etwas realistischeres Aerosol zur Verfügung zu haben. Aus diesem Grunde wurde die Entwicklung der Eisenoxidaerosolgeneratoren forciert und anschließend im November der Versuch V53 mit diesem Aerosol durchgeführt. Die thermodynamische Fahrweise des Versuchs und die angestrebte Anfangskonzentration des Aerosols waren gleich denen der Versuche V31 und V34. Es ergaben sich jedoch signifikante Abweichungen im Versuchsablauf, die einen direkten rein

experimentellen Vergleich mit den Basisversuchen nicht zulassen. Die vollständige Auswertung des Versuchs ist noch nicht abgeschlossen; es liegen jedoch genügend Daten vor, um eine zumindest qualitative Beschreibung zu ermöglichen.

Das Eisenoxidaerosol wird durch Verbrennen von Eisenpentacarbonyl in der vorhandenen Aerosolgeneratoranordnung erzeugt. Da diese Verbrennung stark exotherm verläuft, wurde den Plasmabrennern nur eine geringe elektrische Leistung zugeführt; sie dienten praktisch nur als Zündflamme. Der elektrische Energieeintrag ins Modellcontainment war nur 40 kW im Vergleich zu 240 kW bei den früheren Versuchen. Die Temperatur an der Mündung des Aerosoleinspeiserrohrs war diesmal kleiner als 250 °C, gegenüber 350 °C sonst. Zusätzlich trat nach 30 Minuten Generatorbetrieb eine starke Reduktion in der Reaktionsrate auf, während die Kühlluft unvermindert weiter eingespeist wurde. Der Nettoeffekt ist in Abbildung 6 zu sehen, die die Temperatur des Aerosols an der Einspeiserohrmündung zeigt. Man sieht, daß nach 39 Minuten die Temperatur sogar unter die mittlere Solltemperatur der Containmentatmosphäre (115 °C) sinkt.

Infolge der höheren Dichte des kalten Trägergases sank das Aerosol auf den Boden des Containment ab und wurde nicht, wie sonst, sofort in das ganze Volumen vermischt. Die Messungen mit den Fotometern zeigen das sehr deutlich; die Aerosolwolke befand sich bis zum Abschalten der Luftzufuhr im unteren Teil des Containments, die Grenze verlief etwa bei 3 ... 4 m über dem Boden. In der Abbildung 7 sind beispielhaft die Meßkurven von zwei Fotometern gezeigt, die in 1 m und 6 m Höhe angebracht waren. Man sieht, daß das Aerosol am höheren Meßort erst eine halbe Stunde verspätet und sehr langsam erscheint.

Nachdem die Luftzufuhr gestoppt war, wurde, wie in den früheren Versuchen, eine rasche Durchmischung des gesamten Volumens beobachtet. Ebenso trat die Nebelbildung wie in den früheren Versuchen auf, allerdings deutlich schwächer ausgeprägt. In der Abbildung 7 erkennt man die Nebelbildungspeaks bei ca. 1 h. Außerdem ist ein Nebelpeak am unteren Fotometer nach einer halben

Stunde zu sehen, der durch die Zumischung der kalten Luft in die Atmosphäre ausgelöst wird, und der nur unten im Containment in der kalten Aerosolwolke auftritt.

Die gemessenen Konzentrationswerte sind in der Abbildung 8 gezeigt. Der maximal gemessene Wert beträgt 2.9 g/m^3 . Die Abbaurrate ist etwas höher als in den früheren Versuchen, selbst nachdem die Atmosphäre wieder homogen durchmischt ist. Die ebenfalls eingezeichnete NAUA-Rechnung verläuft ähnlich wie in den Versuchen V31 und V34. Es ist eine Mehrraumrechnung, in der die aufgetretene Nicht-Vermischung während der ersten Stunde berücksichtigt wurde. Es ergaben sich keine wesentlich neuen Effekte. Der Unterschied in der Abbaurrate im Vergleich zu früheren Versuchen kann daher nicht mit mechanischen Aerosoleffekten allein erklärt werden, er muß vielmehr in thermodynamischen Unterschieden begründet sein. Dazu werden noch Rechnungen mit FIPLOC durchgeführt, um dieser Vermutung nachzugehen.

Vergleich Theorie - Experiment im Hinblick auf den Quellterm

Die im Versuch V53 aufgetretenen Abweichungen vom geplanten Versuchsverlauf wurden durch die Art der Aerosoleinspeisung verursacht. Es stellt sich wieder die schon früher diskutierte Frage, ob man aus einem Versuch, der nicht wie spezifiziert verlief, dennoch Schlüsse im Sinne der DEMONA-Ziele ziehen kann. Auch ein Kernschmelzunfall wird nicht genau wie 'geplant', d.h. wie heute absehbar, verlaufen, sondern es werden ebenfalls Abweichungen auftreten. Daher ist der Vergleich eines unplanmäßig verlaufenen Versuchs mit den Vorausrechnungen ein gutes Beispiel für die Fehlermöglichkeiten von Quelltermrechnungen.

Die Größe, die den Quellterm bestimmt, ist die integrierte Leckage. Für die DEMONA-Versuche, bei denen die Leckage nicht gemessen werden kann, kann das Zeitintegral der Massenkonzentration betrachtet werden, das der Leckage direkt proportional ist. In der Tabelle I sind diese Zeitintegrale für die bisher durchgeführten Versuche angegeben. Für die Versuche V36 bis V53, für

die die Nachrechnung noch nicht endgültig abgeschlossen wurde, sind die vorläufigen Werte der ersten Nachrechnungen eingesetzt. Neben dem experimentellen Wert sind die Werte für die Voraus- und Nachrechnungen aufgeführt

Tabelle I: Zeitintegral der Aerosolmassenkonzentration
Werte in $g \cdot h/m^3$ und (normiert auf Experiment)

| <u>Versuch</u> | <u>experimentell</u> | <u>Vorausrechnung</u> | <u>Nachrechnung</u> |
|----------------|----------------------|-----------------------|---------------------|
| V30 | 13.6 (1.0) | 35.3 (2.6) | 48.8 (3.6) |
| V31 | 6.3 (1.0) | 16.7 (2.7) | 16.4 (2.6) |
| V34 | 5.8 (1.0) | 16.7 (2.9) | 16.4 (2.8) |
| V36 | 6.1 (1.0) | 21.9 (3.6) | - (-) |
| V39 | 2.5 (1.0) | - (-) | 7.5 (3.0) |
| V53 | 1.9 (1.0) | 16.7 (8.8) | 3.1 (1.7) |

sowie zur besseren Vergleichbarkeit für jeden Versuch die auf das Experiment normierten Werte.

Die Vorausrechnungen sind mit den Planwerten der Versuche gerechnet, d.h. insbesondere mit den Aerosoleinspeiseraten und -zeiten, die für den Versuch vorgesehen waren. Für die Versuche V31 und V36 wurden die Aerosoldaten parametrisch vorausgerechnet, so daß die beste Rechnung ausgewählt werden konnte. Die Nachrechnungen benutzen in allen Fällen die gemessenen Generatordaten. In allen Fällen überschätzen die Rechnungen die Aerosolkonzentration und damit auch die Leckage, wie schon in den vorausgegangenen Abbildungen ersichtlich. Diese Beobachtung kann in allen Experimenten - nicht nur in DEMONA - gemacht werden, bei denen das Aerosol thermisch erzeugt wird., d.h. durch Verbrennung oder durch elektrische Heizung. Durch den Energieeintrag werden in dem Aerosol turbulente und thermische Abscheidungsprozesse induziert, die in NAUA nicht modelliert sind. Weil sich die relative Bedeutung dieser Prozesse beim Hochskalieren auf Reaktordimensionen

deutlich verringert, sie andererseits nur sehr umständlich zu modellieren sind, besteht nicht die Absicht, sie in NAUA zu integrieren. Der verbleibende Konservatismus wird in Kauf genommen.

In Tabelle I sind die Unterschiede zwischen Rechnung und Experiment im allgemeinen knapp ein Faktor 3. Größere Faktoren treten nur dann auf, wenn bei den Vorausrechnungen die Aerosolquelle grob falsch angenommen wurde, wie im Fall V53. Der vergleichsweise kleine Faktor 1.7 bei der Nachrechnung von V53 liegt an der zweistufigen Nachrechnung, die das normalerweise auftretende Überschätzen der Maximalkonzentration dämpfte.

2. NAUA

Die die DEMONA-Experimente begleitenden Rechnungen wurden im vorigen Abschnitt bereits diskutiert. Dabei ergab sich im Vergleich zu den früheren Rechnungen zu den Trockenversuchen eine generell schlechtere Übereinstimmung. Dies läßt sich dadurch erklären, daß die Einflüsse kleiner Inhomogenitäten der thermodynamischen Größen, insbesondere der Temperatur und des Wasserdampfpartialdrucks, auf das Aerosolverhalten größer sind als bei den Trockenversuchen. Derartige Inhomogenitäten sind aber weder in den Thermodynamikrechnungen noch in den Aerosolrechnungen berücksichtigt. Für Störfallbetrachtungen sind die verwendeten volumenhomogenen Ansätze aber trotzdem zu gebrauchen, da - wie bereits erwähnt - die integrierte Aerosolmasenkonzentration - und damit die Leckage - in jedem Fall durch die Rechnungen überschätzt wurde.

Im Zusammenhang mit den Rechnungen zu den DEMONA-Experimenten wurde eine neue Routine zur Lösung der Mason-Gleichung entwickelt, die die Wasserdampfkondensation auf den Partikeln beschreibt. Dieses neue Verfahren basiert auf einer analytischen Lösung der Wasserdampfbilanzgleichung während eines Zeitschritts. Angeregt wurde diese Neuentwicklung durch Fluktuationen der Lösungen der Kondensationsgleichung besonders bei niedrigen Partikelkonzentrationen, hohen Abscheideraten und hohen Kondensationsraten, wie sie

bei den DEMONA-Experimenten vorkommen, nicht so sehr dagegen bei den Rechnungen zu Reaktorszenarien.

Soweit diese Fluktuationen durch die numerische Rechnung bedingt waren, konnten sie durch das neue Verfahren beseitigt werden. Bei genauerer Untersuchung wurde allerdings festgestellt, daß der Effekt überwiegend physikalisch begründet ist. Bei konstanter Dampfzufuhr kondensiert der Dampf zunächst überwiegend auf den großen Partikeln, die dadurch sehr schnell ausfallen, worauf die Übersättigung nach Wegfall dieser Kondensationskeime wieder ansteigt und ein Teil der kleineren Partikeln vom Kondensationsprozeß erfaßt wird. Daraufhin fällt die Übersättigung wieder, und so fort..... Damit ist auch klar, daß dieser Effekt bei kleinen Partikelkonzentrationen, bei denen der Fluß von kleiner zu den größeren Partikelgrößen durch die Koagulation klein ist, besonders ausgeprägt ist.

Zur Erleichterung der Analyse von komplexen Containmentkonfigurationen mit beliebigen Volumenströmen zwischen den einzelnen Volumina wurde eine besondere Multicompartmentversion des NAUA-Codes entwickelt, die auch die Berücksichtigung verschiedener Leckagepfade mit unterschiedlichen Filterwirkungsgraden und -versagenszeiten erlaubt. Diese Version wird inzwischen für die meisten Rechnungen zu Risikoabschätzungen routinemäßig eingesetzt, da die Schnittstellendefinition zu den thermodynamischen Daten einfacher ist als bei der Eincompartmentversion.

Rechnungen mit Wasserdampfkondensation sind mit dieser Multicompartmentversion allerdings nicht möglich, da dafür ein Modell über das Verhalten der Tröpfchen beim Übergang in ein anderes Compartment mit möglicherweise anderen thermodynamischen Umgebungsbedingungen bestehen müßte.

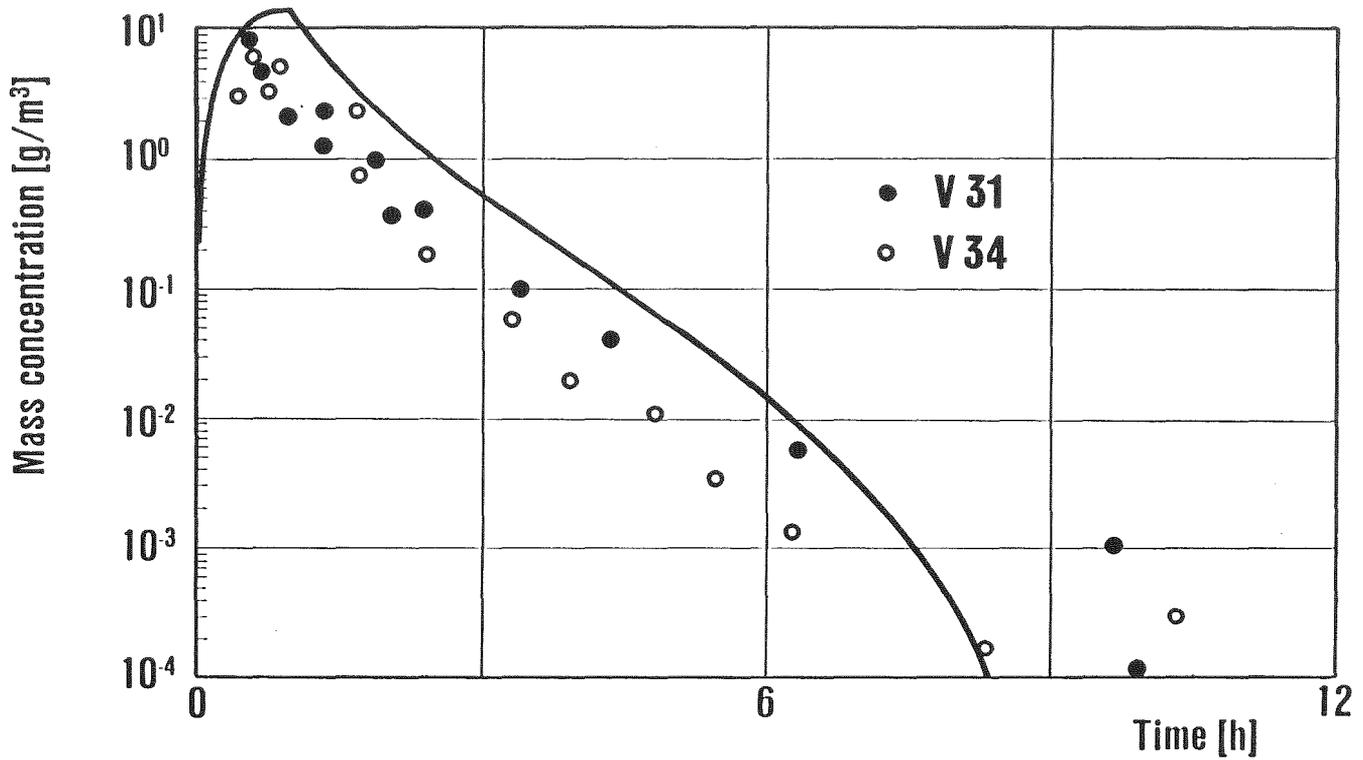


Abb. 1: Gemessene Massenkonzentrationen beim Basisversuch
Vergleich mit NAUA-Nachrechnung

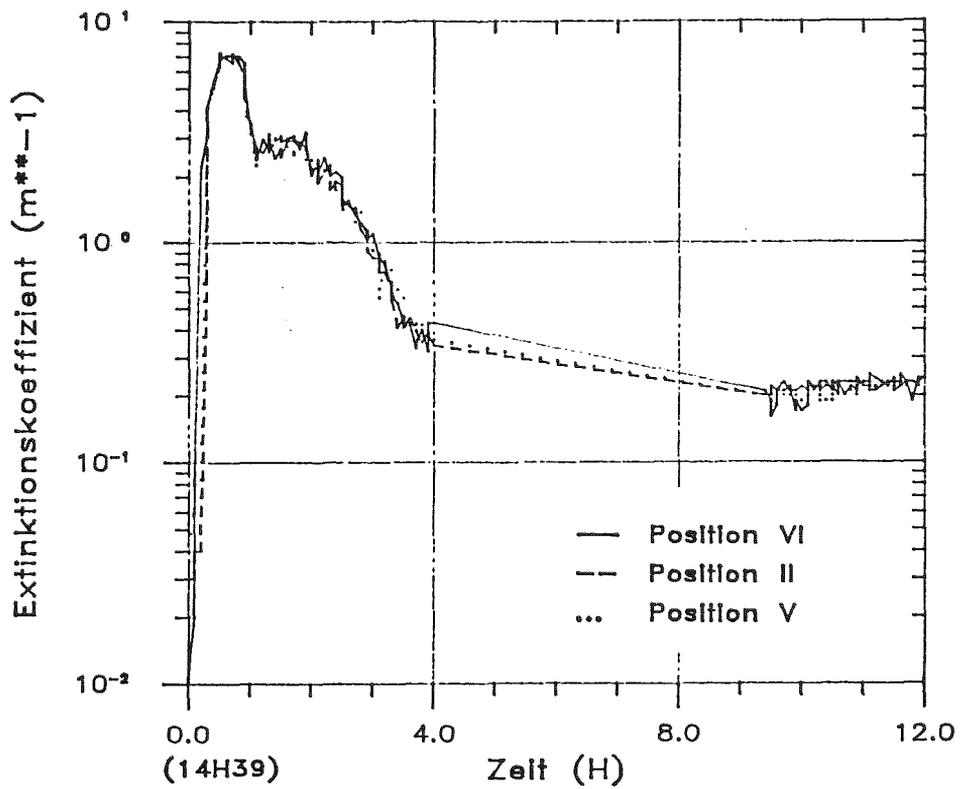


Abb. 2: Fotometersignale (Extinktion) vom Versuch V31

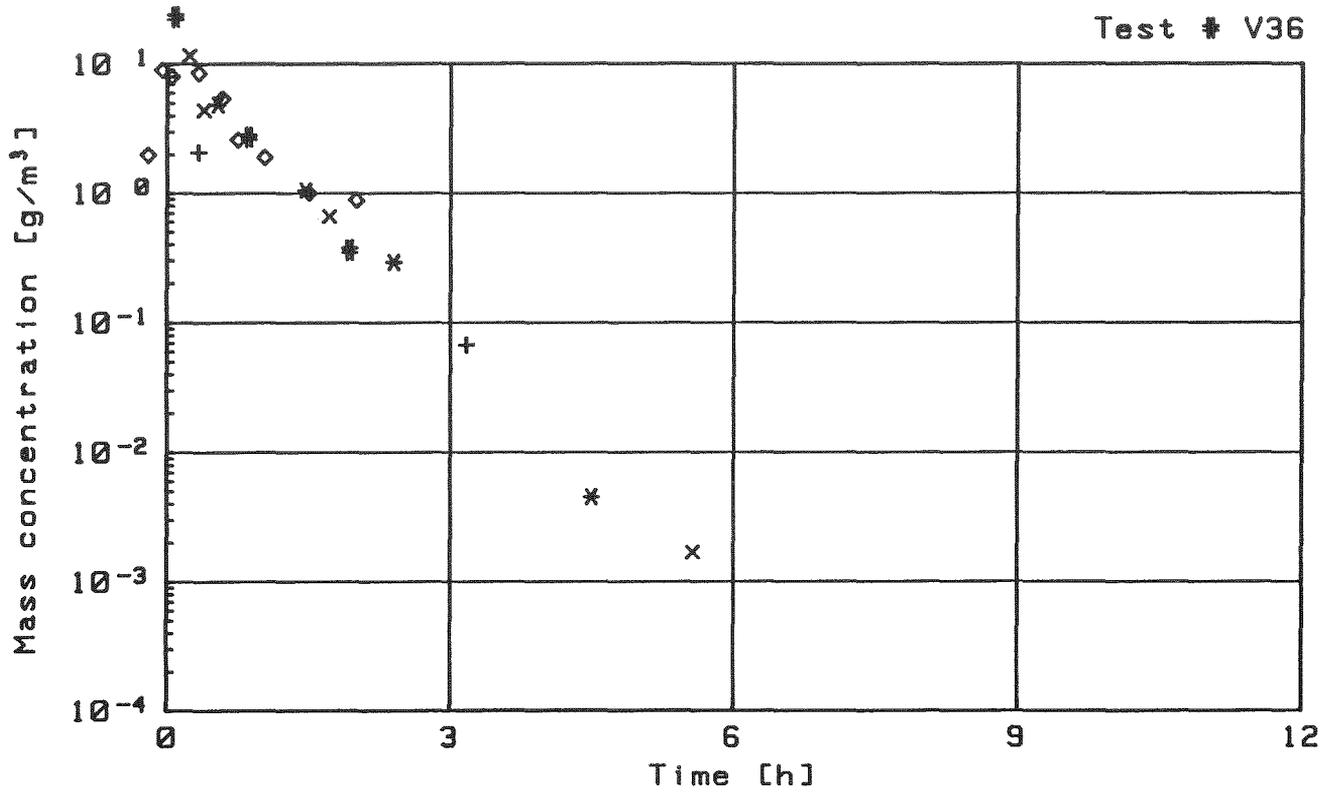


Abb. 3: Gemessene Massenkonzentrationen beim Versuch V36

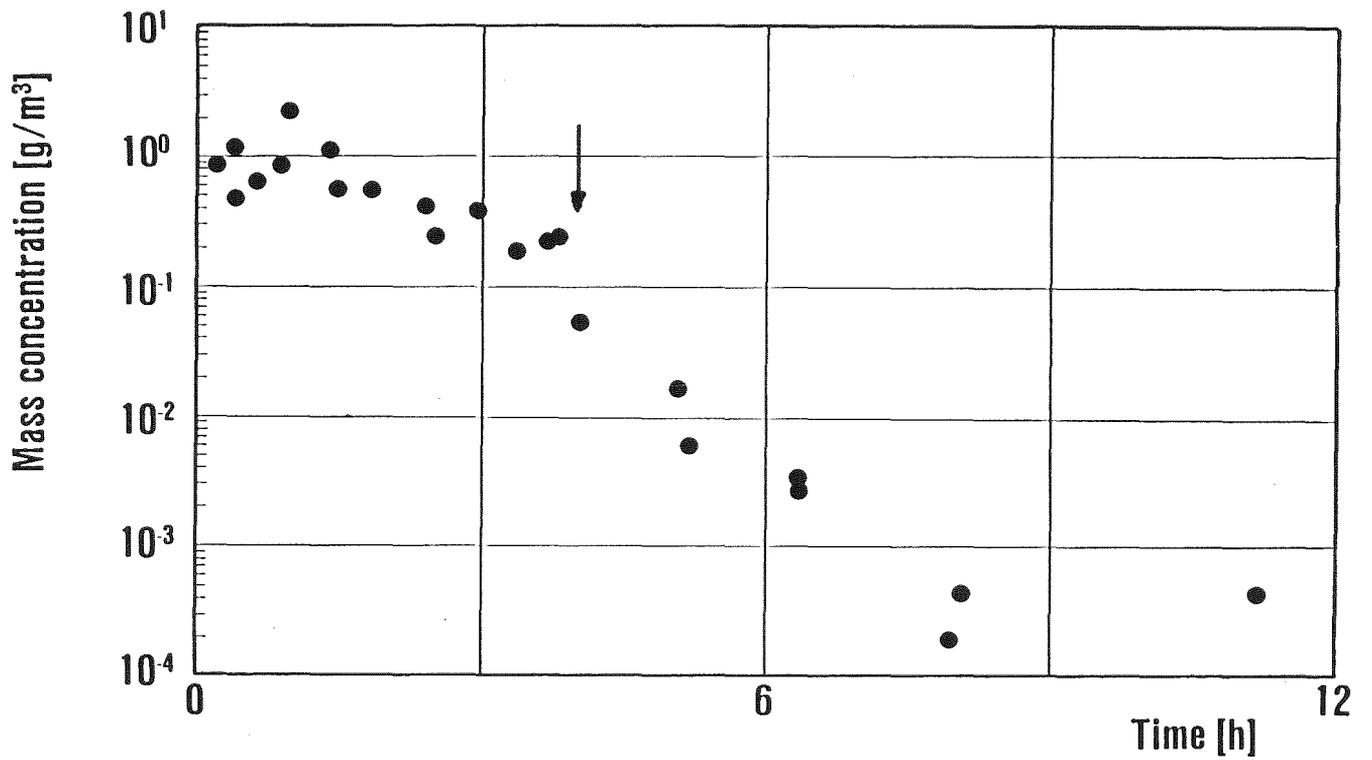


Abb. 4: Gemessene Massenkonzentrationen beim Versuch V39; Einsetzen der Kondensation nach 4 Stunden

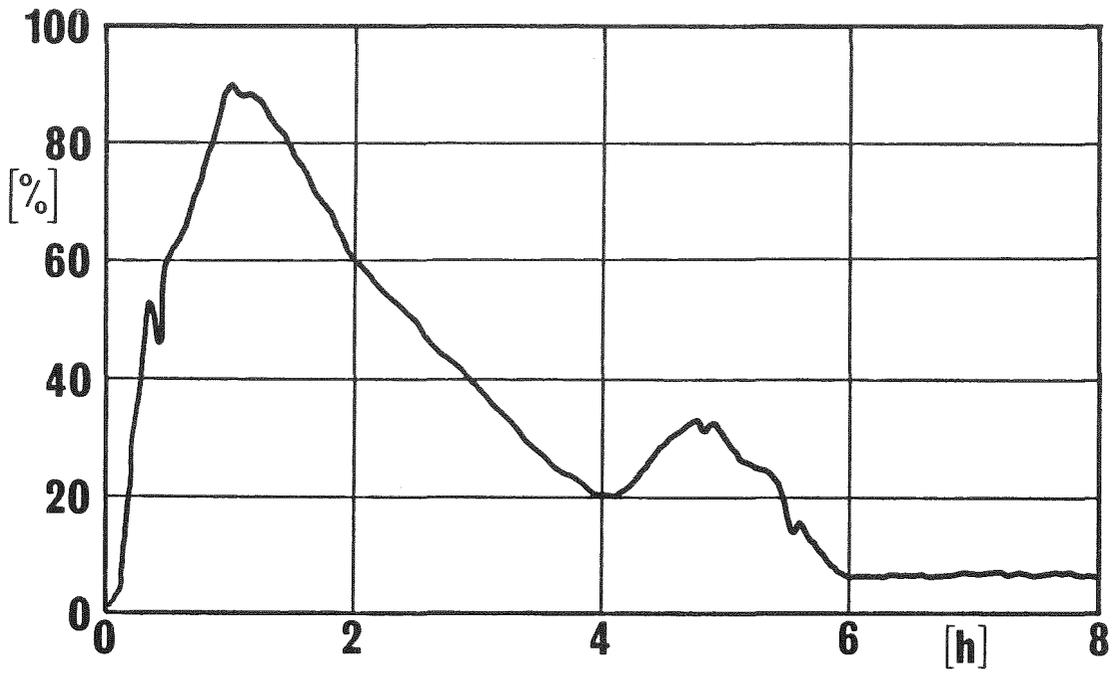


Abb. 5: Fotometersignal (% Abschwächung) beim Versuch V39

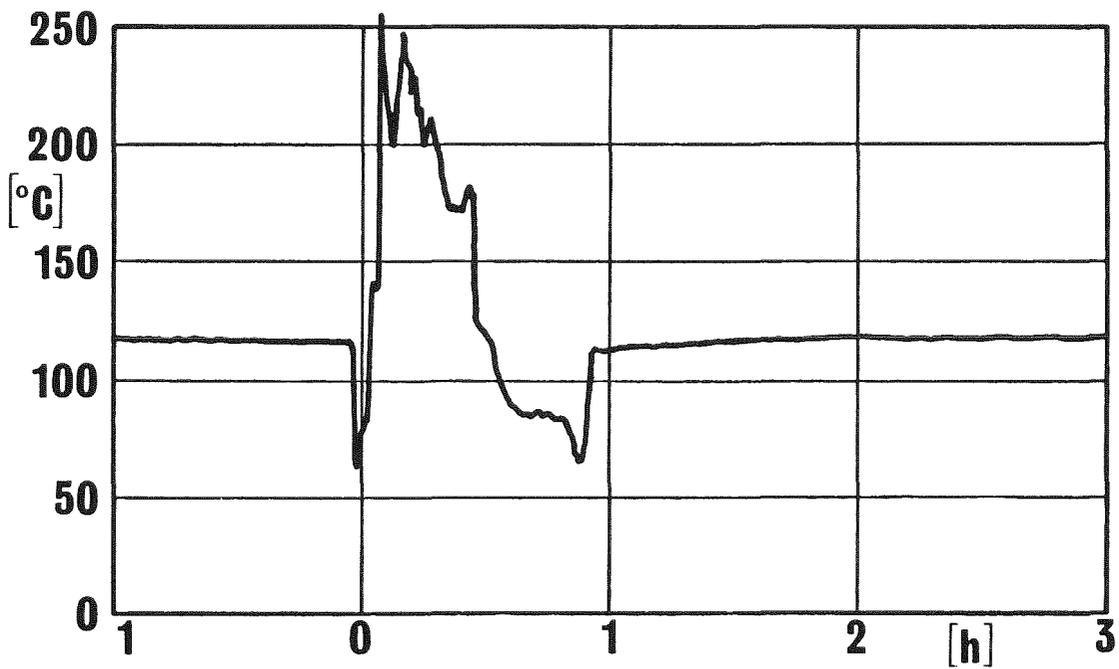


Abb. 6: Aerosoltemperatur an der Einspeiserohrmündung vom Versuch V53

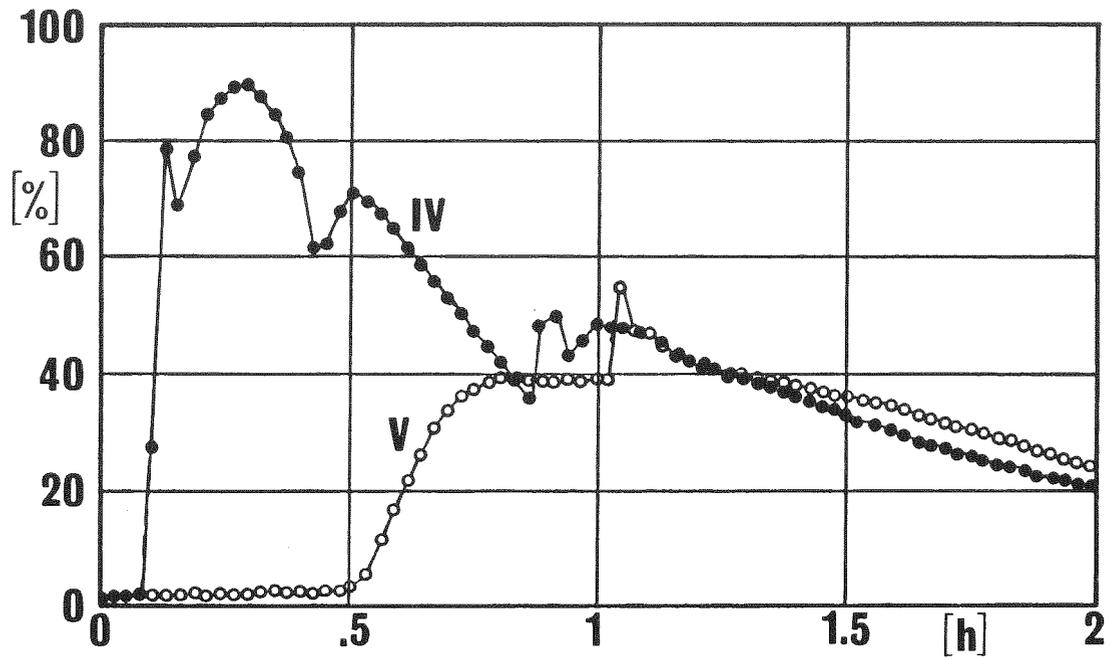


Abb. 7: Signale (% Abschwächung) der Fotometer IV (1 m) und V (6 m) beim Versuch V53

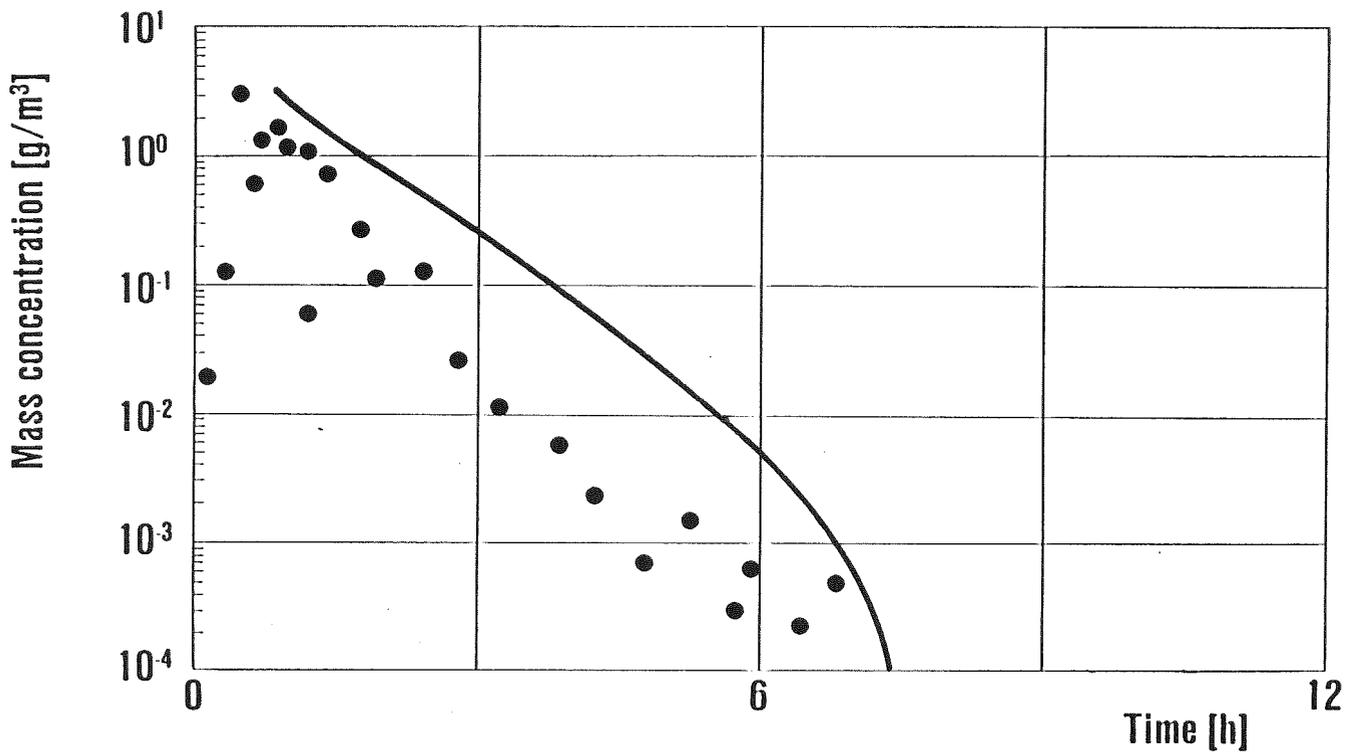


Abb. 8: Gemessene Massenkonzentrationen beim Versuch V53 und 2-Raum-Nachrechnung mit NAUA

06.01.11/36A Materialuntersuchungen im Rahmen der BETA-Experimente zur Unter-
PNS 4314 suchung der Wechselwirkung zwischen Schmelze und Beton.

(A. Skokan, Ch. Adelhelm, Ch. Gosgnach, G. Schlickeiser; IMF I)

1. Simulation der Kernschmelze

In der Beton-Wechselwirkungsperiode eines Kernschmelzunfalles besteht die Kernschmelze aus zwei nicht miteinander mischbaren flüssigen Fraktionen: einer oxidischen ($\text{UO}_2 + \text{ZrO}_2 +$ kleinere Anteile an Stahloxiden Cr_2O_3 und FeO) und einer metallischen Teilschmelze ($\text{Fe} + \text{Cr} + \text{Ni} +$ evtl. etwas Zr und U). In den BETA-Experimenten muß die oxidische Schmelzenfraktion aus Sicherheitsgründen durch andere Oxide ersetzt werden. Al_2O_3 wurde aus mehreren Gründen als Simulationsoxid ausgewählt. Die geeignetste Methode zur Aufschmelzung größerer Mengen an oxidischem und metallischem Material ist die Thermitreaktion, und für die Herstellung einer Al_2O_3 -Schmelze durch eine solche Reaktion stehen bereits vielfältige Erfahrungen und eine erprobte Technologie zur Verfügung. Natürlich weichen die Materialeigenschaften dieser Simulationsschmelze von denen der oxidischen Kernschmelze in einigen Punkten erheblich ab. Die Abweichungen können jedoch in den Computer-Codes berücksichtigt werden, da gewährleistet ist, daß die Reaktionen und Wechselwirkungsprozesse mit Al_2O_3 in der gleichen Weise ablaufen wie mit der oxidischen Kernschmelze. Die wichtigsten Materialeigenschaften sind für beiden Schmelzen - soweit sie bekannt oder abschätzbar sind - in Tab. 1 einander gegenübergestellt. Der Vergleich zeigt einige Unterschiede auf, die sich auf den Ablauf der Experimente auswirken können:

- Die niedrigere Dichte von Al_2O_3 verhindert eine realistische Simulation des Beginns der Wechselwirkungsphase. Sie täuscht von Anfang an ein späteres Stadium vor, in dem sich die Dichte der Schmelze durch Vermischung mit geschmolzenem Beton bereits erniedrigt hat. Ein Einfluß auf die Trennung der Schmelze in eine metallische und eine oxidische horizontale Schicht ist zwar möglich, aber die heftigen Turbulenzen üben hierauf einen weit größeren Einfluß aus.
- Die niedrigere Schmelztemperatur von Al_2O_3 kann sich in einer verzögerten Krustenbildung und Erstarrung auswirken, aber auch hier beziehen sich die Effekte nur auf den Anfangszustand, wie später noch gezeigt wird.
- Der Unterschied in der Viskosität dürfte sich kaum bemerkbar machen, da die Viskosität der Betonschmelze (bei silikatischem Beton), die ja fortlaufend

Tab. 1: Vergleichende Zusammenstellung einiger wichtiger Materialeigenschaften für Al_2O_3 und eine idealisierte oxidische Kernschmelzenfraktion ($\text{UO}_2 + \text{ZrO}_2$, 50 : 50).

| | $\text{UO}_2 + \text{ZrO}_2$ | Al_2O_3 |
|---|------------------------------|-------------------------|
| Dichte der Schmelze bei 2800 K ¹⁾ ρ (g/cm^3) | 7,5 | 3,2 |
| Schmelztemperatur T_S (K) | 2820 | 2315 |
| Viskosität bei T_S ¹⁾ η ($\text{Pa}\cdot\text{s}$) | $5,7 \times 10^{-3}$ | $4,2 \times 10^{-3}$ |
| Spezifische Wärme ²⁾ C_p ($\text{J}/\text{g}\cdot\text{K}$) | 0,59 | 1,46 |
| Wärmeleitfähigkeit ²⁾ bei 2675 K λ ($\text{J}/\text{cm}\cdot\text{s}\cdot\text{K}$) | $3,3 \times 10^{-2}$ | $16,7 \times 10^{-2}$ |
| Emissionsgrad ²⁾ bei 2300 K | 0,4 - 0,9 | 0,4 |
| Dampfdruck ²⁾ bei 2300 K P (bar) | $10^{-5} - 10^{-7}$ | 4×10^{-6} |
| Frei Bildungsenthalpie bei 2300 K ²⁾ ΔG_T^O ($\text{kJ}/\text{Mol O}_2$) | - 690 | - 540 |

zugemischt wird, viel höher liegt als diejenige der beiden Oxidschmelzentypen.

- Die Unterschiede in der Wärmekapazität und der Wärmeleitung sowie der Emissivität wirken sich auf den Wärmetransport in der Schmelze und auf die Wärmeabstrahlung aus. Auch diese Unterschiede können in den Codes berücksichtigt werden.
- Andere Eigenschaften wie z.B. das Benetzungsverhalten können ebenfalls einen gewissen Einfluß haben, aber hierfür sind kaum Daten zugänglich.

Die Phasenbeziehungen in den relevanten chemischen Systemen stellen einen weiteren Gesichtspunkt für die Beurteilung der Simulationsmöglichkeit dar. Die Hauptkomponenten des silikatischen wie auch des karbonatischen Betons sind Al_2O_3 , CaO und SiO_2 . Dieses ternäre System ist gut bekannt. Auf der Verbindungslinie zwischen Al_2O_3 und den Zusammensetzungen der beiden Betontypen existieren weder hochschmelzende Phasen noch besonders niedrigschmelzende Eutektika. Die Erstarrungstemperaturen einer Mischungsserie zwischen Beton (silikatischer und karbonatischer) und oxidischer Kernschmelzenfraktion (im wesentlichen $\text{UO}_2 + \text{ZrO}_2 \pm \text{Cr}_2\text{O}_3$) wurden in früheren Laborversuchen ermittelt /1/. Daraus ging hervor, daß auch für diese Verbindungslinien weder hochschmelzende Verbindungen noch niedrigschmelzende Eutektika existieren.

Der entscheidende Unterschied zwischen den BETA-Experimenten und einem Kernschmelzenunfall dürfte in der Art der Wärmeeinspeisung zu suchen sein. Während die Wärmequelle einer Kernschmelze vor allem in der oxidischen Schmelzenfraktion vorliegen - hier ist der überwiegende Teil der Spaltprodukte gelöst - wird in den BETA-Experimenten die metallische Schmelze durch induktive Ankopplung geheizt.

2. Experimentelle Ergebnisse

Im Verlauf der Experimente ändert sich der Chemismus der Schmelze durch zwei Hauptprozesse:

1. Die Oxidation der metallischen Stahlkomponenten durch Wasserdampf aus dem Beton und die Auflösung dieser Komponenten in der Oxidschmelze.
2. Die Auflösung von geschmolzenem Beton in der Oxidschmelze.

Die Reaktionsgeschwindigkeiten hängen von mehreren Parametern ab wie z.B. der Menge und Zusammensetzung der Anfangsschmelze, der Leistungseinspeisung und dem Tiegelmateriale. Für jedes Experiment wurde die zeitliche Änderung der Schmelzenzusammensetzung durch chemische Analysen an zahlreichen Proben ermittelt. Die Proben wurden z.T. mit Hilfe von Thermolement-Lanzen direkt aus der Schmelze, z.T. nach dem Schneiden der Tiegel aus dem Schmelzkuchen entnommen. Zur Aufbereitung wurde das Probenmaterial zerkleinert, vermahlen und in oxidisches und metallisches Material getrennt. Als Referenzmaterial für den Anfangszustand diente Thermiterschmelze aus dem Schlackenwagen sowie pulverisierter und homogenisierter Beton. An einer Reihe von Proben wurden die Schmelz-

und Erstarrungstemperaturen durch zwei unabhängige Methoden (DTA und Mikropyrometer) bestimmt.

Die Analysenergebnisse lassen die beiden oben erwähnten Hauptprozesse in ihrem Ablauf und ihrer Kinetik erkennen. Ebenso ist ein vernünftiger Zusammenhang zwischen den experimentellen Parametern und der zeitlichen Änderung des Schmelzenchemismus zu beobachten. Als Beispiele werden die Analysenauswertungen für die Versuche V 1.7 und V 2.1 in den Abbildungen 1 und 2 graphisch dargestellt.

Versuch V 1.7

Tiegel: Silikatischer Beton

Thermitschmelze: 300 kg Stahl (82 % Fe, 10 % Cr, 8 % Ni)
+ 80 kg Oxid (90 % Al_2O_3 , 10 % SiO_2 u.a.)

Anfangstemperatur: $\sim 2200^\circ\text{C}$

Leistung: ~ 1550 kW, nach 200 sec starker Abfall
auf ~ 250 kW

Die Zusammensetzung der metallischen Schmelze (Abb. 1, oben) ändert sich als Folge der sukzessiven Oxidation von Cr und Fe, die zu einem allmählichen Anstieg der Ni-Konzentration führt. Die Oxidschmelze (Abb. 1, Mitte) enthält von Beginn an einen Anteil an Stahloxiden als Folge der unvollständig abgelaufenen Thermitreaktion. Die Zumischung von geschmolzenem Beton und von oxidierten Stahlkomponenten zeigt sich in dem Anstieg der SiO_2 - und Fe_3O_4 -Konzentrationen und in dem Abnehmen der Al_2O_3 -Konzentration. Der relative Cr_2O_3 -Anteil bleibt deswegen annähernd konstant, weil die absolute Zunahme an Cr_2O_3 durch die gleichzeitige Zunahme an den anderen Komponenten ausgeglichen wird. Die Unregelmäßigkeiten im Verlauf des Cr-Anteils der metallischen Schmelze und des Fe_3O_4 -Anteils der oxidischen Schmelze sind wahrscheinlich auf die mangelnde Kontinuität der Leistungseinspeisung bei diesem Versuch zurückzuführen. Der Anteil an aufgeschmolzenem und zugemischtem Beton (Abb. 1, unten) wurde aus der SiO_2 -Konzentration abgeschätzt.

Aus den Diagrammen ist zu ersehen, daß die signifikanten Änderungen des Schmelzenchemismus zu Beginn des Experiments stattfinden. Bei Versuch V 1.7 fiel die Heizleistung nach 300 sec stark ab, weil sich die Ankopplung der metallischen Schmelze dann erheblich verschlechterte. Ursache dafür war die starke Dispersion der Metallschmelze in der hochviskosen Oxidschmelze. Dies ist allerdings

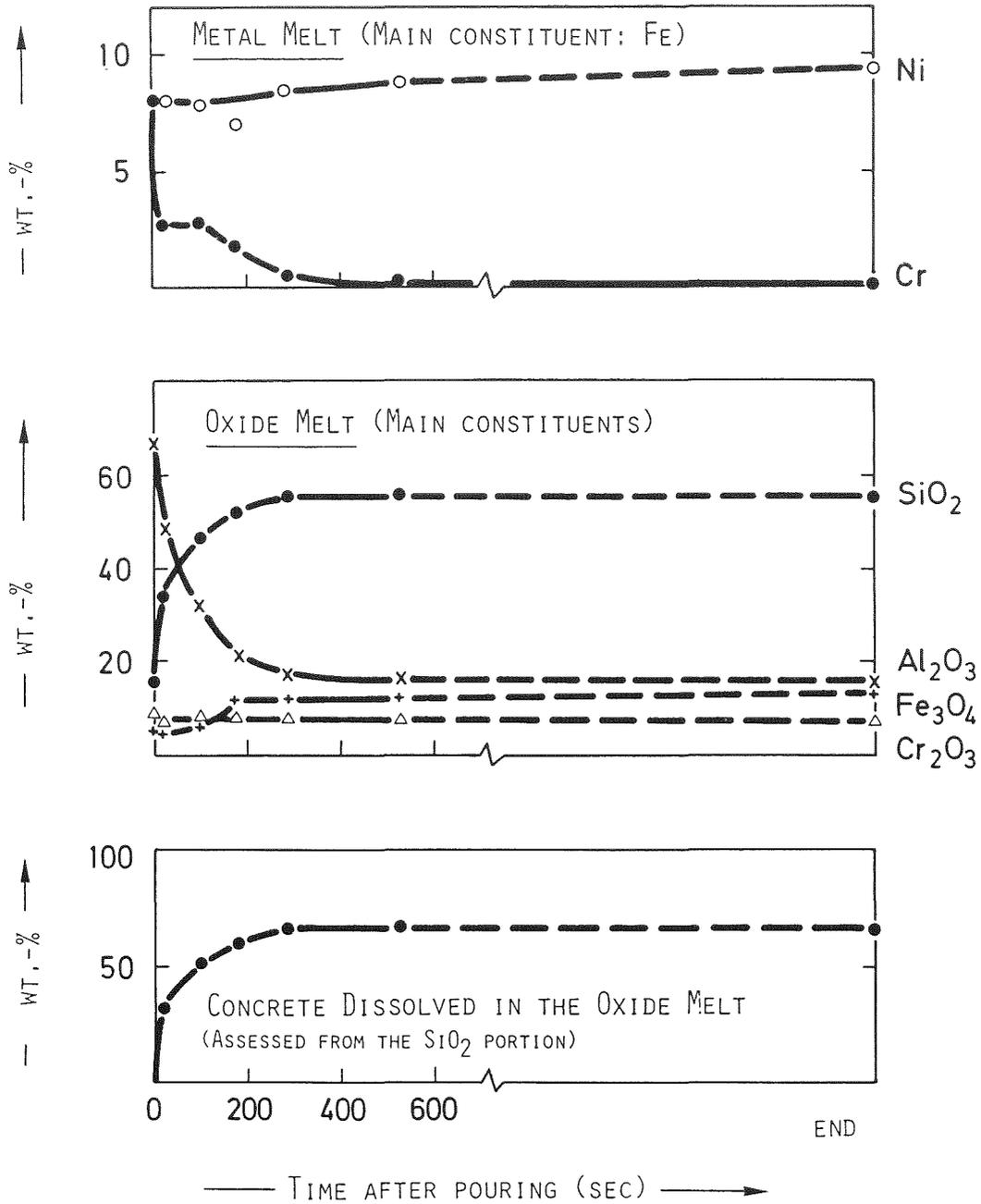


Abb. 1: BETA V 1.7: Chemische Zusammensetzung der metallischen und der oxidischen Schmelzenfraktion und abgeschätzter Anteil an Beton in der Oxidschmelze, in Abhängigkeit von der Versuchsdauer (end = Analyse der Proben aus dem geschnittenen Tiegel).

nur ein denkbarer Grund für die ausgeprägte Verlangsamung der Wechselwirkungsprozesse nach der Anfangsperiode. Ein weiterer Grund ist sicherlich auch darin zu sehen, daß in diesen Versuchen kein Gleichgewichtszustand erreicht wird, da diejenigen Schmelzenanteile, die an der Tiegelwand haften bleiben und dort erstarren, an der weiteren Wechselwirkung nicht mehr beteiligt sind.

Als Vergleich zu diesem Versuch, der für die Untersuchung des Hochtemperaturverhaltens ausgelegt war, zeigt Abb. 2 die Ergebnisse des Versuches V 2.1, der auf einem niedrigen Temperaturniveau gefahren wurde. Die Parameter dieses Versuches waren:

Tiegel: Silikatischer Beton
Thermitschmelze: 300 kg Stahl (90 % Fe, 10 % Ni, kein Cr)
+ 150 kg Oxid (70 % Al_2O_3 , 30 % SiO_2 u.a. Oxide)
Anfangstemperatur: ~ 2000 °C
Leistung: ~ 140 kW während 6000 sec.

Im Vergleich zu V 1.7 zeigen die Analysenauswertungen von Versuch V 2.1 eine relativ langsame aber länger andauernde Änderung der Schmelzenzusammensetzung. Die am Ende erreichte Zusammensetzung ist derjenigen von V 1.7 ähnlich, weil die geringe Heizleistung für eine lange Zeit aufrechterhalten wurde. Die Cr-Oxidation konnte hier nicht untersucht werden, da die metallische Schmelze nur Fe und Ni enthielt.

An Proben aus dem Niedrigtemperatur-Versuch V 2.2 wurde der Bereich der Schmelz- und Erstarrungstemperaturen der Oxidschmelze ermittelt. Die Ergebnisse sind in Abb. 3 als Funktion der Versuchsdauer dargestellt. Ein Vergleich mit den Erstarrungstemperaturen von Fe-Ni-Legierungen und von "Corium"/Beton-Proben /1/ führt zu zwei wesentlichen Aussagen:

1. Die Metallschmelze erstarrt vor der Oxidschmelze.
2. Die Schmelz- und Erstarrungstemperaturen der Oxidschmelze in den BETA-Experimenten (mit Al_2O_3) zeigen gute Übereinstimmung mit den entsprechenden Werten für Corium/Beton-Schmelzen, die mehr als 50 % Beton enthalten. Daraus geht hervor, daß die Simulation der Kernschmelze durch eine Al_2O_3 -Schmelze im Hinblick auf das Schmelz- und Erstarrungsverhalten - jedenfalls

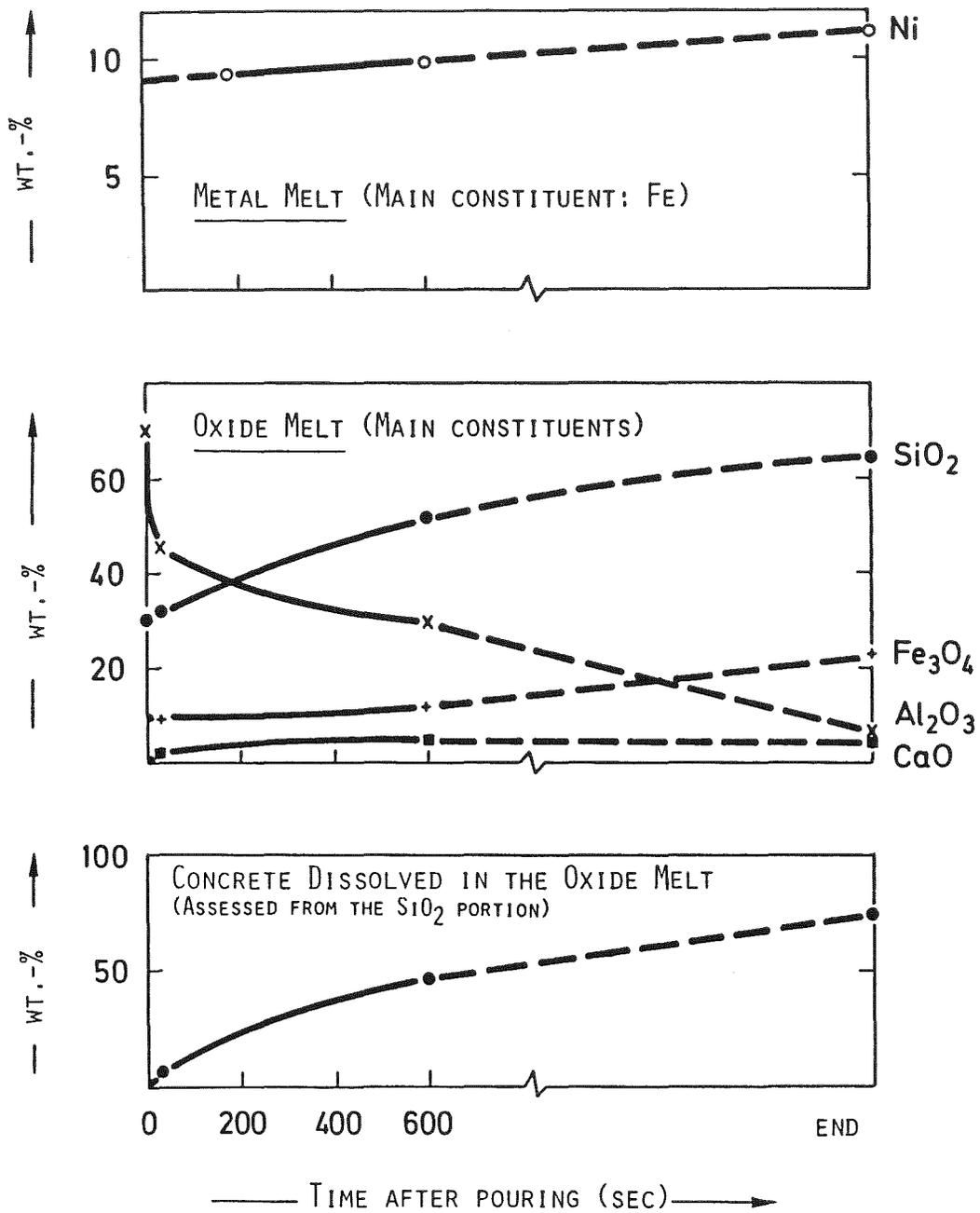


Abb. 2: BETA V 2.1: Chemische Zusammensetzung der metallischen und der oxidischen Schmelzenfraktion und abgeschätzter Anteil an Beton in der Oxidschmelze, in Abhängigkeit von der Versuchsdauer (end = Analyse der Proben aus dem geschnittenen Tiegel).

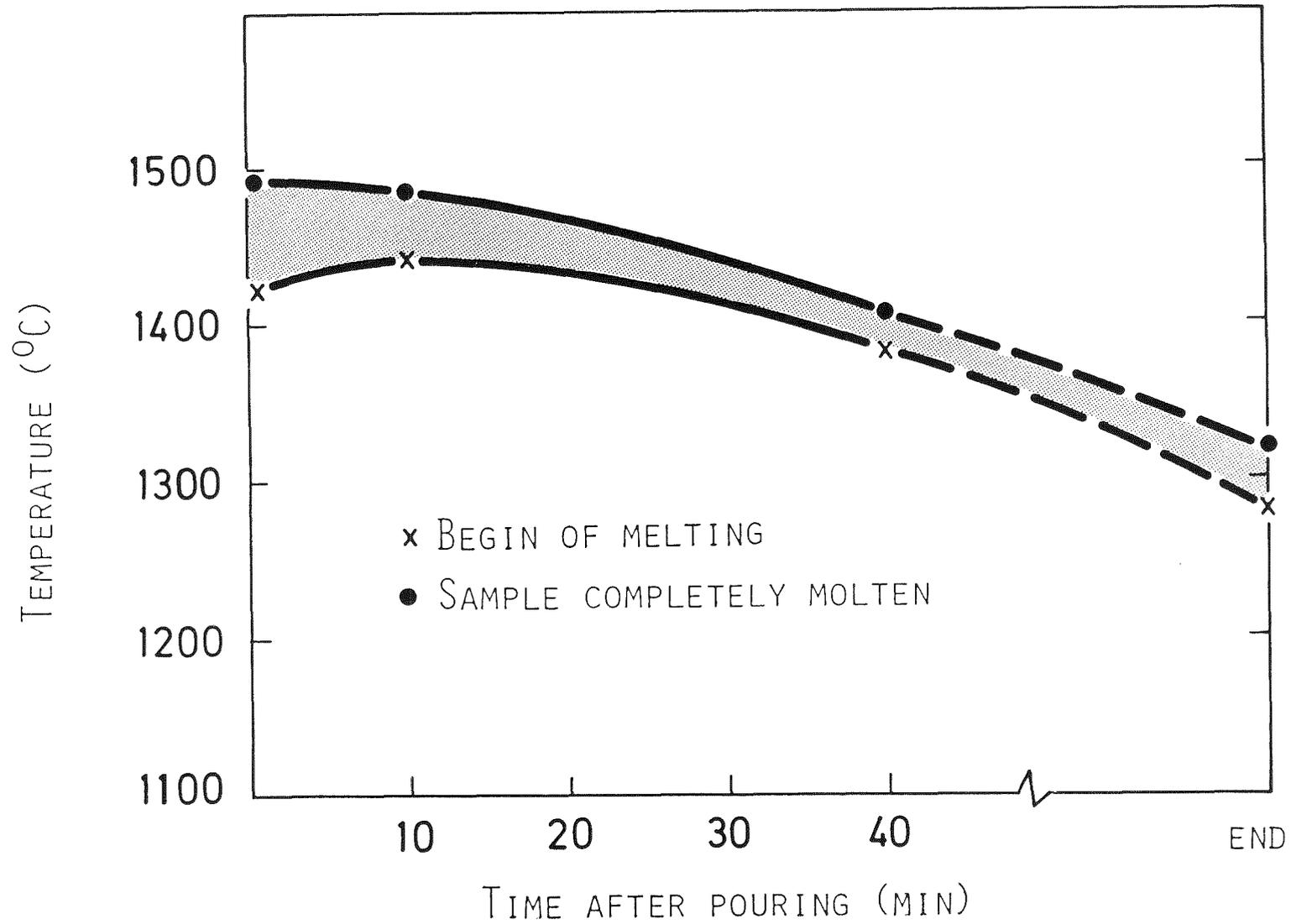


Abb. 3: Bereich der Schmelz- und Erstarrungstemperaturen von Proben aus der Oxidschmelze von BETA 2.2 in Abhängigkeit von der Versuchsdauer.

für längere Versuchszeiten, die in höheren Betonanteilen resultieren - eine befriedigende Lösung darstellt.

Literatur

/1/ A. Skokan, H. Holleck, M. Peehs; Nucl. Technol., 46 (1979) 255-262

06.01.11/39 A
PNS 4326

Untersuchungen zum Transport-, Freisetzungs- und
Rückhaltemechanismus für Spaltiod bei Reaktorstörfällen
(H. Moers, H. Klewe-Nebenius, G. Pfennig; IRCH)

1. Einleitung

Für eine Risikoabschätzung für Kernschmelzunfälle spielen das Freisetzungsverhalten sowie Rückhaltemechanismen insbesondere der gasförmigen bzw. leicht flüchtigen Spaltprodukte eine wesentliche Rolle. Nachdem zunächst an Aerosolproben aus simulierten Kernschmelzunfällen mit Hilfe oberflächenanalytischer Methoden Informationen über Beiträge und chemischen Zustand freigesetzter Komponenten gewonnen wurden (1), wurden nun Untersuchungen möglicher Rückhaltemechanismen für Spaltiod durchgeführt. Ein Beitrag zur Rückhaltung von Iod ist die Reaktion von im Sumpfwasser gelösten Iodspezies mit silberhaltigen Partikeln. Das Silber stammt aus den Regelstäben, die in Druckwasserreaktoren zur Kontrolle und Regelung des Neutronenflusses eingesetzt werden. Beim Kernschmelzen wird ein erheblicher Teil dieses Silbers als Feststoffaerosol freigesetzt und gelangt damit letztlich ins Sumpfwasser. Iodspezies werden entweder auf dem gleichen Weg oder über die Gasphase ins Sumpfwasser eingebracht und können, sofern sie wasserlöslich sind, mit silberhaltigen Partikeln reagieren. Dabei entstehendes Silberiodid ist wasserunlöslich und wird deshalb als eine Senke für Iod betrachtet. Der Umfang dieser an der Grenzfläche fest/flüssig ablaufenden Reaktionen ist von Bedeutung für die Iodrückhaltung bei einem Störfall.

Einen weiteren Rückhaltemechanismus kann die Reaktion zwischen gasförmigem Iod und den Aerosolpartikeln noch in der Gasphase darstellen.

Es wurde daher die Wechselwirkung von gasförmigem molekularem Iod und von in wässriger Lösung vorliegendem elementarem Iod und Iodid mit Silbermetalloberflächen untersucht, um eine bessere Abschätzung des Rückhaltepotentials dieser Reaktionen im Sumpfwasser zu ermöglichen.

Die Untersuchungen wurden vorwiegend mittels Röntgenphotoelektronen-Spektroskopie (XPS) durchgeführt, da dem chemischen Zustand der Komponenten das Hauptinteresse galt. Andere oberflächenanalytische Verfahren (Augerelektronen-Spektroskopie (AES), Sekundärionen-Massenspektroskopie (SIMS)) und mikroanalytische Verfahren (Rasterelektronenmikroskopie, Elektronenstrahlmikroanalyse (EPXMA)) wurden zur Ergänzung der erzielten Ergebnisse herangezogen.

Die Reaktion gasförmigen Iods mit Silberoberflächen wurde unter Ultrahochvakuum(UHV)-Bedingungen durchgeführt. Diese Untersuchungen dienten gleichzeitig dazu, eine Datenbasis für das untersuchte Reaktandenpaar bezüglich der verwendeten spektroskopischen Techniken zu erhalten.

2. Experimentelles

Einzelheiten über die verwendeten Apparaturen sowie über Herstellung und Vorbehandlung der Proben sind in (2) angegeben.

Zur Beladung mit gasförmigem Iod im UHV wurden polykristalline Silbermetallproben verwendet, die durch zyklisches Sputtern mit Ar^+ -Ionen und Heizen im UHV gereinigt wurden. Für einige Versuche wurden die Oberflächen poliert. Zur Reaktion in wässriger Phase wurden drei Probentypen eingesetzt:

- polykristallines Silber
- polykristallines Silber mit polierter Oberfläche
- pulverförmiges Silber.

Die Adsorptionsversuche in wässriger Phase wurden bei 90°C und teilweise auch bei Raumtemperatur durchgeführt.

a) Adsorption von Iodid:

Im Reaktionsgefäß wurden jeweils 200 ml einer 10^{-4}n oder 10^{-3}n Kaliumiodidlösung vorgelegt ($\text{pH} = 5,5$ bis $6,0$) und während des Aufheizens mit Stickstoff entgast. Nach Erreichen der Endtemperatur wurde ca. eine weitere Stunde entgast, dann wurde die Probe eingebracht und für die gewünschte Versuchsdauer unter kontinuierlichem Entgasen in der Lösung belassen.

b) Adsorption von elementarem Iod:

Im Reaktionsgefäß wurden jeweils 200 ml entionisiertes Wasser vorgelegt ($\text{pH} = 6,0$), aufgeheizt und währenddessen mit Stickstoff entgast. Nach frühestens zwei Stunden wurden die Silberproben eingebracht. Die Lösung wurde eine weitere Stunde entgast, der Stickstoffstrom abgestellt und Aliquote einer Stammlösung aus 10^{-2}n I_2 und 10^{-1}n KI zugegeben, um I_2 -Konzentrationen zwischen $0,25 \cdot 10^{-4}\text{n}$ und $2 \cdot 10^{-4}\text{n}$ einzustellen. Die Proben wurden in der Lösung bis zu deren vollständiger Entfärbung belassen und dann untersucht.

3. Messungen

3.1 Gasphasenadsorption

Die Untersuchungen zur Adsorption von gasförmigem Iod an Silber wurden an zuvor im UHV gereinigten Silberoberflächen durchgeführt. Abb. 1 zeigt das XPS-Spektrum einer Probe, die mit 1,4 L (1 Langmuir = $1,33 \cdot 10^{-6}$ mbar · s) beladen wurde. Neben den Photo- und Augerlinien von Silber treten im Spektrum zusätzlich die entsprechenden Linien von Iod auf. Zusätzlich zum Übersichtsspektrum sind in Abb. 1 noch vier

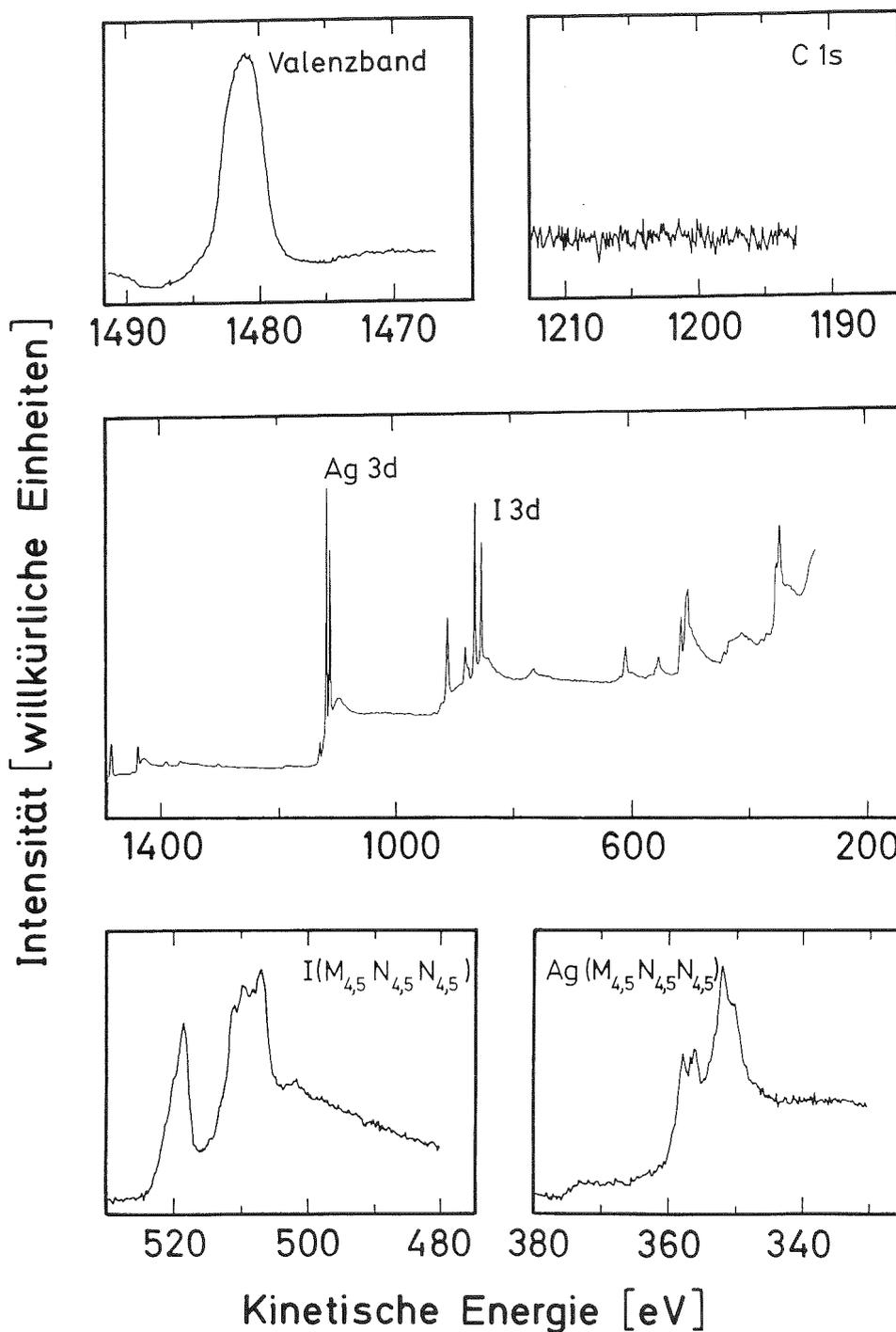


Abb. 1: XPS-Spektren (Anregung Al K α -Strahlung) einer polykristallinen Silberoberfläche, die mit 1,4 L I₂ beladen wurde. Neben dem Übersichtsspektrum (Mitte) sind mehrere für die Analyse relevante Elementspektren gezeigt.

Elementspektren gezeigt. Das Spektrum im Bereich der C 1s-Linie zeigt keinerlei Andeutung eines Kohlenstoffsignals nach der Beladung. Da man auch keinen Sauerstoff beobachtet, kann man schließen, daß während des Adsorptionsvorgangs keine unerwünschten Verunreinigungen an der Probenoberfläche adsorbiert wurden und daß die XPS-Spektren ausschließlich das Ergebnis der Wechselwirkung zwischen dem Silbersubstrat und gasförmigem Iod wiedergeben.

Die wesentlichen Informationen über die adsorbierte Iodmenge erhält man aus dem Atomverhältnis der beiden Elemente, das aus den Intensitäten der Ag 3d- und I 3d-Photolinien bestimmt wurde. Informationen über die chemischen Veränderungen an der Probenoberfläche sind nur begrenzt aus den Bindungsenergien der Hauptphotolinien ableitbar, da die gemessenen chemischen Verschiebungen im Bereich weniger zehntel Elektronenvolt liegen. Im Unterschied dazu zeigen sich in den Linienlagen und -formen des Valenzbandes und der $M_{4,5}N_{4,5}N_{4,5}$ -Augerübergänge von Iod und Silber, die in Abb. 1 ebenfalls gezeigt sind, erhebliche Veränderungen in Abhängigkeit von der gewählten Beladung, so daß aus diesen Übergängen die gewünschten Informationen abgeleitet werden können.

Abb. 2 zeigt den Verlauf des I/Ag-Atomverhältnisses (XPS) bzw. des I/Ag-Intensitätsverhältnisses (AES) als Funktion der I_2 -Beladung. Man beobachtet anfangs einen linearen Anstieg der I/Ag-Verhältnisse. Ab einer Beladung von ca. 0,6 L erfolgt eine deutliche Verlangsamung der I_2 -Aufnahme, die sich in einer erheblichen Verringerung der Steigung der beiden Kurven äußert. Größere Beladungen führen zu einer zunehmenden, wenn auch langsam verlaufenden Aufnahme von Iod, bis bei ca. 50 L in den Augerspektren bzw. bei 555 L in den XPS-Spektren eine Sättigung erreicht wird.

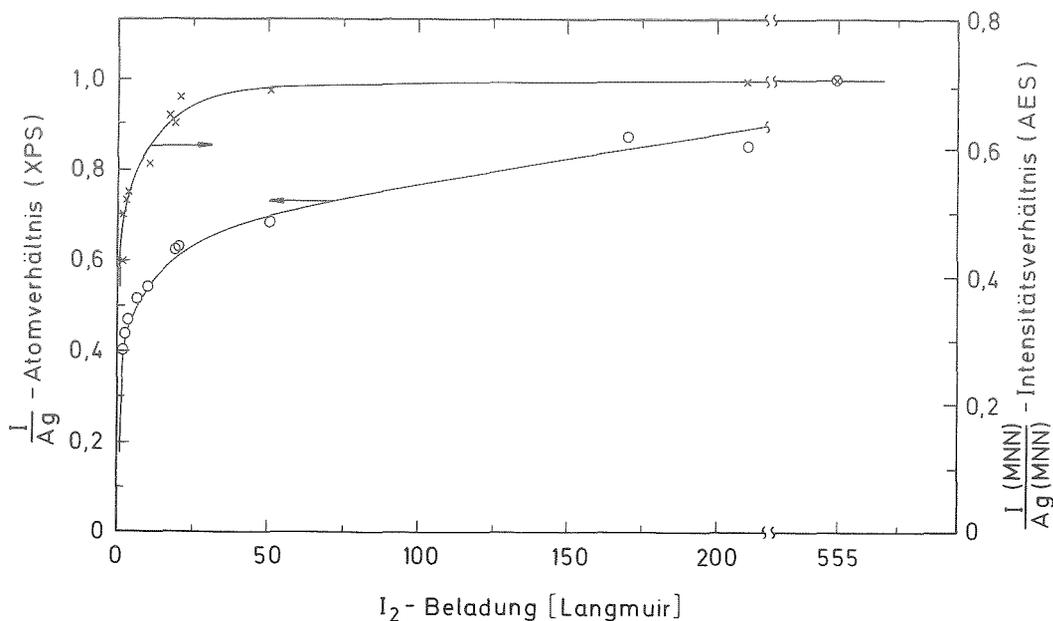


Abb. 2: Atom- bzw. Intensitätsverhältnisse (XPS bzw. AES) im gesamten untersuchten Beladungsbereich

Diese Unterschiede erklären sich dadurch, daß die Sättigung durch die begrenzte und außerdem unterschiedliche Informationstiefe von AES und XPS bedingt ist und nicht mit einem Ende der Reaktion zwischen Silber und Iod identisch ist. Sobald sich auf dem Substrat eine Produkt-Deckschicht gebildet hat, deren Dicke der Informationstiefe von AES bzw. XPS entspricht, führt eine weitere Aufnahme von Iod zwar zur Zunahme der Dicke dieser Schicht, Änderungen in den Spektren können aber nicht mehr beobachtet werden.

Tab. 1 faßt die experimentell bestimmten Energiewerte ausgewählter Photo- und Augerübergänge zusammen. Während die in Tab. 1 gezeigten Werte und die zugehörigen Spektren bei Beladungen oberhalb von ca. 0,18 L eindeutig beweisen, daß Silberiodid gebildet wird, zeigen die Parameter von Iod, daß unterhalb von ca. 0,18 L eine andere Iodspezies vorliegt. Bei dieser Spezies kann es sich entweder um physisorbiertes oder chemisorbiertes molekulares Iod oder um chemisorbierte Iodatome handeln, die durch Dissoziation von Iodmolekülen entstanden sind. Die Bildung einer Verbindung mit Silber bei diesen geringen Beladungen kann ausgeschlossen werden, da man in diesem Fall auch Veränderungen an den Elektronenemissionslinien von Silber erwarten würde, die nicht beobachtet werden. Andererseits können die in der vorliegenden Arbeit vorgestellten und die Resultate anderer Autoren nur erklärt werden, wenn man von der Anwesenheit von dissoziiertem chemisorbiertem Iod ausgeht.

So zeigen an mit Iod beladenen Silberproben durchgeführte thermische Desorptionsversuche, daß die Iodkomponente bei niedriger Beladung relativ fest gebunden ist, was keinesfalls mit einer Physisorption erklärt werden kann.

Aus den experimentellen Daten kann die Oberflächenbedeckung bei ca. 0,18 L berechnet werden. Es ergibt sich ein Wert von ca. 0,5 Monolagen. Dieser Wert und insbesondere das Auftreten von Silberiodid erst oberhalb dieser Beladung sprechen dafür, daß bis zu Beladungen von ca. 0,18 L nur chemisorbiertes Iod in einer zweidimensionalen Adsorbatschicht vorhanden ist. Untersuchungen an Einkristalloberflächen von Silber haben gezeigt (3), daß die auf den (100)-, (110)- und (111)-Flächen in einer zweidimensionalen Schicht maximal chemisorbierbare Iodmenge bei einer Bedeckung von 0,5 Monolagen erreicht wird. Eine weitere Aufnahme von Iod muß zu einer Reorganisation von Atomen der Gitterebenen des Substrats führen, so daß der Aufbau eines dreidimensionalen Gitters aus Silberiodid beginnt. Diese Angaben stehen in Einklang mit den Ergebnissen dieser Arbeit, die erst oberhalb von 0,5 Monolagen chemisorbierten Iods die Bildung von Silberiodid zeigen.

Der Aufbau einer Adsorbatschicht auf einem homogenen Substrat kann entweder als homogene, geschlossene Schicht oder inselartig erfolgen. Messungen unter verschiedenen Austrittswinkeln der Photoelektronen sowie die Analyse von

Tab. 1: Zusammenfassung der Bindungsenergien und kinetischen Energien analysierter Photo- bzw. Augerübergänge und des Augerparameters α für verschiedene Beladungen von Silber mit Iod

| Beladung B [Langmuir] | Bindungsenergie [eV] ^{a)} | | | Kinetische Energie [eV] ^{b)} | | Augerparameter α [eV] ^{b)} | |
|--------------------------|------------------------------------|---------------------|--------------------------|---|--|--|--------|
| | Ag 3d _{5/2} | I 3d _{5/2} | Valenzband ^{c)} | Ag(M ₄ N _{4,5} N _{4,5}) | I(M ₄ N _{4,5} N _{4,5}) | Ag | I |
| 0 | 368,2 | - | 4,6; 6,4 | 357,8 | - | 726,0 | - |
| 0-0,18 | 368,2 | 619,1 | 4,6; 6,4 | 357,8 | 519,7 | 726,0 | 1138,8 |
| 0,18<B<555 | 368,1 | 619,3 | d) | 357,8 | 519,7 | 725,9 | 1139,0 |
| | | | | 356,4 | 518,5 | 724,3 | 1137,8 |
| 555 | 368,0 | 619,3 | 2,9; 5,7 | 356,2 | 518,3 | 724,2 | 1137,6 |
| AgI ^{e)} | 368,0 | 619,3 | 2,9; 5,7 | 356,1 | 518,1 | 724,1 | 1137,4 |

a) Alle Angaben $\pm 0,1$ eV

b) Alle Angaben $\pm 0,2$ eV

c) Die Angaben beziehen sich auf die durch Kurvensynthese formal ermittelten gaußförmigen Einzelkomponenten

d) Komplexes Multiplett, zusammengesetzt aus dem Valenzband von Silbermetall und Silberiodid

e) Zahlenwerte für den Silberiodid-Standard

Tiefenprofilen ergaben, daß im vorliegenden Fall eine geschlossene gleichmäßige Schicht aufwächst.

Abb. 3 zeigt das Tiefenprofil der mit 555 L beladenen Silberprobe, bei der XPS- und AES-Spektren die vollständige Umwandlung des analysierten Volumens in Silberiodid gezeigt haben. Die Signalintensitäten wurden mittels AES bestimmt. Zur Abtragung von Probenmaterial wurden Argonionen einer kinetischen Energie von 5 keV und einer Stromdichte von $13 \text{ nA} \cdot \text{mm}^{-2}$ eingesetzt. Nach ca. 10 min Sputtern ist kein Iod mehr auf der Probenoberfläche nachweisbar.

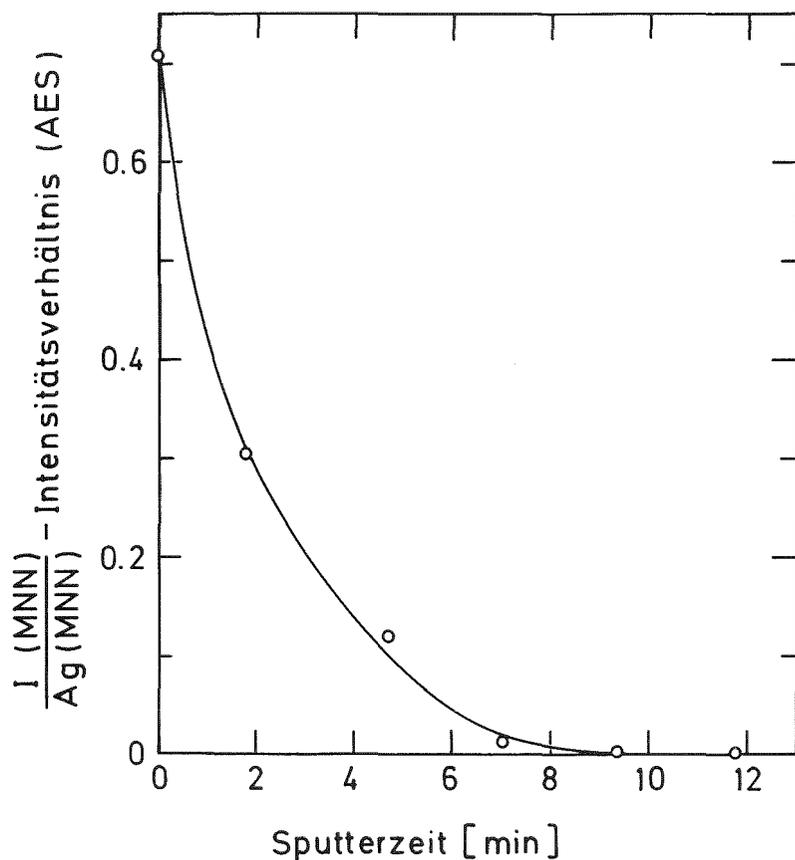


Abb. 3: Tiefenprofil an der mit 555 L I_2 beladenen polykristallinen Silberprobe (Sputterbedingungen: 5 keV Argonionen, Stromdichte $13 \text{ nA} \cdot \text{mm}^{-2}$)

Aus dem Fehlen eines Plateaus im Tiefenprofil kann man auf eine sehr dünne Deckschicht schließen. Eine Abschätzung ergibt eine Schichtdicke von ca. 10 nm.

3.2 Adsorption in wässriger Phase

a) Adsorption von Iodid

Die Adsorption von Iodid in wässriger Lösung wurde an polierten und kristallinen Probenoberflächen sowie an Silberpulver untersucht. Außer den Linien des Substrats

treten in den XPS-Spektren im wesentlichen Photo- und Augerlinien von Iod, Sauerstoff und Kohlenstoff auf. Ein Vergleich mit bei unterschiedlichen Versuchsbedingungen aufgenommenen Spektren ergab keine grundsätzlichen Unterschiede.

Das gemessene I/Ag-Atomverhältnis ist bei allen durchgeführten Adsorptionsversuchen kleiner als 0,12. Abb. 4 zeigt eine Zusammenstellung aller gemessenen Verhältniswerte in Abhängigkeit von der Aufenthaltsdauer der Proben in der Iodidlösung. Ebenfalls gezeigt sind die verschiedenen Kombinationen aus Substrattyp, Iodidkonzentration und Reaktionstemperatur. Die Proben wurden bis zu 300 h in der jeweiligen Lösung belassen. Es zeigt sich, daß keiner der variierten Parameter die adsorbierte Iodidmenge in merklichem Ausmaß beeinflusst, wenn man die Streuung der Meßwerte berücksichtigt, die man für identische Versuchsansätze erhält.

Durch einen Vergleich der Spektren mit den für Gasphasenadsorption erhaltenen Ergebnissen läßt sich zeigen, daß bei der Adsorption von Iodid aus wässriger Lösung an Silberoberflächen eine Chemisorption der Iodkomponente eintritt. Man beobachtet also die gleiche Iodspezies wie bei der Adsorption von molekularem Iod an Silber aus der Gasphase, solange die Oberfläche mit weniger als einer halben Monolage an Iodatomen bedeckt ist. Der Augerparameter α von Iod ergibt sich bei allen Proben, die der Iodidlösung ausgesetzt waren, zu $1138,8 \pm 0,2$ eV und stimmt damit mit dem aus der Gasphasenadsorption bestimmten Wert überein (vergleiche Tab. 1).

Abb. 4 zeigt auch, daß die Chemisorption von Iodid schon nach sehr kurzen Kontaktzeiten Sättigung erreicht.

Bei einem Teil der Versuche wurde der Iodidlösung 2000 ppm Borsäure zugegeben, da das Kühlwasser im Primärkreislauf eines Druckwasserreaktors diese Komponente enthält, die bei einem Störfall ebenfalls in den Containment-Sumpf gelangt. Aus den Adsorptionsversuchen zeigt sich (vergleiche Abb. 4), daß die Anwesenheit von Borsäure keinen Einfluß auf das Adsorptionsverhalten von Iodid hat.

Auch bei Verwendung von Silberpulver mit einem Teilchendurchmesser zwischen 2,0 und 3,5 μm ergaben sich keine Unterschiede zu den Ergebnissen an ausgedehnten Probenoberflächen. Die gemessenen I/Ag-Atomverhältnisse lagen bei dem pulverförmigen Substrat zwischen 0,11 und 0,12, so daß die Adsorption pro Flächeneinheit vergleichbar ist mit den bei anderen Versuchen gefundenen Werten. Die absolute Menge muß aber natürlich wegen der erheblich größeren Oberfläche und einer nicht auszuschließenden Porenstruktur der Partikel entsprechend größer sein als bei massiven Silberproben.

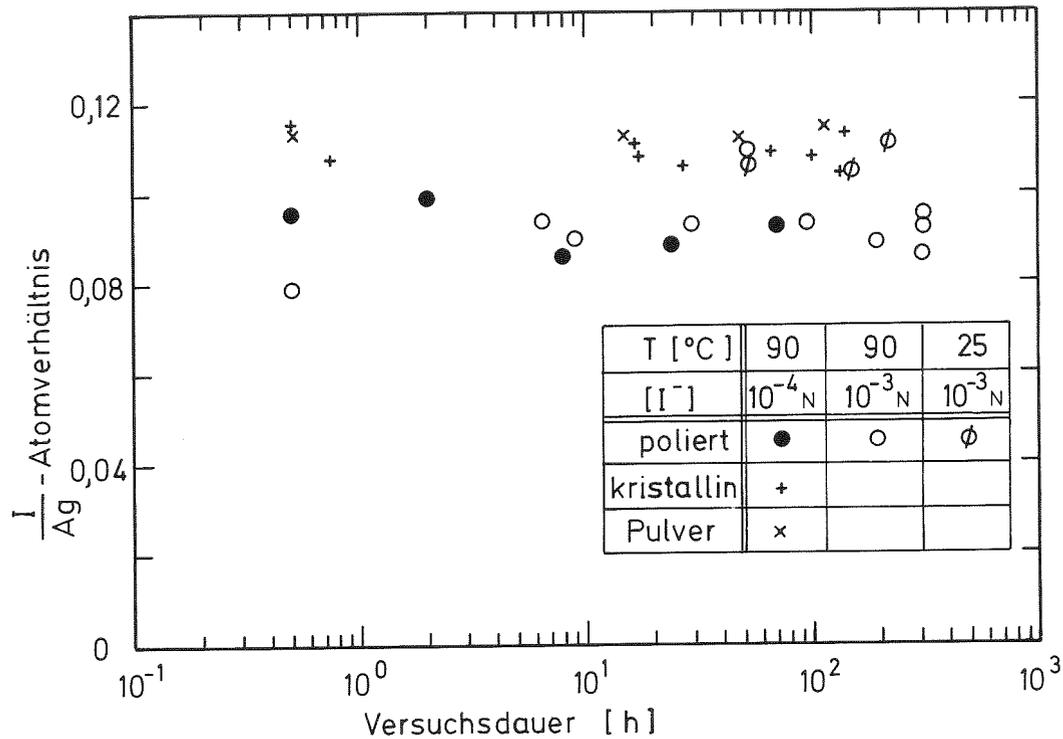


Abb. 4: Zusammenstellung der für die verschiedenen Proben und Versuchsbedingungen gemessenen I/Ag-Atomverhältnisse nach unterschiedlich langen Kontaktzeiten der Proben mit wässriger Iodidlösung. Vier der Datenpunkte der kristallinen Probenoberflächen stammen aus Versuchen, bei denen die Lösung zusätzlich 2000 ppm Borsäure enthielt (Versuchszeiten 0,5 h, 17,5 h, 66,5 h, 137,5 h).

b) Adsorption von molekularem Iod

Zur Untersuchung der Reaktion zwischen elementarem Iod in wässriger Lösung und Silber wurden wie bei der Adsorption von Iodid massive Proben mit kristalliner und polierter Oberfläche und Silberpulver eingesetzt. Die Proben wurden Lösungen unterschiedlicher I₂-Ausgangskonzentration ausgesetzt bis zur vollständigen Reaktion der Iodkomponente mit dem Silbersubstrat. Bei einer Ausgangskonzentration von 10⁻⁴_n I₂ ist die Reaktion bei 90°C sowohl an den polierten als auch an den kristallinen Proben nach ca. 4 h vollständig abgelaufen, während bei den Silberpulver-Proben erheblich weniger Zeit benötigt wird.

Zur Untersuchung des Einflusses von gelöster Borsäure auf das Adsorptionsverhalten wurde eine polierte Probe in Anwesenheit dieser Verbindung (2000 ppm) mit I₂-Lösung umgesetzt. Unterschiede im Reaktionsverhalten wurden dabei nicht beobachtet. Wie bei den Ergebnissen für die Adsorption von Iodid konnte weder mit XPS noch mit SIMS Bor auf der Probenoberfläche nachgewiesen werden.

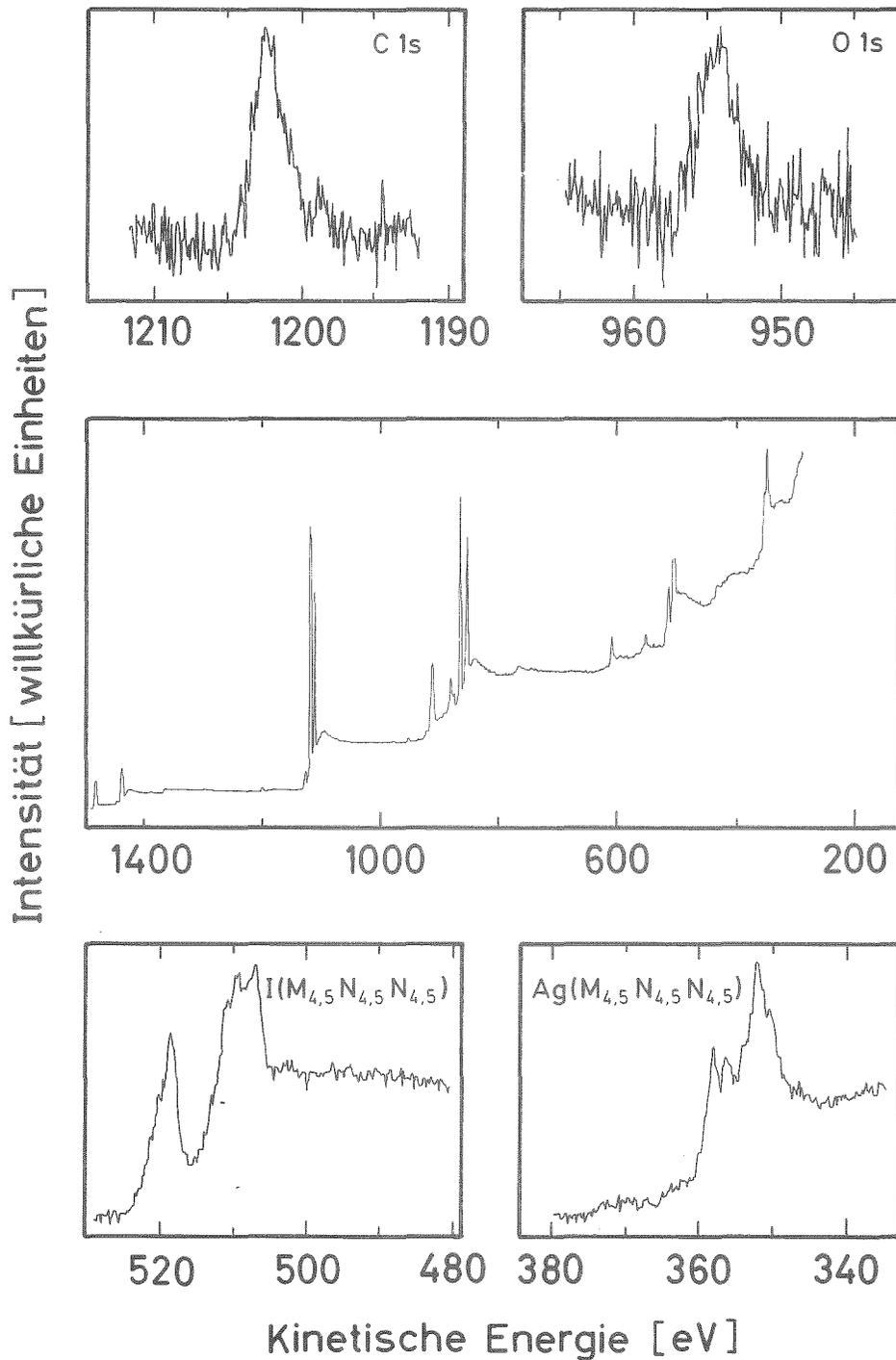


Abb. 5: XPS-Spektren (Anregung Al $K\alpha$ -Strahlung) einer polykristallinen Silberoberfläche nach Reaktion mit einer wässrigen Iodlösung (Ausgangskonzentration $10^{-4}n I_2$). Neben dem Übersichtsspektrum (Mitte) sind mehrere Elementspektren gezeigt.

Bei der Auswertung der gemessenen Spektren zeigte sich, daß sämtliche angewandten Methoden zu einer Veränderung während der Messung führen, d. h., zerstörend auf die ursprüngliche Probenoberfläche und deren Struktur wirken, was zu erheblichen Unsicherheiten bei der Interpretation der Spektren führt (2). Im folgenden werden die verschiedenen Befunde deshalb nur qualitativ interpretiert.

Abb. 5 zeigt mehrere XPS-Spektren einer Probe mit ursprünglich kristalliner Oberfläche, nachdem die Probe einer $10^{-4}n$ I_2 -Lösung ausgesetzt war.

Aus dem I/Ag-Atomverhältnis (0,56) und der Form des $Ag(M_{4,5}N_{4,5}N_{4,5})$ -Übergangs, der deutlich sichtbar aus zwei Komponenten besteht, ergibt sich, daß die Probenoberfläche aus metallischem Silber und Silberiodid zusammengesetzt ist. Das ist insofern erstaunlich, als die durch Reaktion verbrauchte Menge an elementarem Iod ausreichen müßte, um auf der Oberfläche eine geschlossene Deckschicht mit einer Dicke im Mikrometer-Bereich zu bilden, so daß mit XPS kein metallisches Silber mehr beobachtet werden sollte. Daß trotzdem eine metallische Komponente auftritt, deutet entweder auf eine röntgenstrahlinduzierte Zersetzung des gebildeten Silberiodids oder auf das Vorhandensein unbelegter Oberflächenbereiche hin bzw. auf eine Kombination beider Effekte.

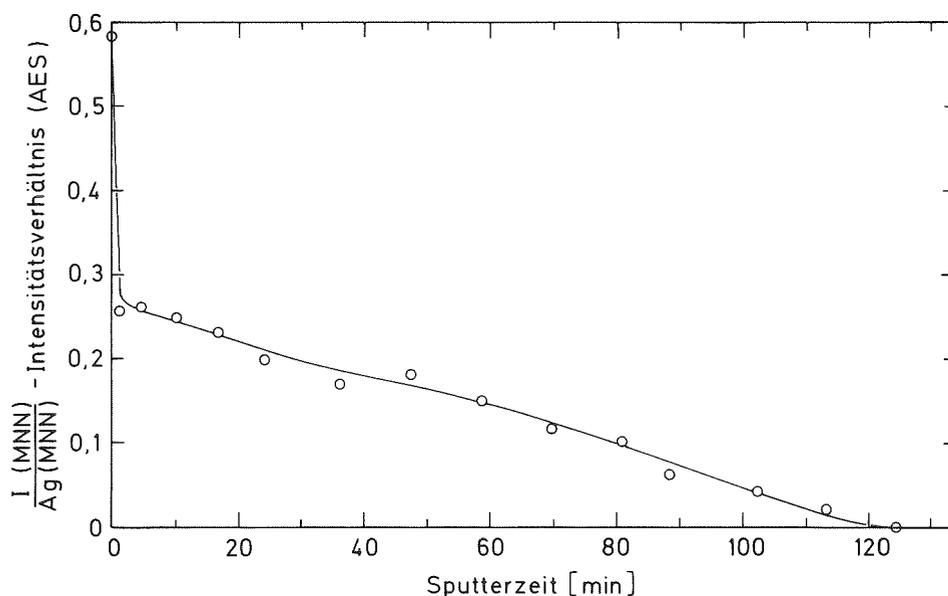


Abb. 6: Tiefenprofil der Probe, deren XPS-Spektrum in Abb. 5 gezeigt wurde (Sputterbedingungen: 5 keV-Argonionen, Primärstromdichte $96 \text{ nA} \cdot \text{mm}^{-2}$).

Abb. 6 zeigt das an der selben Probe aufgenommene Tiefenprofil. Sein Verlauf, dargestellt in der Form des Intensitätsverhältnisses der Augerübergänge von Iod zu Silber als Funktion der Sputterzeit, zeigt gleich zu Beginn einen steilen Abfall und daran anschließend eine kontinuierliche, wesentlich langsamer verlaufende Abnahme des I/Ag-Verhältnisses, bis eine reine Metalloberfläche vorliegt. Auch der Verlauf dieses Profils spricht nicht für die Bildung einer geschlossenen Deckschicht, da man in diesem Fall ein Plateau mit einem relativ hohen Intensitätsverhältnis erwarten sollte, wie Vergleichsmessungen an reinem Silberiodid zeigen (Intensitätsverhältnis im Gleichgewicht unter vergleichbaren Versuchsbedingungen ca. 0,5).

Elektronenmikroskopische Untersuchungen der Struktur der gebildeten Reaktionsprodukte zeigten auf den Oberflächen Kristalle von sehr unterschiedlichen Dimensionen, die bis zu mehreren Mikrometern an lateraler Ausdehnung erreichen. Zwischen den Kristallen gibt es auch völlig unbedeckte Bereiche. In der Röntgenstrahlmikroanalyse erwiesen sich die Kristalle als reines AgI.

Aus dem bisher Geschilderten ergibt sich, daß bei der Reaktion zwischen in Wasser gelöstem, molekularem Iod und einer dieser Lösung ausgesetzten Silberoberfläche kristallines Silberiodid entsteht. Die Kristalle bedecken nur einen Teil der Substratoberfläche, d. h. das gebildete Silberiodid tritt nicht in Form einer geschlossenen Deckschicht auf. Man kann annehmen, daß die Reaktion im wesentlichen an den unbedeckten Teilen der Oberfläche abläuft, an denen ein direkter Kontakt zwischen dem Substrat und der Lösung möglich ist und geringere Diffusionshemmungen auftreten sollten. Von dort muß gebildetes Silberiodid an der Oberfläche bis zu einem AgI-Kristall diffundieren.

Aus XPS-Spektren und zusätzlich aufgenommenen Tiefenprofilen kann man ableiten, daß auch bei wesentlich geringeren Ausgangskonzentrationen der Iodlösung (mindestens bis hinab zu Konzentrationen von 10^{-5} n I_2) eine Aggregation des gebildeten Silberiodids unter Bedeckung nur eines Teils der gesamten Oberfläche erfolgt.

Zusätzlich zu den massiven Proben wurden auch mehrere Proben aus Silberpulver mit 10^{-4} n I_2 -Lösung zur Reaktion gebracht. Unter sonst gleichen Bedingungen erfolgt die Reaktion mit dem Pulver wegen der erheblich größeren Oberfläche schneller. Die gesamte Menge Iod ist nach ca. 15 min verbraucht. Nimmt man für die Teilchen Kugelform an, reicht die verbrauchte Menge an Iod aus, um eine mehrere zig Nanometer dicke geschlossene Deckschicht aus Silberiodid zu bilden. Wie bei den massiven Silberproben treten aber noch erhebliche Mengen an metallischen Silber auf. Nimmt man an, daß die Reaktion an den Silberpartikeln nach dem gleichen Mechanismus wie an einer ausgedehnten Probenoberfläche abläuft, wird das beobachtete Verhalten in analoger Weise durch Aggregation von gebildetem Silberiodid verursacht.

4. Diskussion der Ergebnisse im Hinblick auf Störfallbedingungen

Bei der Diskussion der vorliegenden Ergebnisse der Adsorptionsversuche im Hinblick auf reale Bedingungen muß berücksichtigt werden, daß bei einem Kernschmelzunfall der größte Teil des Spaltiods an Partikel gebunden und nicht gasförmig freigesetzt wird (4). Da zudem die Verweilzeit der Aerosolpartikel in der Gasphase nur relativ kurz ist (5), kann der Beitrag der Adsorption von Iod aus der Gasphase an Silberoberflächen zum gesamten Retentions- und Freisetzungsverhalten nur eine untergeordnete Rolle spielen.

Die hier verwendeten Versuchsbedingungen stellen naturgemäß eine starke Vereinfachung des Zustandes dar, den man nach einem Kernschmelzunfall im Sumpf innerhalb des Containments erwarten kann. Man kann annehmen, daß Iod in der Hauptsache als Iodid in den Sumpf gelangt (4, 6). Molekulares Iod muß (neben organischen Iodverbindungen) wegen seiner Flüchtigkeit als die chemische Form angesehen werden, in der radioaktives Iod letztlich in die Umwelt gelangen kann. Molekulares Iod kann im Sumpfwasser aus gelöstem Iodid unter dem Einfluß radioaktiver Strahlung über radikalische Reaktionsmechanismen entstehen (6, 7), aber auch wieder zersetzt oder weiter oxidiert werden (Bildung von Iodat). Zusätzlich ist molekulares Iod an verschiedenen Gleichgewichten beteiligt (z. B. Disproportionierung, Komplexbildung mit Iodid) (8).

Der pH-Wert der wässrigen Phase sollte im wesentlichen durch die Konzentration der Borsäure und deren Pufferkapazität bestimmt sein und zwischen 5 und 6 liegen (6, 9). Die zu erwartende Iod-Gesamtkonzentration ergibt sich aus dem Inventar des Reaktorkerns bei einem Volumen des Sumpfs von ca. 1400 m³ zu ca. 10⁻⁴n.

Unter den vorgegebenen Bedingungen kann die Reaktion zwischen gelöstem, molekularem Iod und Silberoberflächen prinzipiell bis zum vollständigen Verbrauch von I₂ ablaufen. Das gilt besonders auch für Silberpulver, das die bei realen Bedingungen auftretenden silberhaltigen Aerosolpartikel simulieren sollte. Wesentlich ist, daß die Reaktion nicht unter Bildung einer geschlossenen Deckschicht verläuft, die eventuell in Form einer Diffusionsbarriere hemmend auf den Ablauf der Reaktion wirken könnte. Im Fall eines Kernschmelzunfalls kann man davon ausgehen, daß Silber in stark verdünnter Form vorliegt, da es zusammen mit vielen anderen Elementen freigesetzt wird und zu Aerosolpartikeln kondensiert, so daß im Sumpf eine schnellere Reaktion ablaufen kann (6).

Der Umsatz dieser Reaktion hängt unter Störfallbedingungen allerdings von einer ganzen Reihe weiterer Parameter ab. Dazu zählen neben der Bildungsgeschwindigkeit von molekularem Iod aus Iodid z. B. die Durchmischung des Sumpfwassers durch Konvektion oder Sieden und damit die Geschwindigkeit des Transports von I₂ zu den

Silberoberflächen. Außerdem kann ein Verlust von elementarem Iod in die Gasphase sowie durch die radiolytische Zersetzung von schon gebildetem Silberiodid den Umsatz beeinflussen. Daneben sollte die Bildung ionisch gelösten Silbers in Betracht gezogen werden. Außerdem stehen neben Silber noch weitere Materialien (z. B. in den Aerosolpartikeln oder vom Boden oder Einbauten des Containments) für eine Wechselwirkung mit gelöstem Iodid oder Iod zur Verfügung.

Wie oben bereits erwähnt, liegt der wesentliche Anteil von Iod in den Aerosolpartikeln als wasserlösliches Iodid vor. Nach der Sedimentation der Aerosolpartikel in das Sumpfwasser und Auflösung des Iodids können Oxidationsprozesse zusätzlich zur Bildung von molekularem Iod führen. Silber, das als hauptsächlicher Reaktionspartner bei der Rückhaltung von Iod angesehen wird, bindet nach den vorliegenden Ergebnissen Iodid aus der wässrigen Phase chemisorptiv nur bis zu einer Oberflächenbelegung von maximal einer halben Monolage. Eine zusätzliche Fixierung von Iodid wäre denkbar, wenn Silber zuvor durch andere Prozesse oxidiert würde.

5. Literatur

- (1) H. Moers et al., Surf. Interface Anal. 7 (1), 22 (1985)
H. Moers et al., Spectrochim. Acta 39 B, 1563 (1984)
H. Moers et al., Report KfK 3950
- (2) H. Moers, Doktorarbeit, Universität Karlsruhe (1986), KfK 4073
- (3) U. Bardi, G. Rovida, Surf. Sci. 128, 145 (1983)
- (4) H. Albrecht, H. Wild, "Behavior of I, Cs, Te, Ba, Ag, In, and Cd During Release from Overheated PWR Cores", Int. Meeting on Severe Accident Evaluation, Aug. 28 - Sept. 1 1983, Cambridge, Mass.
- (5) G. W. Parker, G. E. Creech, Nucl. Technol. 53, 135 (1981)
- (6) W. Morrell, K. H. Neeb, F. Richter, Atomwirtschaft - Atomtechnik 30, 267 (1985)
- (7) C.-C. Lin, Inorg. Nucl. Chem. 42, 1101 (1980)
- (8) D. A. Palmer, M. H. Lietzke, Radiochim. Acta 31, 37 (1982)
- (9) H. J. Schröder, Chemiker Zeitung 108, 55 (1984)

06.01.12 Untersuchung zur Wechselwirkung von Stahlschmelzen in Beton

06.01.12/35A Ausbreitung von Stahlschmelzen in Beton

PNS 4325 (S. Hagen, A. Grünhagen, H. Malauschek, K.P. Wallenfels; IT)

Einleitung

Für die Beschreibung der Wechselwirkung zwischen Kernschmelze und Beton wurden international mehrere Rechenprogramme entwickelt: WECHSEL /1/ bei KfK, KAVERN /2/ bei KWU und COCORN /3/ bei Sandia National Laboratories, USA. Zur abschließenden Verifizierung dieser Codes werden in der BETA-Anlage Versuche zum Verhalten von Stahlschmelzen in Beton durchgeführt.

Nach der Grundidee des Versuchsprogramms wird der Gesamtablauf der Schmelze-Beton-Wechselwirkung in einer Folge von Einzelexperimenten zerlegt. Diese werden auf dem jeweiligen Temperaturniveau unter quasi stationären Bedingungen durchgeführt. Der Schmelze wird dabei intern durch induktive Heizung die Energie zugeführt.

In der BETA-Anlage werden Schmelzen aus bis zu 350 kg metallischen und 350 kg oxidischem Anteil verwendet. Die Zusammensetzung der Metallschmelze entspricht in Hinblick auf die Eisen-, Chrom- und Nickelkonzentration dem Reaktorfall. Die Oxidschmelze besteht aus einem Gemisch von Aluminiumoxid und dem erschmolzenen Betonanteilen. Die Heizleistung wird zunächst im Stahl freigesetzt. Der intensive Wärmeübergang in der stark gasdurchströmten Schmelze sorgt für eine gute Übertragung der Wärmeleistung auf die Oxidphase. Damit stellt sich nur ein geringer Temperaturunterschied zwischen den metallischen und oxidischen Komponenten der Schmelze ein.

Die Schmelze befindet sich in einem Tiegel aus dem zu untersuchenden Beton. Im Tiegelboden und in der Tiegelwandung sind 108 Mantelthermoelemente (Inconel-Mantel, NiCrNi-Meßleitung) positioniert. Die Thermo-elemente liefern die zeitliche Temperaturentwicklung an den Meßpositionen. Aus dem Versagen der TE beim Auftreffen der Schmelze kann die Schmelzfrontausbreitung bestimmt werden. Die Verteilung der Meßpositionen über den Tiegel ist in den Abb. 1 und 2 wiedergegeben. Bei den sogenannten Hochtemperaturversuchen mit der Bezeichnung V1. wurden die Meßpositionen der Abbildung 1 und bei den Niedertemperaturversuchen mit der Bezeichnung V2. wurden die Meßpositionen der Abbildung 2 verwendet.

Nach dem Ausbau aus der BETA-Anlage wurden die Tiegel mit einem diamant-besetztem Sägeblatt in Längsrichtung geschnitten. Der Schnitt erfolgte in der Meßebene der Thermoelemente. Die Photographien dieser Tiegelschnitte sind wiedergegeben. Parallel dazu sind die Meßkonturen der erstarrten Schmelze dargestellt. Zum Vergleich ist die Form der ursprünglichen Kavernenwand angegeben. Damit ist das Eindringen der Schmelze gut zu erkennen. Die angegebenen Meßzahlen stellen den Abstand der Oberfläche der Schmelze von der ursprünglichen Kavernenwand und damit die Eindringtiefe dar.

Bis zum Abschluß der Versuche Ende Februar 1986 werden in der BETA-Anlage 19 Experimente durchgeführt sein. Die 3 Experimente V0.1, V0.2, V0.3 zur Erprobung der Anlage und die drei ersten Hochtemperaturrexperimente V1.1, V1.2 und V1.3 wurden im KfK-Bericht 3550 beschrieben.

In dieser Abhandlung wird über die Hochtemperaturversuche V1.4, V1.5, V1.6, V1.7 V1.8 und über die Niedertemperaturversuche V2.1 und V2.2 berichtet. Folgende weitere Experimente sind in der Versuchsmatrix enthalten: Der Hochtemperaturversuch V1.9, der Niedertemperaturversuch V2.3, die Versuch V3.1, V3.2 und V3.3 mit karbonatischem Beton und der Versuch 4.1 mit größeren Kavernendurchmesser (60 cm).

Im folgenden sind für die beschriebenen 7 Experimente je eine Photographie des Tiegelquerschnitts und die zugehörige Schmelzfrontkontur wiedergegeben. Eine Ausnahme stellt der Versuch 1.4 dar, da bei diesem Experiment der Tiegel nicht geschnitten wurde.

Aus den Versagenszeiten der Thermoelemente im Boden in 35 mm Abstand von der Achse wurde die axiale Eindringgeschwindigkeit bestimmt. Die Versagenszeiten in der Wandung in 46 mm über dem Kavernenboden geben Auskunft über die radiale Eindringgeschwindigkeit. Wie Abbildung 2 im Vergleich zu Abbildung 1 zeigt, sind bei den Niedertemperaturversuchen die Thermoelemente verstärkt im Bodenbereich eingebaut worden. Für Versuch 2.1 sind daher die axialen Eindringgeschwindigkeiten für verschiedene Abstände von der Achse angegeben. Repräsentativ für die Temperaturmessung sind die Zeiten angegeben, nach denen an der Meßposition eine Temperatur von 100°C erreicht wird.

Die Hochtemperaturexperimente

In den Hochtemperaturexperimenten wurde die Soll-Leistung zwischen 450 und 1900 KW variiert: V1.5, 450 KW; V1.6, 1000 KW; V1.7, 1700 KW; V1.8, 1900 KW;. Durch einen Fehler im Sicherheitssystem wurde die Nachheizung beim Versuch V1.4 verhindert. Die eingegossene Stahlschmelze bestand aus 82% Eisen, 10% Chrom und 8% Ni. Ihre Menge lag zwischen 300 und 400 kg (V1.5, V1.6, V1.7: 300 kg; V1.8: 350 kg; V1.4: 400 kg). Ab V1.6 wurde der einströmenden Schmelze auch ein oxidischer Anteil belassen (ca. 50 kg). Beim Versuch V1.8 wurde der Oxidschmelze CaO beigelegt.

Die Photographien und die zugehörige Meßkurven der Schmelzfront sind in den Abb. 3 bis 7 wiedergegeben. In allen Experimenten mit induktiver Beheizung drang die Schmelze vorwiegend nach unten in den Betontiegel ein. Die seitliche Erosion ist begrenzt. So stehen einem axialen Eindringen von 250 mm beim Versuch V1.7 und von 450 mm beim Versuch V1.8 ein radiales Eindringen von ca. 50 mm gegenüber.

Die Eindringgeschwindigkeit der Schmelze in den Beton kann aus dem Versagen der Thermolemente bestimmt werden. Die Ergebnisse sind in den Abb. 10 bis 14 wiedergegeben. Die Eindringgeschwindigkeit steigt mit der Leistung an (von 0,18 mm/sec bei 400 KW auf 1 mm/sec bei 1700 KW).

Insbesondere bei den Versuchen mit hoher Leistung hat sich die Dispersion der Stahlschmelze in der oxidischen Schmelze bemerkbar gemacht. Die metallische Schmelze befindet sich zu Beginn des Versuches am Boden des Tiegels. Durch die hohe Gasfreisetzung im Beton wird die Stahlschmelze in feine Tropfen in die oxidische Schmelze dispergiert. Der CaO-Zusatz hat die Viskosität der oxidischen Schmelze ca. um den Faktor 10 verringert. Daher war beim Versuch V1.8 praktisch keine Dispersion zu beobachten.

Das unterschiedliche Dispersionsverhalten konnte aus der Leistungseinkopplung beobachtet werden. So war beim Versuch V1.7 nach 150 sec ein starker Leistungsabfall zu beobachten, während sich die Leistungseinspeisung beim Versuch V1.8 nur wenig veränderte. Dieses Verhalten resultiert in dem großen gleichmäßig ausgebildeten Metall-Regulus beim Versuch V1.8.

Stellvertretend für die Temperaturmessungen sind in den Abbildungen 17-21 die Zeiten angegeben, nach denen an der Position des Thermoelements eine Temperatur von 100 °C erreicht wird. Man sieht, daß die Temperaturfront nach dem Stillstand der Schmelzfront nur langsam in den Beton eindringt.

Die Niedertemperaturexperimente

Bei den Niedertemperaturversuchen V2.1 und V2.2 wurden 450 kg und 400 kg Schmelze in den Tiegel eingegossen. Die 300 kg bei beiden Versuchen bestanden zu 90% aus Fe und 10% aus Ni. Die 150 kg Oxidschmelze bestand beim Versuch V2.1 zu 70% aus Al_2O_3 und 30% aus SiO_2 + Me-Oxid. Beim Versuch V2.2 waren bei gleichem Al_2O_3 -Gehalt zusätzlich 15% CaO in der oxidischen Schmelze enthalten. Die Leistungseinspeisung bei den beiden Versuchen betrug ca. 135 KW und ca. 70 KW.

Die Abbildungen 8 und 9 geben die Photographien und die Meßkonturen des Tiegelquerschnitts wieder. Beim Versuch V2.1 ergab sich eine axiale Eindringtiefe von knapp 400 mm im Vergleich zur radialen Eindringtiefe von ca. 100 mm. Beim Versuch V2.2 ist die axiale Eindringtiefe geringer, als die radiale Eindringtiefe ausgebildet.

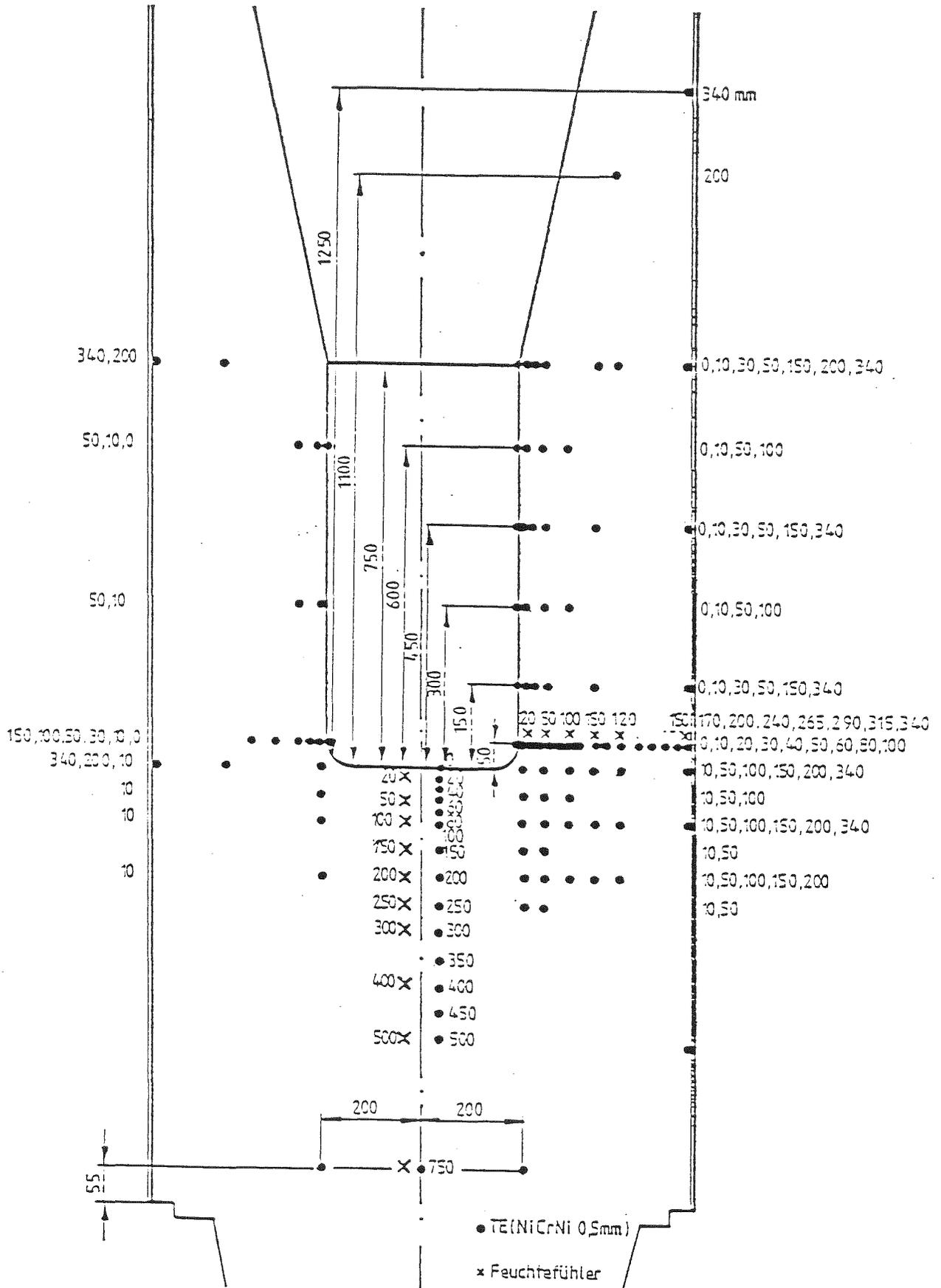


Abb. 06.01.12-1

MILLIMETERANGABEN FÜR DIE THERMOELEMENT- UND FEUCHTFÜHLERPOSITIONEN IN DEN TIEGELN DER HOCHTEMPERATURVERSUCHE (V1.4 - V1.8).

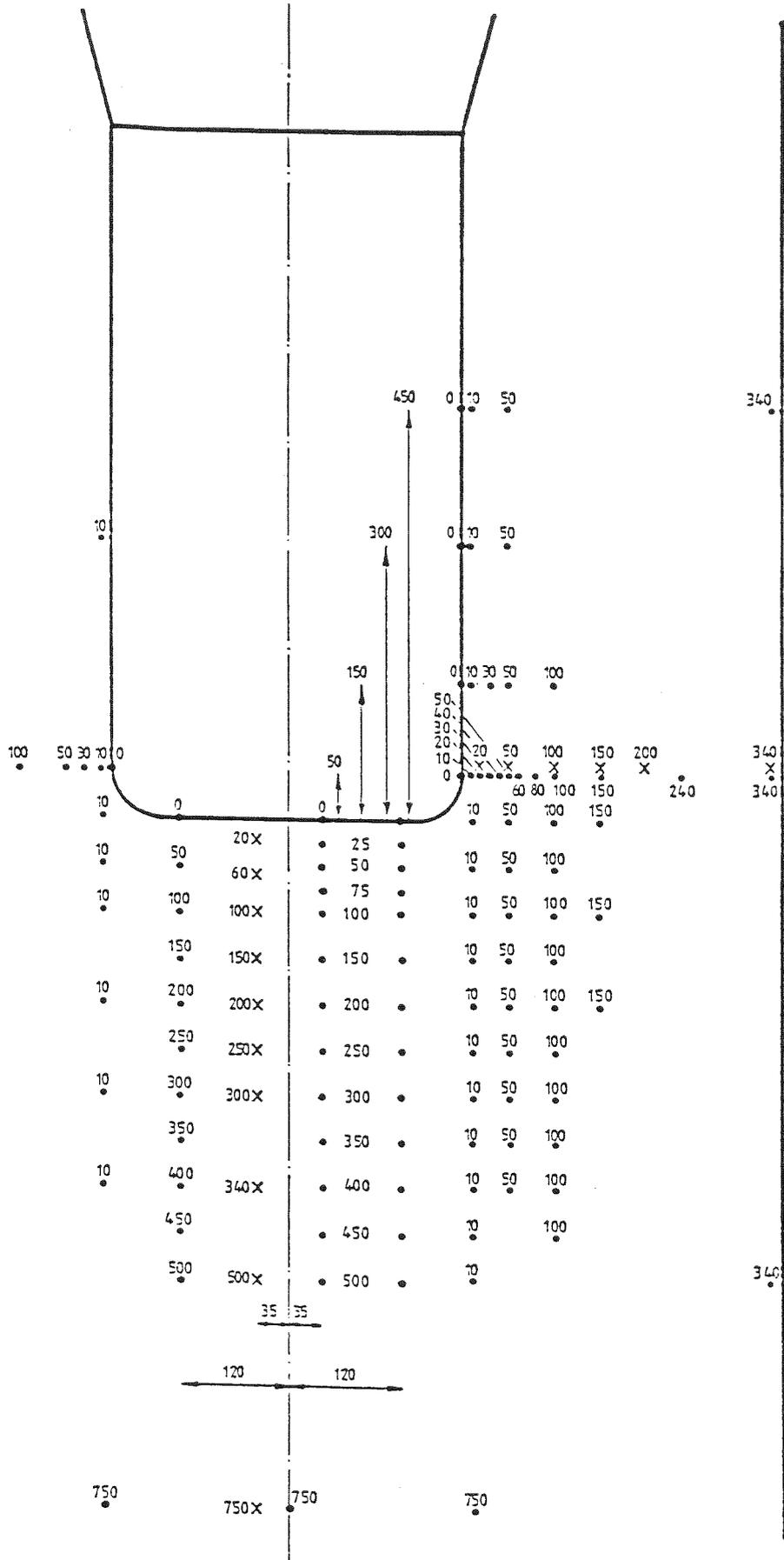
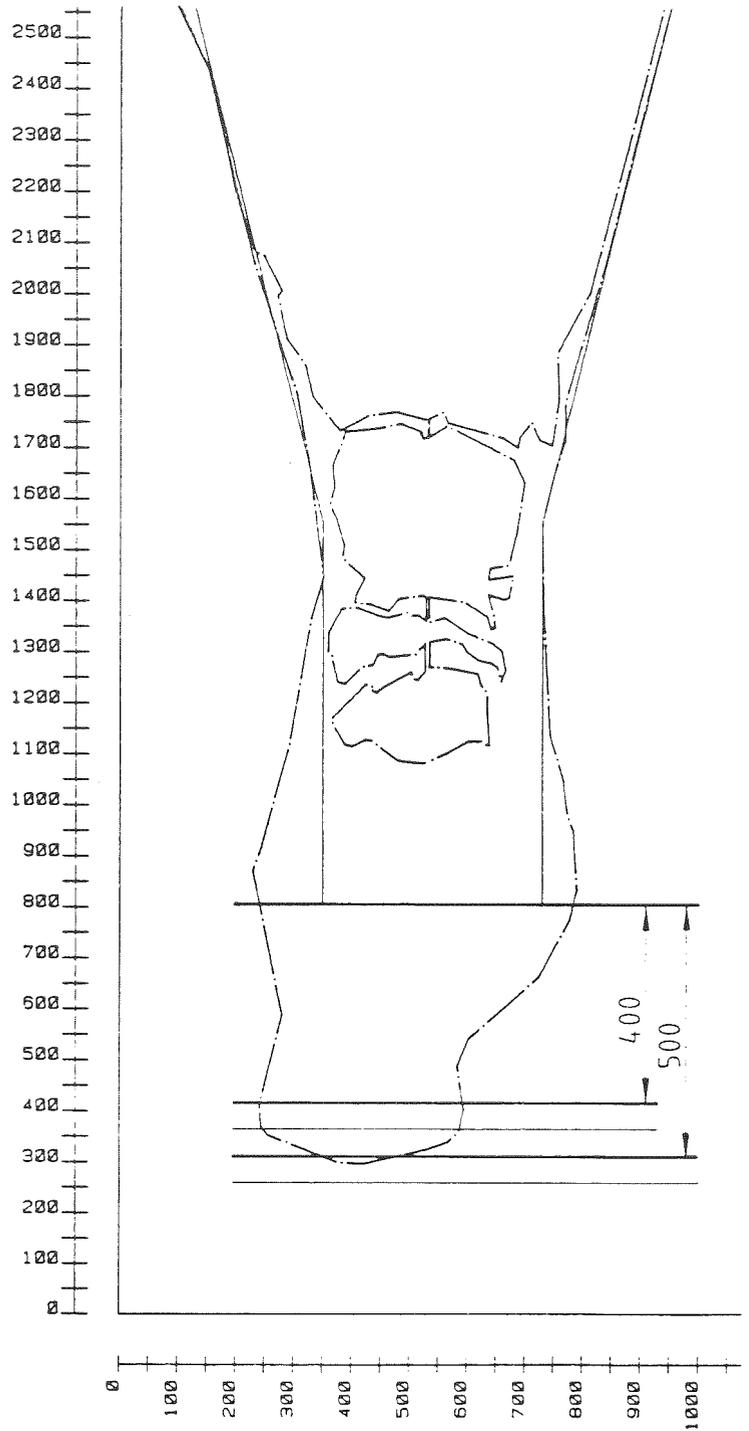
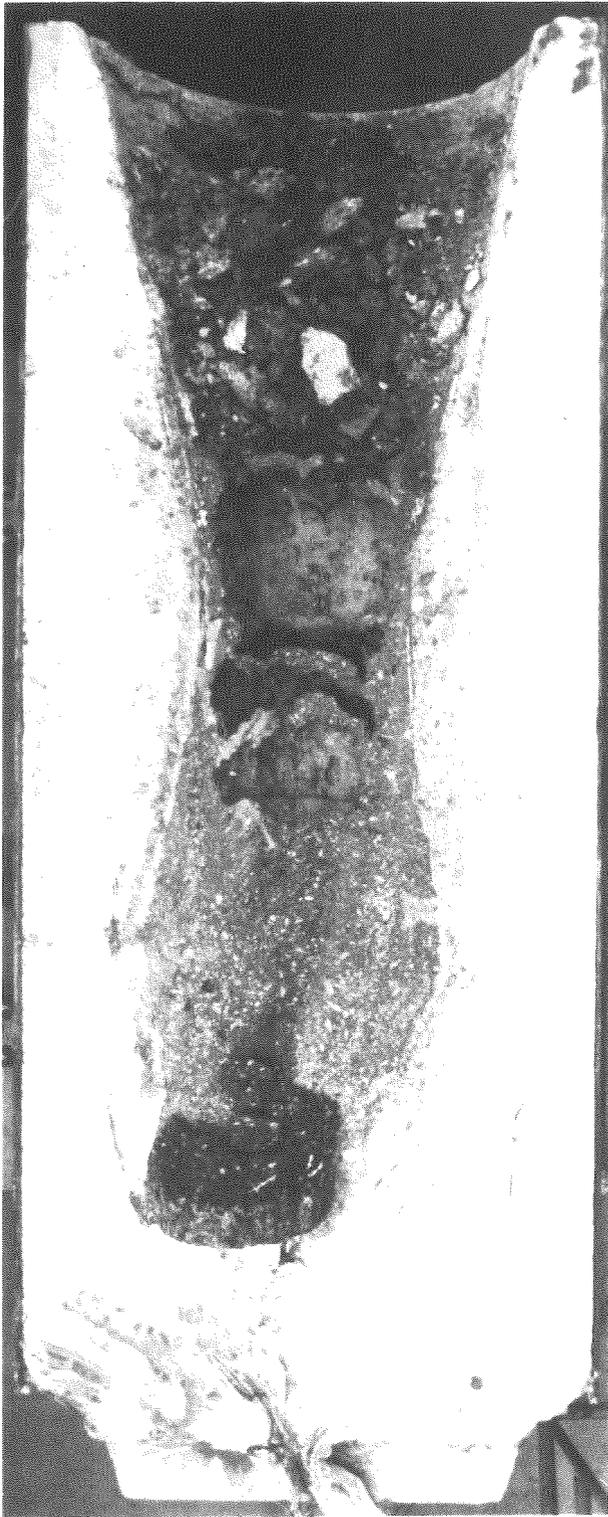


Abb. 06.01.12-2

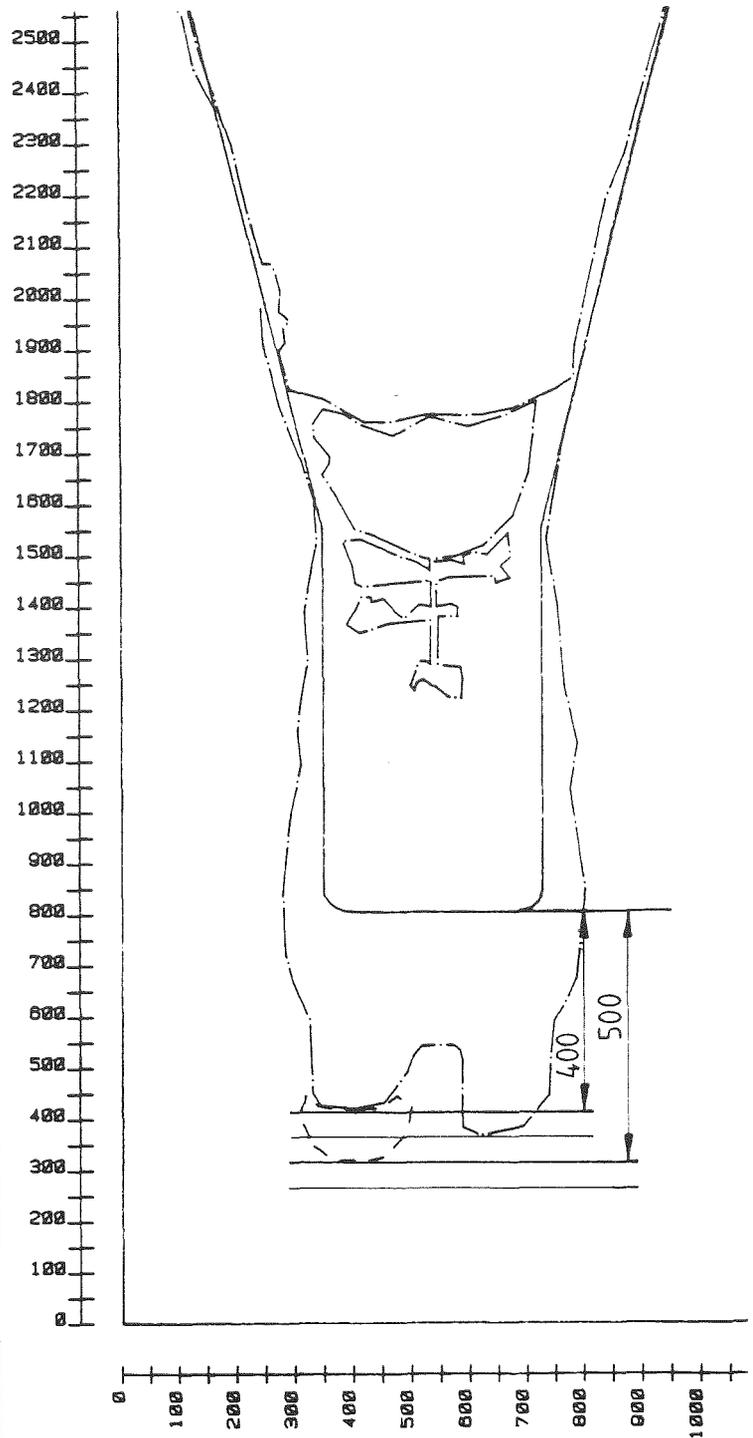
MILLIMETERANGABEN FÜR DIE THERMOELEMENT- UND FEUCHTEFÜHLER-POSITIONEN IN DEN TIEGELN DER NIEDERTEMPERATURVERSUCHE (V2.1; V2.2)



KJK

ABB. 06.01.12-3

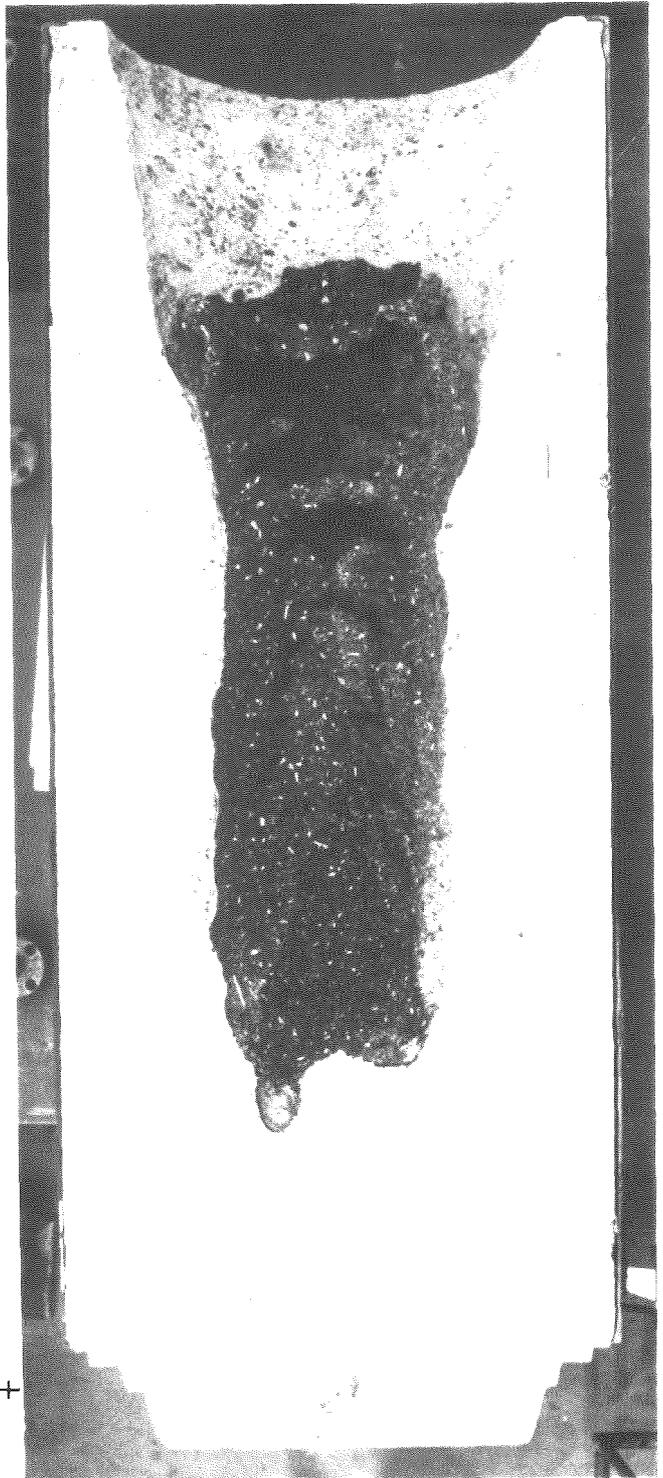
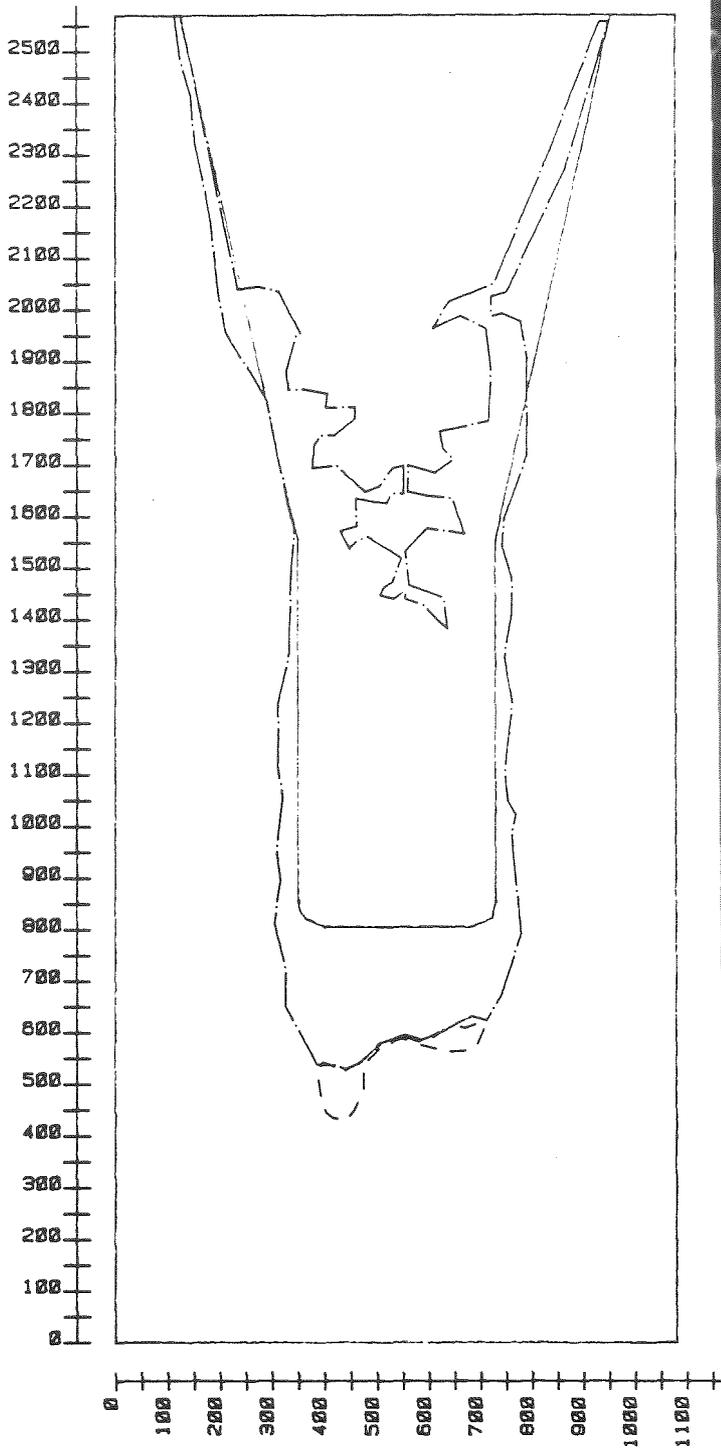
PHOTOGRAPHIE UND MESSKONTUR DER ERSTARRTEN METALLISCHEN UND OXIDISCHEN SCHMELZE BEIM VERSUCH VL.5.



KTK

Abb. 06.01.12-4

PHOTOGRAPHIE UND MESSKONTUR DER ERSTARRTEN METALLISCHEN UND OXIDISCHEN SCHMELZE BEIM VERSUCH V1.6.

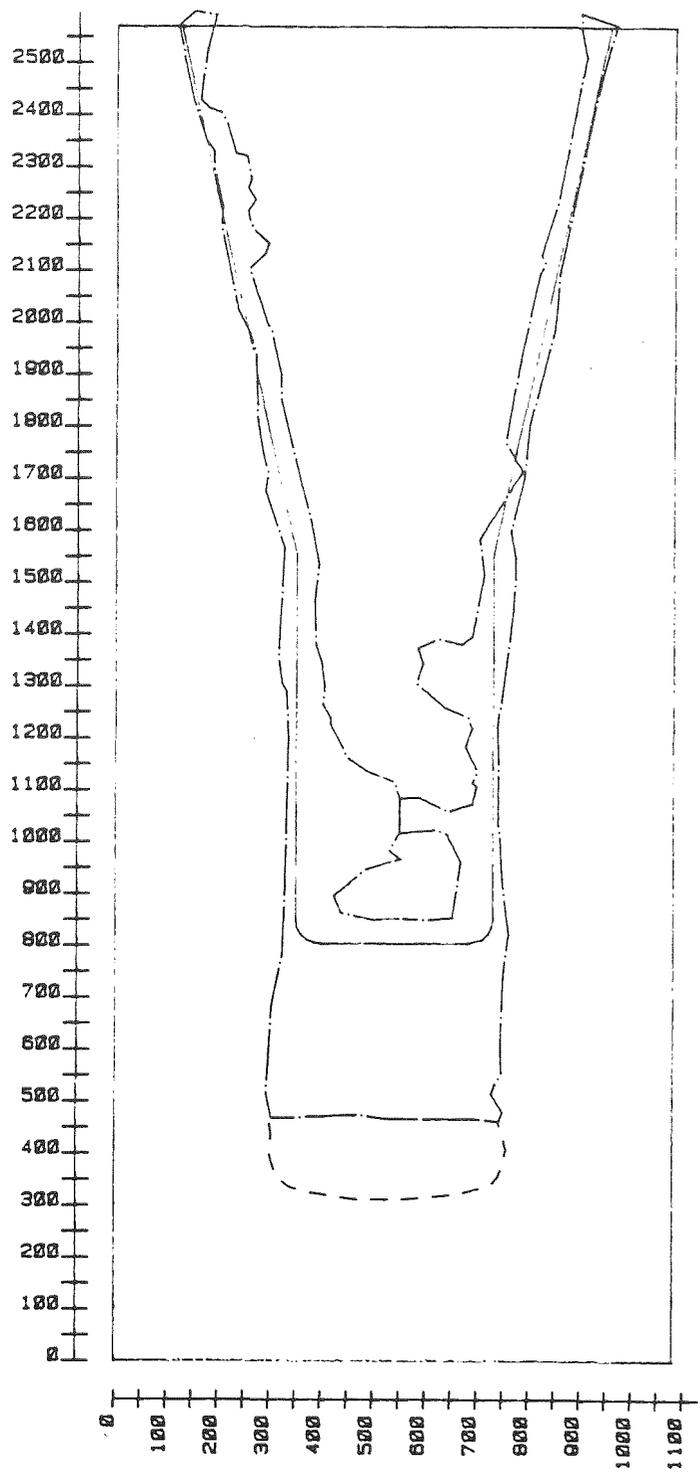


0x1

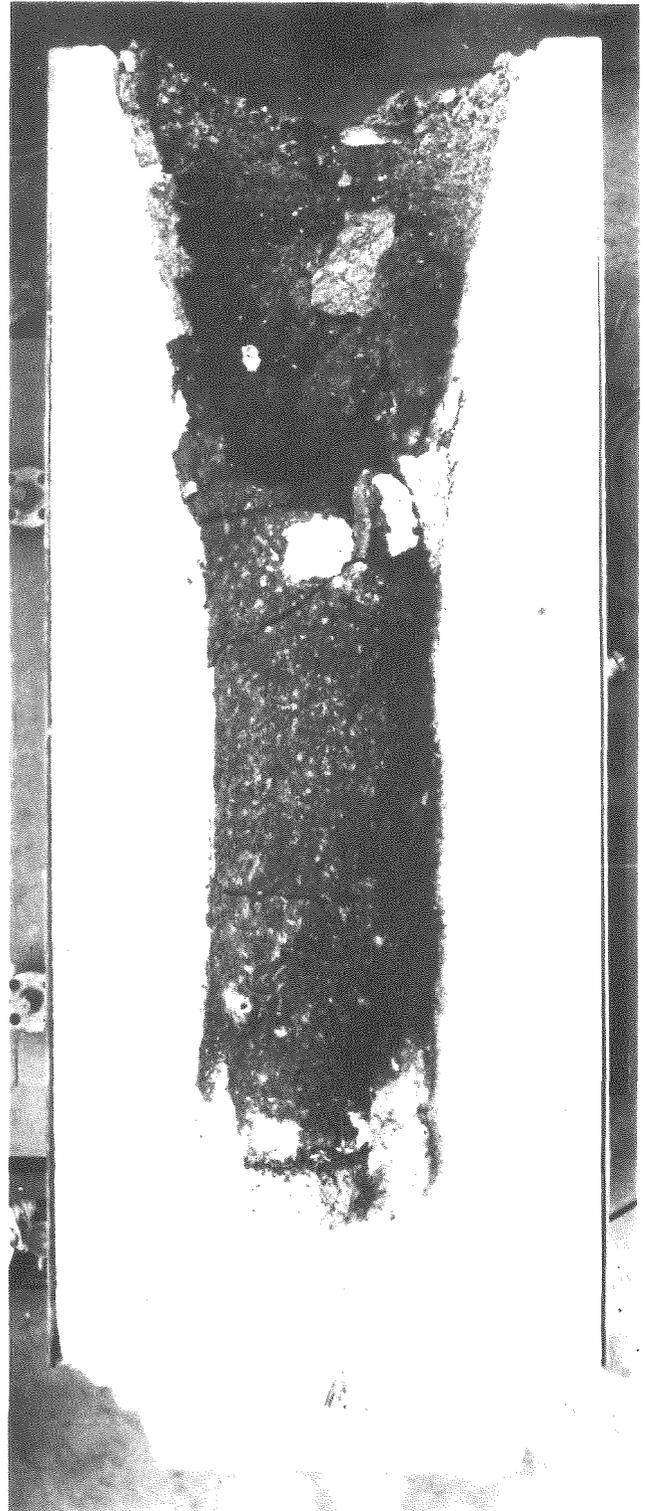
KfK

Abb. 06.01.12-5

PHOTOGRAPHIE UND MESSKONTUR DER ERSTARRTEN METALLISCHEN UND OXIDISCHEN SCHMELZE BEIM VERSUCH V1.7



0x1



KFK

ABB. 06.01.12-6
PHOTOGRAPHIE UND MESSKONTUR DER ERSTARRTEN METALLISCHEN UND
OXIDISCHEN SCHMELZE BEIM VERSUCH V1.8.

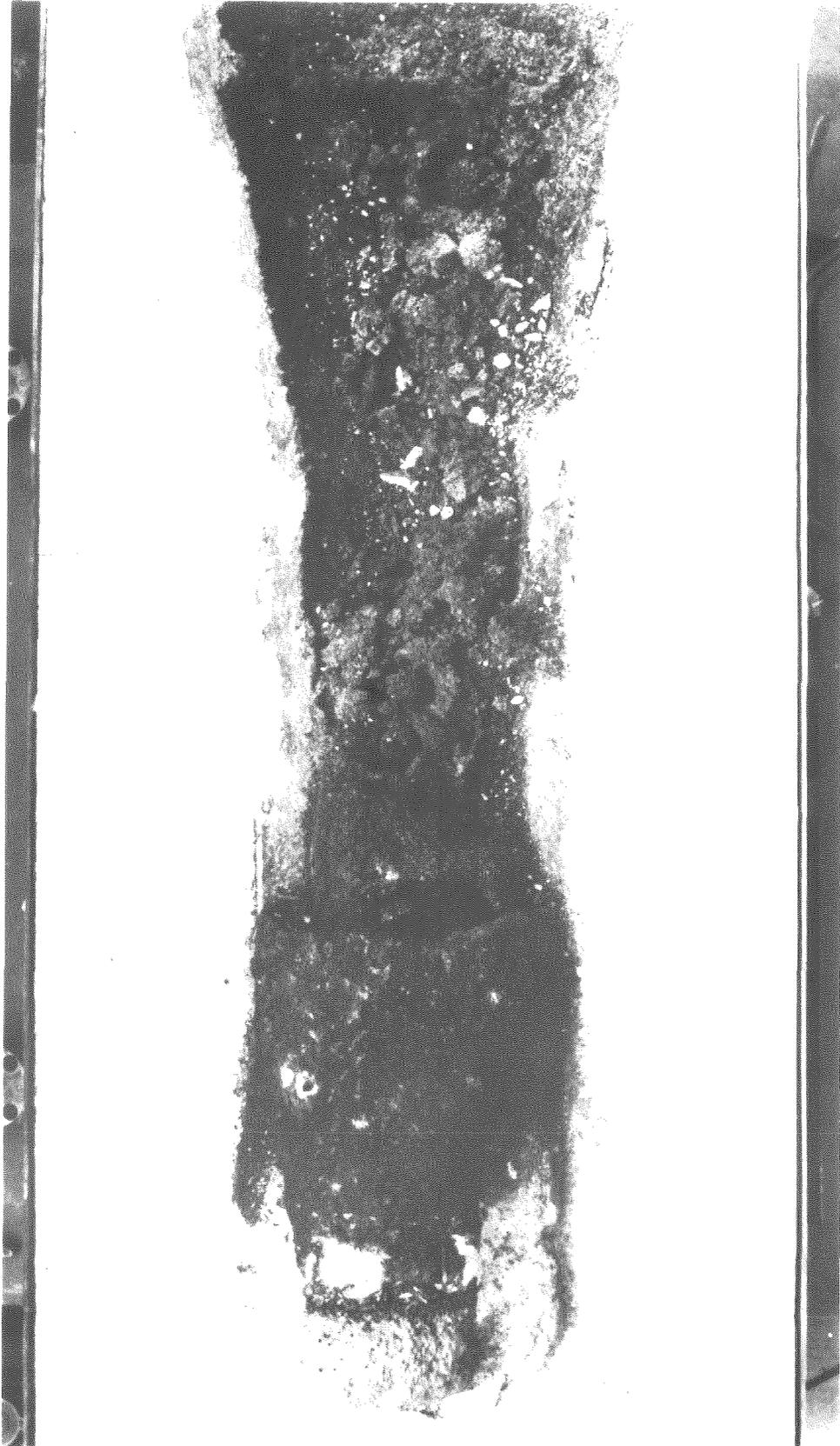
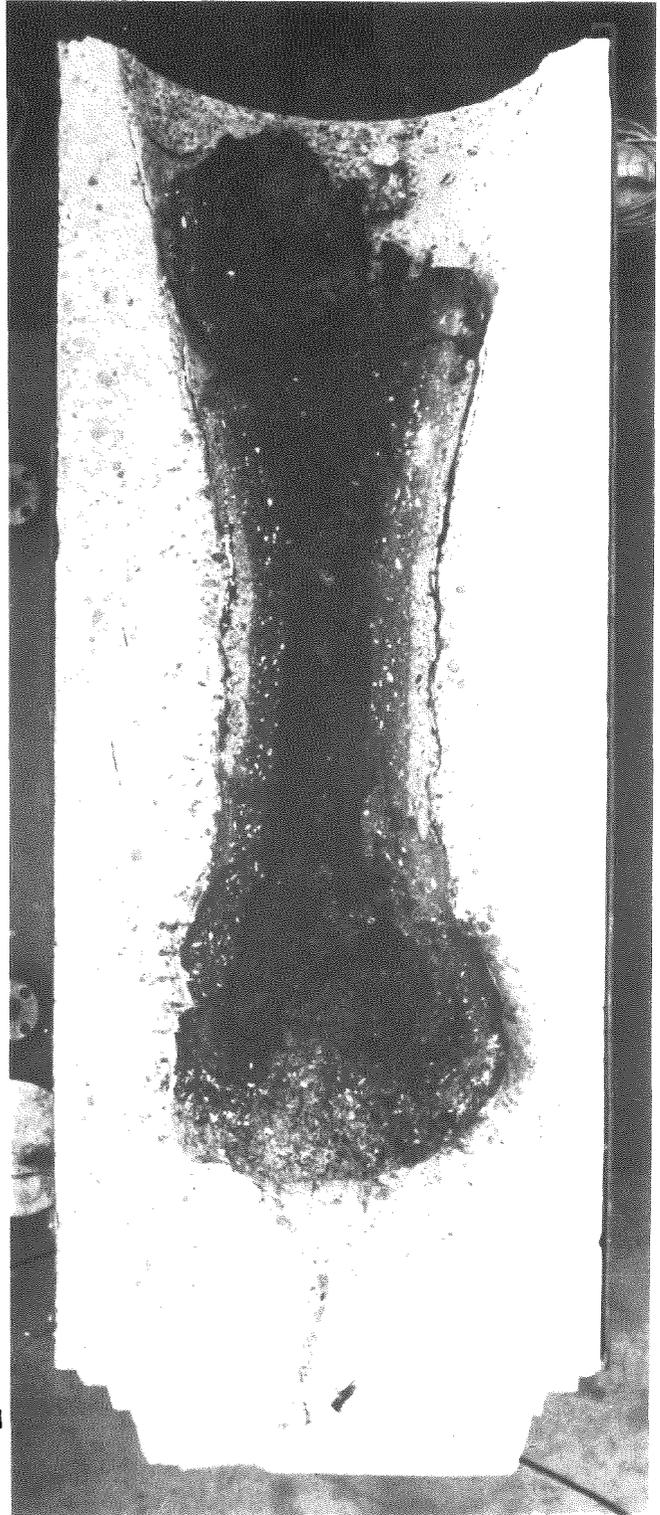
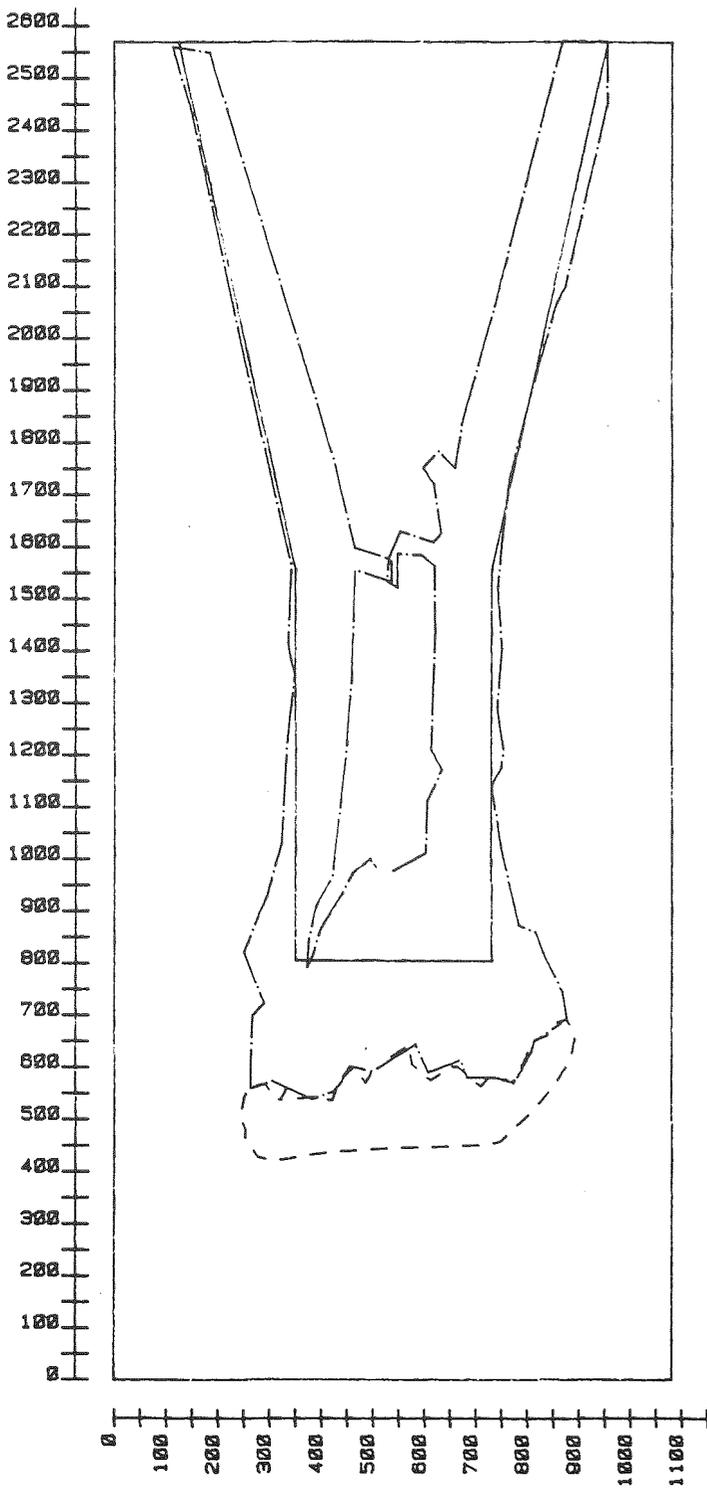


ABB. 06.01.12-7

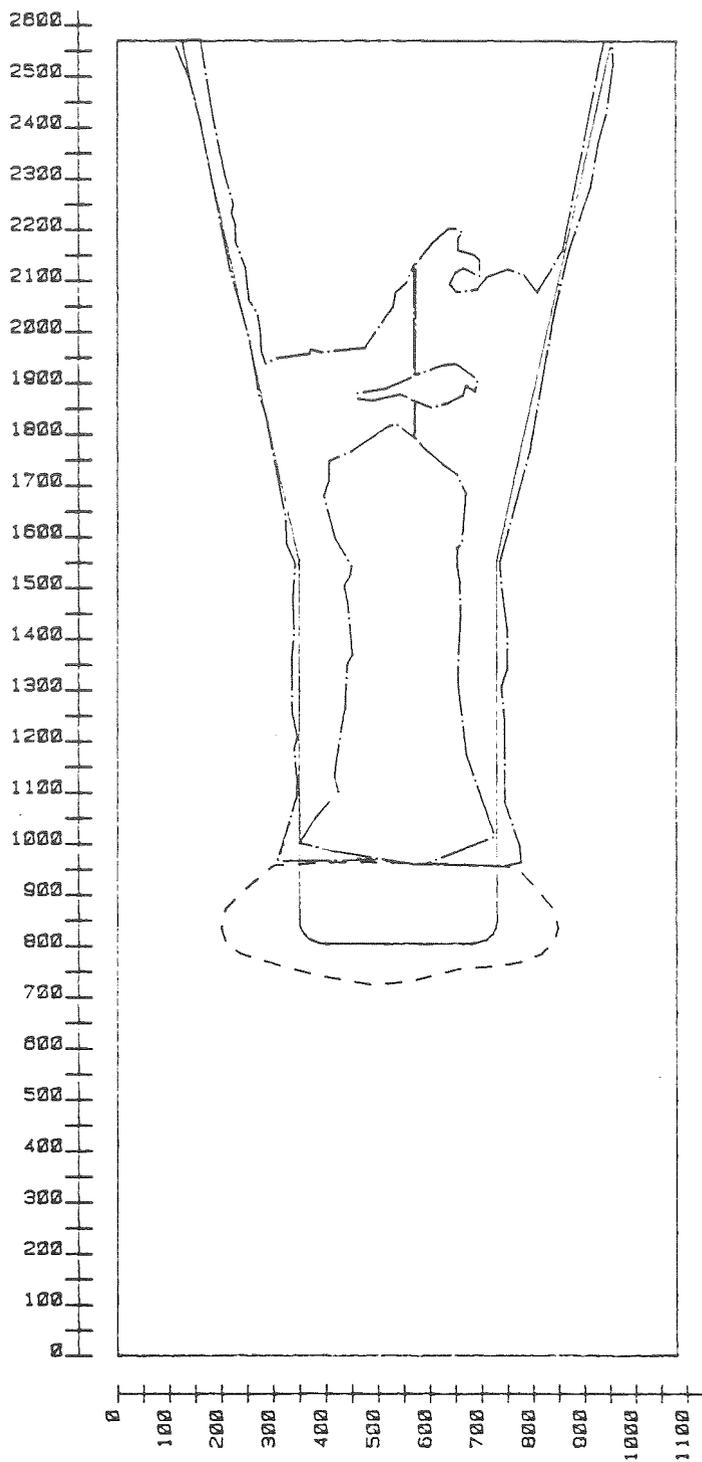
KAVERNENBEREICH DES TIEGELS NACH WEGBRECHEN VON ERSTARTRER
OXIDSCHMELZE IM MITTELBEREICH (VL.8).



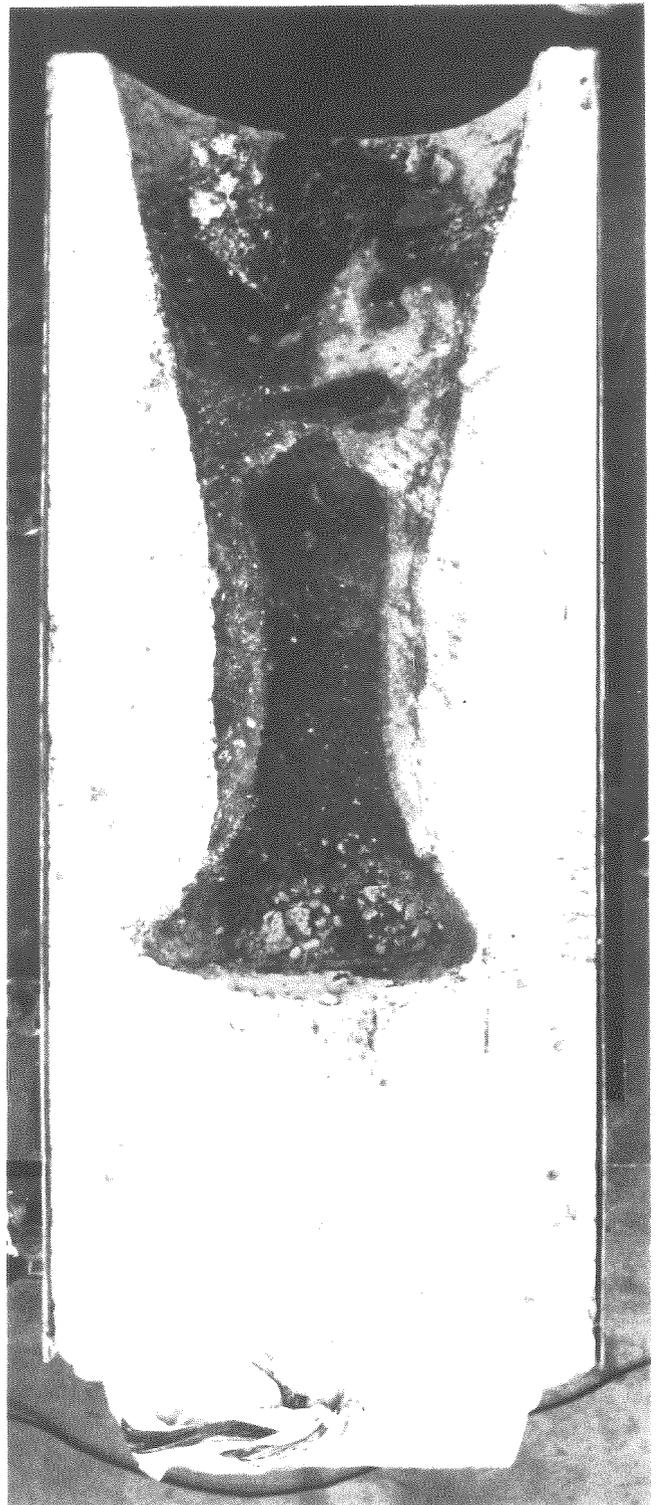
0x1



Abb. 06.01.12-8
PHOTOGRAPHIE UND MESSKONTUR DER ERSTARRTEN METALLISCHEN UND
OXIDISCHEN SCHMELZE BEIM VERSUCH (V2.1).



0x1



KTK

Abb. 06.01.12-9

PHOTOGRAPHIE UND MESSKONTUR DER ERSTARRTEN METALLISCHEN UND OXIDISCHEN SCHMELZE BEIM VERSUCH (V2.2).

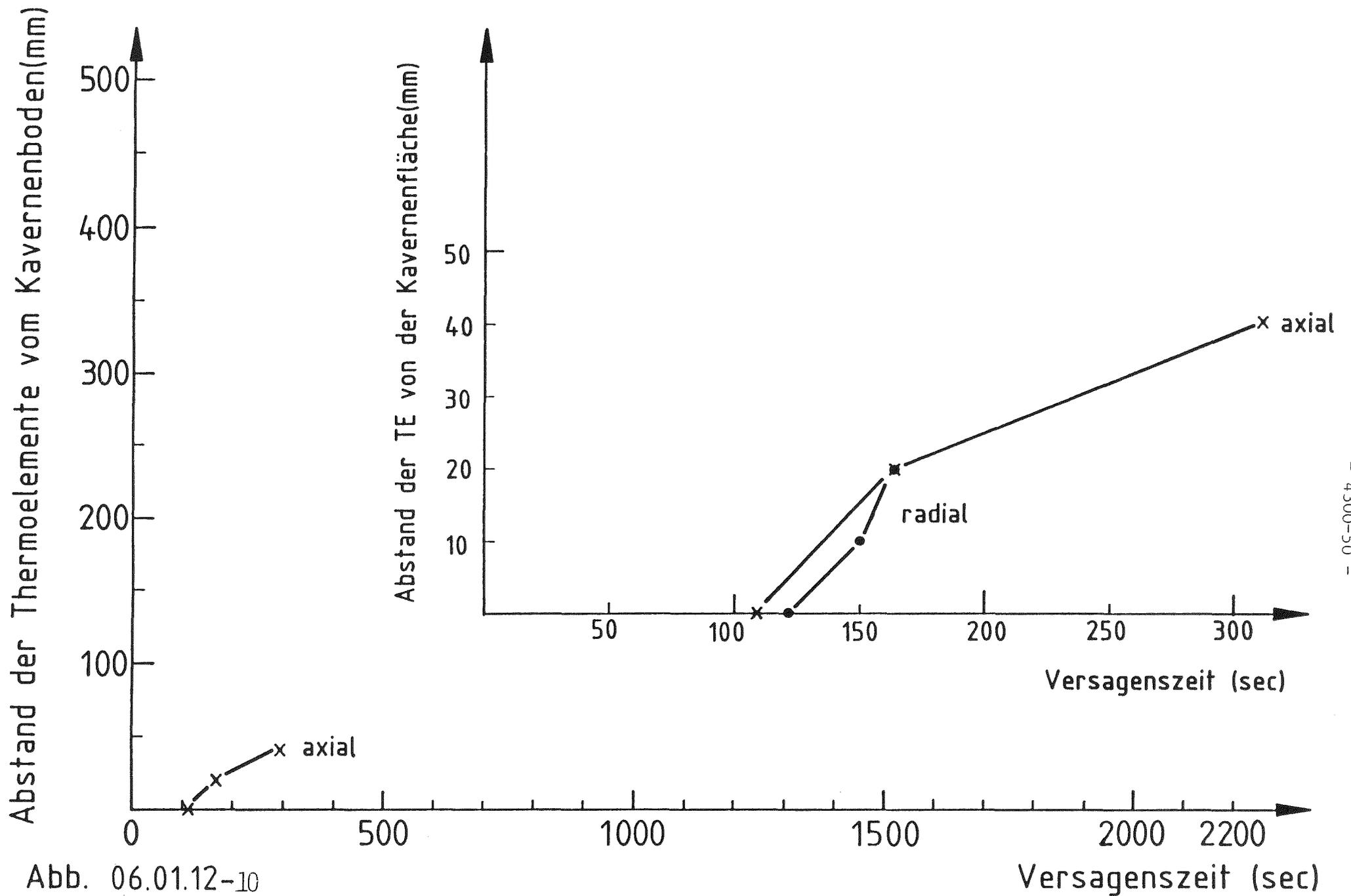


Abb. 06.01.12-10

Versagenszeiten der Thermoelemente im Boden und in der Wand des Tiegels (V1.4)

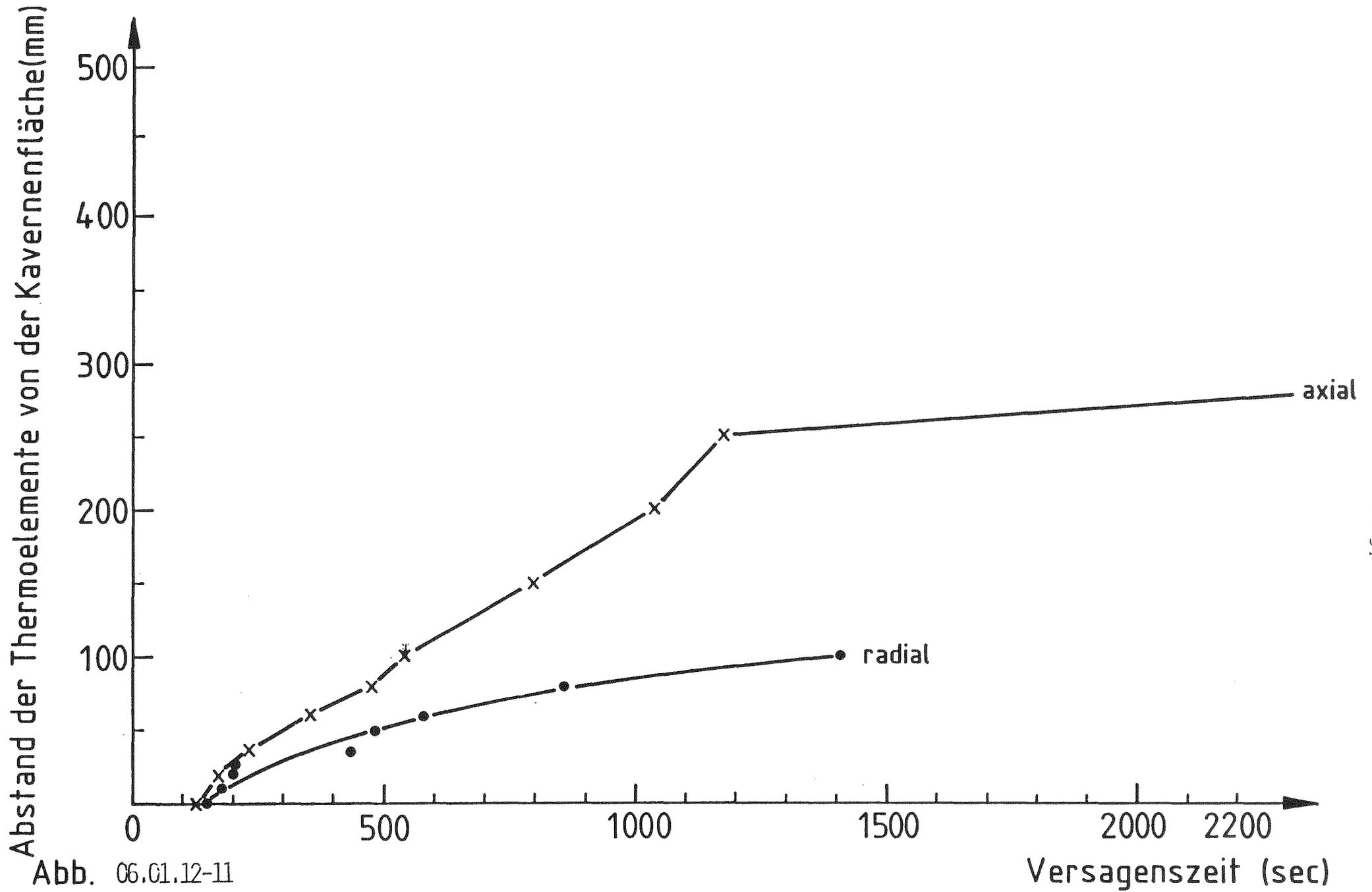


Abb. 06.G1.12-11

Versagenszeiten der Thermoelemente im Boden und in der Wand des Tiegels (V1.5)

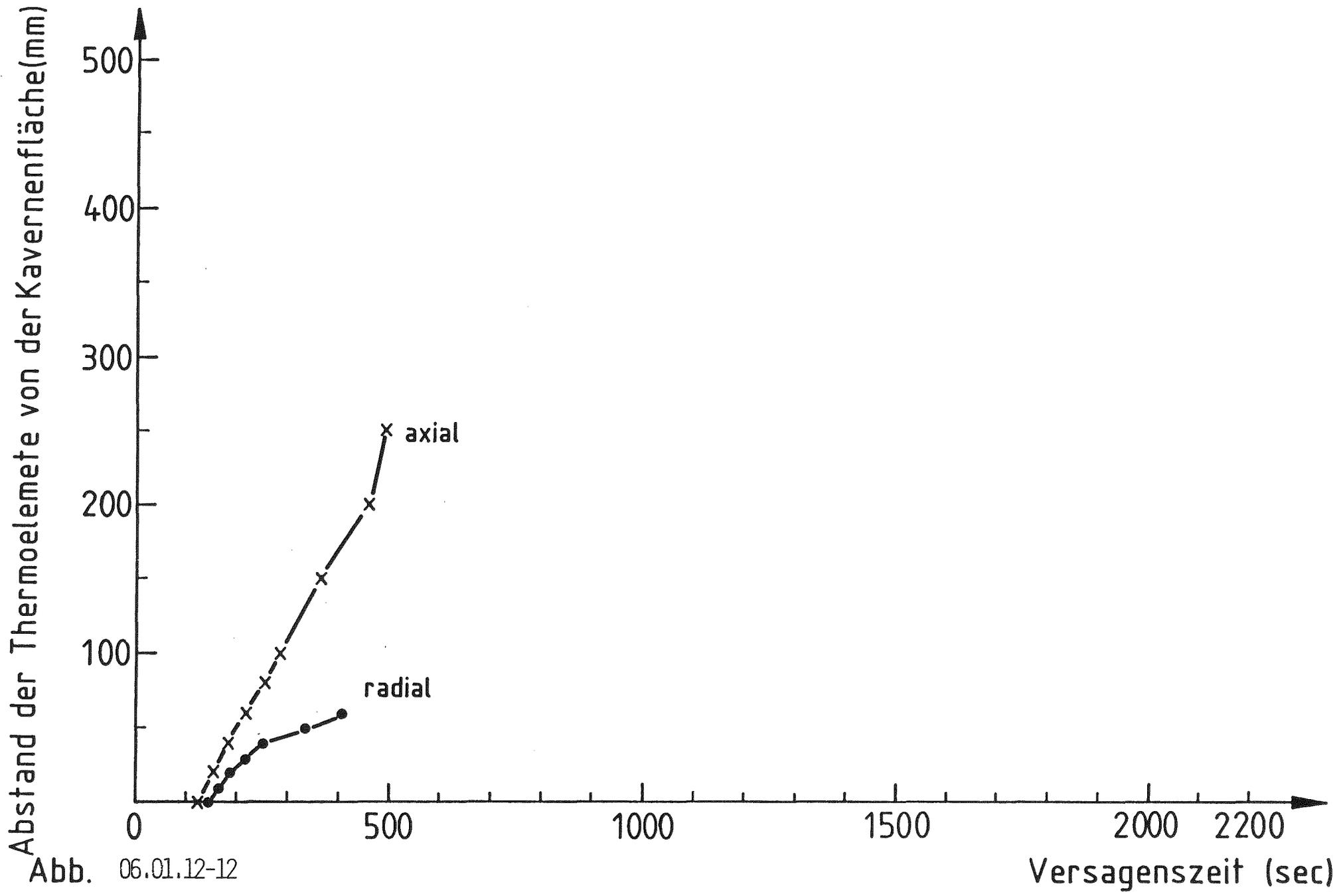
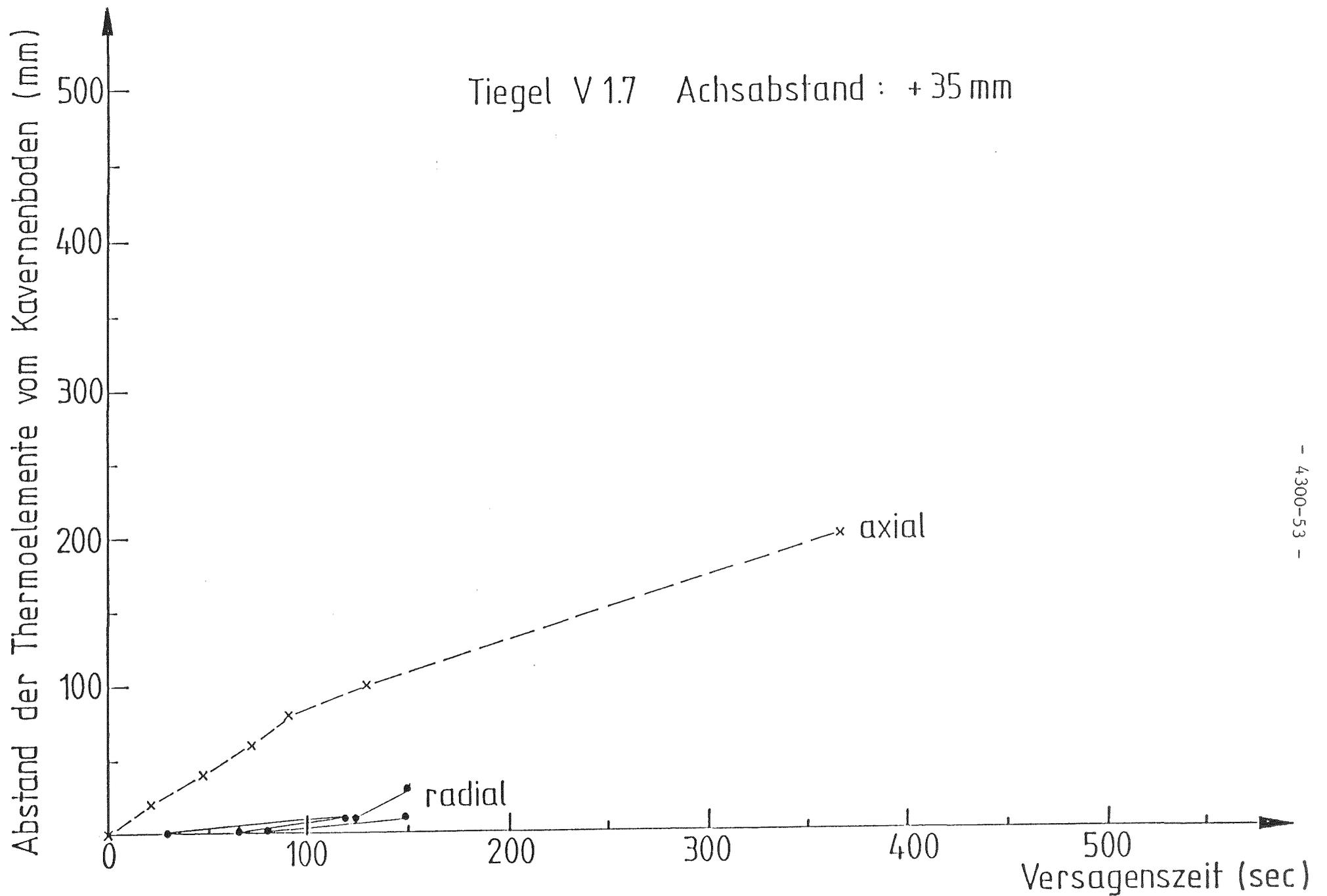


Abb. 06.01.12-12

Versagenszeiten der Thermelemente im Boden und in der Wand des Tiegels (V1.6)



- 4300-53 -

ABB. 06.01.12-13

Vergleich der Versagenszeiten der Thermoelemente im Boden und in der Wandung des Tiegels V17

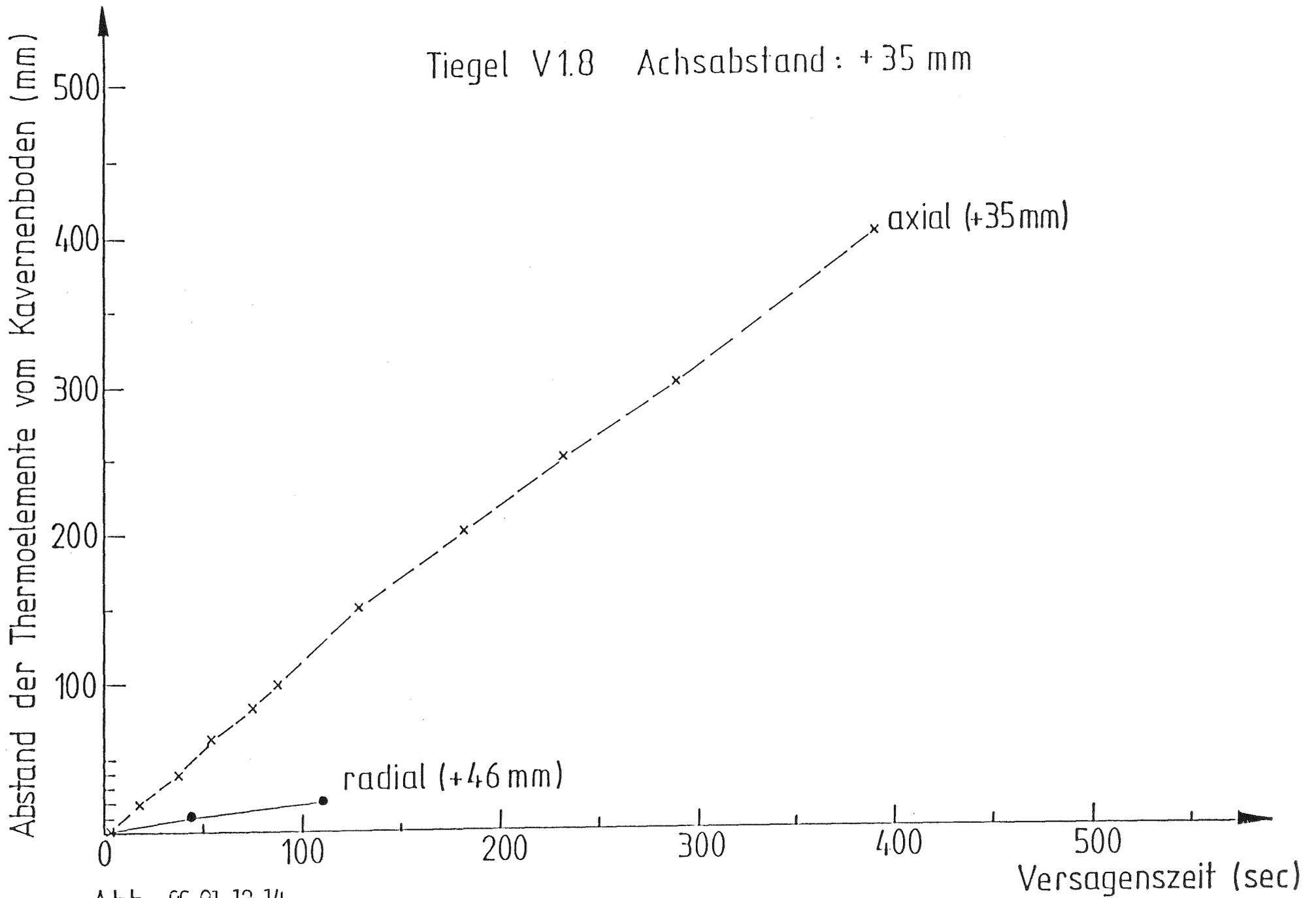
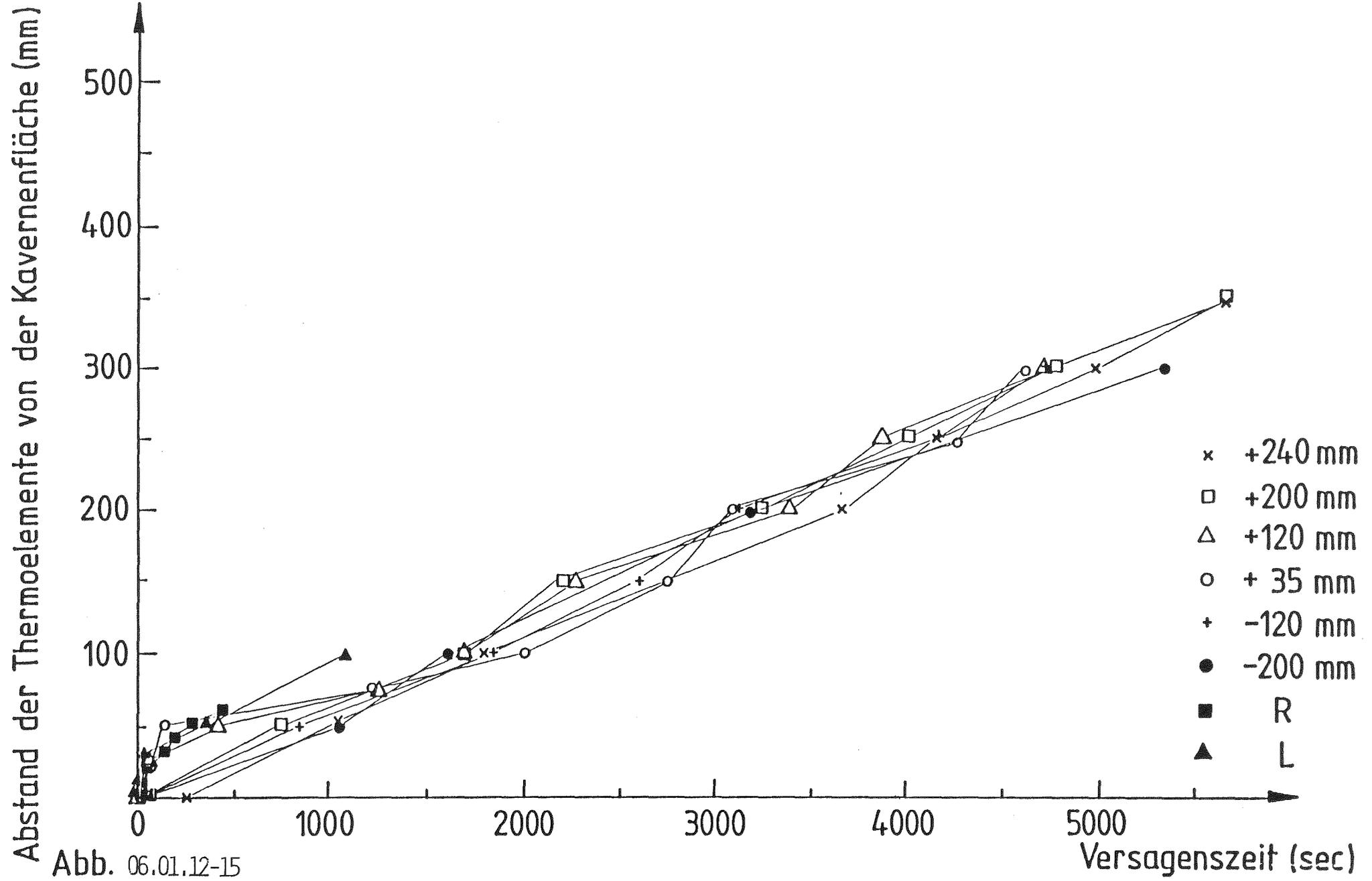


Abb. 06.01.12-14

Vergleich der Versagenszeiten in axialer und radialer Richtung (V1.8)



- 4300-55 -

Abb. 06.01.12-15

Vergleich der Versagenszeiten im Boden (●+○△□×) und in der Wandung (■▲) des Tiegels (V2.1)

Tiegel : V 2.2 Höhe über Tiegelboden : 50 mm

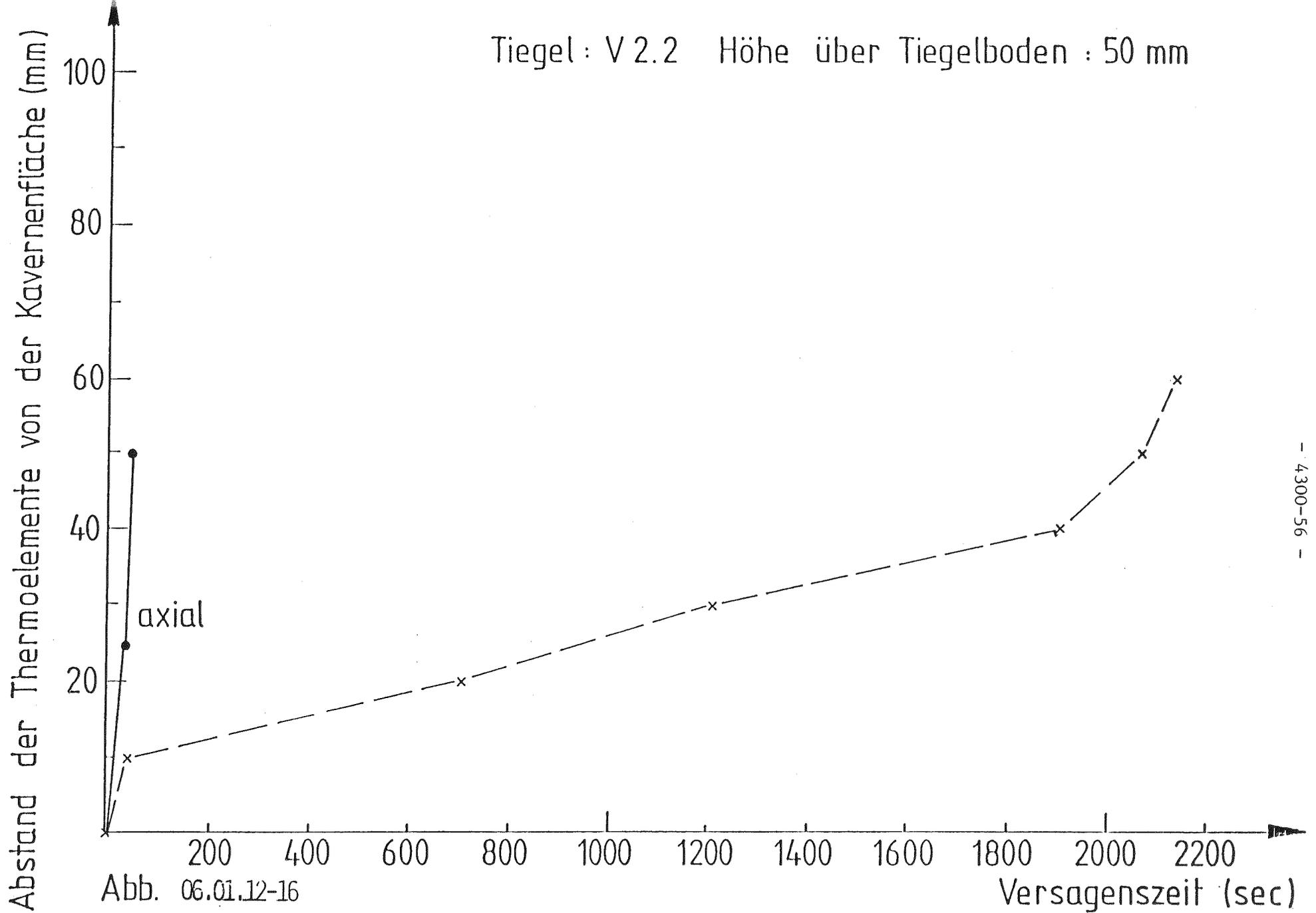


Abb. 06.01.12-16

Vergleich der Versagenszeiten der Thermoelemente im Boden und in der Wandung des Tiegels (V 2.2)

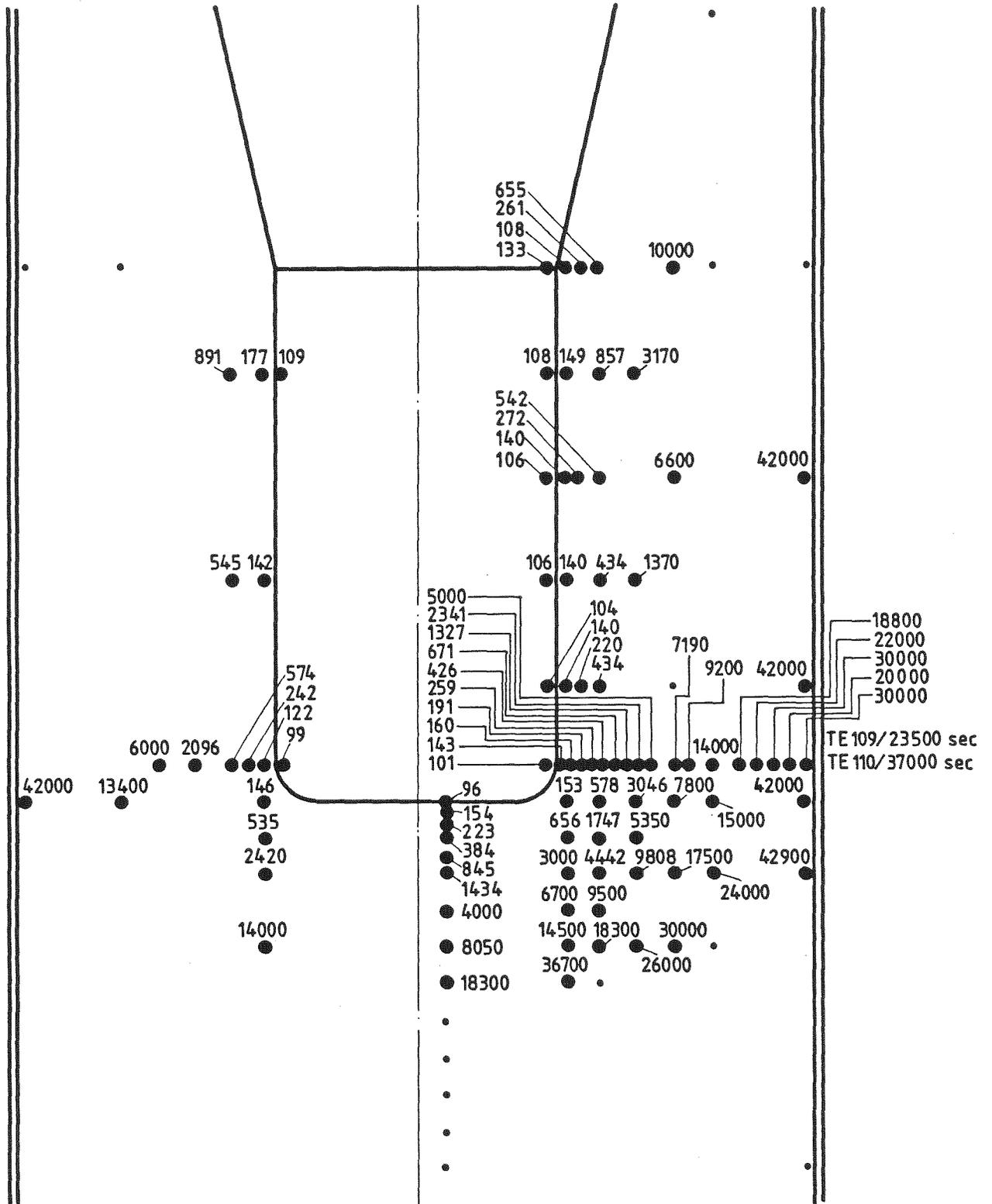


Abb. 06.01.12-17

Zeiten (sec) nach denen an der betreffenden Position eine Temperatur von 100°C erreicht wird (V1.4)

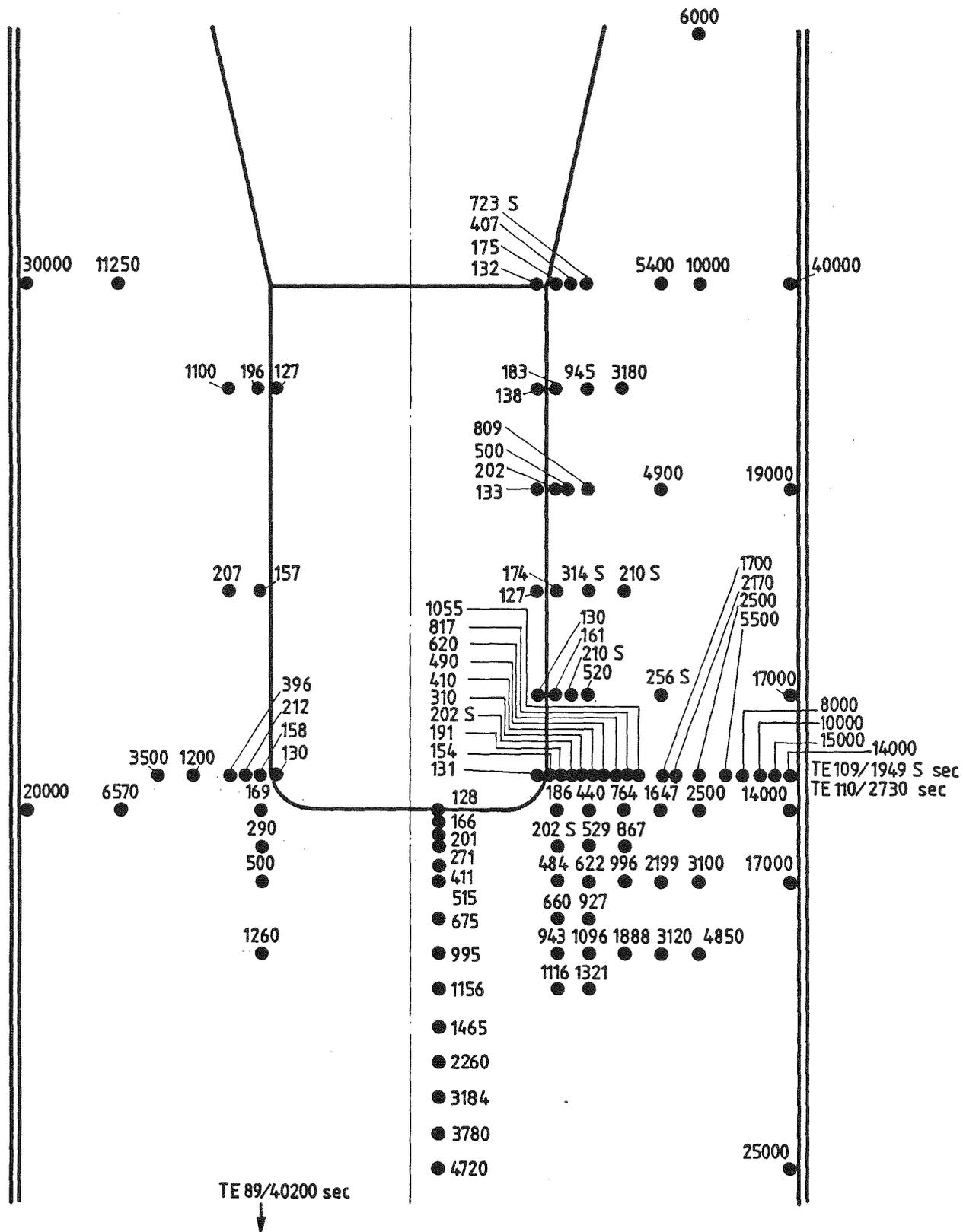


Abb. 06.01.12-18

Zeiten (sec) nach denen an der betreffenden Position eine Temperatur von 100°C erreicht wird (V1.5)

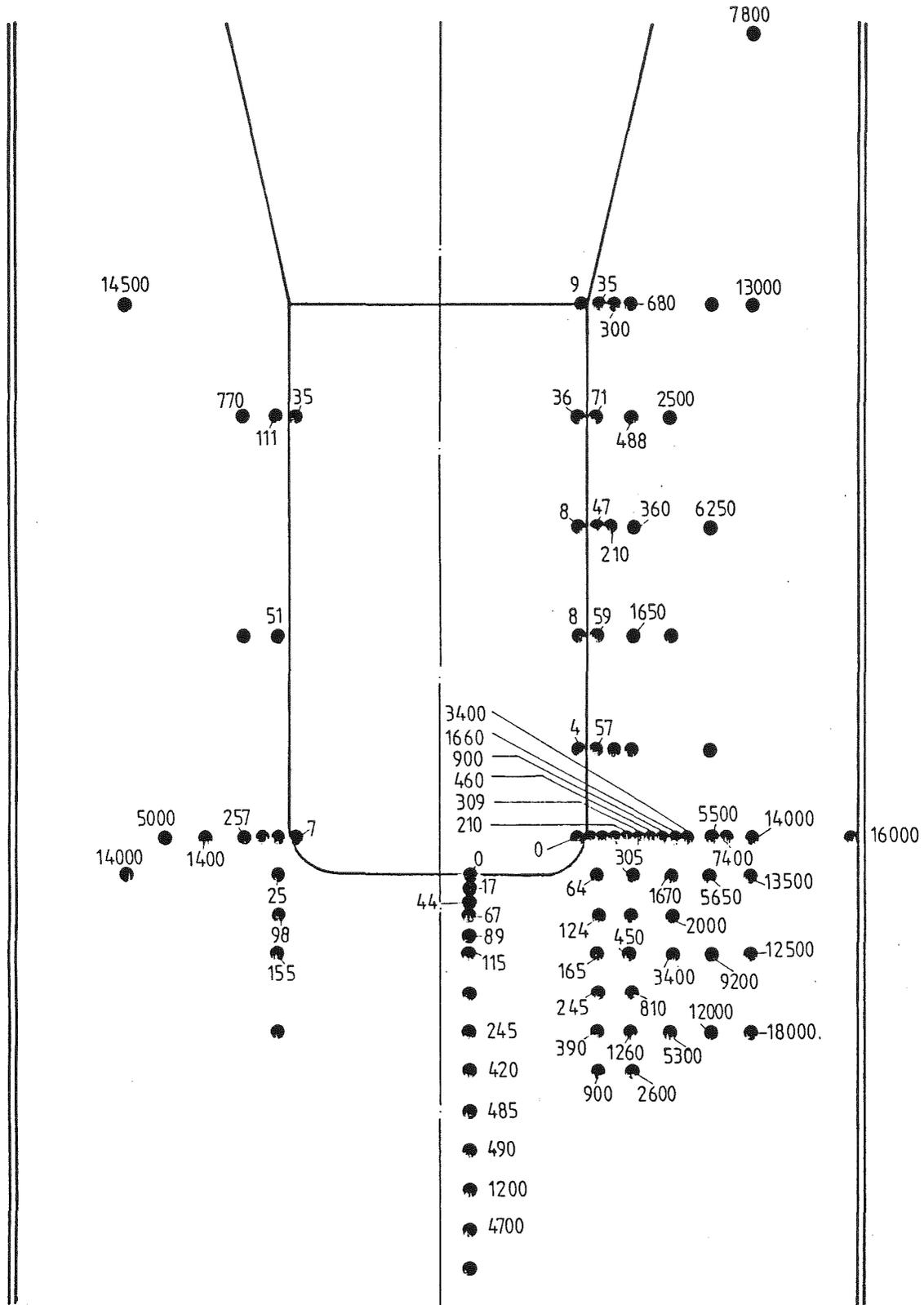


Abb. 06.01.12-20

Zeiten (sec) nach denen an den betreffenden Positionen eine Temperatur von 100°C erreicht wird. (V1.7)

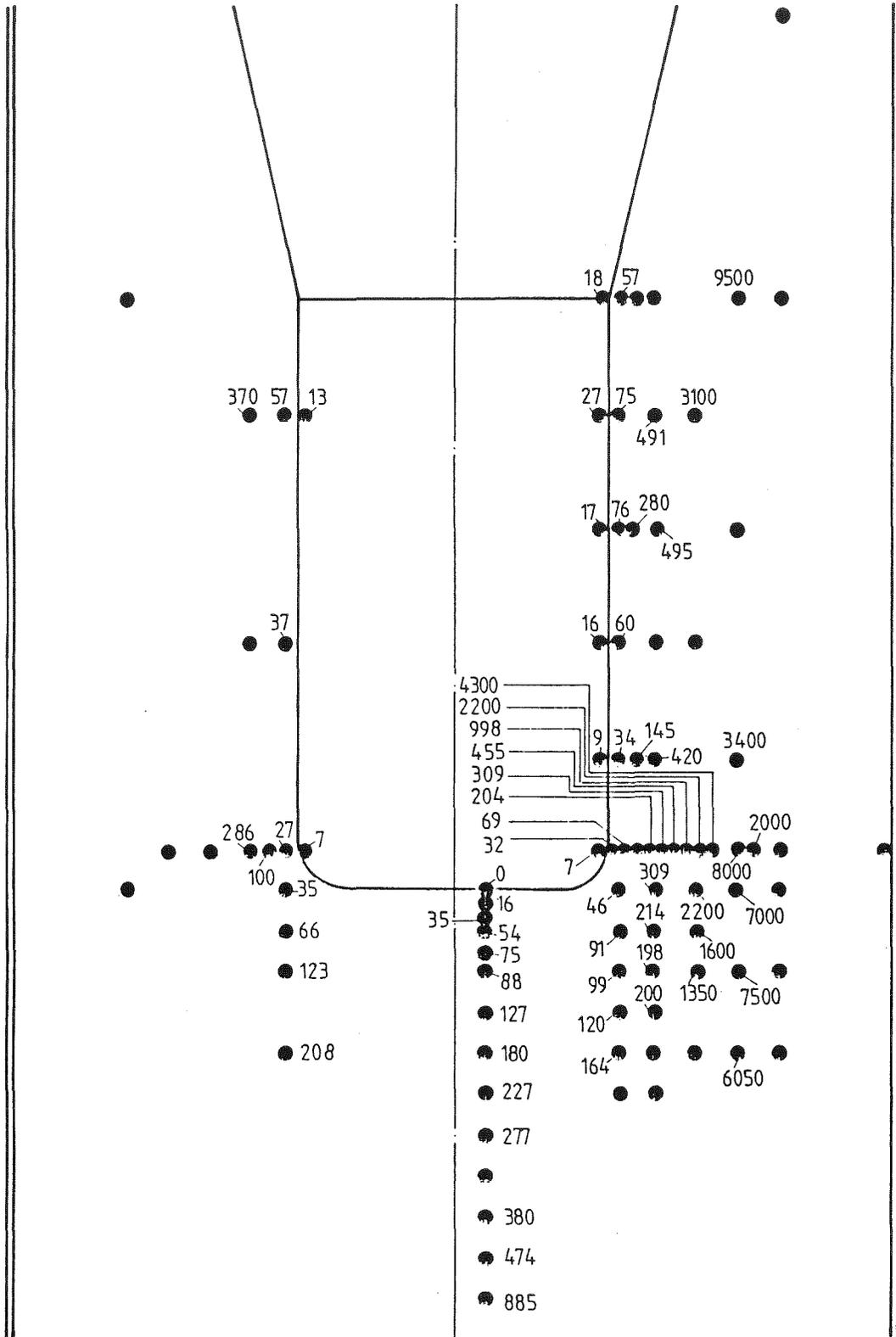


Abb. 06.01.12-21

Zeiten (sec) nach denen an den betreffenden Positionen eine Temperatur von 100°C erreicht wird. (V1.8)

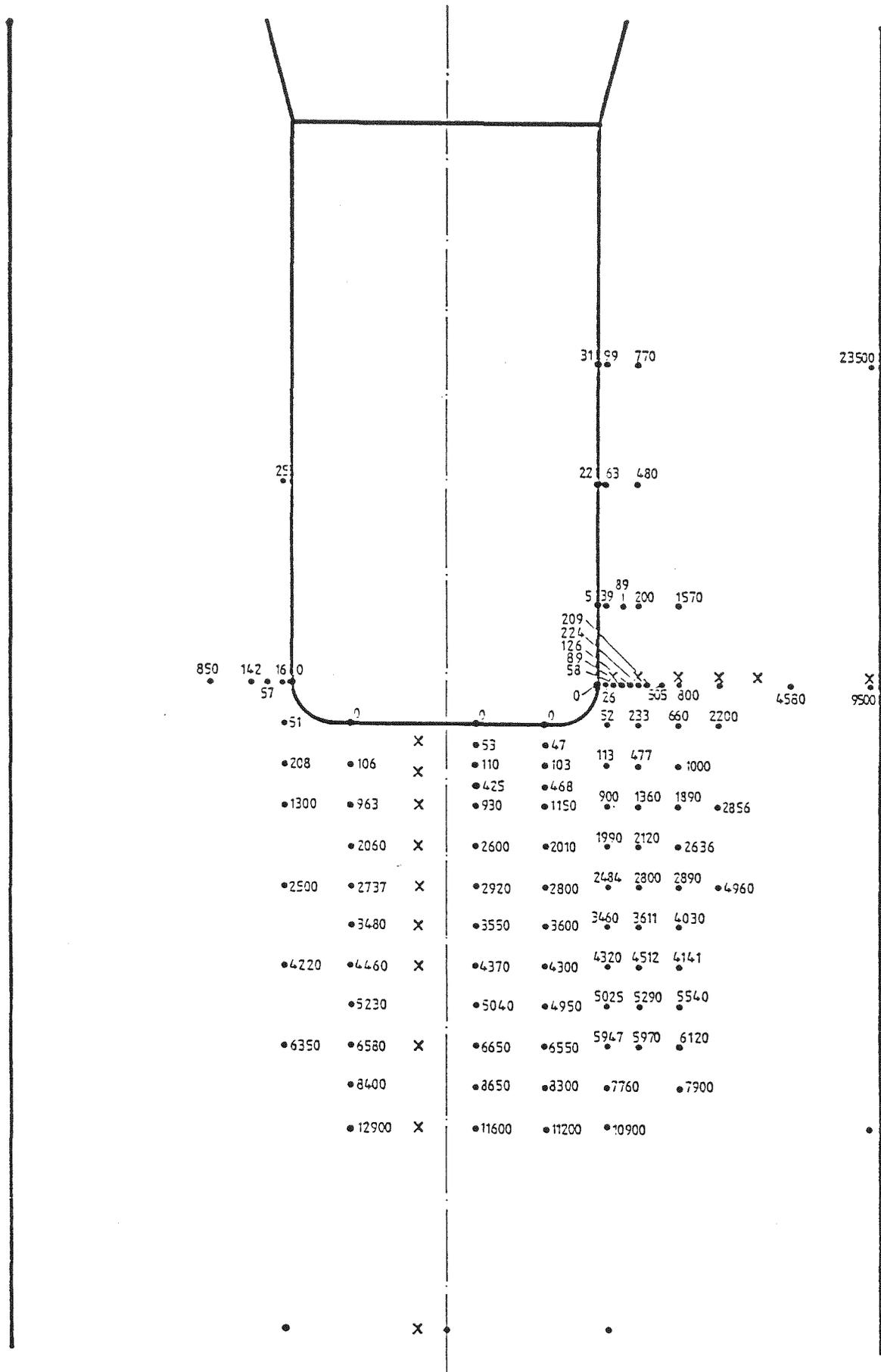


Abb. 06.01.12-22

Zeiten (sec) nach denen an den betreffenden Positionen eine Temperatur von 100°C erreicht wird. (V2.1)

06.01.12/37A Modellentwicklung zur analytischen Beschreibung von Kern-
PNS 4334 schmelzenunfällen
 (H. Alsmeyer, K. Dres, IRB; H. Benz, M. Oehmann, E. Schönthal,
 H. Ziegler, KTB; H. Ruhmann, KWU)

1. Zielsetzung und Konzeption der BETA-Experimente

Die BETA-Experimente untersuchen die Schmelze-Beton-Wechselwirkung in der 4. Phase eines hypothetischen Kernschmelzenunfalls in einer Serie von Großexperimenten. Sie liefern eine ausreichende Datenbasis, um die zu diesem Problemkreis entwickelten Rechenprogramme, wie den KfK-Code WECHSL, in den wesentlichen Modellen zu überprüfen und zu verifizieren. Die Übertragung der experimentellen Ergebnisse auf den Reaktorfall geschieht mit Hilfe der verifizierten Rechenprogramme unter Berücksichtigung der zu erwartenden Massen, Materialzusammensetzung und Geometrieverhältnisse.

Der Ablauf der verschiedenen Vorgänge während der Phase der Schmelze-Beton-Wechselwirkung bei einem Reaktorunfall wird in BETA durch eine Abfolge von Experimenten unter quasistationären Bedingungen simuliert. Dabei entspricht jedes Experiment hinsichtlich Schmelzbadtemperatur und Wärmeströmen an den Beton der Unfallsituation zu einem bestimmten Zeitpunkt. Damit gelingt eine bessere Simulation und Analyse der wichtigen physikalischen und chemischen Prozesse, als es bei einem transienten Experiment möglich wäre.

Die im Jahre 1984 begonnenen Experimente wurden 1985 mit 8 Experimenten fortgesetzt. Einen Überblick bisher durchgeführter BETA-Experimente gibt Tabelle 1, die 1985 durchgeführten Experimente sind entsprechend gekennzeichnet.

Die in der Versuchsmatrix aufgeführten Experimente verwenden, mit Ausnahme weniger Experimente in der Versuchsgruppe V3, silikatischen Beton, wie er in den deutschen Druckwasserreaktoren eingesetzt ist. Die Experimente V3,x verwenden Betone auf Kalksteinbasis verschiedener Zusammensetzung nach US-amerikanischen Spezifikationen.

Die Experimente der Versuchsreihe V1 untersuchen bei hoher Heizleistung in der Schmelze die Wechselwirkung mit dem Beton bei hohen Schmelzbadtemperatu-

ren, so daß ein wesentlicher Einfluß von Krusten in der Schmelze nicht auftritt. Demgegenüber wird in der Versuchsreihe V2 speziell der Einfluß von Erstarrungsprozessen in der Schmelze untersucht, wie er für das Langzeitverhalten wichtig ist.

Alle Experimente in 1985 verwenden Stahl mit Fe, Cr und Ni als metallischer Schmelze und Aluminiumoxid unter Zusatz von SiO_2 und/oder CaO als Oxidschmelze. Die Zusätze zur Oxidschmelze reduzieren die Erstarrungstemperatur und, soweit CaO zugesetzt wurde, auch die Zähigkeit des Oxides zur Angleichung wichtiger Materialeigenschaften an den Kernschmelzenunfall. Die Eingußtemperatur der Schmelze in den Betontiegel liegt zwischen 1900 und 2200 °C.

Die Leistungseinspeisung mit der Induktionsanlage in die Schmelze wird in fast allen Experimenten so vorgenommen, daß die Höhe der Induktorspannung entsprechend der geplanten Leistung vorab bestimmt und für die Dauer der Beheizung während des Versuchs konstant gehalten wird. Wenn sich im Versuch die Nettoleistung in der Schmelze ändert, so liegt die Ursache hierfür in der geänderten Ankopplung der Schmelze an den Induktor. Dies kann begründet sein in einer geänderten geometrischen Verteilung der Schmelze: Eine Vergrößerung der Mantelfläche des zylindrischen Schmelzbades verbessert die Ankopplung und erhöht die Schmelzbadleistung. Eine Verteilung der Metallschmelze in kleine Tröpfchen, die im Oxid dispergiert sind, verringert die Leistung, da kleine Metallpartikel nicht an das Magnetfeld ankoppeln. Schließlich nimmt die Schmelzbadleistung ab, wenn die Metallschmelze durch tiefes Eindringen in den Betontiegel den homogenen Magnetfeld-Bereich der Induktorspule verläßt. Die im BETA-Experiment kontinuierlich gemessene Schmelzbadleistung liefert damit wichtige Aussagen über die Verteilung der Metallschmelze, eine Information, die auf andere Weise nicht erhalten werden kann.

2. Ergebnisse zum Hochtemperaturverhalten

Die im Berichtszeitraum durchgeführten Experimente bestätigen und vertiefen die Ergebnisse der früheren Versuche in BETA. Die wesentlichen Ergebnisse der neuen Experimente sollen hier kurz wiedergegeben werden.

Der BETA-Versuch V1.7 ist einer von zwei Versuchen, die mit maximal erzielbarer Heizleistung durchgeführt wurden. Wie auch in Versuch V1.8 entspricht die in V1.7 realisierte Leistungsdichte mehr als dem 10fachen der Leistungsdich-

te, die aufgrund der Nachzerfallswärme beim Kernschmelzenunfall zu erwarten ist, gibt damit also ausreichende Sicherheit zur Extrapolierbarkeit auf die Unfallsituation.

Wie bei allen nachfolgenden Experimenten, wurde das Thermitpulver, aus dem die Schmelze erzeugt wurde, durch Heißluft vorgewärmt, um höhere anfängliche Schmelzbadtemperaturen zu erzielen. Dem Thermit wurden Stahlkomponenten und Quarzsand zugemischt, um eine der Reaktorsituation angepaßte Schmelze zu erhalten. In den Betontiegel wurden eingegossen 300 kg Stahl (82 % Fe, 10 % Cr, 8 % Ni) und 80 kg Oxid (90 % Al_2O_3 , 10 % SiO_2 und Metalloxide aus der Thermireaktion) mit einer Anfangstemperatur von etwa 2100 °C.

Die Leistungseinspeisung während des Versuchs zeigt Abb 1a. Die anfänglich hohe Heizleistung mit etwa 1550 kW, die durch einen kurzzeitigen Ausfall der Heizung nach 100 s unterbrochen wird, nimmt ab etwa 200 s sehr schnell ab und erreicht bereits nach 300 s einen konstanten niedrigen Wert mit nur 200 bis 300 kW. Während der hohen Beheizung ist die Gasfreisetzung aus dem aufschmelzenden Tiegel sehr stark, und entsprechend findet eine intensive Schmelzbadbewegung mit starkem Auswurf der Schmelze gegen die Tiegelfwandung und die Abdeckhaube statt. Die Erosion des Betontiegels erfolgt im wesentlichen in axialer Richtung mit einer Erosionsgeschwindigkeit während der hohen Heizleistung von etwa 1 mm/s. Mit der starken Erosion geht eine sehr schnelle Abkühlung der Badtemperatur einher. Die 4 in das Schmelzbad eingefahrenen Thermoelement-Lanzen registrieren nach einem schnellen Temperaturabfall Metalltemperaturen um 1500 °C, also in der Nähe der Erstarrungstemperatur.

Mit der schnellen Abkühlung der Schmelze nimmt die Zähigkeit der Oxidschmelze sehr stark zu. Damit können die durch die starke Gasfreisetzung in die Oxidschmelze eingetragenen Tropfen aus der schwereren Metallschmelze nicht mehr ausreichend schnell absinken, und die Metallschmelze dispergiert praktisch vollständig in der Oxidschmelze. Da die fein dispergierten Metalltröpfchen, nach Beobachtung des Tiegelschnitts mit typischem Durchmesser um 1 mm, nicht mehr an das Induktionsfeld ankoppeln, ist die Leistungsabnahme zwischen 200 und 300 s ein unmittelbares Maß für den sehr schnell ablaufenden Dispersionsprozess.

Mit dem starken Abfall der Heizleistung wird die Erosion des Betons um nahezu eine Größenordnung verlangsamt, so daß die charakteristische Versuchsphase

sich auf den Zeitbereich 0 - 200 s beschränkt. Die Gesamterosion des Tiegels in senkrechter Richtung beträgt etwa 200 mm, mit einer seitlichen Erosion des Tiegels von nur wenigen Zentimetern. Dies bestätigt die starke Dominanz des vertikalen Schmelzfrontfortschritts, wie er in den früheren BETA-Experimenten mit kontinuierlicher Beheizung beobachtet wurde.

Die Heizung in Vl.7 wurde 565 s nach Einguß geplant abgeschaltet, da eine wesentliche Erosion des Tiegels nicht mehr zu beobachten war. Mit der Reduktion des Gasstromes nach Abschaltung der Heizung besteht prinzipiell die Möglichkeit, daß die Metalltröpfchen wieder absinken und Oxid- und Metallphasen segregieren. Das Wiedereinschalten der Heizung bei 750 s zeigt jedoch, daß dieser Segregationsprozess wegen der hohen Zähigkeit der erkaltenden Oxidschmelze und eventuell schon ablaufender Erstarrungsprozesse praktisch nicht stattfindet, so daß die Ankopplungsverhältnisse der Schmelze sich nur wenig ändern und die eingekoppelte Leistung unverändert sehr gering bleibt.

Alle BETA-Vorexperimente, ohne kontinuierliche Beheizung und demzufolge mit baldiger Erstarrung der Schmelze, zeigen im Tiegelschnitt stets einen massiven Metallregulus und nur sehr geringe Dispersion, obwohl die Schmelze, da sie im allgemeinen aus einer Thermitmischung unmittelbar im Tiegel erzeugt wurde, anfänglich fein dispergiert war. Es stellt sich damit die Frage nach den kontrollierenden Einflußgrößen der Dispersions- und Segregationsprozesse in Metall- und Oxidschmelze und nach deren Rolle beim Kernschmelzenunfall. Zur Beantwortung dieser Frage wurde die Oxidschmelze im Versuch Vl.8 gezielt verändert (s.u.).

Die Gasanalyse aus Versuch Vl.7 ist in Abb. 2a wiedergegeben. Dargestellt ist die kontinuierliche Messung des Quadrapol-Massenspektrometers, wobei der Argon-Spülgasstrom in BETA als Referenzgas diente. In allen BETA-Versuchen wurde durch Off-Line-Analyse von Gasproben mit Gaschromatographen die hohe Zuverlässigkeit des On-Line-Massenspektrometers bestätigt.

Die wesentlichen freigesetzten Gase sind, in der Abfolge ihrer molaren Freisetzungsraten, Wasserstoff, Wasserdampf, Kohlenmonoxid und Kohlendioxid. Methan wird nur in sehr geringen Mengen nachgewiesen (typisch < 1 %), andere Kohlenwasserstoffe sind nur in Spuren vorhanden. In Versuch Vl.7 dominiert während der Versuchsphase mit hoher Leistungseinspeisung die H₂-Freisetzung, die in ihrer Höhe dem Leistungsverlauf folgt. Parallel zur H₂-Entwicklung,

doch um fast eine Größenordnung geringer, verläuft die CO-Freisetzung. Dies zeigt, daß für die Entstehung von H_2 und CO der gleiche chemische Prozess verantwortlich ist, nämlich die Reduktion der primär aus dem Beton freigesetzten Gase H_2O und CO_2 durch die oxidierenden Metalle. Wasserdampf und Kohlendioxid im Abgas stammen im wesentlichen aus den oxidbenetzten Tiegelnwänden. Sie ändern ihre Rate daher nur wenig und langsam, wenn die schnelle vertikale Erosion des Tiegels mit Abfall der Heizleistung beendet wird. Wie durch Nachrechnung der Versuche mit den Rechenprogrammen bestätigt wird, werden CO_2 und H_2O , die die Metallschmelze "sehen", vollständig zu CO und H_2 reduziert.

Die Gase setzen sich oberhalb der Schmelze in ein thermodynamisches Gleichgewicht, entsprechend einer Gastemperatur von etwa $1000\text{ }^\circ\text{C}$. Durch dieses eingefrorene Gleichgewicht erklärt sich auch, daß Methan in den Abgasen nicht gebildet wird.

Die Aerosolanalyse zeigt eine kurze Aerosolfreisetzung während und kurz nach dem Einguß der Schmelze. Diese Aerosolpartikel bestehen im wesentlichen aus Cr- und Fe-Oxiden sowie aus Betonbestandteilen. Nach dieser Anfangsfreisetzung sind die Abgase nahezu aerosolfrei; trotz der heftigen Gasfreisetzung und Badbewegung werden durch Versprühen der Schmelze keine Aerosole gebildet. Noch beobachtete Aerosole bei Silikatbeton sind Kondensationsaerosole.

Der BETA-Versuch VI.8 entspricht in seiner Zielsetzung dem oben beschriebenen Versuch VI.7. Gleichzeitig wird das Problem der Dispersion durch gezielte Veränderung der Eigenschaften der Oxidschmelze untersucht. Entsprechend diesen Anforderungen wurden 350 kg Stahl (90 % Fe, 5 % Cr, 5 % Ni) und 130 kg Oxid (70 % Al_2O_3 + 30 % CaO und Metalloxide aus der Thermitreaktion) in den Betontiegel mit einer Anfangstemperatur von etwa $1800\text{ }^\circ\text{C}$ eingegossen. Die Zumischung von gebranntem Kalk (CaO) zur Oxidschmelze reduziert, wie aus der Stahlherstellung bekannt, die Zähigkeit der Schmelze, was sicherlich auf den Dispersionsvorgang von wesentlichem Einfluß ist. Gegenüber dem Experiment VI.7 ist damit die Zähigkeit der Oxidschmelze um den Faktor 10 geringer, so wie es beim Kernschmelzenunfall, aufgrund der gegenüber BETA höheren Temperatur der Oxidschmelze, zu erwarten ist.

Den im Experiment realisierten Leistungsverlauf der Heizung zeigt Abb. 1b. Die Nettoleistung liegt über etwa 220 s bei 1900 kW und nimmt danach langsam

ab auf etwa 700 kW bei 485 s, wo Leistungsabschaltung durch das Erreichen der Lichtleiter im Tiegel erfolgte. Wie der Tiegelschnitt zeigt, ist die Schmelze nur sehr wenig dispergiert, und am Boden des Tiegels befindet sich, deutlich getrennt von der Oxidschmelze, der erstarrte Stahlblock. Die Abnahme der Leistung ist daher nur wenig durch die Dispersion, sondern im wesentlichen dadurch verursacht, daß die Metallschmelze den Zentralbereich der Induktionspule verläßt. Die Schmelzfront im Tiegel erreichte eine Tiefe von fast 500 mm bei wiederum sehr geringer radialer Erosion.

Das Experiment liefert damit zusammen mit prinzipiellen physikalischen Überlegungen im Hinblick auf den Dispersionsvorgang wichtige Aussagen zum Kernschmelzenunfall. Die Dispersion wird im wesentlichen gesteuert durch die drei Einflußgrößen Dichtedifferenzen zwischen Metall und Oxid, Gasstrom durch die Schmelze und Zähigkeit des Oxides. Beim KSU ist das folgende Verhalten zu erwarten:

Zu Beginn der Schmelze-Beton-Wechselwirkung ist bei hoher Gasfreisetzung eine Dispersion des Metalls in das Oxid zu erwarten, da die Dichten beider Phasen anfangs nahezu gleich sind. Mit abnehmender Dichte des Oxids, verursacht durch die Zumischung des erschmolzenen Betons, segregiert das Metall, da das Oxid eine geringe Zähigkeit hat. Die Schichtung der Phasen mit Metall unten, Oxid oben, stellt die lanzeitig stabile Konfiguration dar. Die Niedertemperatur-BETA-Experimente zeigen, daß bei niedrigen Gasraten selbst bei hoher Zähigkeit des Oxids eine Dispersion nicht mehr stattfindet.

Das Experiment VI.8 ergibt eine hohe vertikale Erosionsrate von etwa 1 mm/s. Damit verbunden ist eine schnelle Abkühlung der Schmelzbadtemperatur auf Werte nahe der Erstarrungstemperatur (Abb. 3a). So wird durch die zweite Temperaturlanze bereits 120 s nach Einguß eine nahezu stationäre Temperatur der Metallschmelze von 1530 °C gemessen, obwohl zu diesem Zeitpunkt die Heizleistung in der Schmelze noch außerordentlich hoch ist. Die Verwendung der höhengestaffelten Temperaturlanzen zeigt die niedrigere Temperatur der Oxidschmelze bei bis zum Abschalten der Leistung nahezu konstanter Metalltemperatur, die nur wenig von der Erstarrungstemperatur des Stahls verschieden ist.

Die Gasfreisetzung in Abb. 2b zeigt einen ähnlichen Verlauf wie in Versuch VI.7, jedoch mit einer durch die höhere Oxidmasse begründeten Freisetzung von

H₂O und CO₂. Wiederum folgt die Gasrate sehr schnell den Leistungsänderungen, da die Überhitzung der Schmelze sehr gering ist.

Die Aerosolfreisetzung ist ähnlich zu Vl.7.

Der BETA-Versuch Vl.9 wurde ausgeführt mit 350 kg Stahl (90 % Fe, 5 % Cr, 5 % Ni) und 60 kg Oxid (70 % Al₂O₃, 30 % CaO). Die Oxidmasse war in diesem Experiment kleiner als geplant, so daß die Zähigkeitsreduktion durch den CaO-Anteil im Oxid mit Lösung größerer Mengen erschmolzenen Betons schnell abnahm. Daher trat eine gewisse Dispersion des Metalls bei etwa 200 s auf, und Oxid mit eingelagertem Metall erstarrte an der senkrechten oberen Wandung des Tiegels während der anfänglichen hohen Gasfreisetzung.

Das verbleibende in geschlossener Form vorliegende Metall koppelte dann mit einer Leistung von etwa 230 kW an (Abb. 1c), bis durch Erreichen der Lichtleiter nach 400 mm vertikaler Erosion 2600 s nach Einguß die Leistungsab-schaltung erfolgte. Die Erosionsgeschwindigkeit ist etwa um eine Größenord-nung geringer als in Versuch Vl.8, die Kaverne weist aber eine stärkere ra-diale Erosion auf. Die gemessenen Temperaturen im Stahl entsprechen der Schmelztemperatur, und das Metall hat Krusten zum Beton ausgebildet, die wesentlich den Wärmeübergang bestimmen.

Die Gasanalyse (Abb. 2c) zeigt wiederum Gasraten, die dem Verlauf der Lei-stungseinspeisung entsprechen. Der hohe Anteil an Wasserdampf ist teilweise durch die Temperaturbeanspruchung der oberen Tiegelwände verursacht. Die Ana-lyse zeigt einen sehr geringen Anteil an Methan.

3. Ergebnisse zum Niedertemperatur-Verhalten

Das Studium des Niedertemperaturverhaltens wurde durch drei BETA-Experimente V2.1 bis V2.3 abgedeckt. Die Klassifizierung "Niedertemperaturverhalten" ist dabei qualitativer Art und bedeutet, daß die Betonerosion vor allem durch die Existenz von Krusten in der Schmelze kontrolliert wird. Da auch diese Experi-mente mit dem Einguß einer Schmelze von etwa 2000 °C beginnen, erfolgt zu-nächst in einer kurzen Phase nach Einguß eine starke Wechselwirkung der Schmelze mit dem Beton, bis die Schmelzentemperatur abgenommen und sich die Kursten ausgebildet haben. Die danach folgende stationäre Versuchsphase ist durch langsame Vorgänge und ausgedehnte Versuchszeiten gekennzeichnet.

In BETA-Versuch V2.1 wurden 300 kg Stahl und 150 kg Oxid-Schmelze in den Betontiegel eingegossen. Die Stahlzusammensetzung zu Beginn war 90 % Fe und 10 % Ni. Chrom wurde nicht zugeführt, da es zu dem Unfallzeitpunkt beim KSU, den der Versuch simuliert, bereits aus der Metallschmelze herausgebrannt wäre. Die Oxidschmelze besteht anfangs zu 70 % aus Al_2O_3 und zu 30 % aus SiO_2 . Der hohe Silikatanteil repräsentiert den bereits erschmolzenen Beton. Die Eingußtemperatur von etwa 2000 °C nimmt innerhalb der ersten 2 Minuten bei schneller Beruhigung der Schmelze auf Erstarrungstemperatur ab. Die Schmelze bildet danach wahrscheinlich Krusten zum Beton hin aus, die Oxidschmelze überzieht sich mit einer dünnen, rissigen Kruste, die aber die Gase aus der Schmelze abströmen läßt. Die Leistungseinspeisung stabilisiert sich, entsprechend der Planung, bei etwa 120 kW (Abb. 1d). Dieser Zustand kann, bei langsamer Erosion des Tiegels bis etwa 350 mm, über 6000 s aufrechterhalten werden. Dabei beträgt die abwärtsgerichtete Erosionsgeschwindigkeit nur etwa 0,06 mm/s. Der Tiegelschnitt zeigt, im Vergleich mit den Hochtemperaturexperimenten, eine Vergleichmäßigung axialer und radialer Erosion.

Der Wärmeübergang bei diesem Experiment wird sehr stark durch die Existenz von Krusten in der Metallschmelze beeinflusst. Die Krusten bilden sich so aus, daß ein Gleichgewicht zwischen in der Schmelze freigesetzter Leistung und aufgeschmolzenem Beton besteht. Dabei ist von Bedeutung, daß die Krusten gasdurchlässig bleiben, wie aus dem im Video sichtbaren Abströmen von Gasen auch aus dem Zentralbereich der Schmelze sichtbar wird. Die Oxidschmelze bleibt damit auch in dieser späten Unfallphase von Gasblasen gerührt. Entsprechend erfolgt der Wärmeübergang durch gasgetriebene Konvektion. Die Erstarrungstemperatur des Oxids im Experiment ist in Übereinstimmung mit der Reaktorsituation, durch das Zumischen des Silikats und der Eisenoxide mit 1300 °C oder weniger sehr niedrig. Sie liegt unterhalb der "Schmelztemperatur" des Silikatbetons, wodurch eine Krustenbildung im Oxid zur Betonoberfläche über lange Zeiträume ausgeschlossen wird.

Abbildung 3b zeigt den Temperaturverlauf in Metall- und Oxidphase. Das Metall hat, da teilweise erstarrt, Erstarrungstemperatur, die Oxidtemperatur liegt deutlich niedriger.

Leistungseinspeisung und Tiegelschnitt zeigen, daß wegen der mit der geringen Heizleistung verbundenen schwachen Gasfreisetzung keine Dispersion der Metallschmelze einsetzt, obwohl die Oxidschmelze sehr zäh ist. Die Oxidschmelze

ist durch den hohen Silikatanteil glasartig und erstarrt mit feinen Gasbläschen durchsetzt.

Die Gasanalyse (Abb. 2d) zeigt Wasserstoff und Wasserdampf als Hauptkomponenten. Die H_2 -Freisetzung erfolgt, weil die Gase aus dem Beton trotz der Metallkruste kontinuierlich die Metallschmelze durchströmen und mit dem flüssigen Eisen reagieren können. Die Gasraten sind jedoch gering. Die Aerosolfreisetzung ist, nach einem kurzen Peak beim Abguß, wiederum sehr gering.

In BETA-Experiment V2.2 wurde die Heizleistung so gering gewählt, wie anlagentechnisch möglich, um einen noch späteren Unfallzeitpunkt zu simulieren. Der Oxidschmelze wurde CaO zugesetzt, um die sehr hohe Zähigkeit zu reduzieren. Die übrigen Versuchsbedingungen entsprechen V2.1. Der realisierte Leistungsverlauf ist in Abb. 1e wiedergegeben. Abschaltung der Leistung erfolgte nach 3750 s aufgrund des Erreichens von Lichtleitern.

In diesem Experiment zeigten sich jedoch die Grenzen der induktiven Beheizung als Simulation innerer Wärmequellen. Die Metallschmelze erstarrte aufgrund der geringen Leistungseinspeisung so weitgehend, daß eine gleichmäßige Durchmischung des Metalls nicht mehr gegeben ist. Begründet durch den Skin-Effekt der 1 kHz Induktionsheizung mit einer Eindringtiefe von etwa 2 cm wird dann nur noch die Mantelfläche des Eisenzylinders heiß gehalten, während das Metall am Boden abkühlen kann. Durch diese sehr inhomogene Leistungsentbindung kommt die vertikale Erosion nach wenigen Zentimetern zum Stehen und erfolgt dann nur noch seitlich bis zum Erreichen der Lichtleiter. Die in diesem Versuch gemessene Betonerosion kann daher nur bedingt für die Code-Verifizierung herangezogen werden.

Die Gasmessungen in Abb. 2e zeigen im Vergleich mit Versuch 2.1 eine geringere Freisetzung an H_2 und höhere Freisetzung an H_2O wegen der reduzierten Eisen-Oxidation. Methan und andere Kohlenwasserstoffe werden praktisch nicht gebildet.

Der BETA-Versuch V3.3 verwendet 300 kg Stahlschmelze und 100 kg Oxidschmelze mit 70 % Al_2O_3 , 10 % SiO_2 und 20 % CaO. Die Heizleistung liegt etwas höher als in V 2.1 (Abb. 1f), so daß eine homogene Temperatur in der teilerstarrten Metallschmelze erzielt wurde. Die Beheizung erfolgt über etwa 5230 s bei einer axialen Betonerosion von etwa 450 mm. Der Tiegelschnitt zeigt eine

Ähnliche Erosion wie in V 2.1, wiederum mit stärkerer radialer Erosion als bei den Hochtemperatur-Versuchen. Im Hinblick auf Gasdurchgang durch die Schmelze und Trennung der metallischen und oxidischen Phasen gelten die gleichen Ergebnisse wie in V 2.1. Auch die Aerosol- und Gasraten liefern entsprechende Ergebnisse. Der erhöhte Gehalt an Wasserdampf resultiert vermutlich vor allem vom Aufheizen der oberen Tiegelwände durch in der Anfangsphase hochgeschleuderte Oxidschmelze.

4. Experimente mit Kalkstein-Beton

Zur Absicherung der bisherigen Ergebnisse und zur Ergänzung der in SANDIA durchgeführten Experimente sind in BETA 3 Experimente mit Tiegeln aus Kalkstein-Beton vorgesehen, von denen 2 im Berichtszeitraum durchgeführt wurden. Das Experiment V 3.1 verwendet Kalkstein-Zuschlag mit einem kleinen Anteil Quarz-Sand, Experiment V 3.2 reinen Kalkstein-Beton. Aufgrund der Freisetzung von CO_2 aus dem Kalkstein ergibt sich bei diesen Betonsorten eine hohe Gasfreisetzung, die in BETA eine erhebliche Umverteilung der Metallschmelze (Belegung der oberen Tiegelwand und schnelle Dispersion) bewirkte.

So wurde in Experiment V 3.1, das mit maximaler Induktorspannung gefahren wurde, die Geometrie und damit die Ankopplungsverhältnisse der Metallschmelze so stark verändert, daß die elektrische Leistungsregelung den extremen Änderungen nicht folgen konnte und 66 s nach Einguß der Schmelze bei einer Netto-Schmelzbadleistung von 2400 kW abschaltete (Abb. 1g). Ein Neustart der Schmelzbadheizung war nicht möglich. Trotz der hohen Heizleistung nimmt die Schmelzbadtemperatur auch hier sehr schnell ab, von 2200 °C beim Einguß auf 1780 °C 20 s nach Einguß (1. Tauchsondenmessung). Kameras und Laserstreumessung zeigen eine starke Aerosolfreisetzung beim Einguß, danach aber eine geringe Aerosolentwicklung ähnlich wie bei Silikatbeton. Der Tiegelschnitt zeigt etwa 5 cm vertikale Erosion und 2 bis 3 cm radiale Erosion. Im konischen Bereich des Tiegels befindet sich ein nahezu geschlossenes "Stahlkorsett" von hochgeschleudertem und an der Wand erstarrtem Metall. Die Gasmessung zeigt gegenüber Silikatbeton eine hohe Freisetzung von CO und CO_2 , die sich bei Ausfall der Heizung sehr schnell reduziert (Abb. 2g). Der hohe Anteil an nicht reagiertem Wasserdampf kommt, wie schon bei den vorher diskutierten Experimenten, vor allem aus dem oberen erhitzten Bereich des Tiegels.

Nach den Erfahrungen von V 3.1 wurde in BETA-Versuche V 3.2 eine stufenweise,

kontrollierte Steigerung der Heizleistung vorgesehen bis zur maximalen Induktorspannung. Im Versuch war aber nach nur kurzer Versuchszeit die Umverteilung und Dispersion der Schmelze so bedeutend, daß - durch Verminderung der Ankopplung - die Heizleistung langfristig auf nur einige hundert Kilowatt begrenzt blieb (Abb. 1h). Mit Aufbau der Dispersion setzen Hochspannungs-Funkenüberschläge zwischen verschiedenen Bereichen der Metallschmelze ein, die auch in der Tiegelkamera als blaue Blitze sichtbar sind. Diese Funkenüberschläge zerstören die auf der Datenerfassungsanlage registrierten Meßwerte, bis die Heizung nach etwa 1700 s abgeschaltet wird. Ein Teil der wichtigsten Daten aus V 3.2 konnte inzwischen restauriert werden. Für einen Teil der Thermoelemente im Betontiegel kann allerdings die Versagenszeit nicht mehr bestimmt werden. Die Messungen der Schmelzbadtemperatur zeigen eine schnelle Abnahme der Badtemperatur vom Einguß mit 2200 bis 2300 °C auf 1750 °C nach 30 sec. Nach 100 sec hat der Stahl nahezu Erstarrungstemperatur und bleibt dann auf diesem Niveau. Die unkorrigierten Meßwerte für die Oxidtemperaturen liegen zwischen 1400 °C und 1200 °C. Die Aerosolfreisetzung weist den bekannten hohen Anfangspeak auf und reduziert sich dann vorübergehend auf deutlich niedrigere Werte. Etwa 130 s nach Einguß setzt dann eine starke Aerosolfreisetzung ein, die die Tiegelkamera abdunkelt und das Aerosolphotometer übersteuert. Am Abgasrohr wurde ein weißes Aerosol, Korngröße um 1 µ, identifiziert. Die Aerosolfreisetzung hält auch lange nach Abschalten der Leistung bis nach Erstarren der Schmelze an, was Rückschlüsse auf die Aerosolquelle zuläßt. Nach dem Versuch wurden Ablagerungen des weißen Aerosols in Tiegel, Tiegelhaube und Abgasrohr gefunden. Die Analyse des Aerosols zeigt Kalzium-Kristalle (vermutlich CaO) mit Spuren von Na und K.

Der geschnittene Tiegel aus V 3.2 weist im zentralen Bereich der Schmelze eine große Menge grauen, sehr feinen Staubes auf. Dies ist im Gegensatz zu anderen Experimenten, bei denen die Oxidschmelze stets als fester Regulus erstarrt war. Zuschlagsteine in der schmelzennahen Zone im Beton sind teilweise infolge Einwirkung der hohen Temperatur durch den Kalkbrennprozeß zu weißen, sehr weichen Steinen (CaO) umgewandelt worden. Der Tiegel weist auch im oberen Bereich deutlichen Abtrag durch großflächiges Abplatzen von Beton (spalling) auf. Die seitliche Erosion im zentralen Tiegel ist wesentlich stärker als bei vergleichbaren Experimenten mit Silikatbeton.

Die Gasanalyse zeigt, daß CO die höchste Freisetzungsrates aller Gase aufweist (Abb. 2h). Bei Bewertung der Wasserdampfrate ist wieder der Einfluß der obo-

ren Tiegelwände zu berücksichtigen.

Die BETA-Experimente mit Kalksteinbeton weisen gegenüber dem Silikatbeton einige neue Phänomene auf, die bisher nur wenig beachtet wurden. Die Aerosolfreisetzung, die in hohem Maße beim reinen Kalkstein-Beton auftritt, wird dem Prozeß des Kalkbrennens zugeschrieben. Das entstehende CaO ist ein sehr weiches Material, das leicht pulverisiert. In der Kalkbrennindustrie wird dieser Prozeß bei 1150 °C geführt. Es entstehen beim technischen Kalkbrennen Aerosole mit mittlerer Korngröße 5 µ, die zu 70 - 95 % aus CaO sowie Spuren von Na, K, Al, Fe und anderen Elementen bestehen. Die Konzentration an Na und K ist in den Stäuben höher als in der Ausgangssubstanz.

Für die Aerosole in BETA V 3.2 kann somit angenommen werden, daß pulverisiertes, aber nicht erschmolzenes CaO direkt in den Gasstrom aus der Betonzersetzung eingetragen wird. Dies kann geschehen vor allem an den senkrechten Wänden des Tiegels oberhalb oder auch seitlich der Schmelze sowie durch abgeplatzten Beton, der auf die Badoberfläche fällt und dort zersetzt wird.

Der Prozeß des Kalkbrennens ist auch für die Betonzersetzung wichtig. Er reduziert die Temperatur der Betonzerstörung von einer bisher angenommenen Schmelztemperatur von etwa 1600 °C auf ca. 1100 °C, bei der der Beton die mechanische Festigkeit verliert und pulverisiert. Auf welche Weise die Zersetzung des Karbonatbetons abläuft, hängt damit wahrscheinlich auch von der Art des Energieeintrages in den Beton (z. B. gleichzeitige Existenz von Scherkräften an der Oberfläche) und von der Höhe der Temperatur des Schmelzbades ab.

5. Schlußfolgerungen

Die bisher durchgeführten BETA-Experimente sollen 1986 mit 2 weiteren Experimenten abgeschlossen werden. Alle Experimente wurden durch die im Verifizierungsstadium befindlichen Rechencodes blind nachgerechnet, und nach Anpassung einiger Modelle konnte gute Übereinstimmung erzielt werden. Es zeichnet sich ab, daß das Ziel der Codeverifizierung mit den BETA-Experimenten voll erreicht werden kann und daß die Übertragung und Anwendung auf den Kernschmelzenunfall gesichert ist.

Für den in deutschen Reaktoranlagen verwendeten silikatförmigen Beton lassen sich aus den BETA-Experimenten die folgenden wesentlichen Punkte zusammenfas-

sen:

- Die BETA-Experimente simulieren die wesentlichen Phänomene der Schmelze-Beton-Wechselwirkung unter realistischen Bedingungen.
- Die anfänglich hohen Temperaturen der Schmelze nehmen, auch bei hoher Wärmefreisetzung im Schmelzbad, sehr schnell bis auf Erstarrungstemperatur ab. Dabei dominiert die schnelle vertikale Erosion des Betons.
- Mit Einsetzen der Krustenbildung setzt eine wesentliche Verlangsamung und Vergleichmäßigung von axialer und radialer Erosion ein. Krusten und Reguli bleiben gasdurchlässig, das Schmelzbad bleibt "gasgerührt".
- Die Aerosolfreisetzung aus der Schmelze-Beton-Reaktion ist sehr gering.
- Die Gase aus dem Beton reagieren mit der metallischen Phase der Schmelze. Die Wasserstoff-Freisetzung ist auch bei niedrigen Temperaturen nach Bildung von Krusten von Bedeutung.

Das Verhalten von Kalksteinbeton wird stark durch den schon bei niedrigen Temperaturen ablaufenden Prozeß des Kalkbrennens bestimmt.

Literatur

H. Alsmeyer, S. Hagen, M. Oehmann, H. Ruhmann, W. Schöck, A. Skokan:
Experimente zur Schmelze/Beton-Wechselwirkung in der BETA-Versuchsanlage,
Jahrestagung Kerntechnik, S. 231, München 1985.

H. Alsmeyer, M. Reimann: The BETA Core-Concrete Experiments at KfK and Recent Results, 5th Annual Information Exchange Meeting on Core Meltdown Research, Oct. 1985, Shelter Island, N.Y.

Tab. 1: BETA Versuchs-Matrix (Stand Dezember 1985)

| Experiment | Schmelze | Leistung/KW | Bemerkungen |
|------------|--------------|-------------|---|
| V0.1 | Eisen | 0 |) |
| V0.2 | Eisen | 400 |) Inbetriebnahme-Versuche |
| V0.3 | Eisen + Oxid | 1700 |) |
| V1.1 | Eisen | gepulst | Einguß-Versagen |
| V1.2 | Eisen + Oxid | gepulst | Analyse der Lorentz-Kräfte |
| V1.3 | Eisen + Oxid | 1000 | |
| V1.4 | Stahl | 0 | Transient |
| V1.5 | Stahl + Oxid | 1000 | |
| V1.7 *) | Stahl + Oxid | 1700 | |
| V1.8 *) | Stahl + Oxid | 1900 | keine Dispersion (CaO) |
| V1.9 *) | Stahl + Oxid | 400-200 | CaO zugesetzt |
| V2.1 *) | Stahl + Oxid | 120-150 | |
| V2.2 *) | Stahl + Oxid | 50- 90 | CaO zugesetzt |
| V2.3 *) | Stahl + Oxid | 240 | CaO zugesetzt |
| V3.1 *) | Stahl + Oxid | 1700-2500 | US Kalkstein/Quarzsand, Heizung nur von 0-66 S |
| V3.2 *) | Stahl + Oxid | 400->1000 | US Kalkstein, Heizung 30 Min. |

*) Experimente 1985

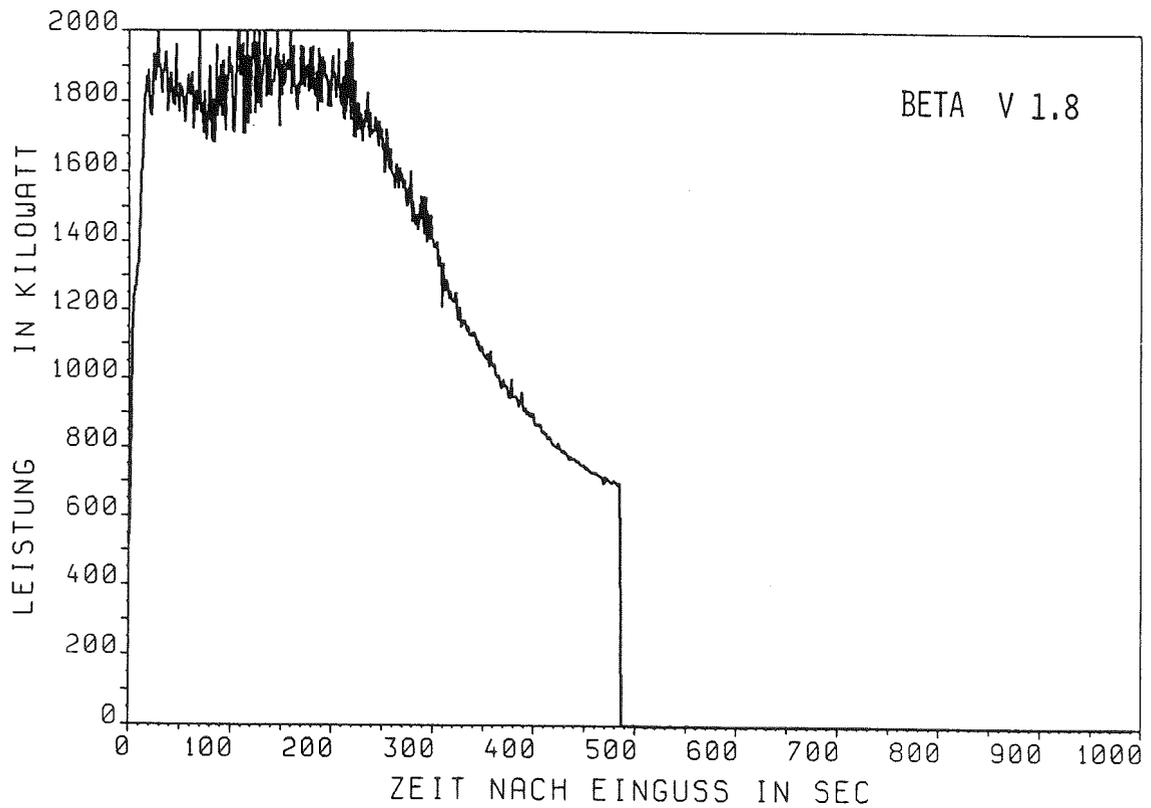
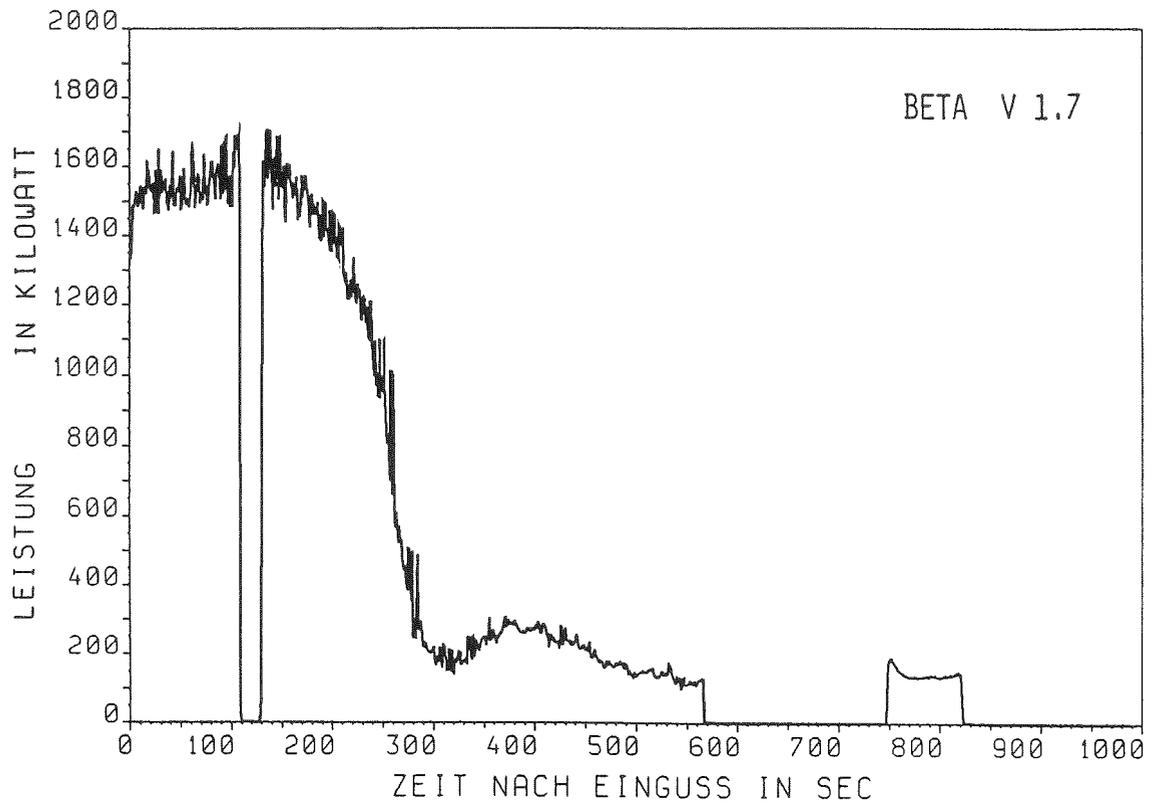


Abb. 1 Netto-Heizleistung in BETA-Experimenten durch Induktionsheizung
a) BETA VI.7 b) BETA VI.8

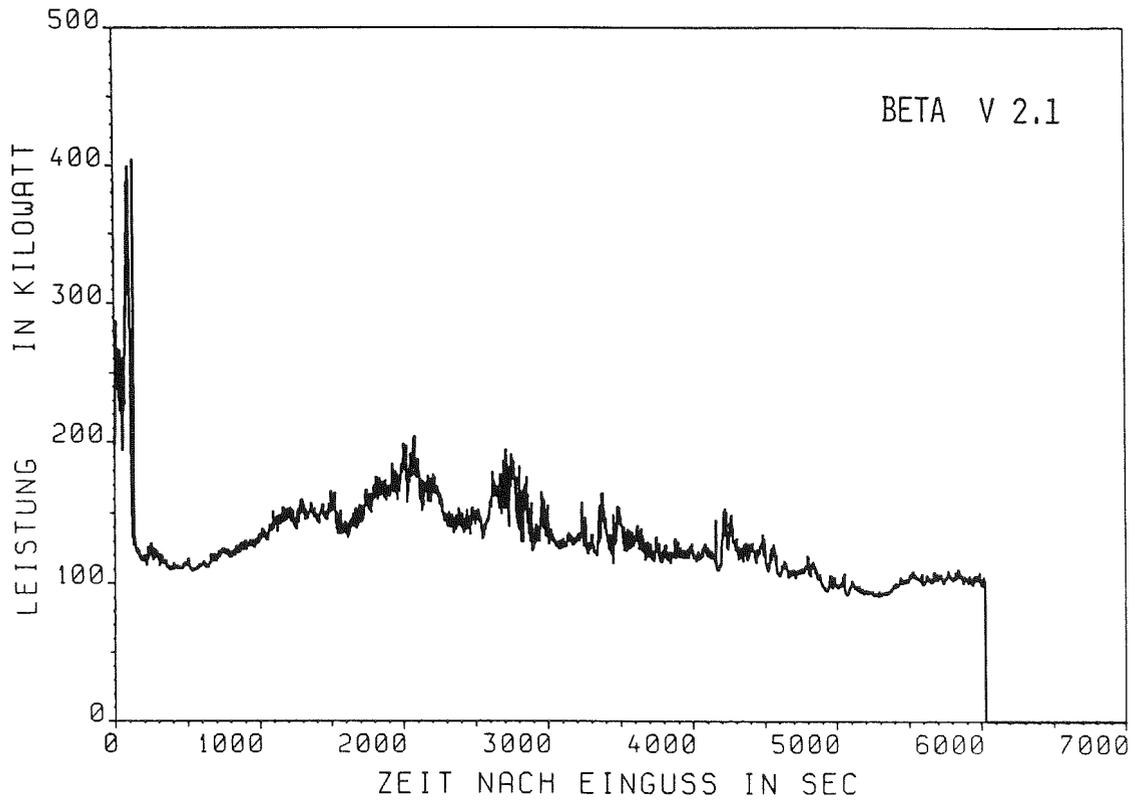
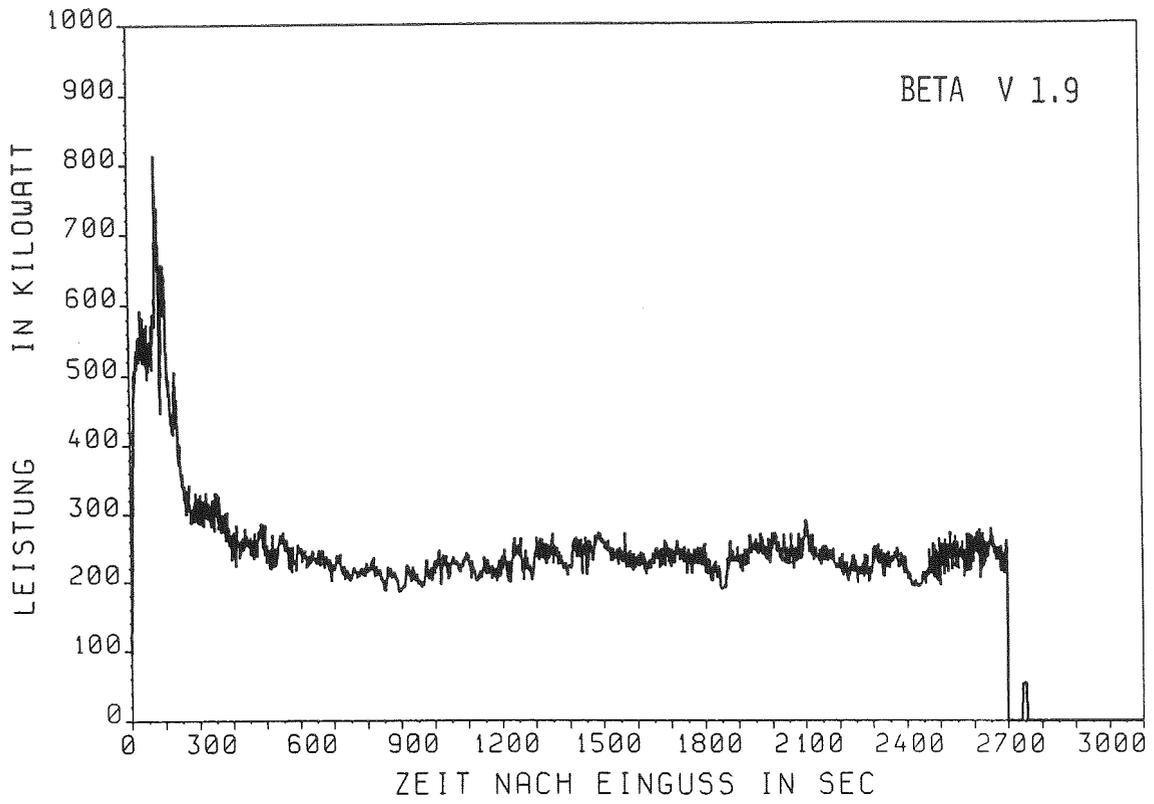


Abb.1 Netto-Heizleistung in BETA-Experimenten durch Induktionsheizung
c) BETA V1.9 d) BETA V2.1

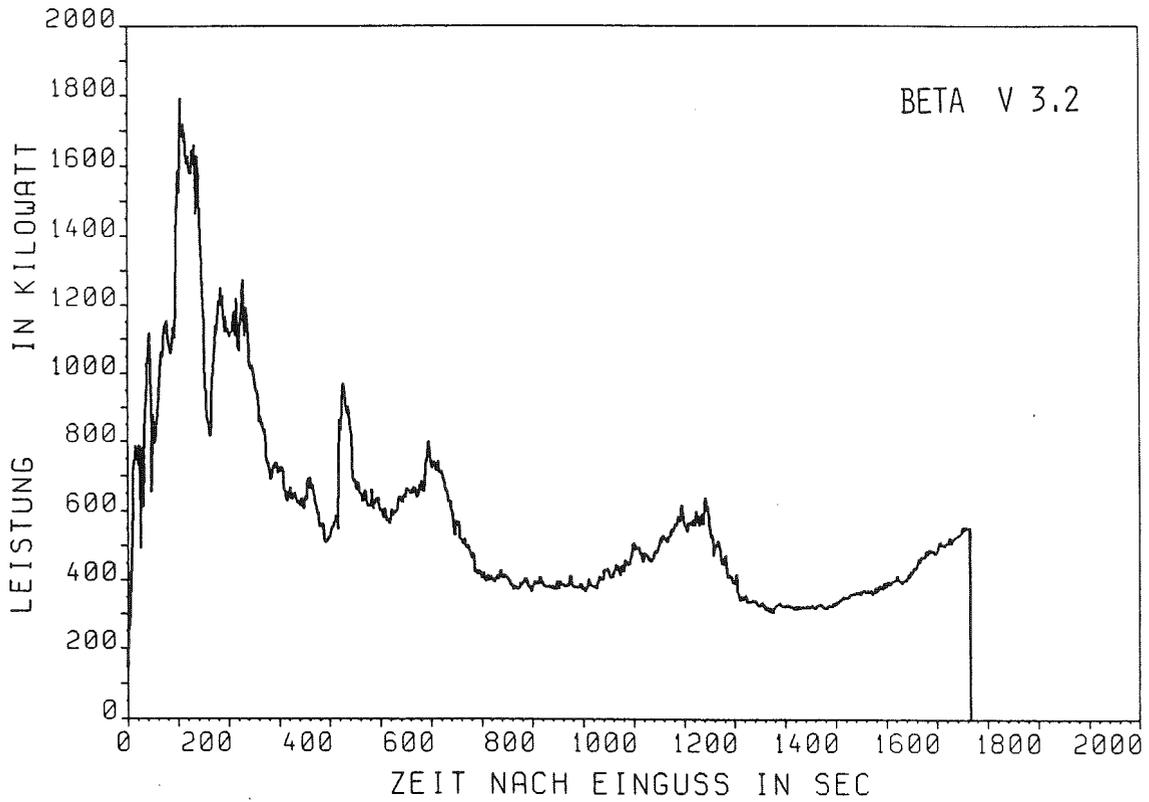
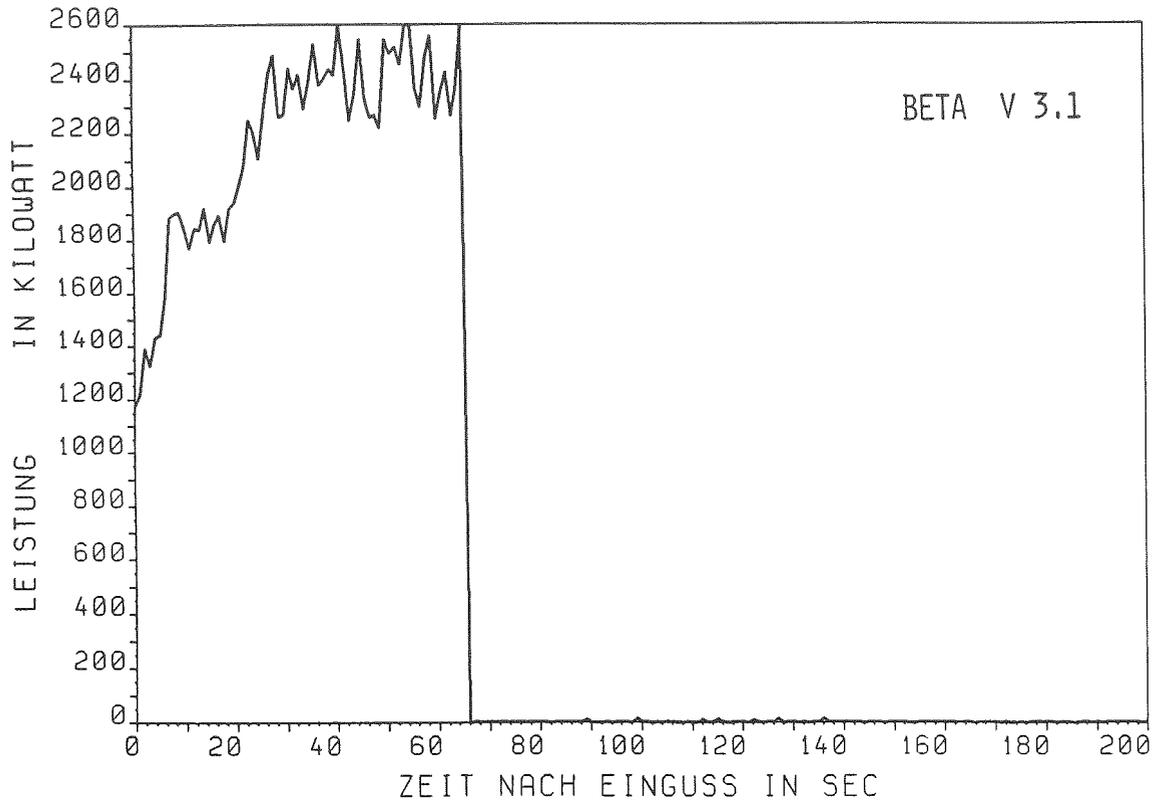


Abb. 1 Netto-Heizleistung in BETA-Experimenten durch Induktionsheizung
g) BETA V3.1 h) BETA V3.2

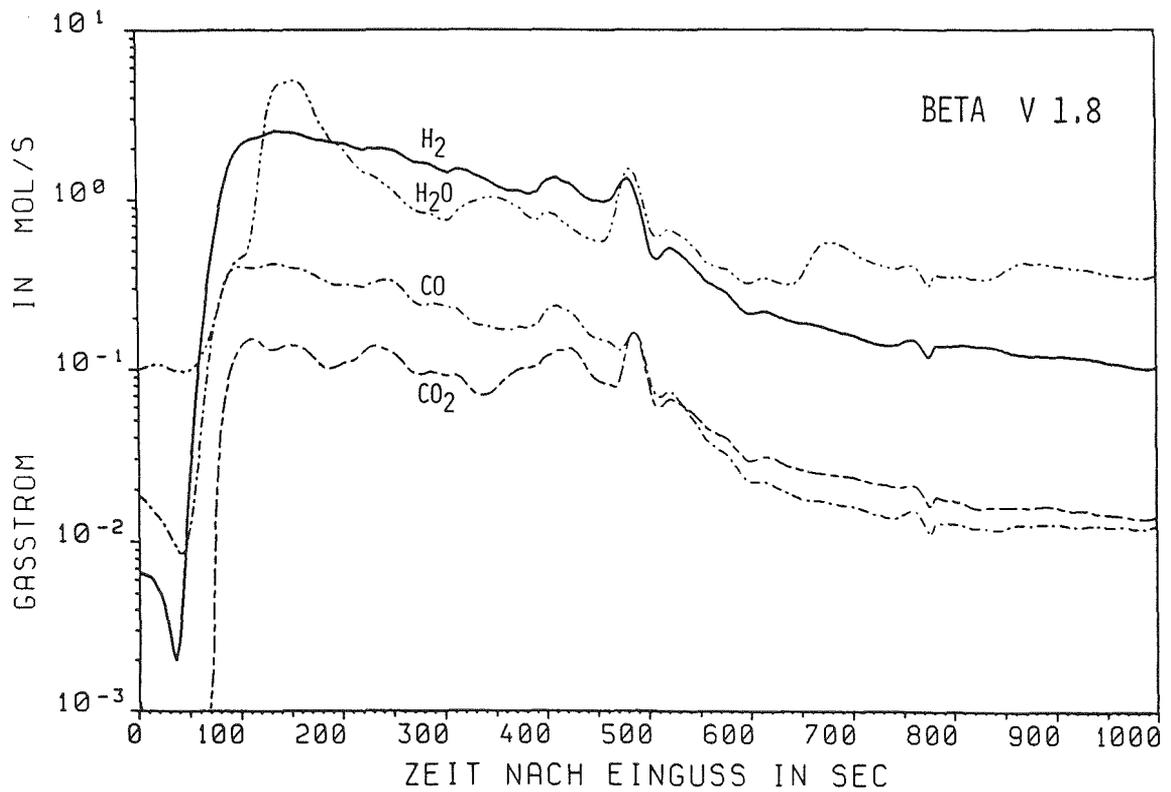
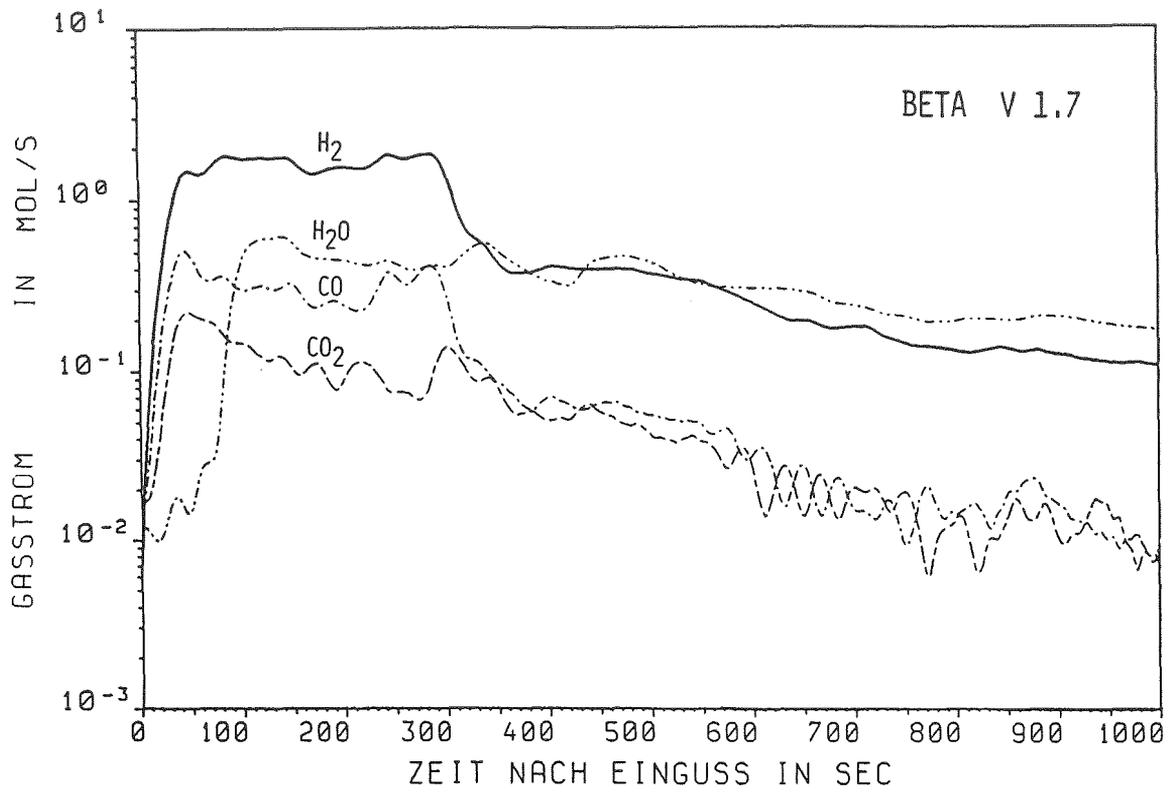


Abb. 2 Gemessene Gasfreisetzung in BETA-Experimenten
a) BETA V1.7 b) BETA V1.8

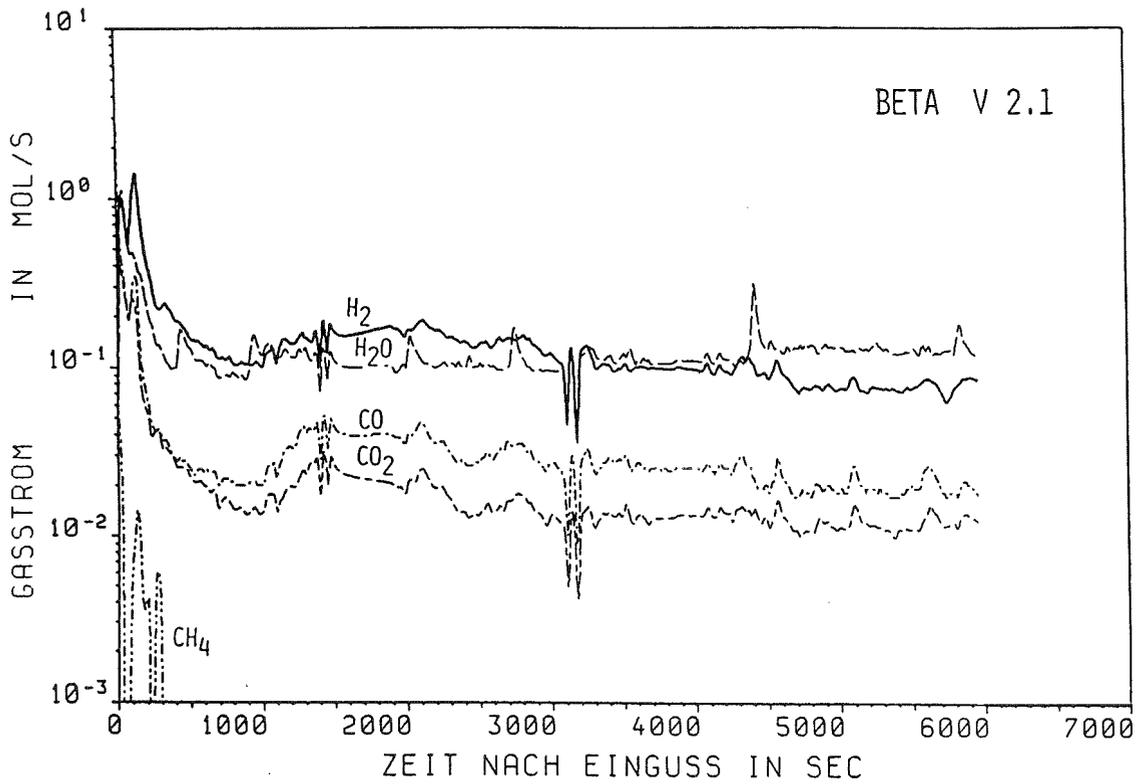
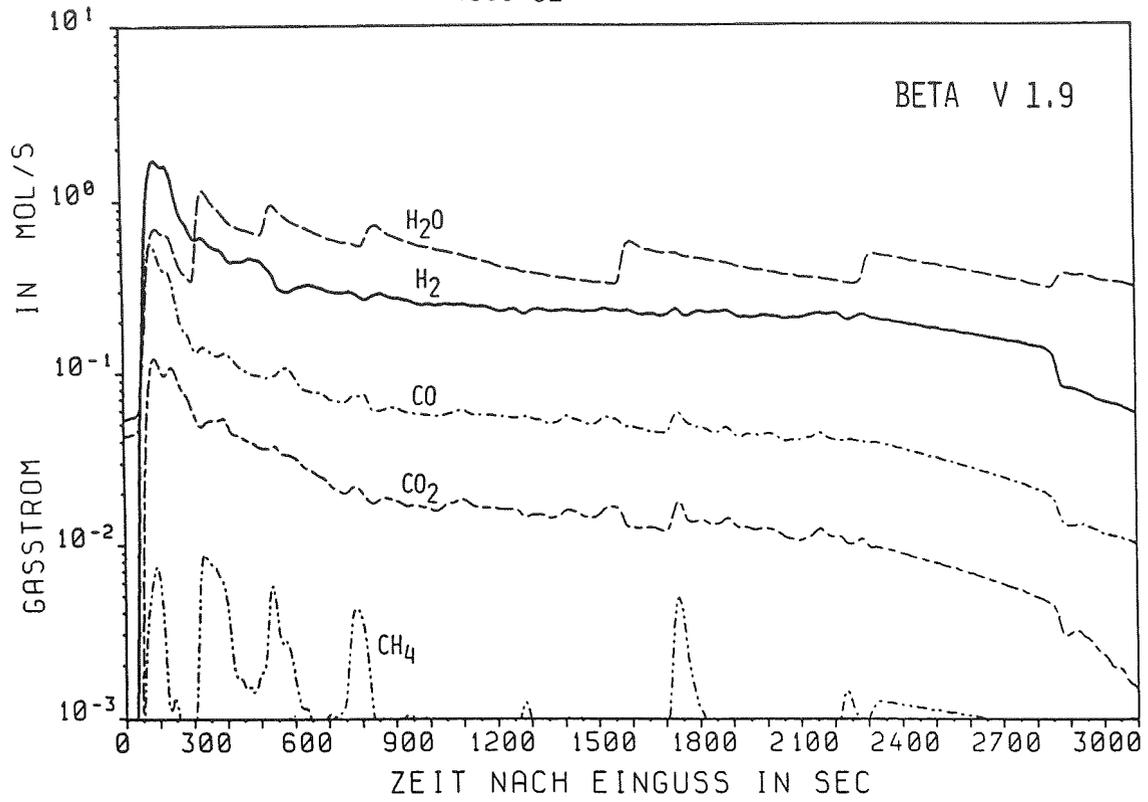


Abb. 2 Gemessene Gasfreisetzung in BETA-Experimenten
c) BETA V1.9 d) BETA V2.1

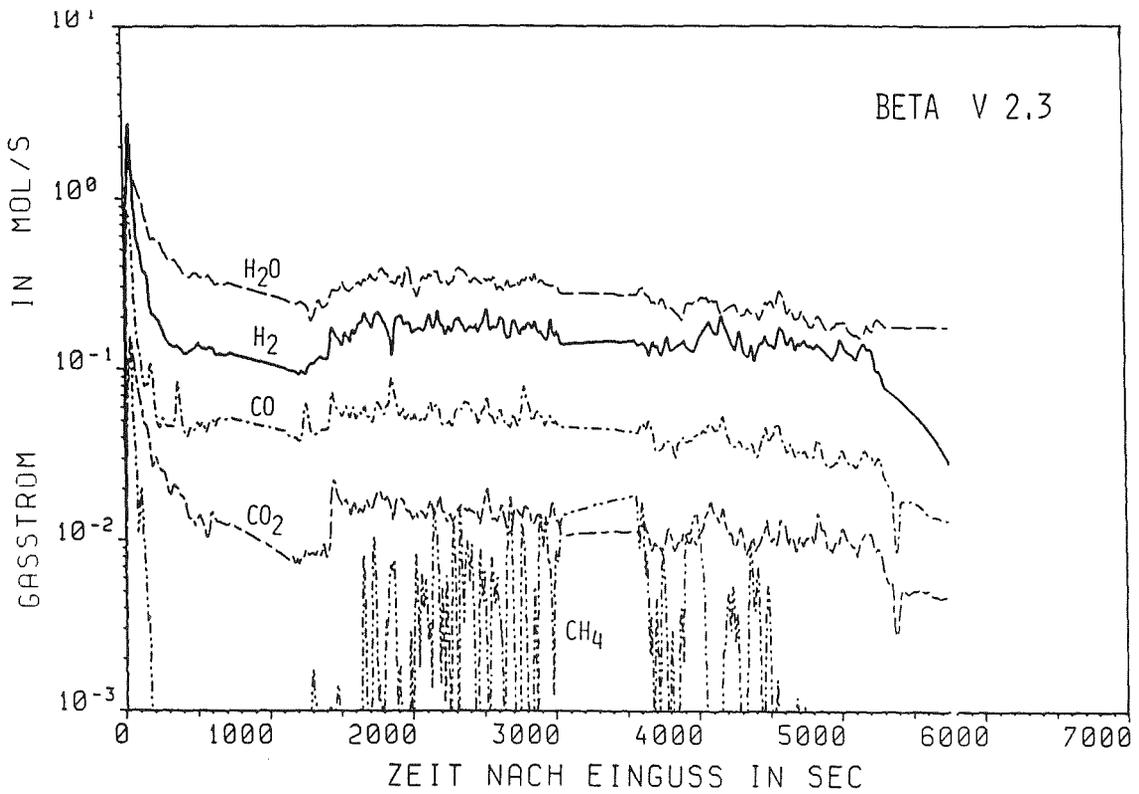
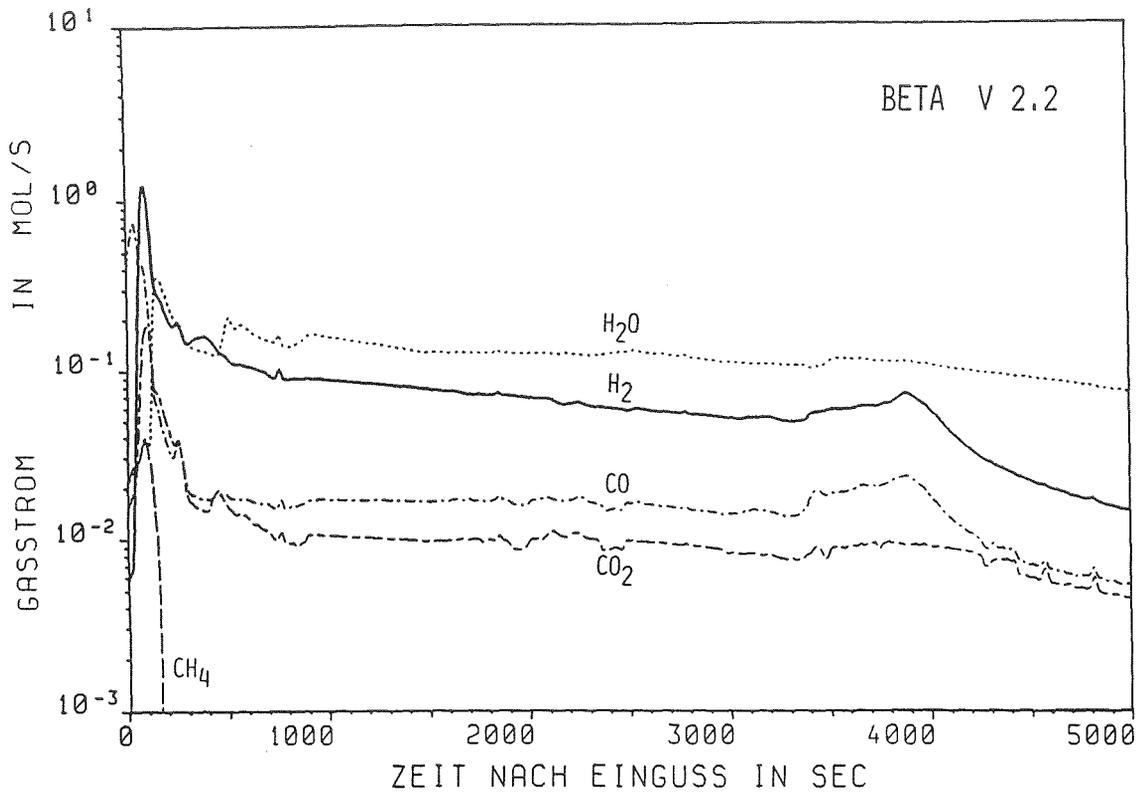


Abb. 2 Gemessene Gasfreisetzung in BETA-Experimenten
e) BETA V2.2 f) BETA V2.3

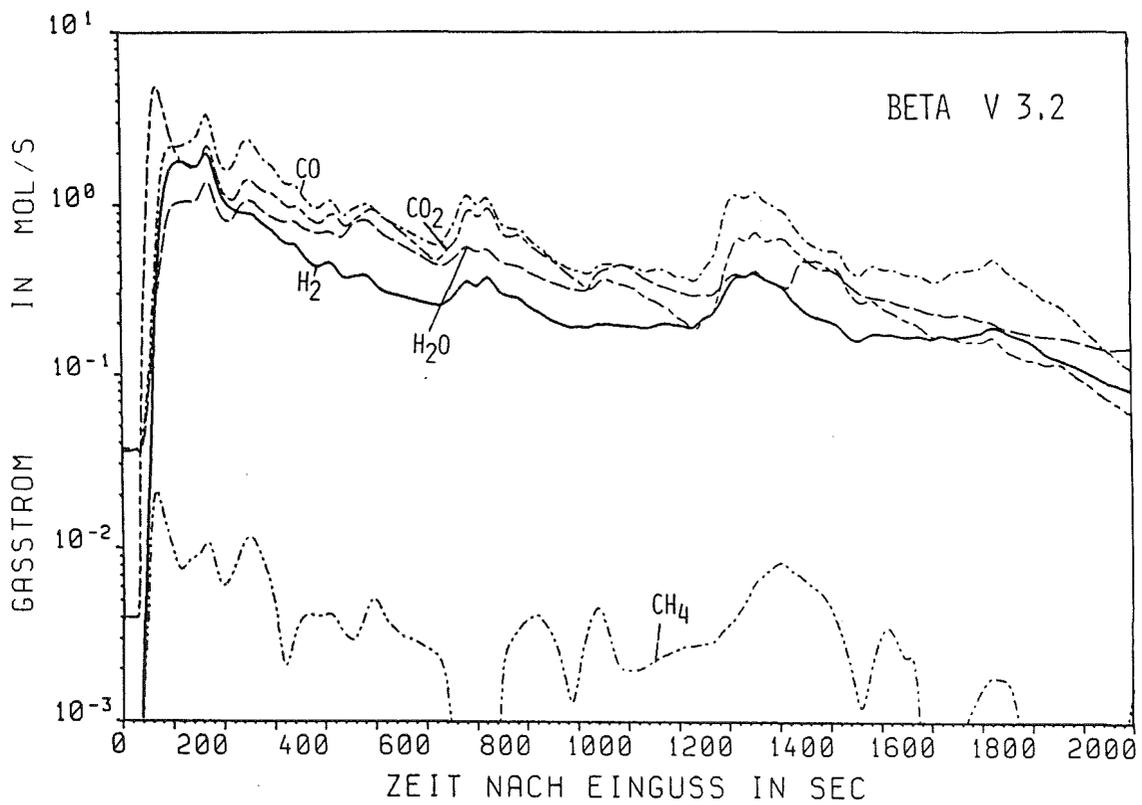
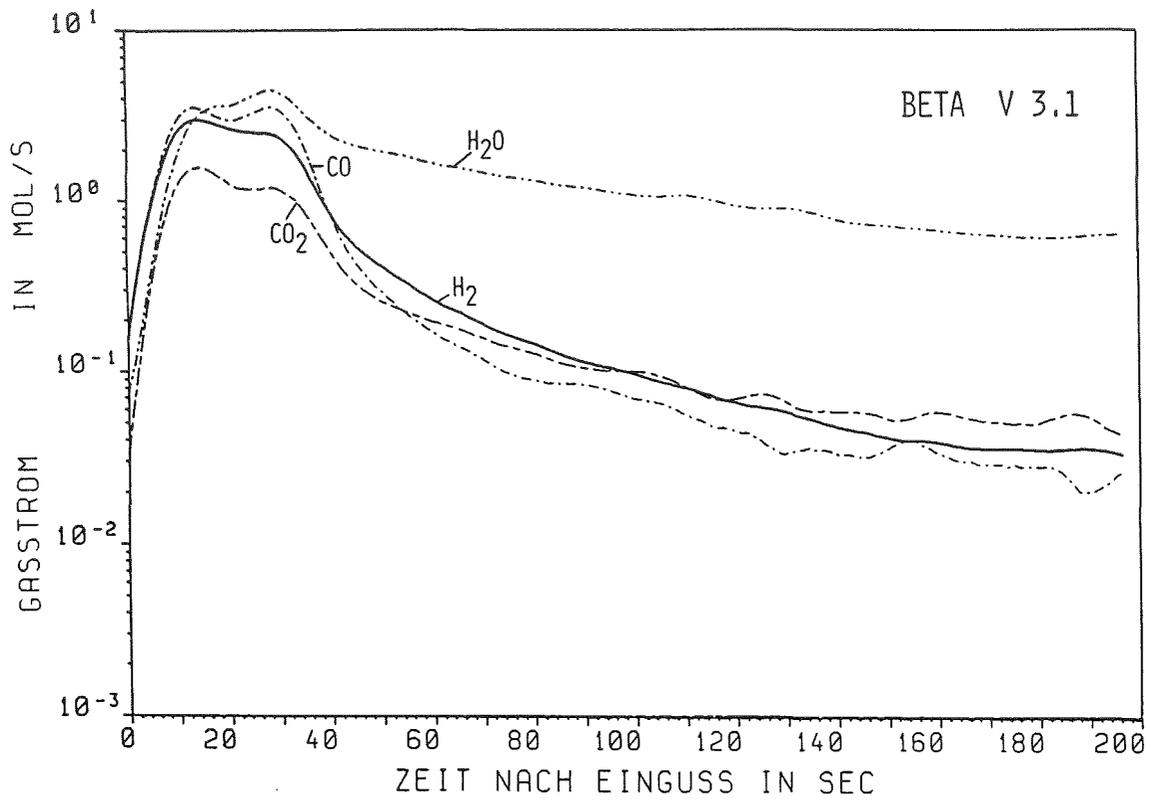


Abb. 2 Gemessene Gasfreisetzung in BETA-Experimenten
g) BETA V3.1 h) BETA V3.2

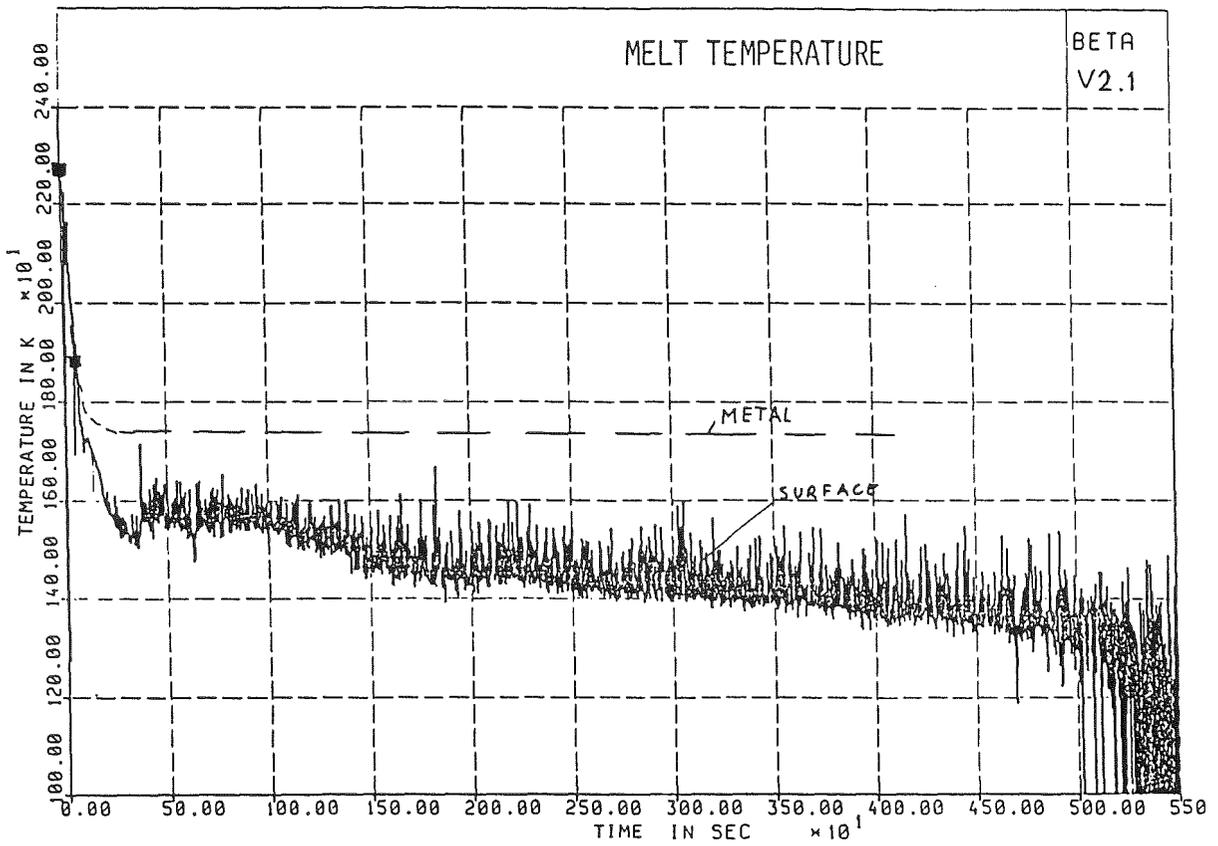
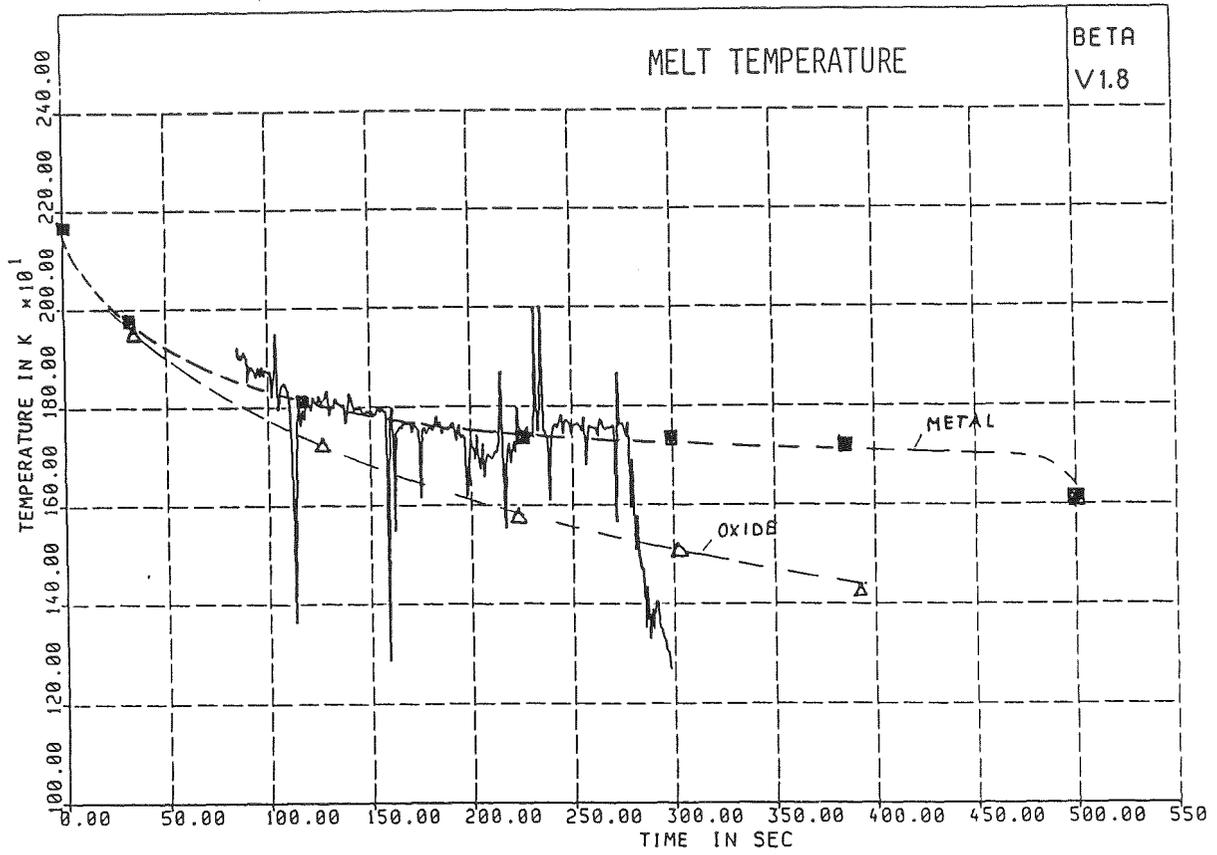


Abb. 3 Schmelzbadtemperaturen in BETA-Experimenten
a) BETA VI.8
b) BETA V2.1

06.01.12/36A Hydrodynamische und thermische Modelle zur
PNS 4331 Wechselwirkung einer Kernschmelze mit Beton
(M. Reimann, S. Stiefel, IRB)

1. Vorbemerkung

Mit der Zielsetzung, die Folgen eines Kernschmelzenunfalls quantifizieren zu können, wurden in der BR Deutschland die Rechencodes WECHSL (KfK) und KAVERN (KWU) entwickelt. Die Parallelität der Code-Entwicklung war zunächst gerechtfertigt, da zu Beginn des Forschungsprogramms noch recht unterschiedliche Vorstellungen über physikalische Einzelphänomene bestanden. Nicht zuletzt durch die Ergebnisse des BETA-Programms konvergierten die Code-Entwicklungen, so daß im vergangenen Jahr der Entschluß gefaßt wurde, einen deutschen Referenzcode auf der Basis des WECHSL-Codes zu erstellen, wobei insbesondere zum Langzeitverhalten der Kernschmelze im Betonfundament Modellierungen aus dem KAVERN-Code einfließen. Zur Zeit werden diese Arbeiten mit Unterstützung der KWU abgeschlossen.

Im Berichtszeitraum wurde das BETA-Versuchsprogramm weitergeführt und im Februar 1986 abgeschlossen. Insgesamt wurden 16 erfolgreiche Versuche durchgeführt, darunter 12 Experimente mit hoher Leistungseinspeisung und vollständig flüssigen Schmelzenschichten sowie 3 Versuche mit niedriger Leistungseinspeisung, bei denen teilerstarre Schmelzenschichten vorlagen, alle in Tiegeln, die aus silikatischem Beton gefertigt waren, wie er für deutsche Reaktoranlagen typisch ist. Bei drei weiteren Versuchen trat die induktiv nachbeheizte Schmelze mit US-spezifischem Kalksteinbeton in Wechselwirkung. Alle bisher genannten Versuche wurden in Tiegeln mit einem Innendurch-

messer von 38 cm durchgeführt. Lediglich der letzte, im Februar 1986 gefahrene Versuch fand in einem Tiegel aus silikatischem Beton mit einem Innendurchmesser von 60 cm statt.

Die wesentlichen Ergebnisse der Versuche waren:

- Alle Versuche mit hoher Leistungseinspeisung zeigten sehr deutlich das bevorzugte Eindringen der Schmelze in vertikaler Richtung bei schwacher radialer Erosion des Betontiegels.
- Die Temperaturen der Schmelze mit etwa 2000 °C beim Einguß fallen rasch innerhalb von 50 bis 100 s auf Erstarrungstemperatur ab.
- Während bei silikatischem Beton die Abschmelztemperatur mit 1300 °C festliegt, können bei kalksteinhaltigem Beton durch den Vorgang des Kalkbrennens pulverförmige Zerfallsprodukte auftreten, woraus eine niedrigere Oberflächentemperatur bei der Zerstörung des Betons folgen kann.
- Die Schmelze bleibt auch dann von Gasblasen durchströmt, wenn die Metallschicht vollständig erstarrt ist.
- Wasserstoff ist bei silikatischem Beton die überwiegende Komponente der aus dem Schmelzbad entweichenden Gase, selbst wenn Chrom als Stahlbestandteil bereits vollständig oxidiert ist oder wenn sich Krusten an den Berandungen der Metallschmelze ausgebildet haben. Bei karbonatischem Beton stellt Kohlenmonoxid die führende Komponente des abströmenden Gasgemisches dar.

2. Modellierungen im WECHSL-Code und Nachrechnung der BETA-Versuche

Die Vorausberechnungen der ersten BETA-Versuche mit induktiver Nachheizung der Metallschmelze wiesen eine zu geringe vertikale Erosion bei Überschätzung der radialen Erosion

auf. Daraus wurde geschlossen, daß im Bodenbereich des Tiegels ein verstärkter Wärmeübergangsmechanismus vorliegen muß. Das BERENSON-Kriterium ergab im Bodenbereich rechnerisch stets einen stabilen Gasfilm, die verstärkte vertikale Betonerosion wies jedoch auf einen vorzeitig destabilisierten Gasfilm unter teilweiser Benetzung der Betonoberfläche und Ausbildung von Einzelblasen ("Übergangssieden") hin. Wie Abb. 1 zeigt, ist eine vorzeitige Destabilisierung des Gasfilms durchaus denkbar, da bei Beton im Gegensatz zu den Siedevorgängen die Gase in der Tiefe des Materials unter der abschmelzenden Betonoberfläche freigesetzt werden, wobei der Wärmestrom, der diese Freisetzung bewirkt, erst durch Wärmeleitung durch die Schicht entgasen Betons transportiert werden muß, was zu zeitlichen Schwankungen der Gasfreisetzung führen kann. Ferner können auch Zuschlagssteine eine Barriere für die freigesetzten Gase bilden, wodurch auch örtliche Diskontinuitäten bewirkt werden können. Durch Multiplikation des BERENSON-Kriteriums mit einem fixierten empirischen Faktor für den Wärmeübergang im Bodenbereich bei Beibehaltung des wesentlich stabileren Gasfilms im Bereich stärker geneigter Wände konnte eine erheblich bessere Wiedergabe der Erosionsverhältnisse erzielt werden. Ferner wiesen die BETA-Experimente nach, daß auch dicke Metallkrusten stets gasdurchlässig bleiben, so daß der Wärmetransport aus dem Schmelzbad an die Krusteninnenseite, wie in Abb. 2a skizziert, stets durch gasgetriebene Konvektion erfolgt und der in Abb. 2b skizzierte Fall außer Betracht bleiben kann.

Stellvertretend für die Versuchsergebnisse sollen hier zunächst zwei Versuche in Tiegeln aus silikatischem Beton mit dem Standard-Innendurchmesser von 38 cm vorgestellt werden: Die Nachrechnungen des Versuchs V1.8 mit maximaler Leistungseinkoppelung von etwa 1,8 MW und des Versuchs V2.3 mit einer Leistung zwischen 120 und 230 kW. Im Versuch V1.8

(Abbn. 3 - 8) liegen vollständig schmelzflüssige Metall- und Oxidschichten vor. Wie das Erosionsprofil und auch die berechnete Ausbildung der Schmelzkaverne im Vergleich mit dem Tiegelschnitt zeigt, wird das bevorzugte vertikale Eindringen der Schmelze bei geringer Seitenwandererosion richtig wiedergegeben werden. Auch die Unterschätzung der vertikalen Erosion in der späteren Phase des Experiments (> 200 s) kann erklärt werden: Der Abfall der eingekoppelten Heizleistung nach 200 s wird durch Dispersion von Metalltropfen in die hochviskose oxidische Phase bewirkt, die nicht mehr an das Induktionsfeld ankoppeln. Deshalb wird in der Rechnung die vorgegebene Heizleistung auf eine zu große Metallmasse angewendet, wodurch die Wärmequellldichte und damit die Fortschrittsgeschwindigkeit der Schmelzfront unterschätzt wird. Da bei einer Kernschmelze die eventuelle Dispersion von Metalltropfen lediglich den Wärmeaustausch zwischen den Schmelzschichten intensiviert, nicht aber die Wärmequellldichte verändert, konnte auf eine Modellierung dieses Effekts verzichtet werden. Nach Abschalten der Induktionsheizung nach 500 s wurde die Betonerosion rasch beendet, wobei eine Erosionstiefe von 40 cm im Experiment bzw. von 36 cm in der Rechnung erreicht wurde.

Bei Versuch V2.3 (Abbn. 9 - 14) mit niedriger Leistungseinspeisung zwischen 120 und 180 kW konnte die Heizphase wesentlich länger andauern. Die Abschaltung erfolgte nach 5300 s. Die Betonerosion wird weitgehend durch Krustenbildung an der Metallschmelze bestimmt. Dadurch ist das Eindringen der Metallschmelze in vertikaler und horizontaler Richtung ausgeglichener als beim Versuch mit hoher Leistungseinspeisung und vollständig flüssigen Schmelzschichten. Dispersion der Metallphase in die Oxidschicht spielt bei diesem Versuchstyp offensichtlich nur eine untergeordnete Rolle.

Wie beobachtet, erfolgte in allen BETA-Versuchen, selbst bei hoher Leistungseinspeisung, ein rascher Temperaturabfall des Schmelzbades innerhalb von weniger als 100 s nach dem Einguß der Schmelze in den Versuchstiegel auf ein Niveau nahe der Erstarrungstemperatur der Metallschmelze. Dieses Verhalten konnte erst dann vom WECHSL-Code wiedergegeben werden, als das Void-Modell ertüchtigt worden war, um bei starker Gasfreisetzung hohe Werte bis zu 80 % zu berechnen. Weiter fand in WECHSL ein Modell Verwendung, welches in Abhängigkeit vom Gasstrom in einer an die Tiegelwand angrenzende Randzone der Schmelzbadoberfläche den Energieaustrag aus der Schmelze durch Auswurf von Oxid an die Tiegelwand und das Zurücklaufen der abgekühlten Schmelze beschreibt. Nach der transienten Eingußphase bleibt die Temperatur des Schmelzbades bis zum Abschalten der Induktionsheizung nahe bei der Erstarrungstemperatur der Metallschicht.

Mit der ursprünglichen Version von WECHSL wurden für die molaren Ströme der brennbaren Gase H_2 und CO zunächst zu niedrige Werte berechnet, wenn die reaktiveren Metalle, wie z. B. Chrom, durch Oxidation aus der Metallschmelze verschwunden waren. Für die Redox-Vorgänge zwischen Eisen und Wasserdampf bzw. Kohlendioxid wurden chemische Gleichgewichte mit in der Literatur angegebenen Gleichgewichtskonstanten berechnet. Eine wesentlich verbesserte Wiedergabe der Gasraten konnte erreicht werden, wenn auch bei einer reinen Eisenschmelze vollständige Umsetzung von Wasserdampf in Wasserstoff und von Kohlendioxid in Kohlenmonoxid unterstellt wurde.

Mit dieser Modifikation konnten die brennbaren Gase in allen Versuchen gut wiedergegeben werden. Während in Versuch V2.3 auch die nicht brennbaren Gase Wasserdampf und Kohlendioxid, die von der Oxidschmelze in Wechselwirkung

mit den Betonwänden des Versuchstiegels freigesetzt werden, ebenfalls befriedigend wiedergegeben werden (lediglich Wasserdampf wird etwas unterschätzt), tritt bei Versuch V1.8 eine Unterschätzung dieser Gaskomponenten auf, da die sehr hohen Gasströme eine sehr heftige Schmelzbewegung bewirken, wodurch die Wände im oberen Tiegelbereich mit Schmelze beworfen werden, was zu einer zusätzlichen Freisetzung von Wasserdampf und Kohlendioxid ohne weitere nennenswerte Betonerosion führt. Auf eine Modellierung dieses Effekts wurde verzichtet, da bei einem Kernschmelzenunfall mit einem Schmelzbaddurchmesser von mehr als 6 m derartige Randeffekte nur eine untergeordnete Rolle spielen, die bei einem Durchmesser von 0,38 m noch signifikant sein können.

Die Rechnung für Versuch V3.3 mit kalksteinhaltigem Beton wurde mit einer Betonzerstörungstemperatur von 1550 K und einer entsprechend berechneten Betonzerstörungsenthalpie von 2675 kJ/kg durchgeführt (Abbn. 15 - 20). Die induktive Heizung wurde in diesem Versuch über eine knappe Stunde (3400 s) aufrecht erhalten, wobei die Heizleistung zwischen 260 und 750 kW schwankte. Die berechneten Temperaturen des Schmelzbades fielen wieder rasch ab. Die gemessenen Temperaturen der Schmelze liegen nahe bei der Solidustemperatur der Oxidschmelze. Während das berechnete vertikale und horizontale Erosionsprofil mit den Meßpunkten gut übereinstimmt, ist die Kavernenausbildung unregelmäßig. Bei der Kavernenausbildung am Tiegelboden spielte die Dispersion von Metalltropfen in die Oxidschmelze offensichtlich wieder eine entscheidende Rolle, da in diesem Experiment hohe Gasströme auftreten. An den Tiegelwänden kann verstärkte radiale Erosion beobachtet werden, die unter Umständen auf Betonzerstörung vor dem Erreichen der Schmelztemperatur zurückgeführt werden kann. Auch im oberen Tiegelbereich wurde der Beton durch ausgeworfene Schmelze

angegriffen und es sind Schichten abgeplatzt.

Der Verlauf der Meßwerte der freigesetzten Gase ist unregelmäßig, was nicht alleine auf die Schwankungen der eingekoppelten Leistung zurückgeführt werden kann. Die Bildung von Wasserstoff wird befriedigend wiedergegeben, während die Freisetzung von Kohlenmonoxid durch die Rechnung überschätzt wird. Während die Freisetzung von Wasserdampf mit nur geringen Schwankungen erfolgt und von WECHSL insgesamt unterschätzt wird, weist die Bildung von Kohlendioxid die stärksten zeitlichen Schwankungen auf. Dies ist wahrscheinlich darauf zurückzuführen, daß durch den Gasstrom Schmelze in den oberen Tiegelbereich ausgeworfen wird, die dort den Beton entwässert, wobei dieser seine Festigkeit verliert, abplatzt, in die Schmelze stürzt und somit werden schubartig Kohlendioxid und in geringerem Maße die anderen Gase freigesetzt. Da diese Effekte in WECHSL nicht modelliert wurden, treten entsprechende Abweichungen zwischen Experiment und Rechnung auf. Aus den oben genannten Gründen kann aber wieder die Schlußfolgerung gezogen werden, daß bei einem Kernschmelzenunfall die Gasfreisetzung für karbonatischem Beton mit WECHSL ebenfalls wieder mit ausreichender Genauigkeit berechnet werden kann.

3. Anwendung des WECHSL-Codes auf den Kernschmelzenunfall

Bei einem z. B. durch ein großes Leck im Primärkreis und anschließendem Versagen der Kernnotkühlung bei Umschaltung auf Sumpfbetrieb initiierten Kernschmelzenunfall in einem deutschen Standard-DWR, dem sogenannten Niederdruckpfad, ergießen sich nach dem Durchschmelzen des Reaktordruckbehälters ca. 52 t metallische Schmelze und 135 t oxidische Schmelze in die Schildgrube, einer zylindrischen Kaverne

von 6,2 m Durchmesser, die unterhalb des Reaktordruckbehälters liegt. Wie Abb. 21 zeigt, fallen die Temperaturen rasch - innerhalb von 1000 s - von 2400 °C auf eine Temperatur nahe der Erstarrungstemperatur der Metallschicht ab, obwohl in dieser Zeitspanne auch das metallische Zirkon verbrennt, das nicht während der Abschmelzphase im RDB oxidiert wurde, wobei mit den extrem hohen Gasströmen die Reaktionswärme der Zirkonoxidation die nukleare Nachzerfallswärme um ein Vielfaches übertrifft.

In dieser stark transienten Anfangsphase wird in Übereinstimmung mit den BETA-Experimenten in vertikaler Richtung mehr als ein Meter Beton aufgeschmolzen (Abb. 22), während die radiale Ausbreitung zunächst begrenzt bleibt. Nach dieser Anfangsphase bilden sich Krusten um die Metallschicht aus, so daß die Eindringgeschwindigkeit der teil-erstarrten Metallschicht stark verlangsamt wird und das Verhältnis zwischen vertikaler und radialer Erosion ausgeglichener ist. Die Temperatur bleibt langfristig auf dem Niveau der Erstarrungstemperatur des Metalls, wobei die Metallkrustendicke so stark anwachsen kann, daß die Erosionsgeschwindigkeit, die durch die Oxidphase verursacht wird, höher liegt als die der Metallphase. Unter diesen Umständen beginnt die Oxidphase, die Metallschicht zu "überholen" und in zunehmenden Maß zu umschließen. Diese Phase des Langzeitverhaltens der Schmelze im Fundamentbereich wird zur Zeit modelliert und die entsprechenden Arbeiten stehen kurz vor dem Abschluß.

In Bezug auf eine mögliche Freisetzung von radioaktiven Spaltprodukten aus der Schmelze während der Wechselwirkung des geschmolzenen Reaktorkerns mit dem Betonfundament ergibt sich die wichtige Aussage, daß die Temperaturen der Kernschmelze, wenn man von einer kurzen Anfangsphase absieht, so niedrig sind, daß keine nennenswerte Freisetzung

mehr erfolgt, zumal die leicht- und mittelflüchtigen Spaltprodukte schon beim Abschmelzen des Kerns freigesetzt wurden.

Zur Frage der Durchdringung des Reaktorfundaments ist grundsätzlich zu bemerken, daß ein Schmelzpool mit beträchtlicher Schichthöhe in einer halbunendlichen Betonstruktur nur zum Stehen gebracht werden kann, wenn das mit den erschmolzenen Betonrückständen vermischte Kernmaterial ein sehr großes halbkugelförmiges bzw. elliptisches Volumen ausfüllt, über dessen Oberfläche die nukleare Nachzerfallswärme durch stationäre Wärmeleitung abgeführt werden kann. Die einzige Möglichkeit der Wärmeabfuhr aus dem Schmelzbad neben der Wärmeabgabe an den Beton besteht im Wärmetransport über die Schmelzbadoberfläche. Selbst bei einem unterstellten Sumpfwassereinbruch nach entsprechender Schwächung des Abschirmzylinders wird an der Schmelzbadoberfläche eine Kruste ausgebildet, was, wie aus Abb. 21 ersichtlich, die Oberflächentemperatur absenkt, so daß die Wärmestromdichte nicht wesentlich über den Wert gesteigert wird, der sich einstellt, wenn die Wärmeabfuhr über die Schmelzbadoberfläche durch Strahlung erfolgt. Daraus folgt, daß es nicht gelingen kann, den Schmelzsee von oben durch Sumpfwasserkühlung zu stabilisieren. Die Schmelze kann nur dann im Fundamentbereich gehalten werden, wenn ein ausreichend starker konvektiver Mechanismus unter der Fundamentplatte vorliegt, um die geringen Wärmestromdichten in der Größenordnung von 100 kW/m^2 abzuführen. Steht ein ausreichender konvektiver Mechanismus nicht zur Verfügung, so durchdringt die Schmelze die Fundamentplatte und tritt in den Untergrund ein. Eine Stabilisierung des teilerstarrten Schmelzklumpens im Untergrund gelingt sofort dann, wenn ein konvektiver Transportmechanismus zur Verfügung steht, wie z. B. bei Grundwasser im Bodenbereich unter dem Reaktorfundament. Bei einer Wertung dieses Falls

ist zu berücksichtigen, daß die Schmelze sich mit einer dicken, glasartigen Kruste eingetiegelt hat und daß auch keine leichtflüchtigen Spaltprodukte mehr vorhanden sind.

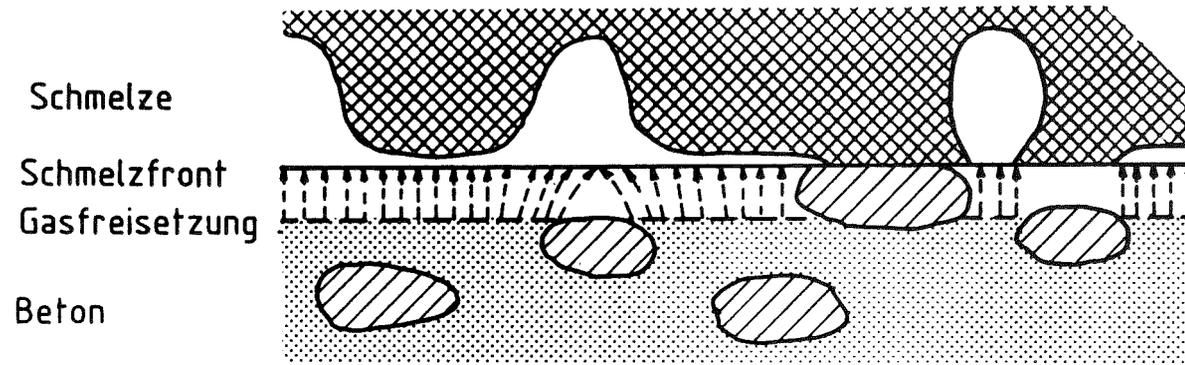
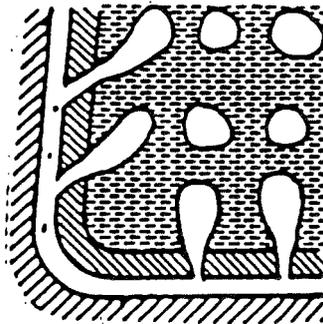
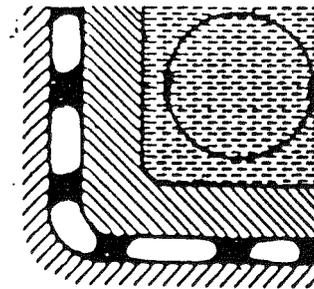


Abb. 1: Destabilisierung des Gasfilms im Bodenbereich



a)

Anwachsende, gasdurchlässige Kruste mit Gasfilm (außen) und Einzelblasenmodell (innen)



b)

Gasdichte Kruste mit zweiphasigem Wärmeübergang (außen) und Naturkonvektion (innen)

Abb. 2: Wärmeübergang bei der Ausbildung von Krusten

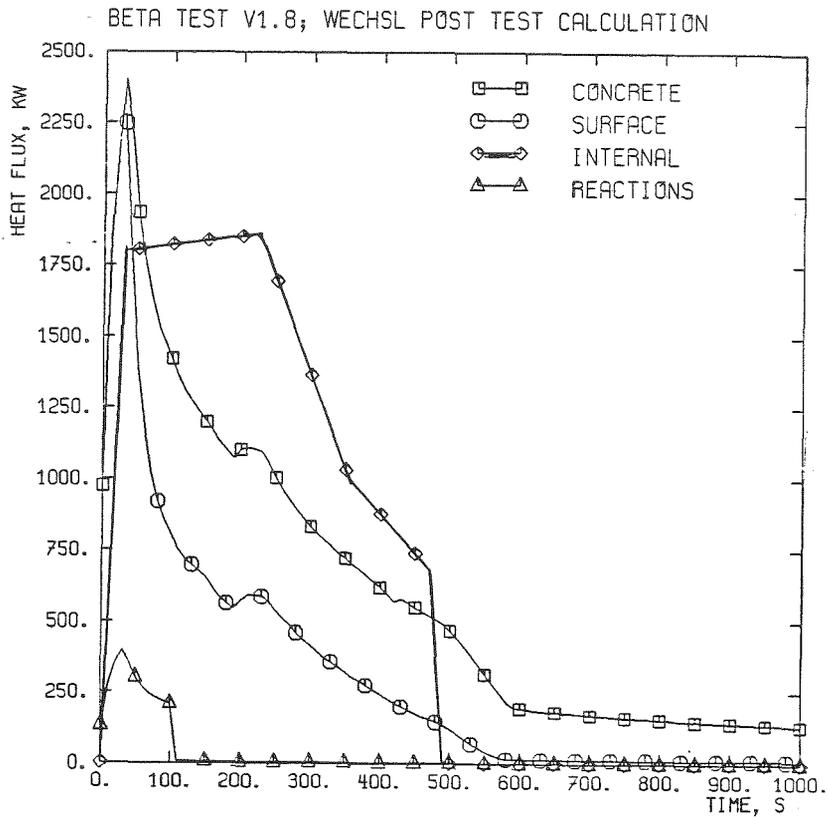


Abb. 3: BETA V1.8: Heizleistung und Wärmeströme

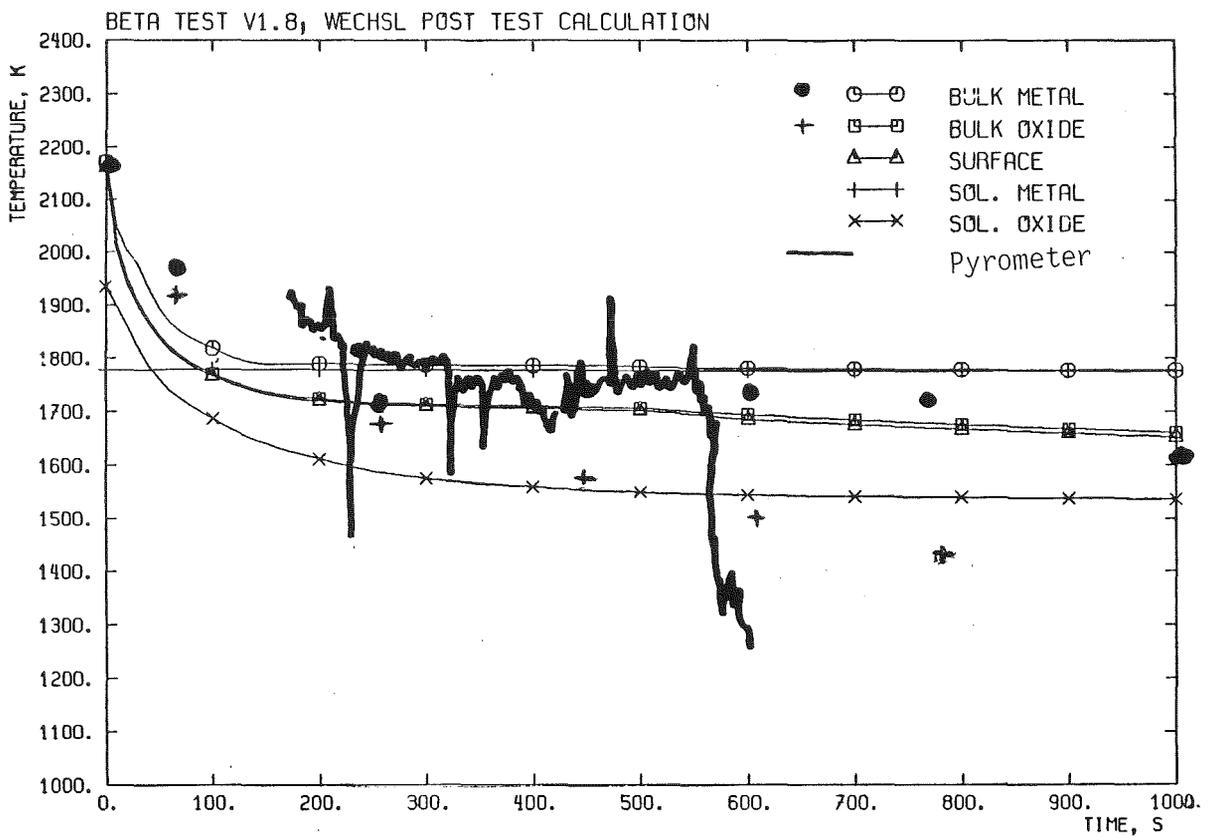


Abb. 4: BETA V1.8: Temperaturen des Schmelzbades

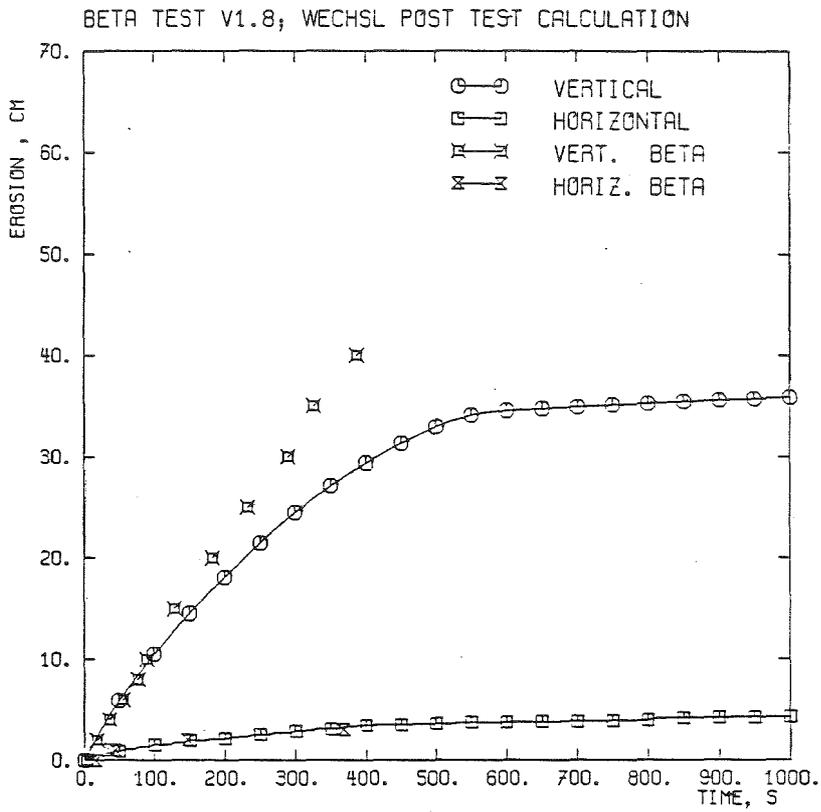


Abb. 5: BETA V1.8:
Vertikale und radiale
Betonerosion

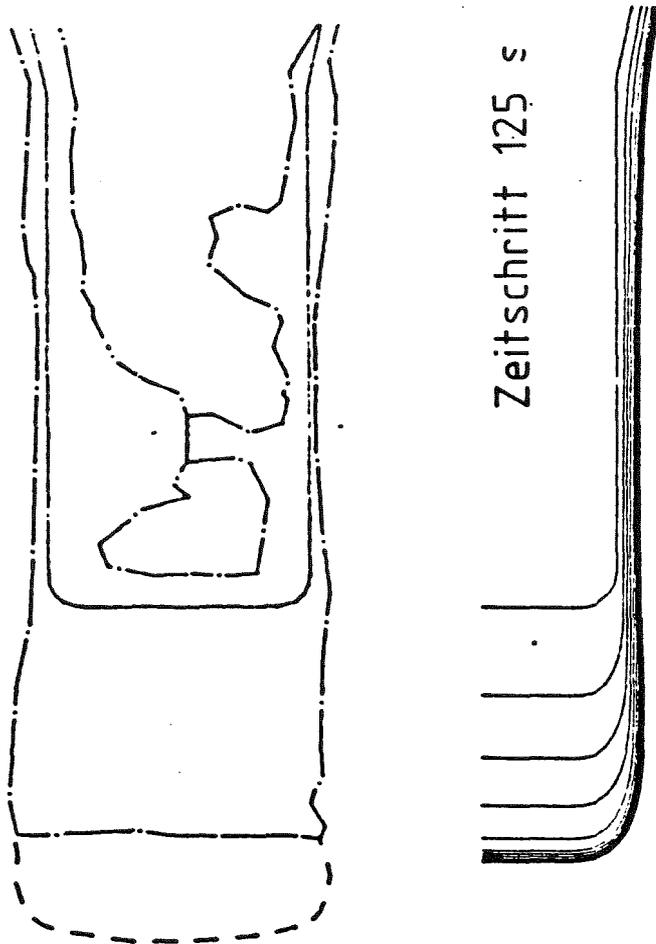


Abb. 6: BETA V1.8
Kavernenform

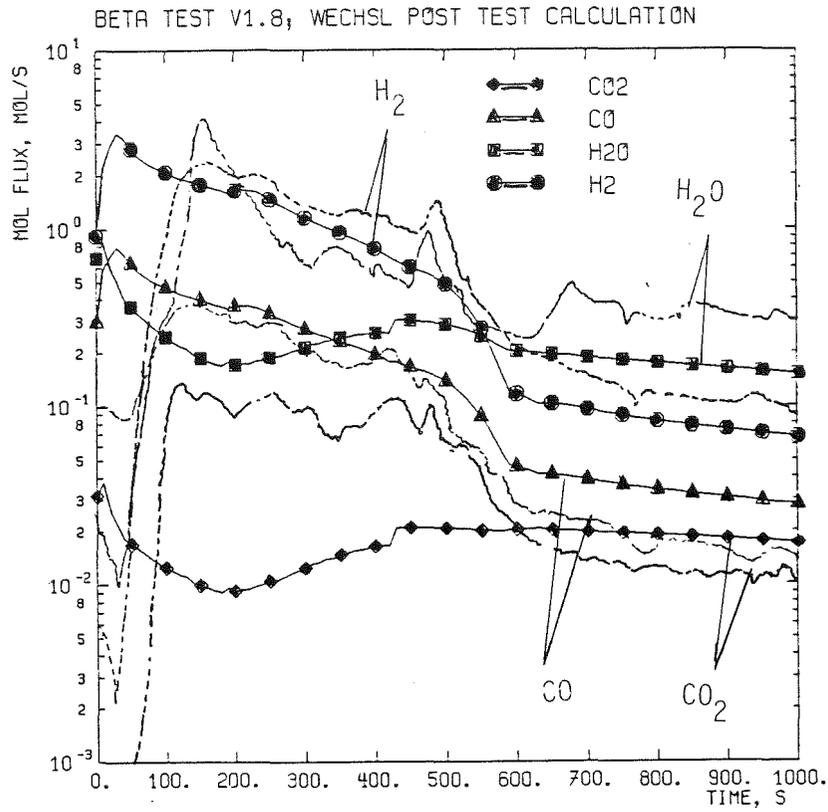


Abb. 7: BETA V1.8: Molare Gasströme

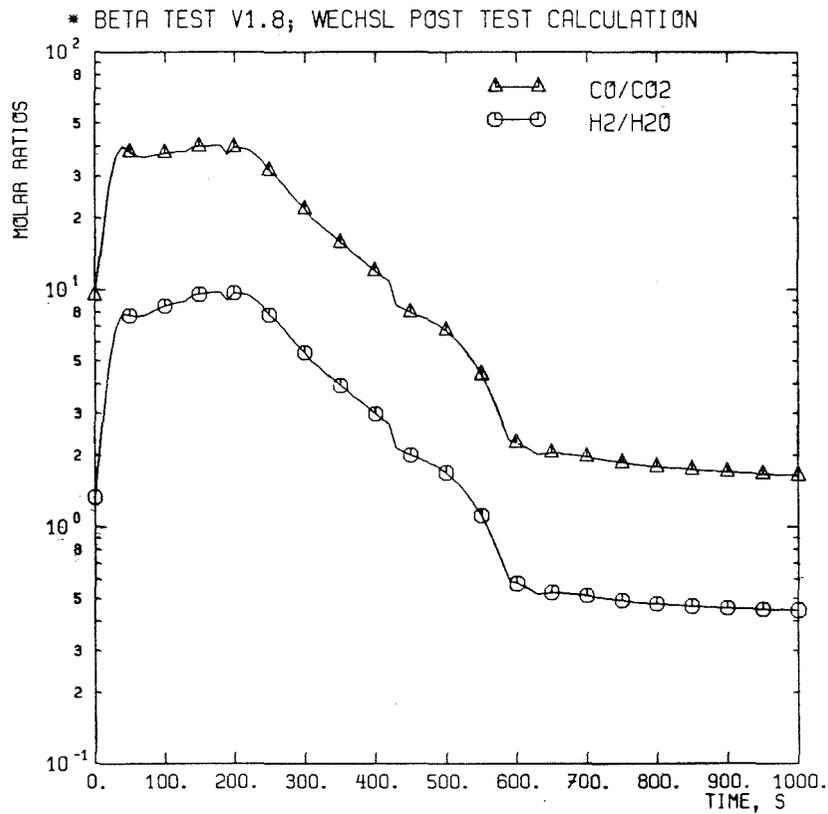


Abb. 8: BETA V1.8: Molenbrüche

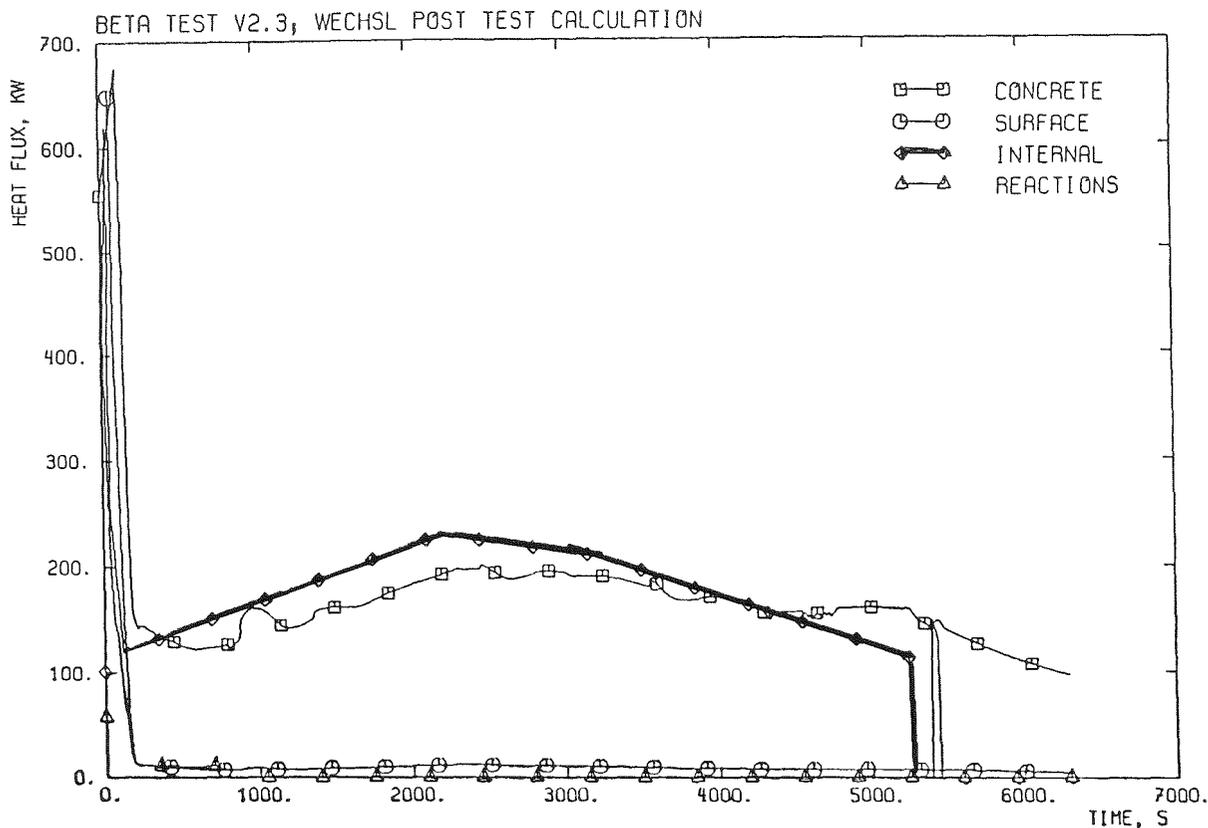


Abb. 9: BETA V2.3: Heizleistung und Wärmeströme

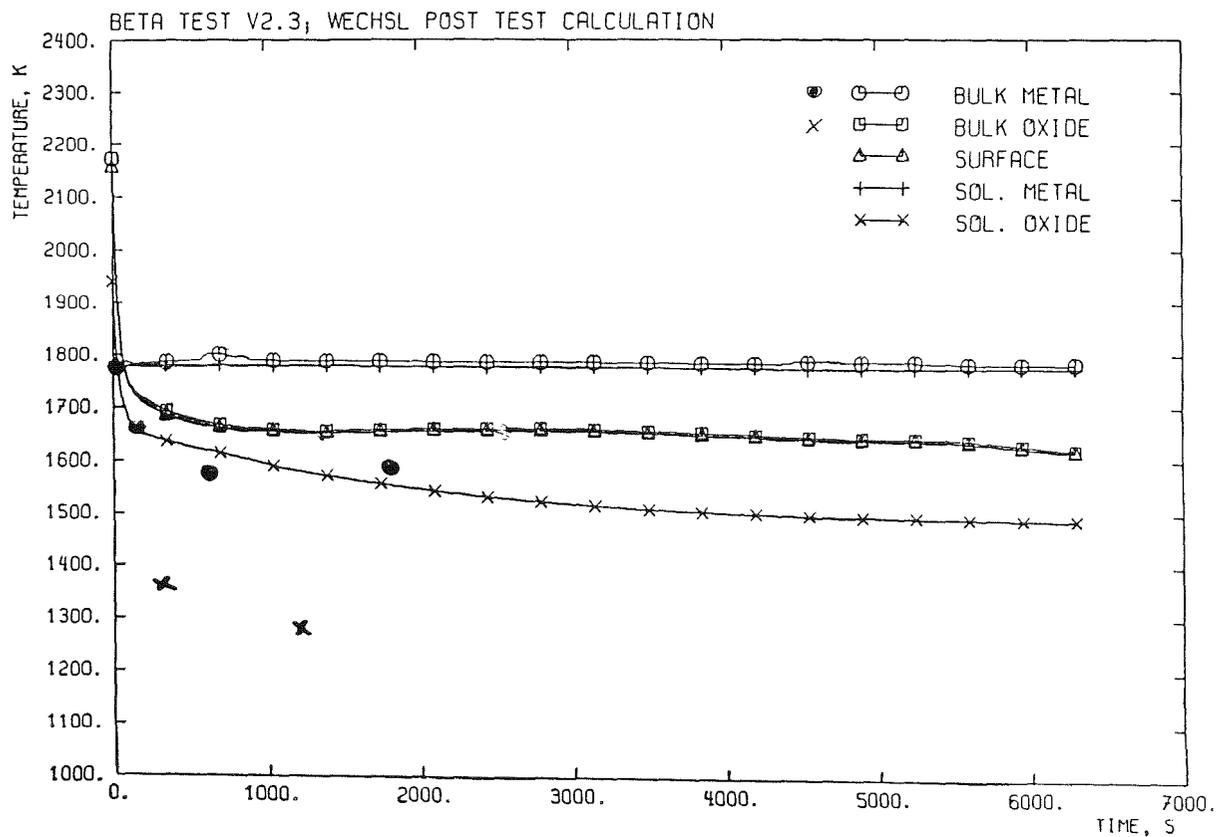


Abb. 10: BETA V2.3: Temperaturen des Schmelzbades

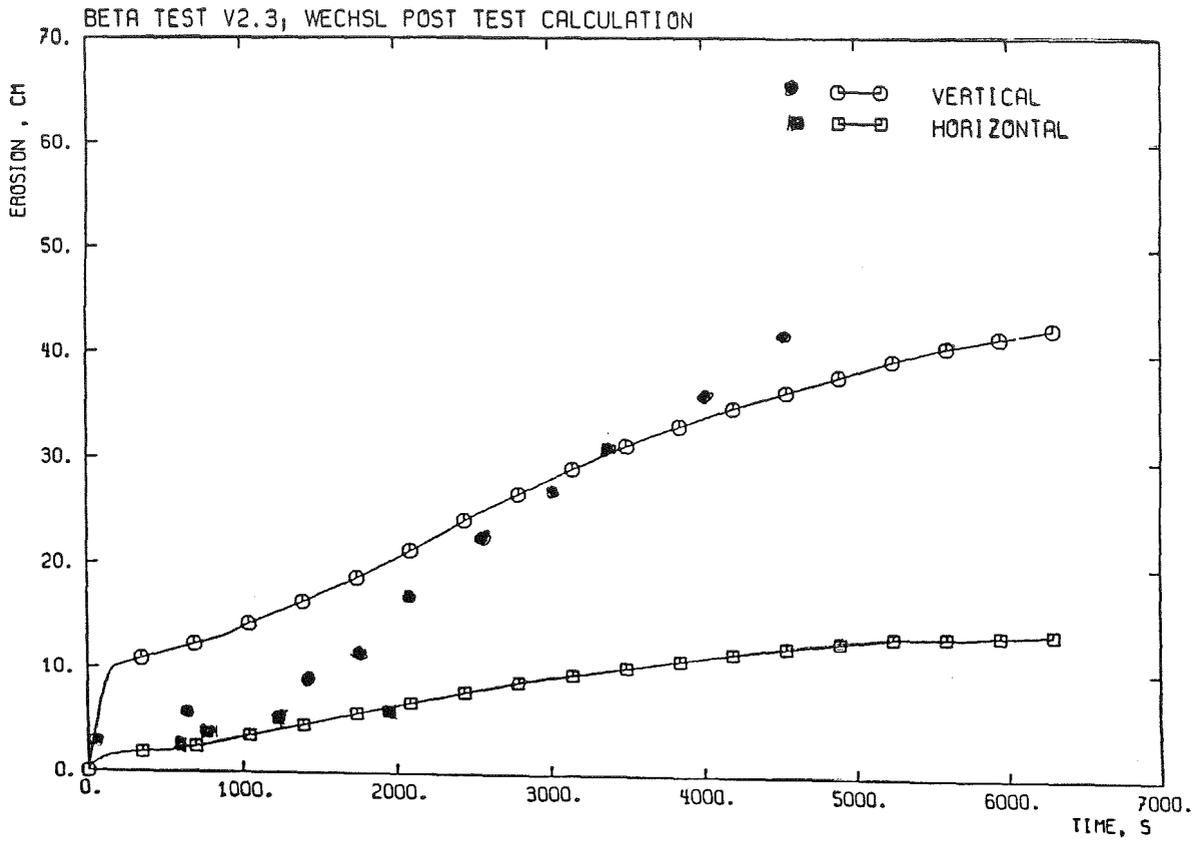


Abb. 11: BETA V2.3: Vertikale und radiale Betonerosion

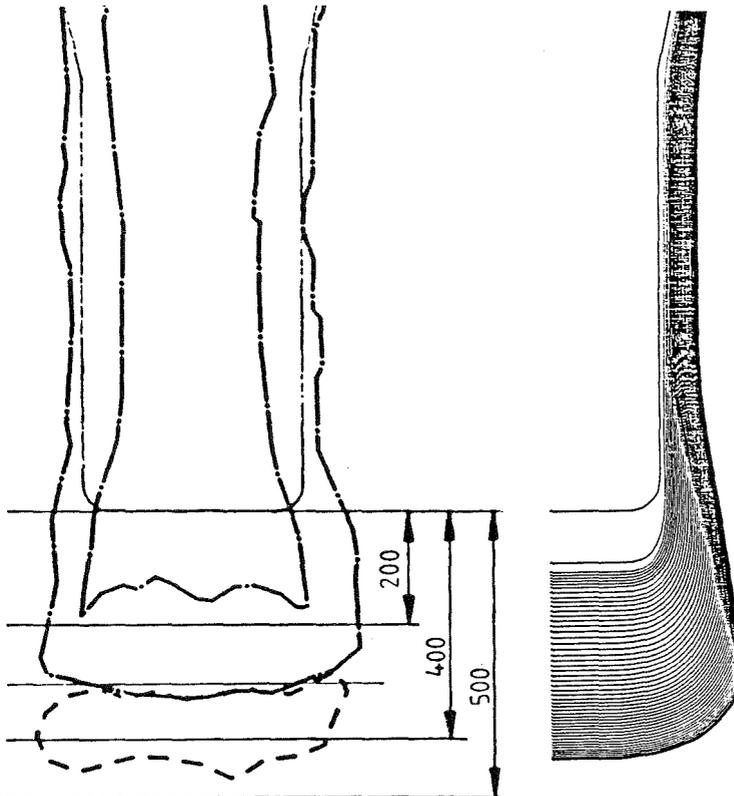


Abb. 12: BETA V2.3:
Kavernenform

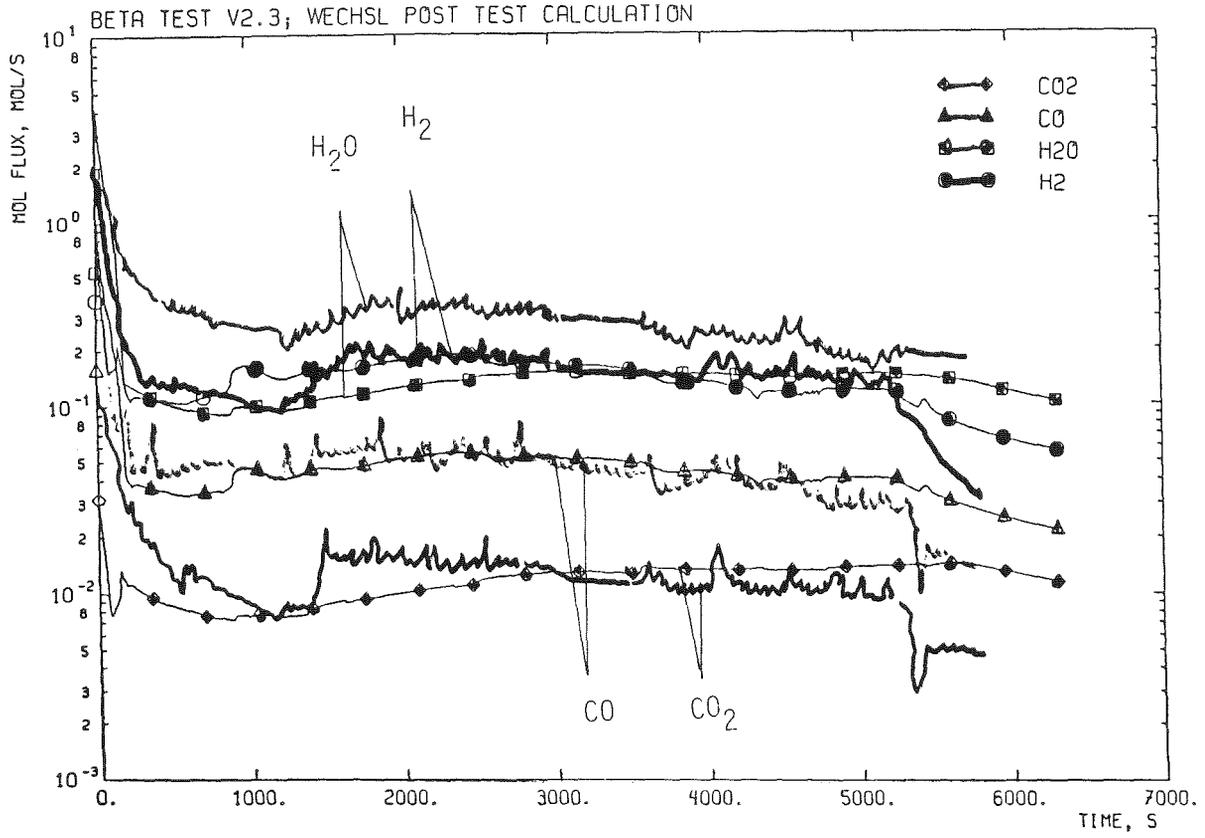


Abb. 13: BETA V2.3: Molare Gasströme

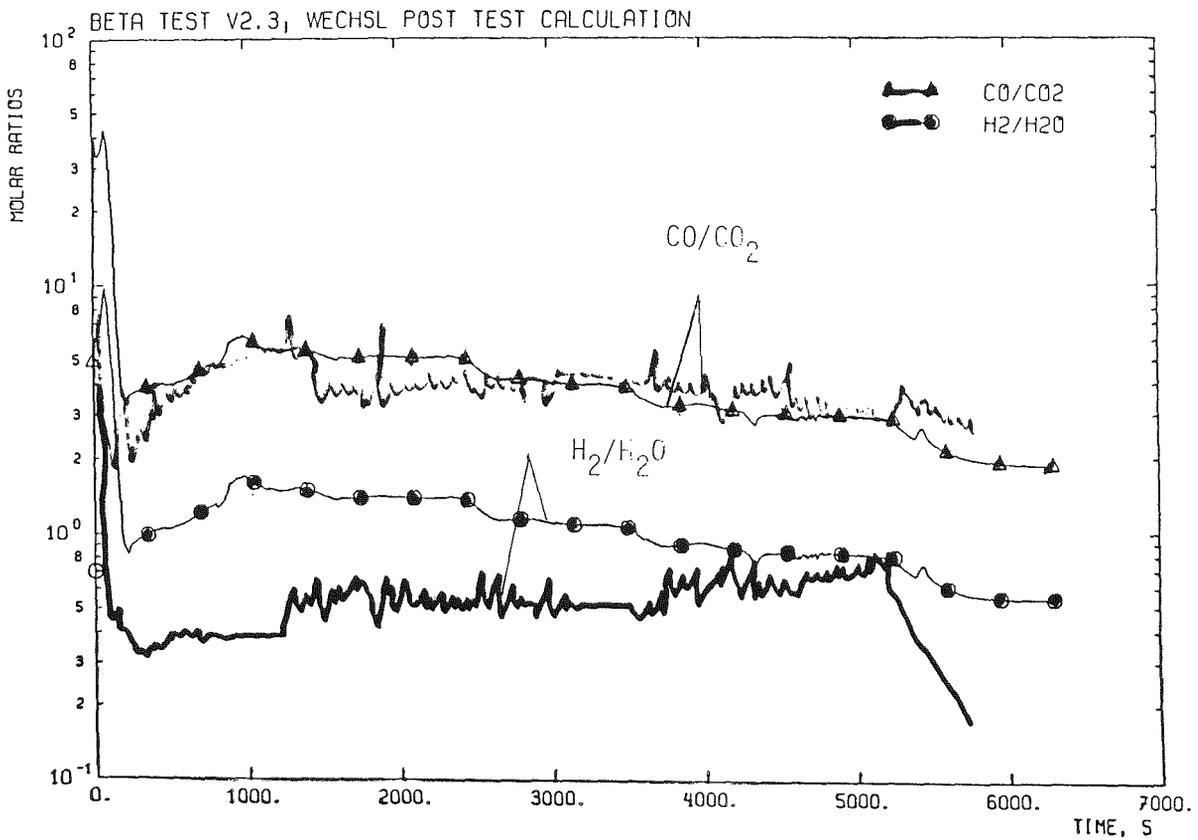


Abb. 14: BETA V2.3: Molenbrüche

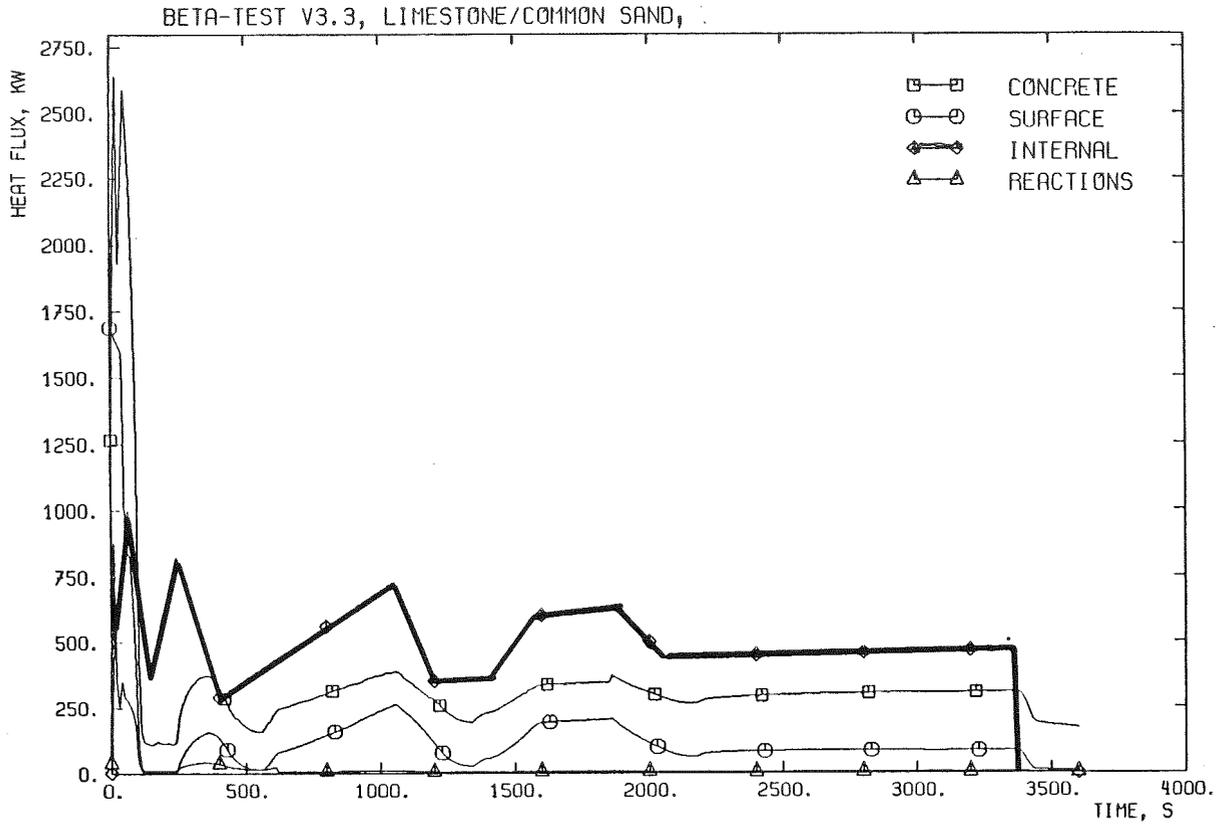


Abb. 15: BETA V3.3: Heizleistung und Wärmeströme

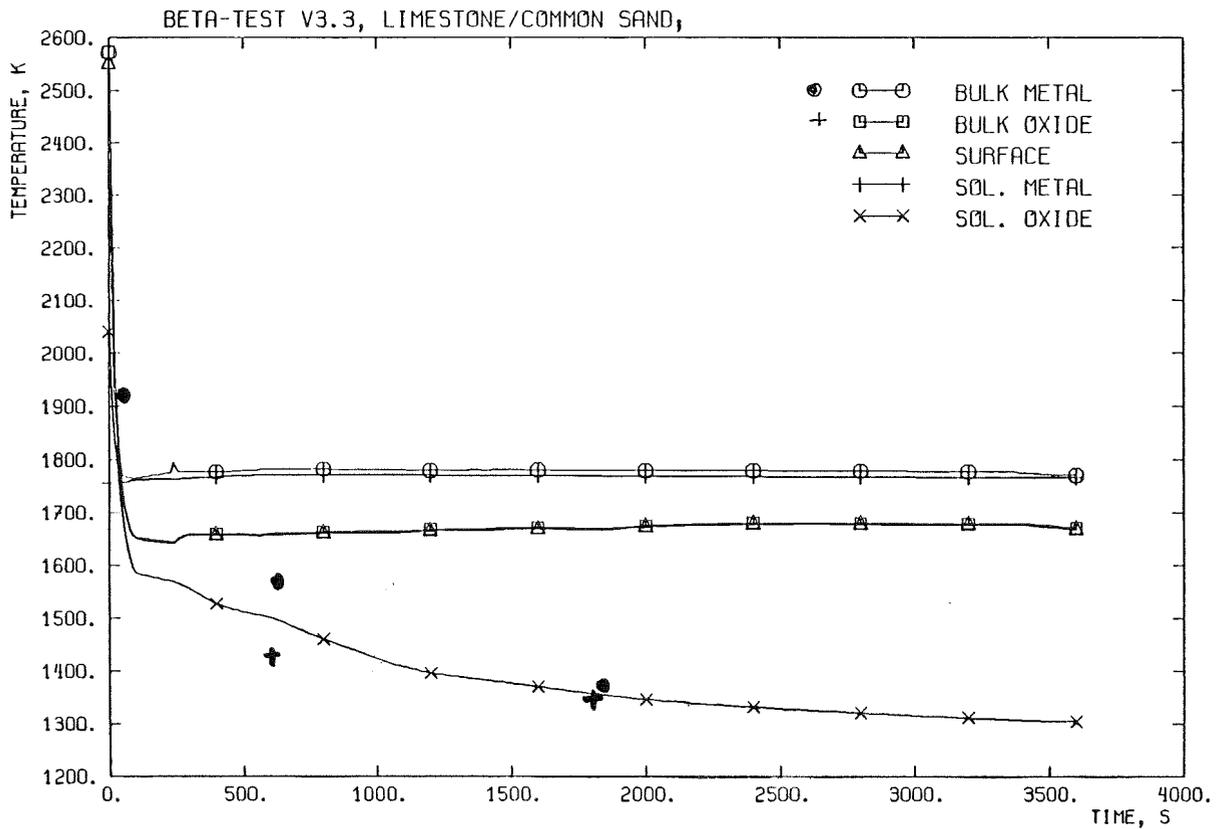


Abb. 16: BETA V3.3: Temperaturen des Schmelzsees

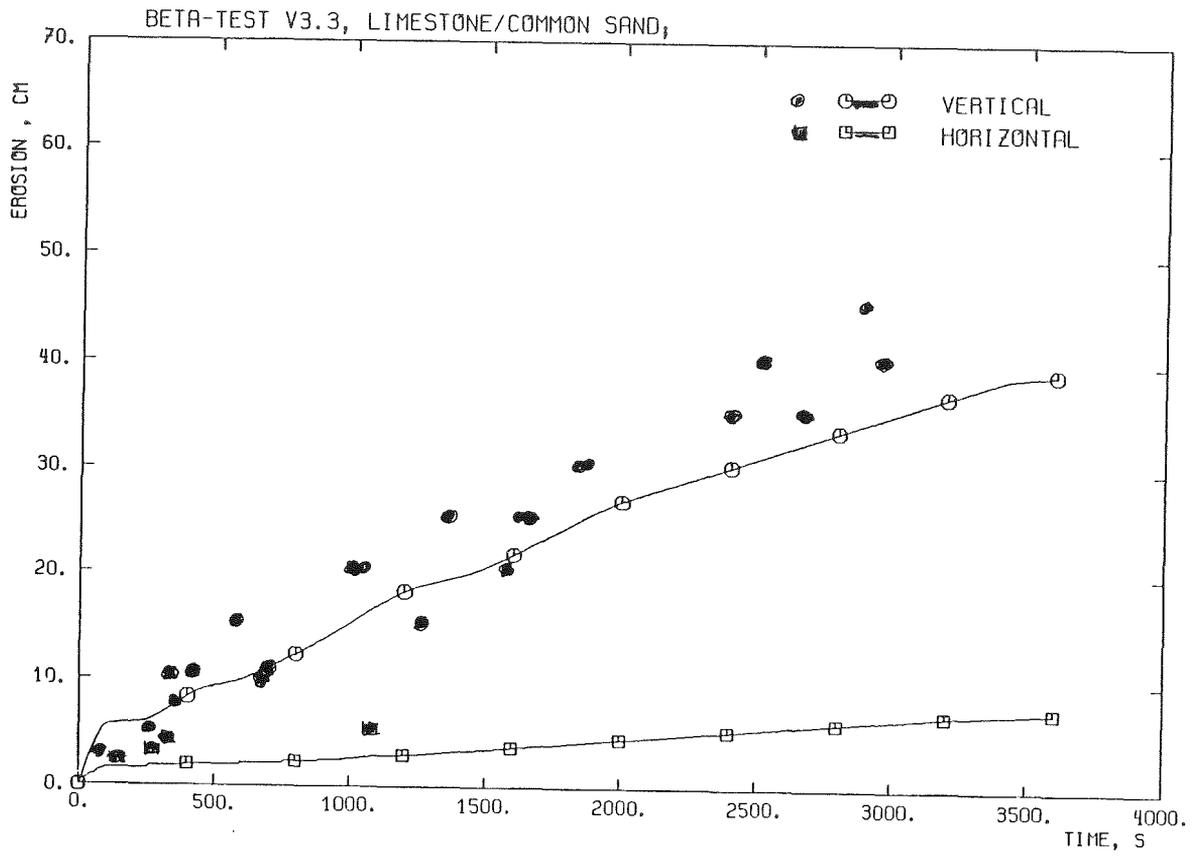


Abb. 17: BETA V3.3: Vertikale und radiale Betonerosion

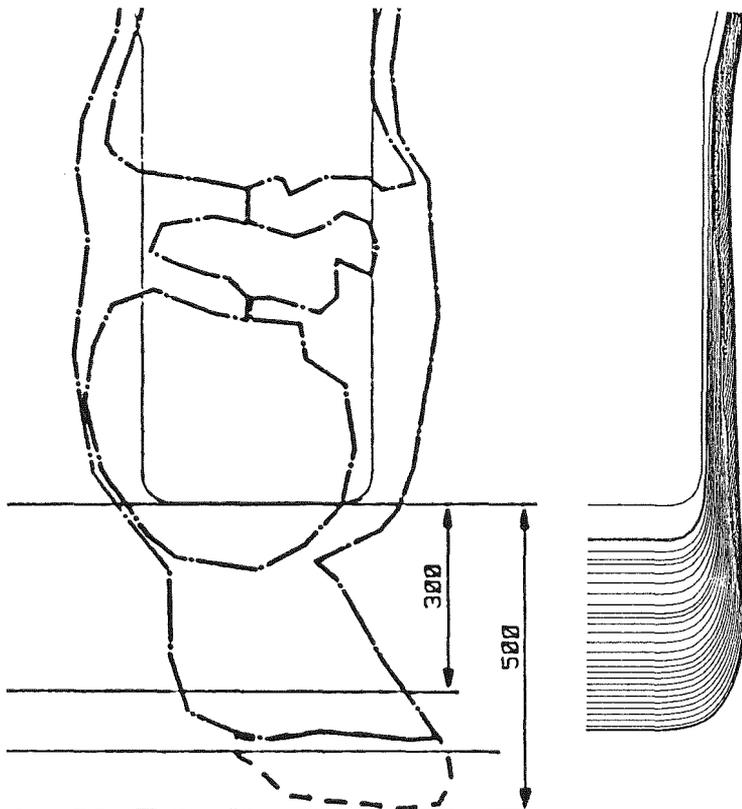


Abb. 18: BETA V3.3:
Kavernenform

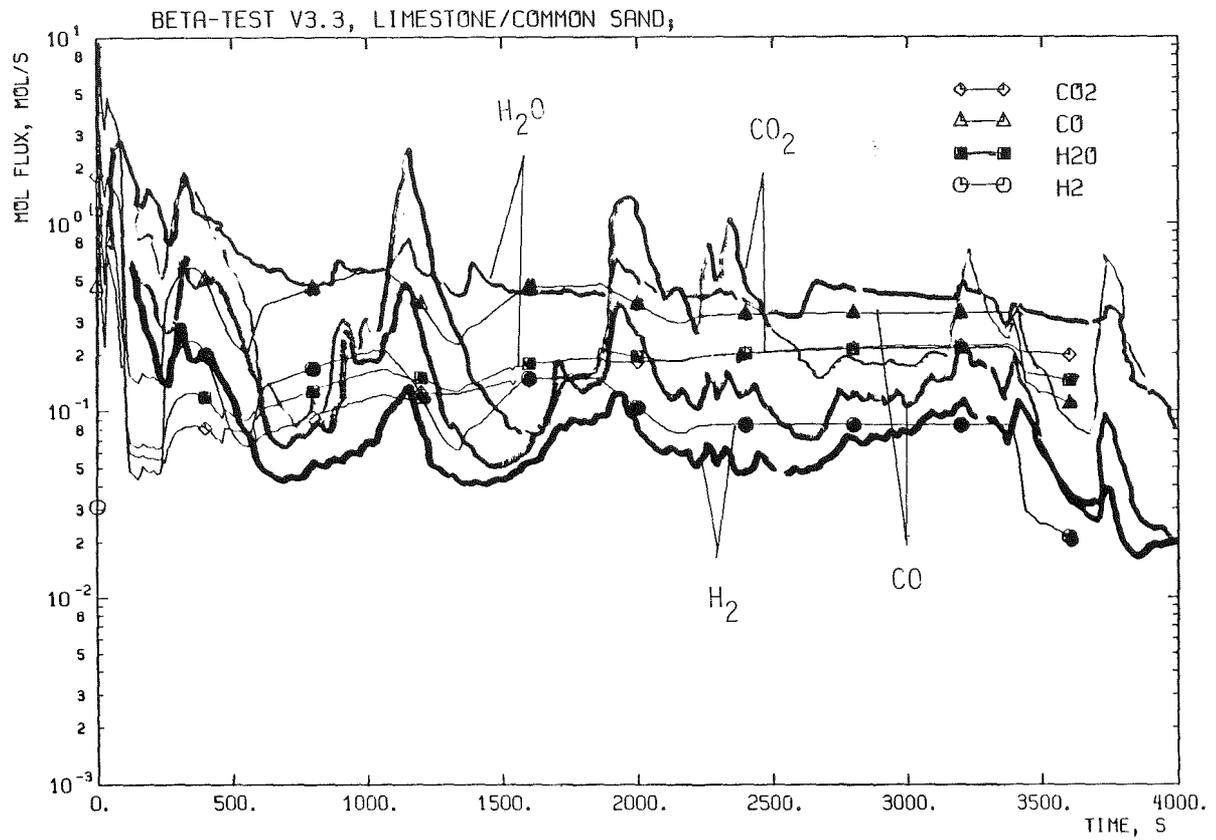


Abb. 19: BETA V3.3: Molare Gasströme

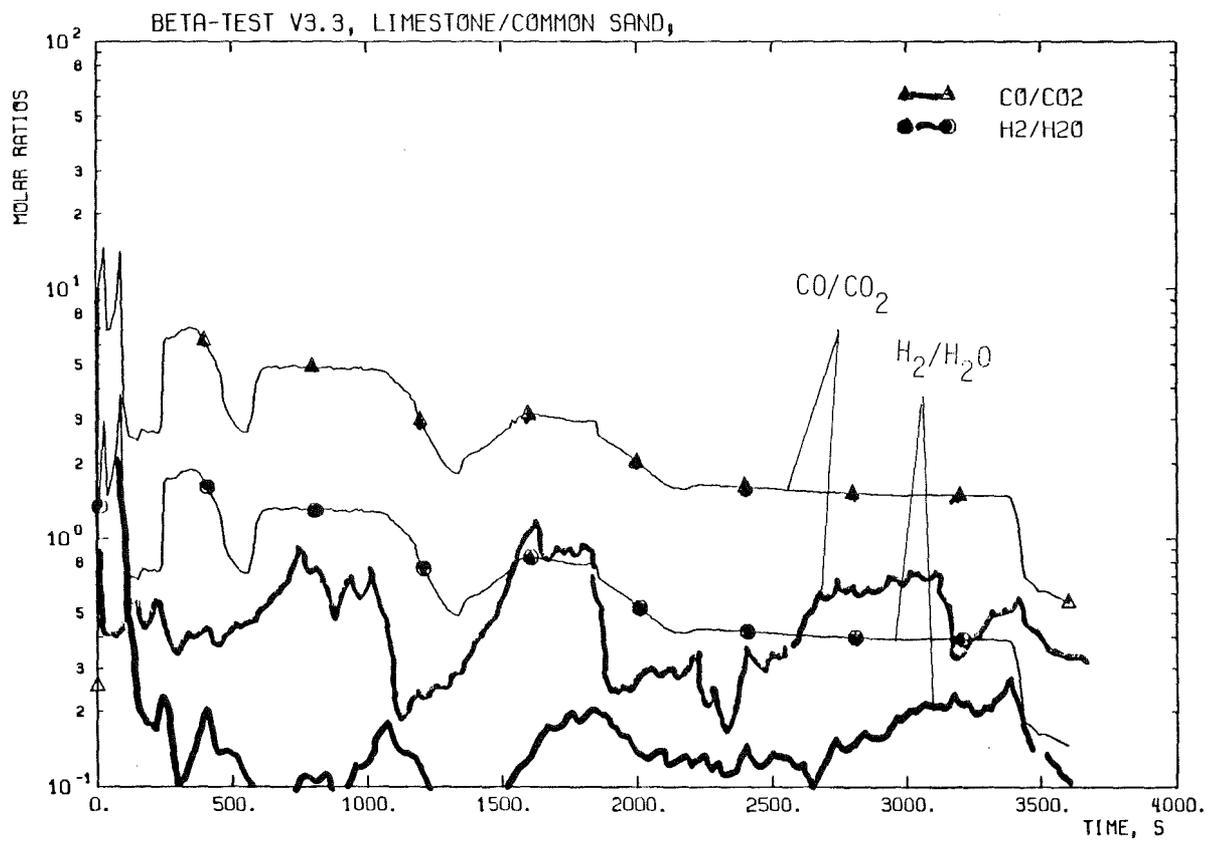


Abb. 20: BETA V3.3: Molenbrüche

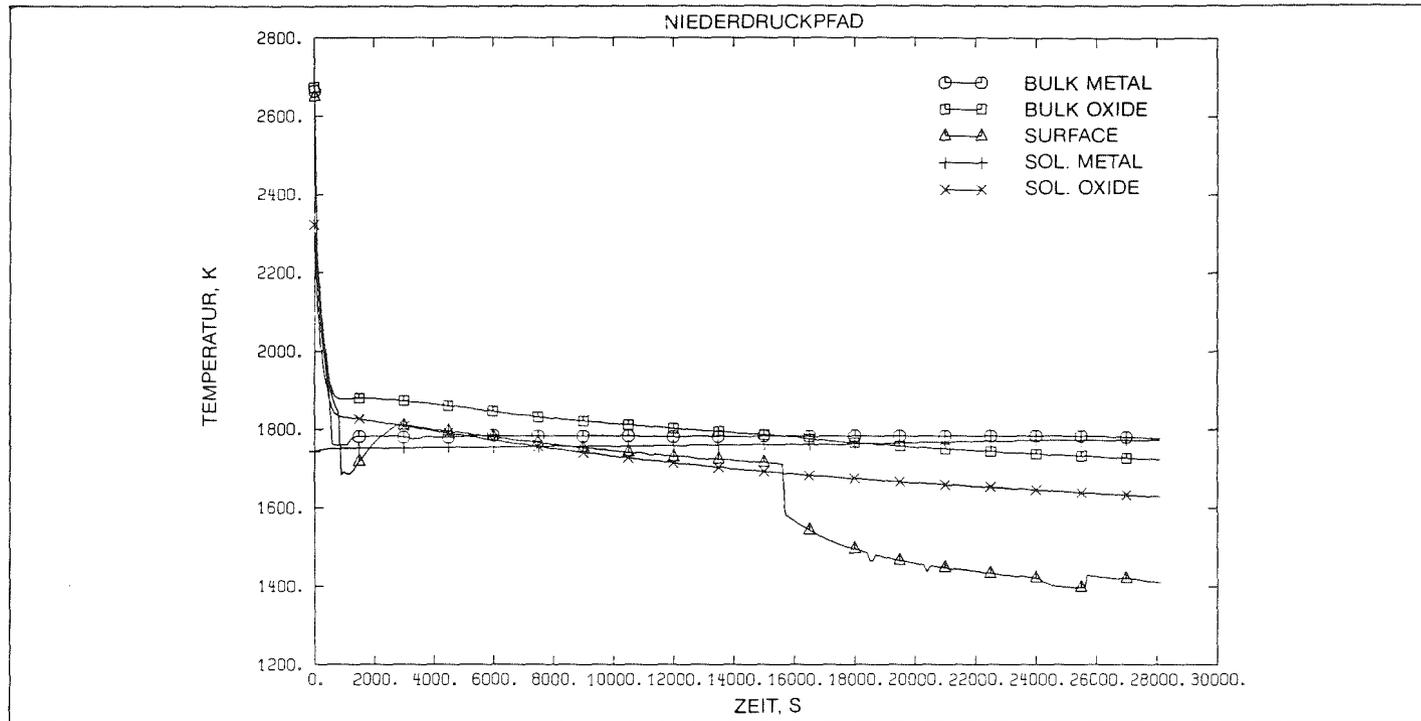
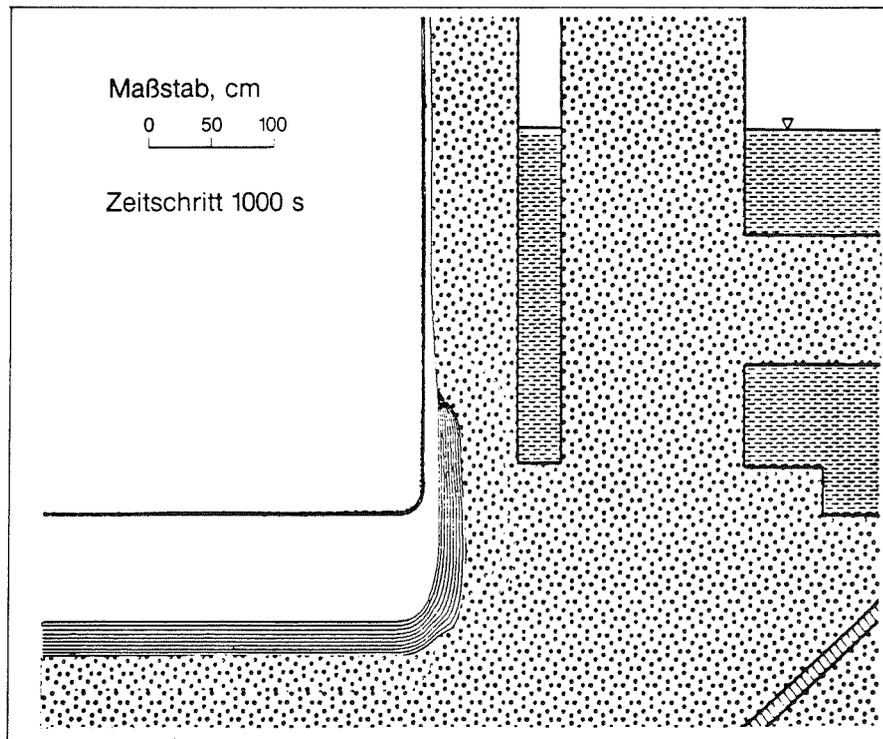


Abb. 21: Niederdruckpfad: Temperatur der Kernschmelze während der 4. Phase eines Kernschmelzenunfalls



Schlußfolgerungen für den Kernschmelzenunfall:

- Die Schmelzbadtemperaturen fallen rasch im Zeitraum < 1000 sec nach Kontakt mit der Fundamentplatte auf Werte nahe der Erstarrungstemperatur des Metalls ab. Nur während dieser Anfangsphase, in der noch metallisches Zirkon vorhanden ist, dessen Oxidation mehr Wärme freisetzt, als durch die Nachzerfallswärme im Schmelzbad entbunden wird, sind beide Schichten des Schmelzbades vollständig flüssig.
- Während dieser Anfangsphase wird in vertikaler Richtung etwa 1 m Beton aufgeschmolzen. Nach Beendigung der Zirkonoxidation bilden sich an der Metallschmelze Krusten aus. Danach erfolgt die Erosion in vertikaler und radialer Richtung ausgeglichen, wobei die typische Erosionsgeschwindigkeit bei etwa 10 cm/h liegt.

Abb. 22: Niederdruckpfad: Betonerosion während der 4. Phase eines Kernschmelzenunfalls

06.01 SICHERHEIT UND UMGEBUNGSSCHUTZ VON KKW

PNS-Teilprojekt 4400 - Verbesserung der Spaltproduktrück-
haltung und Reduktion der Strahlenbelastung

06.01.14 Abluftfilterung an Reaktoren

4400 - 1

- 06.01.14 Abluftfilterung an Reaktoren
- 06.01.14/23A Untersuchungen zum Auftreten und zur Abscheidung von
PNS 4414 penetrierenden Iodverbindungen in der Abluft von
Kernkraftwerken
(H. Deuber, V. Giraud; LAF II)

1. Allgemeines

In der Abluft von Kernkraftwerken tritt gasförmiges Radioiod i. allg. vorwiegend als elementares Iod (I_2) und Methyljodid (CH_3I) auf. Daneben kommen andere Iodverbindungen vor, die u. U. von den in den Iodfiltern enthaltenen Aktivkohlen nur in geringem Maße abgeschieden werden. Der Anteil der schwer abscheidbaren Iodverbindungen ist in der Abluft von Kernkraftwerken gewöhnlich gering (Größenordnung: 1 %) /1/. Viel größere Anteile können aber nicht ausgeschlossen werden.

In einem deutschen Siedewasserreaktor wurde während einer Revision, bei der infolge von Brennelementschäden sehr hohe ^{131}I -Konzentrationen in der Abluft auftraten, ein Anteil der penetrierenden Iodverbindungen von bis zu ca. 50 % in der Spülluft festgestellt. Der Abscheidegrad des Spülluftfilters für ^{131}I war teilweise gleich Null /2/.

Natur, Herkunft und Abscheidungsverhalten der penetrierenden Iodverbindungen sind nicht bekannt. Sie sollen im Rahmen dieser Untersuchungen bestimmt werden. Außerdem soll das Abscheidungsverhalten weiterer, bisher nicht oder nur in unzureichendem Maße untersuchter Iodverbindungen geklärt werden.

Es werden Untersuchungen mit anlageneigenem, in der Abluft von Kernkraftwerken auftretendem Iod und mit synthetisierten Iodverbindungen durchgeführt.

2. Untersuchungen mit anlageneigenem Iod

2.1 Einleitung

Im Berichtszeitraum wurden Messungen mit diskriminierenden Iodsammlern vor allem in der Kaminfortluft des oben erwähnten Siedewasserreaktors (SWR 5) durchgeführt. Mit diesen Messungen sollte der Anteil des penetrierenden ^{131}I bestimmt werden. Außerdem wurden Messungen mit Aktivkohlestrecken in einem Teilabluftstrom (Behälterabluft) des SWR 5, die vorher begonnen worden waren, abgeschlossen. Mit diesen Messungen sollte vor allem geklärt werden, ob mit bestimmten Aktivkohlen das in der Behälterabluft enthaltene ^{131}I am besten abgeschieden werden kann. Dieses ^{131}I hatte sich in vorhergehenden Messungen relativ schlecht an Aktivkohlen abgeschieden.

2.2. Messungen mit diskriminierenden Iodsammlern

Es wurden die bereits im vorhergehenden Berichtszeitraum verwendeten diskriminierenden Iodsammler zur Bestimmung der ^{131}I -Komponenten in der Kaminfortluft des SWR 5 eingesetzt /3/. Sie enthielten in Anströmrichtung folgende Sammlerkomponenten:

- a) 1 Schwebstofffilter GF/A;
- b) 2 Betten Sorptionsmaterial DSM11 zur Abscheidung von elem. ^{131}I ;
- c) 2 Betten Sorptionsmaterial AC 6120 zur Abscheidung von mit AgNO_3 zu AgI reagierendem organischem ^{131}I (z.B. CH_3I);
- d) 4 Betten imprägnierte Aktivkohle RKJ1 zur Abscheidung von schwerer abscheidbarem organischem ^{131}I und zum Hinweis auf penetrierendes ^{131}I (flaches bzw. horizontales Abscheidungsprofil über alle 4 Betten).

Die Verweilzeit pro Bett betrug wieder 0,075 s. Die Sammler wurden wie üblich i. allg. jeweils 1 Woche betrieben. Während des Leistungsbetriebs wurden sie meistens in mehrwöchigem Abstand eingesetzt, während der Revision fortlaufend. Insgesamt wurden 21 Wochen erfaßt (Sammelperioden 46 - 66).

Die während der einzelnen Sammelperioden ermittelten ^{131}I -Konzentrationen und Anteile der ^{131}I -Komponenten sind in Tab. 1 wiedergegeben. Bei den Anteilen der ^{131}I -Komponenten wurden, wie üblich, starke Schwankungen festgestellt. Das organische ^{131}I bestand, abgesehen von Sammelperiode 53, i. allg. zum weitaus größten Teil aus leichter abscheidbarem organischem ^{131}I . Der geringe Anteil des schwerer abscheidbaren organischen ^{131}I wurde, soweit meßbar, vollständig an den ersten beiden RKJ1-Betten zurückgehalten.

Nur in Sammelperiode 53 trat ein größerer Anteil an schwerer abscheidbarem organischem ^{131}I auf. Die Verteilung des ^{131}I im diskriminierenden Iodsammler während dieser Sammelperiode ist in Abb. 1 wiedergegeben. Es ist zu erwähnen, daß massenspektrometrisch kein Iod am ersten RKJ1-Bett (Sammlerkomponente 6) nachgewiesen werden konnte.

Insgesamt geht aus den Messungen mit diskriminierenden Iodsammlern insbesondere hervor, daß, wie in den vorhergehenden Messungen /3/, sehr schwer abscheidbares, d. h. RKJ1-Betten einer Verweilzeit von 0,15 s penetrierendes ^{131}I nicht in meßbaren Anteilen auftrat.

Weitere Messungen in den Abluft von Kernkraftwerken werden nur bei Hinweisen auf große Anteile an penetrierendem ^{131}I durchgeführt.

Tab. 1: ^{131}I -Konzentrationen und Anteile der ^{131}I -Komponenten in der Kaminfortluft des SWR 5

| Sammel- periode ^a | Datum | ^{131}I - Konzentration ^b [Ci/m ³] | Anteil der ^{131}I -Komponenten ^c [%] | | | |
|---------------------------------|-----------------|---|--|---------|------------------------|------------------------|
| | | | part. I | elem. I | org.I (A) ^d | org.I (B) ^e |
| 46 | 18.03.-25.03.85 | 6,8 (-14) | 14 | 61 | 25 | 0 |
| 47 | 25.03.-01.04.85 | 5,9 (-14) | 17 | 65 | 18 | 0 |
| 48 | 29.04.-06.05.85 | 8,0 (-14) | 12 | 60 | 22 | 6 |
| 49 | 06.05.-13.05.85 | 6,5 (-14) | 23 | 72 | 5 | 0 |
| 50 | 18.06.-25.06.85 | 6,5 (-14) | 12 | 52 | 29 | 7 |
| 51 | 25.06.-02.07.85 | 4,4 (-14) | 18 | 82 | 0 | 0 |
| 52 | 29.07.-05.08.85 | 4,2 (-14) | 6 | 80 | - ^f | 14 |
| 53 | 05.08.-12.08.85 | 1,1 (-12) | 0 | 3 | 53 | 43 |
| 54 | 12.08.-28.08.85 | 1,4 (-12) | 1 | 76 | 21 | 2 |
| 55 | 28.08.-04.09.85 | 1,2 (-12) | 3 | 80 | 16 | 1 |
| 56 | 04.09.-11.09.85 | 2,2 (-13) | 0 | 63 | 35 | 2 |
| 57 | 11.09.-18.09.85 | 5,4 (-13) | 0 | 17 | 83 | 0 |
| 58 | 18.09.-24.09.85 | 1,3 (-13) | 5 | 48 | 43 | 5 |
| 59 | 24.09.-07.10.85 | 3,9 (-14) | 14 | 44 | 42 | 0 |
| 60 | 07.10.-14.10.85 | 2,8 (-14) | 16 | 59 | 25 | 0 |
| 61 | 14.10.-21.10.85 | 2,5 (-14) | 0 | 27 | 73 | 0 |
| 62 | 22.10.-28.10.85 | 2,5 (-14) | 27 | 32 | 41 | 0 |
| 63 | 28.10.-04.11.85 | 4,5 (-14) | 0 | 27 | 61 | 12 |
| 64 | 04.11.-11.11.85 | 4,2 (-14) | 0 | 48 | 52 | 0 |
| 65 | 11.11.-18.11.85 | 2,6 (-14) | 0 | 45 | 55 | 0 |
| 66 | 09.12.-16.12.85 | 5,1 (-14) | 12 | 18 | 65 | 5 |

^a Sammelperioden 53 - 59: Revision (sonst Leistungsbetrieb)

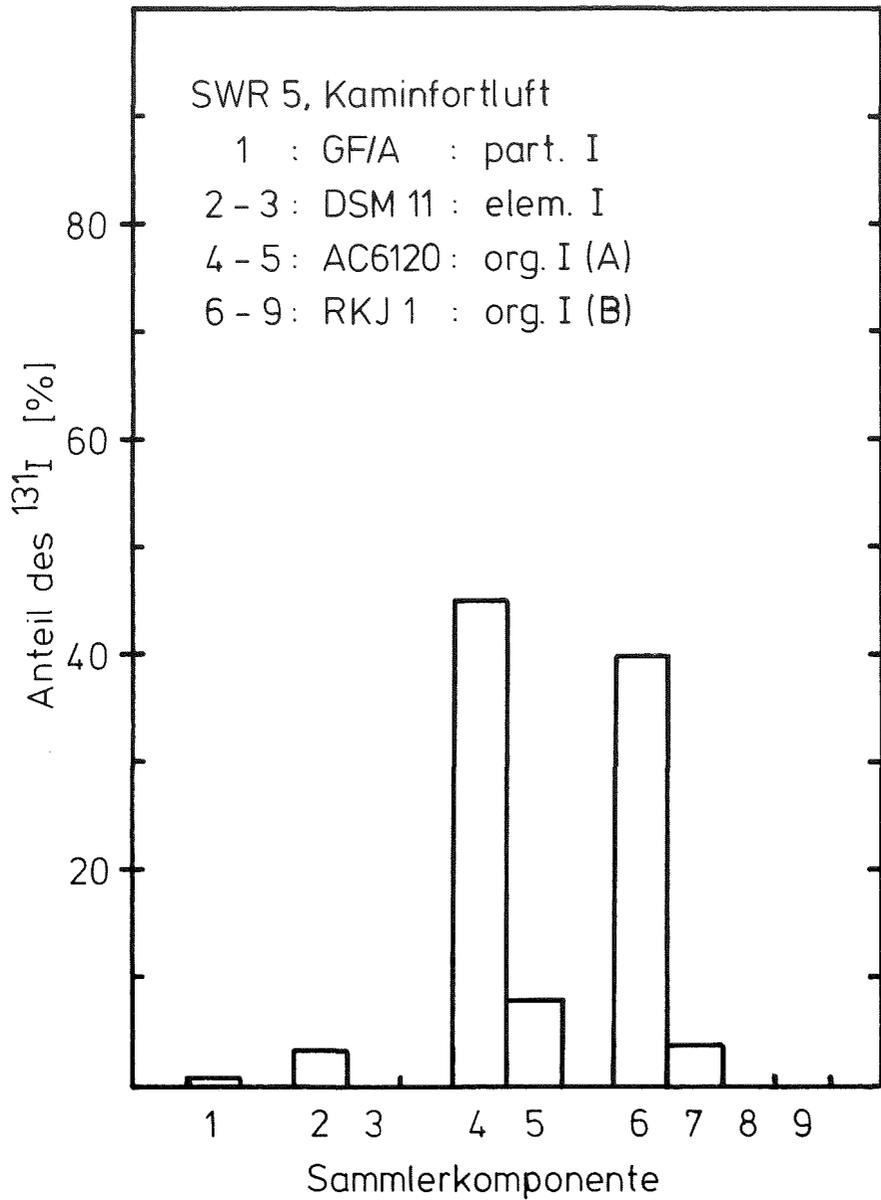
^b 6,8 (-14) = $6,8 \cdot 10^{-14}$ usw.

^c bei Unterschreiten der Nachweisgrenze gleich 0 gesetzt

^d an AC 6120 abgeschiedenes ^{131}I

^e an RKJ1 abgeschiedenes ^{131}I

^f kein AC 6120 eingesetzt



 LAF I D8564

Verteilung des ^{131}I im diskriminierenden Iodsammler

Abb. 1

Sammelperiode 53 (vgl. Tab. 1);

part. I: partikelförmiges (schwebstoffförmiges) ^{131}I ;

elem. I: elementares ^{131}I ;

org. I: organisches ^{131}I

2.3 Messungen mit Aktivkohlestrecken

Die Messungen zum Abscheidungsverhalten von anlageneigenem ^{131}I bei verschiedenen Aktivkohlen (s.u.) wurden, wie erwähnt, in der Behälterabluft des SWR 5 durchgeführt. Diese Abluft stammt vor allem aus verschiedenen Behältern, die radioaktive Flüssigkeiten enthalten (Kühlmittel, flüssige Abfälle).

Daten der verwendeten Aktivkohlen sind in Tab. 2 aufgeführt. Es wurden jeweils 6 parallele Strecken verschiedener Aktivkohlen mit der Behälterabluft beaufschlagt. Die Aktivkohlen waren jeweils in 20 Betten einer Tiefe von 2,5 cm, entsprechend einer Verweilzeit von 0,05 s pro Bett, unterteilt. Die Beaufschlagung erfolgte unter den vorliegenden Bedingungen (30 °C, < 50 % r.F.) über einen Zeitraum von jeweils 2 Wochen. Danach wurde mit Ge(Li)-Detektoren die Verteilung des ^{131}I auf die Aktivkohlebetten bestimmt. Einige Aktivkohlestrecken wurden danach noch einmal gespült (z. B. mit Laborluft über einen Zeitraum von 2 Wochen), um ein eventuelles Wandern des ^{131}I festzustellen.

Zusätzlich wurde bei der Aktivkohle RKJ1, die zum Vergleich in allen Sammelperioden eingesetzt wurde, nach den genannten Messungen die Abscheidung von $\text{CH}_3^{131}\text{I}$ unter genau definierten Bedingungen sowie die Beladung mit organischen Substanzen bestimmt.⁺ Damit sollte die Ursache für die schlechte Abscheidung des anlageneigenen ^{131}I geklärt werden.

Im folgenden wird nur auf die in den Sammelperioden E bis H erzielten Ergebnisse näher eingegangen. In mehreren anderen Sammelperioden wurden aus verschiedenen Gründen (z. B. Kondensation von Wasserdampf, geringe ^{131}I -Aktivität) Ergebnisse von teilweise geringer Belastbarkeit erzielt.

⁺Durchführung der gaschromatographischen Analysen: R. Kaempfer.

In Abb. 2 ist die Verteilung des ^{131}I aus der Behälterabluft auf die Betten der Aktivkohle RKJ1 während der Sammelperioden E bis H dargestellt. Wie ersichtlich, wurden meistens bei mehr als 10 Betten, entsprechend einer Verweilzeit von insgesamt 0,5 s, beträchtliche Anteile an ^{131}I ($\geq 1\%$) festgestellt.

Bei den anderen Aktivkohlen wurden teilweise beträchtliche Anteile des ^{131}I bei allen 20 Betten gefunden /4/. Das gilt insbesondere für nicht imprägnierte Aktivkohlen. Eine Wanderung des ^{131}I während des anschließenden Spülens wurde in keinem Fall beobachtet. Eine eindeutig beste imprägnierte Aktivkohle in bezug auf die Abscheidung des ^{131}I konnte nicht identifiziert werden.

In Abb. 3 ist der Durchlaßgrad von RKJ1 für $\text{CH}_3^{131}\text{I}$ als Funktion der Bettiefe bei verschiedenen Alterungszeiten dargestellt, d. h. für frische Aktivkohle und für in den Sammelperioden E bis H eingesetzte Aktivkohle. Die bei letzteren beobachteten Durchlaßkurven entsprechen einer starken Alterung.

Abb. 4 zeigt die Beladung der RKJ1-Betten mit organischen Substanzen für die Sammelperioden E bis H. In allen Fällen wurde eine erhebliche Beladung (bis ca. 5 %) gefunden. Ein großer Anteil der Substanzen bestand aus schwerflüchtigen Verbindungen (z.B. Decan, Dodecan), d. h. aus Substanzen, die eine starke Alterung von Aktivkohlen bedingen.

Die genannten Befunde zeigen, daß eine ungewöhnlich starke Alterung der Aktivkohlen die Hauptursache für die geringe Abscheidung des ^{131}I aus der Behälterabluft war.

Es ist zu erwähnen, daß nach gewissen Maßnahmen (s.u.), die zur Reduzierung des Gehalts der organischen Substanzen in der Behälterabluft geführt haben dürften, eine viel bessere Abscheidung des anlageneigenen ^{131}I gefunden wurde: Der weitaus größte Teil des ^{131}I wurde von den ersten 5 Aktivkohlebetten zurückgehalten. Bei den genannten Maßnahmen handelt es sich um die Absaugung von Öl auf Oberflächen des Reaktorgebäudesumpfes. Dieser wird in einer Verdampfungsanlage behandelt, deren Abluft in die Behälterabluft geleitet wird.

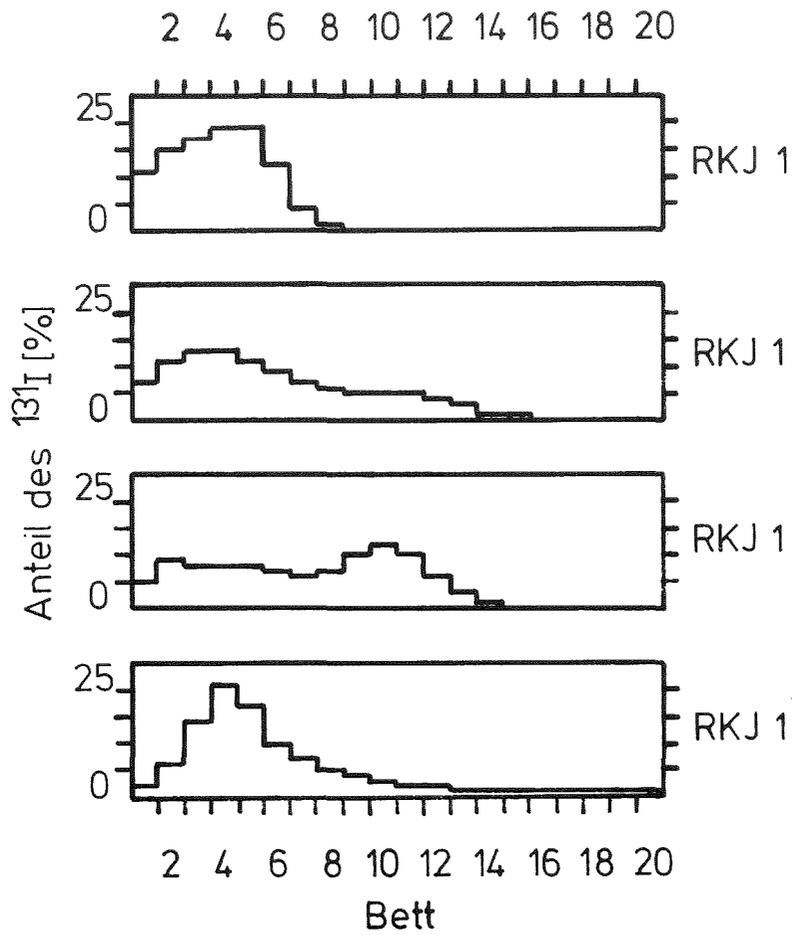
Tab. 2: Daten der verwendeten Aktivkohlen

| Sammelperiode | Bezeichnung ^a | Grundmaterial | Korngröße ^b | Imprägnans ^c | Lieferant |
|----------------------------|--------------------------|----------------|------------------------|-------------------------|------------------------|
| E - H | RJK1 | Torf | 1 mm ^d | KI | Norit |
| | 207B (KI) | Steinkohle | 8 - 12 mesh | KI | Sutcliffe Speakman |
| E (16.12.- 30.12.83) | 207B (KI) | Steinkohle | 16 - 18 mesh | KI | Sutcliffe Speakman |
| | 208C (KI) | Kokosnußschale | 8 - 12 mesh | KI | Sutcliffe Speakman |
| | F12/470 (KI) | Holz | 1,2 mm ^d | KI | Degussa |
| | F12/470 | Holz | 1,2 mm ^d | - | Degussa |
| F (12.1.- 26.1.84) | RB1 ^e | Torf | 1 mm ^d | - | Norit |
| | 207B | Steinkohle | 8 - 12 mesh | - | Sutcliffe Speakman |
| | RJK1 1.5 | Torf | 1,5 mm ^d | KI | Norit |
| | BPL | Steinkohle | 0,6-1,7mm ^d | KI | Auer |
| G (30.1.- 13.2.84) | SA 1565 | Steinkohle | 1,6- 4 mm | KI | Ceca |
| | RI 180 | Kokosnußschale | 1,6- 4 mm | KI, TEDA | Pica |
| | 463563 | Kokosnußschale | 8 - 16 mesh | KI ₃ | Mine Safety Appliances |
| | Kiteg II | Kokosnußschale | 8 - 16 mesh | KI, Amin | Nucon |
| H (13.2.- 27.2.84) | BPJ | Torf | 1 - 2 mm | KI | Degussa |
| | Radshield 25 | Kokosnußschale | 8 - 16 mesh | Amin | Charcoal Engineering |
| | Q | Kokosnußschale | 8 - 16 mesh | Chinuclidin | Nucon |
| | X | Kokosnußschale | 8 - 16 mesh | org. Iodid | Nucon |

^a weitgehend Bezeichnung des Lieferanten

^b 8 - 12 mesh: 2,0-1,4 mm; 16 - 18 mesh: 1,0-0,84 mm (BS410); 8 - 16 mesh: 2,4-1,2 mm (ASTM D 2862)

^c -: kein Imprägnans ^d Stäbchen ^e Grundmaterial von RJK1



Verweilzeit: 0,05 s/Bett

Beaufschlagungszeit: 0,5 Monate



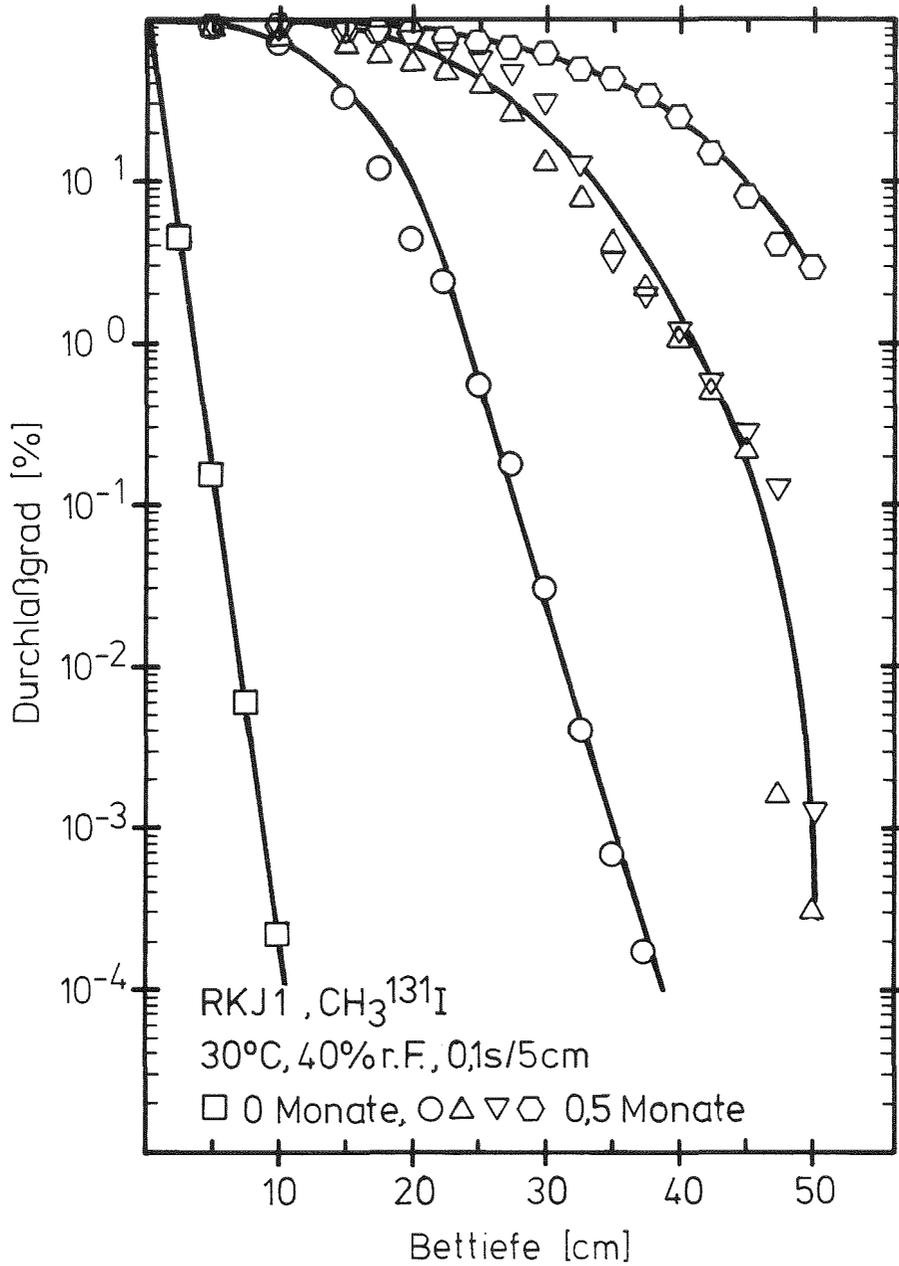
Verteilung des ¹³¹I auf Aktivkohlebetten
(SWR 5, Behälterabluft, SP:E-H)

Abb. 2

SP: Sammelperiode;

Reihenfolge der SP: von oben nach unten

(analog in Abb. 3 und 4)

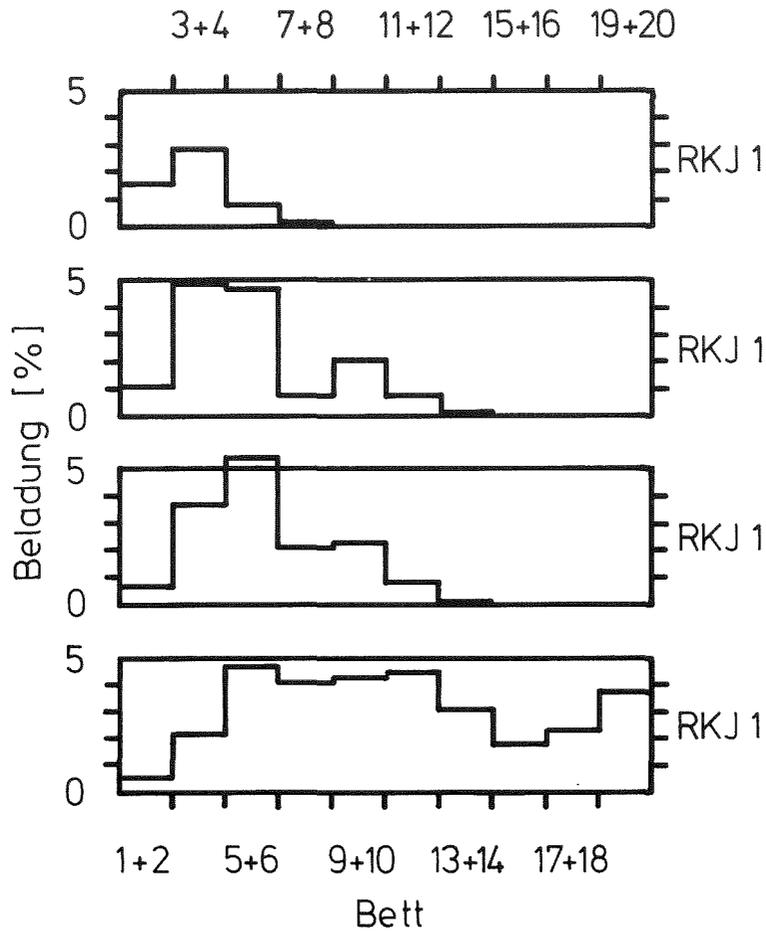


KIK LA F I D 8563

Durchlaßgrad als Funktion der Bettiefe
bei verschiedenen Alterungszeiten
(SWR5, Behälterabluft, SP:E-H)

Abb. 3

Spülen (vor Beladung mit CH₃¹³¹I):
2 Wochen bei Raumtemperatur,
zusätzlich 17 h bei 130 °C in SP E
(ebenso in Abb. 4)



Verweilzeit: 0,05 s/Bett

Beaufschlagungszeit: 0,5 Monate



Beladung der Betten mit organischen Substanzen
(SWR 5, Behälterabluft, SP:E-H)

Abb. 4

3. Versuche mit synthetisch hergestellten Iodverbindungen

Da im SWR 5 nur in der Sammlerperiode 53 ein größerer Anteil an schwerer abscheidbarem organischem ^{131}I beobachtet wurde, müssen die Untersuchungen an synthetisch hergestellten Iodverbindungen, die unter störfallähnlichen Bedingungen erwartet werden können, fortgesetzt werden.

Folgende, diese Untersuchungen vorbereitende Arbeiten wurden im Berichtszeitraum durchgeführt:

- a) Inbetriebnahme und Test eines an einen Gaschromatographen angekoppelten Massenspektrometers (GC/MS) im Hinblick auf die Analyse von organischen Iodverbindungen;
- b) Aufbau einer Massenspektrenbibliothek mit Hilfe des GC/MS Systems von möglicherweise im Rahmen des Projektes "Penetrierende Iodverbindungen" relevanter organischer Iodverbindungen;
- c) Durchführung eines orientierenden Versuchs zur Rückhaltung von Vinyljodid an einer imprägnierten Aktivkohle. Auf diesen Versuch wird im folgenden näher eingegangen.

Als orientierender Versuch zur Rückhaltung von Vinyljodid, einer möglicherweise penetrierenden Iodverbindung, wurde die Retention von inaktivem Vinyljodid durch eine imprägnierte Aktivkohle untersucht. Die zu beladende Filterstrecke bestand aus vier Betten mit einer Bettiefe von jeweils 2,5 cm entsprechend einer Verweilzeit von 0,05 s. Zur Absorption von möglicherweise durch die Aktivkohle nicht zurückgehaltenem Vinyljodid wurde der Filterstrecke eine Serie von mit Tetrachlorkohlenstoff gefüllten Waschflaschen nachgeschaltet. Die Beladung der Aktivkohle wurde bei Raumbedingungen durchgeführt, die Nachströmzeit betrug eine Stunde.

Zur Bestimmung des auf der Aktivkohle abgeschiedenen Vinyljodids mit GC/MS wurden die einzelnen Filterbetten mit Tetrachlorkohlenstoff extrahiert. Vinyljodid konnte nur im Extrakt des in Strömungsrichtung

ersten Filterbetts nachgewiesen werden. In den der Filterstrecke nachgeschalteten Waschflaschen konnte ebenfalls kein Vinyljodid bestimmt werden. Die gaschromatographische Analyse der Extrakte mit einem Flammenionisationsdetektor bestätigte dieses Ergebnis.

Die Arbeiten werden mit längeren Spülzeiten und weiteren Iodverbindungen fortgesetzt.

4. Literatur

/1/ H. DEUBER; J.G. WILHELM;
"Occurrence of Penetrating Iodine Species in the Exhaust Air of PWR Power Plants".
16th DOE Nuclear Air Cleaning Conference,
San Diego, 1980,
CONF 801 038, p. 1354.

/2/ DEUBER, H.; GERLACH, K.; WILHELM J. G.;
"Investigations on the Extremely Low Retention of ¹³¹I
by an Iodine Filter of a Boiling Water Reactor".
18th DOE Nuclear Airborne Waste Management and Air
Cleaning Conference, Baltimore, 1984,
CONF 840 806 (1985), p. 98.

/3/ H. DEUBER;
"Untersuchungen zum Auftreten und zur Abscheidung von
penetrierenden Iodverbindungen in der Abluft von KKW."
In: Projekt Nukleare Sicherheit, Jahresbericht 1984,
KfK-3550 (Juni 85), S. 4400/1-4400/17.

/4/ H. DEUBER; K. GERLACH; R. KAEMPFER;
"Investigations on the Retention of ¹³¹I from the
Exhaust Air of a BWR by Activated Carbons".
European Conference on Gaseous Effluent Treatment
in Nuclear Installations, Luxembourg, 1985.

06.01,14/24A Entwicklung von Schwebstofffiltern für extreme
PNS 4415 Belastungen.

(H.-G. Dillmann, R. Maier, H. Pasler, H. Schmitt; LAF II)

Das Konzept für eine Unfallfilteranlage wurde überarbeitet und weiter vereinfacht. Damit werden die Kosten so stark reduziert, daß solche Anlagen auch unter Berücksichtigung der geringen Eintrittswahrscheinlichkeit von Ereignissen, die über Auslegungsstörfälle hinausgehen, angemessen erscheint. Insbesondere kann unter Annahme entsprechend geringer Iodfreisetzungen bei Containmentversagen, wie sie z. Zt. in anderen Arbeitsgruppen errechnet wurden, die vergleichsweise sehr kostenaufwendige Iodfilterstufe entfallen, zumal durch administrative Maßnahmen die Iodingestion über Milchverzehr auf einen Tag begrenzt werden kann. (S. Leitlinien § 28.3 der Strahlenschutzverordnung.) Darüber hinaus ist durch Radioiod wegen der kurzen Halbwertszeit von ≤ 8 Tagen der in diesem Fall bedeutenden Radioisotopen keine wesentliche langfristige Umgebungskontamination möglich.

Aufgrund der hohen Temperaturbeständigkeit der Edelfaserschichten des Schwebstofffilters und der nun besser abzuschätzenden Beladung der Filter mit Spaltprodukten kann die Zwangskühlung des Schwebstofffilters nach Beendigung der Filterzeit entfallen. Die Abfuhr der Nachzerfallswärmeleistung der Spaltprodukte kann nur mit Konvektion und Wärmestrahlung erfolgen. Hierdurch kann das Gebläse und der Umluftkühler eingespart werden, so daß die gesamte Filteranlage nur aus passiven Komponenten gebildet wird. Während des Filtervorganges wird der Druck des Wasserdampf-Luftgemisches im inneren Containment zur Überwindung des Filterdruckverlustes ausgenutzt. Unter Berücksichtigung dieser Bedingungen kann eine sehr kompakte und leicht transportable Filteranlage, die nur aus Vor- und Schwebstofffilterkomponenten sowie Anschlußleitungen besteht, verwirklicht werden.

An einem neuen Ganzmetallprototypfilter in Originalgröße für $3.000 \text{ m}^3/\text{h}$ wurden die in Tabelle 1 angegebenen Abscheidegrade gemessen.

Tabelle 1: Prototypfilter Edelstahlfaser 2 μm
Belegung: 6 Lagen je 750 g/m^3
2,5 m^2 Anströmfläche
Testaerosol: Uranin

| Volumenstrom (m^3/h) | Dekontaminationsfaktor | Abscheidegrad (%) | P(mbar) |
|---|------------------------|----------------------|---------|
| 500 | 3340 | 99,97 | 6,4 |
| 1000 | 3990 | 99,975 | 12,9 |
| 1500 | 4126 | 99,976 | 20,3 |
| 2000 | 3207 | 99,97 | 29,1 |

Bei ersten Versuchen wurden nur Dekontaminationsfaktoren von ca. 1000 gemessen. Die Werte nach Tabelle 1 wurden erzielt mit einer Überarbeitung der Fasereinspannung, d.h. nicht völlig auszuschließende Randleckagen wurden erheblich verringert. Mit weiteren Verbesserungen im Bereich der Fasereinspannung werden noch höhere Dekontaminationsfaktoren wie an den kleineren Labormustern gemessen, erwartet.

Entwicklung von Filterkerzen für korrosive Gase und hohe Temperaturen.

Im IKVT werden Urananreicherungsstufen nach dem Trenndüsenverfahren betrieben und weiterentwickelt. Mit dem Übergang auf Trennelemente sehr klein werdender Krümmungsradien wird der Einfluß von gerinsten Mengen gasgetragener Aerosole auf die Standzeit der Trennstufen immer wesentlicher. Daher wurden in Zusammenarbeit mit dem IKVT und mit Kerzenfilterherstellern serienmäßige Filterkerzen geprüft und Prototypen verbesserter Kerzen entwickelt und untersucht.

Hierbei zeigte sich, daß mit gesinterten Metallpulverkerzen und Nennluftstrom gegenüber Submikronpartikeln (Häufigkeitsmaximum bei 0.2 µm Dg) nur Abscheidegrade bis 30 % erzielt werden konnten.

Tabelle 2: Dekontaminationsfaktoren von gesinterten Metallpulverkerzen
Testaerosol: Uranin

| Typ | Volumenstrom m ³ /h | Dekontaminationsfaktor | Abscheidegrad % |
|-----|-----------------------------------|------------------------|--------------------|
| 1 | 100 | 1,44 | 30 |
| | 200 | 1,37 | 27 |
| | 300 | 1,29 | 23 |
| | 400 | 1,22 | 16 |
| | 500 | 1,1 | 10 |
| 2 | 100 | 1,3 | 24 |
| | 200 | 1,2 | 17 |
| | 300 | 1,29 | 22 |
| | 400 | 1,29 | 22 |
| | 500 | 1,22 | 18 |
| 3 | 200 | 1,35 | 26 |
| | 400 | 1,28 | 22 |
| | 600 | 1,17 | 15 |
| 4* | 600 | 1,03 | 3 |
| | 1000 | 1,03 | 3,3 |
| | 1500 | 1,025 | 2,5 |

* mit größerer Anströmfläche für höheren Durchsatz

Aufgrund dieser Meßwerte wurde vom LAF II die Entwicklung von Metallfaserfilterkerzen vorgeschlagen. Da Faserschnittpartikeln ebenfalls vermieden werden müssen, wurde gesintertes Material vorgeschlagen. Hierdurch wird auch die Konfektionierung von Filterkerzen vereinfacht.

Tabelle 3: Dekontaminationsfaktoren von Metallfaserfilterkerzen gemessen mit Uranin als Testaerosol

| Typ | Volumenstrom (m ³ /h) | Dekontaminationsfaktor | Abscheidegrad (%) |
|--------------|-------------------------------------|------------------------|----------------------|
| 1 (7 µm)* | 100 | 5 | 80 |
| | 200 | 4,5 | 78 |
| | 300 | 3,3 | 70 |
| | 400 | 2,99 | 66 |
| | 500 | 4,2 | 76 |
| 2 (5 µm)* | 100 | 10,6 | 91 |
| | 200 | 8,4 | 88 |
| | 300 | 7,0 | 86 |
| | 400 | 6,4 | 84 |
| | 500 | 6,1 | 83 |
| 3 (3 µm)* | 100 | 26,2 | 96 |
| | 200 | 21 | 95 |
| | 300 | 14 | 93 |
| | 400 | 12 | 91 |
| | 500 | 11 | 90 |
| 4 (3 µm)* | 100 | 630 | 99,8 |
| | 200 | 41 | 98 |
| | 300 | 73 | 99 |
| | 400 | 112 | 99,1 |

* Die Angaben beziehen sich nicht auf den Faserdurchmesser, sondern auf gemessene Abscheidegrade von Partikeln nach Regeln der Flüssigfiltrationsmethoden.

Diese Meßwerte zeigen, daß mit Faser-Filterkerzen wesentlich höhere Abscheidegrade als mit Pulvermetallkerzen möglich sind. Durch Verbesserungen, wie größere Anströmflächen und daraus folgend kleinere Anströmgeschwindigkeiten sowie einer Erhöhung der Faserbelegung können die Abscheidegrade weiter verbessert werden.

Der Einsatz derartiger, korrosions- und temperaturbeständiger Filterkerzen mit hohen Abscheidegraden für Partikeln mit Durchmessern im Submikronbereich ist auch für Anlagen zur Herstellung von Brennelementen (Boxenstrahlen) optimal wenn die Abscheidung von Brandaerosolen erreicht werden muß.

Untersuchung zur Verteilung von Prüfaerosolen in Kanälen.

Schwebstofffilterprüfungen werden durch gleichmäßige Verteilung des Prüfaerosols über dem Lüftungskanalquerschnitt und der Anströmfläche der zu prüfenden Filter verfälscht. Dies führt bei den sehr kompakt gebauten kerntechnischen Filteranlagen zu erheblichen Problemen, insbesondere in Hinsicht auf die Einführung des in der Bearbeitung befindlichen Vor-Ort-Norm-Prüfverfahrens, zur Ermittlung quantitativer Abscheidegrade. Die von der Aerosolphysik geforderte Kanallänge von mindestens $L = 10 D_H$ ist normalerweise baulich nicht zu realisieren. Bei bisher üblichen Mischeinrichtungen, wie z.B. einer geometrisch kanalähnlichen Sperrscheibe von halbem Querschnitt je nach Länge der Prüfstrecken lassen Konzentrationsunterschiede bis zu einem Faktor von 3 zu.

Daher wurden spezielle Methoden der Aerosolaufgabe untersucht, die direkt zu einer besseren Verteilung im Lüftungskanal führen sollten. Das bisher beste Ergebnis wurde mit einem halbschalig gebohrten Aufgaberohr erzielt, das mit einer Reihe von statistisch verteilten Bohrungen das Prüfaerosol gegen die anströmende Luft mit einer im Vergleich zur Strömung im Kanal 2 bis 3-fach höheren Strömungsgeschwindigkeit eindüst. Die Konzentrationsunterschiede konnten so auf eine Schwankungsbreite von $\leq 20\%$ verringert werden.

Tabelle 4: Versuche zur Uraninverteilung über den Kanalquerschnitt, Probenahme nur in der Mitte des Kanals, senkrecht von oben nach unten im Abstand von 5 cm

Probenahme: 200 l/h Durchsatz: 1300 m³/h

| cm | mit Prallplatte $\frac{F}{2}$ | ohne Prallplatte |
|----|-------------------------------|-------------------------|
| 5 | 1,55 · 10 ⁻⁷ | 1,77 · 10 ⁻⁷ |
| 10 | 1,55 · 10 ⁻⁷ | 1,8 · 10 ⁻⁷ |
| 15 | 1,55 · 10 ⁻⁷ | 1,9 · 10 ⁻⁷ |
| 20 | 1,6 · 10 ⁻⁷ | 2,05 · 10 ⁻⁷ |
| 25 | 1,7 · 10 ⁻⁷ | 1,84 · 10 ⁻⁷ |
| 30 | 1,48 · 10 ⁻⁷ | 1,77 · 10 ⁻⁷ |
| 35 | 1,45 · 10 ⁻⁷ | 1,56 · 10 ⁻⁷ |
| 40 | 1,43 · 10 ⁻⁷ | 1,55 · 10 ⁻⁷ |

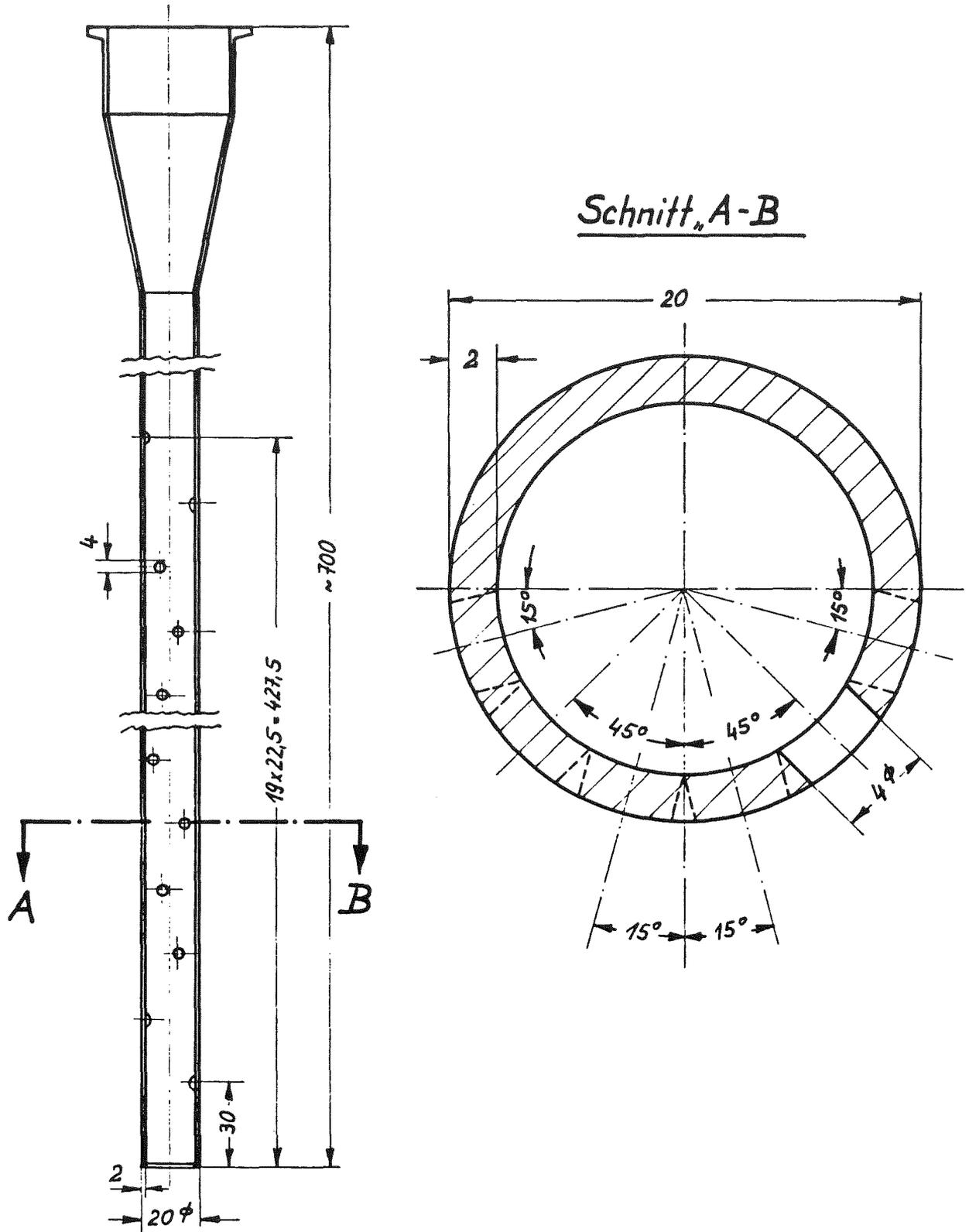


Abb. 1

KfK LAF 12/85

Aerosolaufgaberohr

Umstellung der Prüfanlage TAIFUN auf ein digitales Prozeßleitsystem.

TAIFUN ist eine universelle unverzichtbare Filterprüfanlage des LAF II zur Untersuchung von kerntechnischen und konventionellen Filtern im Maßstab 1:1. Die Anlage mußte gründlich renoviert und zur Personaleinsparung und Vereinfachung des Betriebes automatisiert werden. Sie wurde als beste Lösung mit einem digitalen Prozeßleitsystem ausgestattet, das vom LAF II selbst konfiguriert wurde. Eine Abhängigkeit von Softwarelieferanten wurde dadurch ausgeschlossen. Evtl. Änderungen und Erweiterungen können schnell in Eigenarbeit durchgeführt werden. Umbau und Renovierung wurden bis auf wenige Restarbeiten im 4. Quartal abgeschlossen. Die erneute Inbetriebnahme wurde weitgehend beendet und ein neues Betriebshandbuch erstellt.

06.01.14/25A Schwebstofffilterung unter Störfallbedingungen
PNS 4416 (V. Rüdinger, Th. Arnitz, R. Benesch, U. Ensinger,
 U. Geckle, C.I. Ricketts; LAF II,
 O. Heil; KTB)

1. Einleitung

Bei Störfällen sind Beanspruchungen der Filterelemente hinsichtlich Temperatur, Luftfeuchte, mechanischer Kräfte sowie Strahlendosen denkbar, die wesentlich über denen des Normalbetriebes liegen. In diesen Fällen besteht im Grunde die Gefahr erhöhter Abgaben von Radioaktivität an die Umgebung.

Um das tatsächliche Risiko einer erhöhten Abgabe partikelförmiger Spaltprodukte abschätzen zu können, muß das Verhalten der Schwebstofffilter in einem weiten Beanspruchungsbereich bekannt sein, wobei vor allem die Versagensgrenzen interessieren. Darüber hinaus ist auch das Abscheideverhalten unbeschädigter Filterelemente von Wichtigkeit. Im Laufe der bisherigen Untersuchungen hat sich bereits gezeigt, daß die Schwebstofffilter hinsichtlich ihrer Versagensgrenzen ertüchtigt werden müssen. Entsprechende Entwicklungsarbeiten machen deshalb einen Teil dieses Vorhabens aus.

Um schließlich die Sicherheitsmargen gegenüber einer erhöhten Aktivitätsabgabe genauer quantifizieren zu können, müssen die Beanspruchungsbedingungen innerhalb von Lüftungsanlagen bei Störfällen abgeschätzt werden. Hierzu sind Rechencodes zu entwickeln, die die Modellierung von Lüftungsanlagen erlauben.

Im Berichtszeitraum wurden die genannten Teilaufgaben weiter bearbeitet. Im folgenden werden die wichtigsten der dabei erzielten Ergebnisse zusammengefaßt.

2. Studium des Filterverhaltens und Filterentwicklung

2.1 Schwebstofffilterverhalten unter längerer Feuchteeinwirkung

Die bisherigen Untersuchungen mit handelsüblichen Schwebstofffiltern und Prototypen, die mit der Prüfanlage TAIFUN bei 50 °C und Nennvolumenstrom durchgeführt worden waren, hatten erste Daten zum Anstieg des Differenzdruckes und damit der mechanischen Beanspruchung mit wachsender rel. Luftfeuchte erbracht /1,2/. Vor allem aber waren sehr niedrige Versagensdifferenzdrucke festgestellt worden. Die Untersuchungen zum Filterverhalten wurden weitergeführt, um die vorhandene Datenbasis zu erweitern und um die zugrunde liegenden Zusammenhänge zu klären.

Die neu erarbeiteten Daten über die Versagensgrenzen sind in Tabelle I zusammengefaßt. Für die Filter mit Glasfasermedium in konventioneller Faltung liegen diese Werte zwischen 2,0 und 5,1 kPa. Sie stimmen gut mit den bisher gemessenen Daten überein und bestätigen diese in vollem Umfang.

Erstmals wurden auch zwei Filterelemente in sog. V-Bauweise geprüft, die von unterschiedlichen Herstellern gefertigt worden waren. Die ermittelten Versagensgrenzen liegen mit 0,8 und 0,4 kPa fast um eine Größenordnung unter den bereits recht niedrigen Werten der Filter in konventioneller Faltung. Zum Vergleich sei erwähnt, daß der zur Zeit vorliegende Entwurf der KTA-Regel 3601 eine Filterbelastbarkeit von 5 kPa fordert. Zwar können diese Einzelwerte noch nicht verallgemeinert werden, aufgrund der bisher erarbeiteten Kenntnisse zum Filterverhalten erscheinen sie jedoch plausibel: Einerseits hatten die Belastbarkeitstests bei trockener Luft und hoher Strömungsgeschwindigkeit ergeben, daß Filter in V-Bauweise niedrigere Versagenswerte zeigen als die in konventioneller Faltung /3,4/. Weiterhin hat sich gezeigt, daß die Einwirkung hoher Luftfeuchten zu einer weiteren Reduktion der Belastbarkeiten führt /1/.

Die begonnenen Tests zur Ermittlung der Schutzwirkung von Tropfenabscheidern, die vor Schwebstofffiltern angeordnet sind, wurden ebenfalls weitergeführt. Die drei in Tabelle I enthaltenen Resultate zeigen, in Übereinstimmung mit den früheren Ergebnissen /2/, daß die eingesetzten Lamellenabscheider das Versagen der Schwebstofffilter bei hohen Feuchten nicht vermeiden können.

Tab. I: Versagensgrenzen handelsüblicher Schwebstofffilter der Größe 610 x 610 x 292 mm bei anhaltender Feuchte- einwirkung bei 50 °C und Nennvolumenstrom.

| Nr. | T e s t f i l t e r | | | Schadens- differenzdruck kPa |
|--------|----------------------|---------------|-------------------|------------------------------------|
| | Rahmen- werkstoff | Faltung | Prüf- zustand | |
| AN 6 | Preßspan | konventionell | mit Staub beladen | 5,1 |
| AN 7 | " | " | " | 4,6 |
| CN 1 | Sperrholz | " | " | 5,1 |
| CN 2 | " | " | neu | 3,7 |
| CN 6 | " | " | " | 2,0 |
| RN 1 | " | V-Faltung | " | 0,8 |
| DP 4 | Preßspan | " | " | 0,4 |
| CN 5* | Sperrholz | konventionell | " | 3,6 |
| CN 9* | " | " | " | 3,3 |
| CN 11* | " | " | " | 2,5 |

* Tests mit Tropfenabscheider

Im Rahmen der Untersuchungen konnte ferner bestätigt werden, daß die Filtervorbeladung mit Staub die Höhe des Versagensdifferenzdruckes nicht beeinflusst. Allerdings wirkt sich die Staubbeladung insofern nachteilig aus, als sie bei gleicher relativer Luftfeuchte zu hoher Filterbeanspruchung führt. Mit zunehmender Einwirkungsdauer scheint sich der Versagensdifferenzdruck etwas zu reduzieren. Ein quantitativer Nachweis hierzu konnte noch nicht erbracht werden.

Hinsichtlich der Schadensformen wurde erstmals beobachtet, daß einzelne oder mehrere Falten des Filterpacks über die gesamte Faltungstiefe abgescert waren. Als Beispiel hierfür zeigt Abbildung 1 das Foto der Anströmseite eines getesteten Filters.

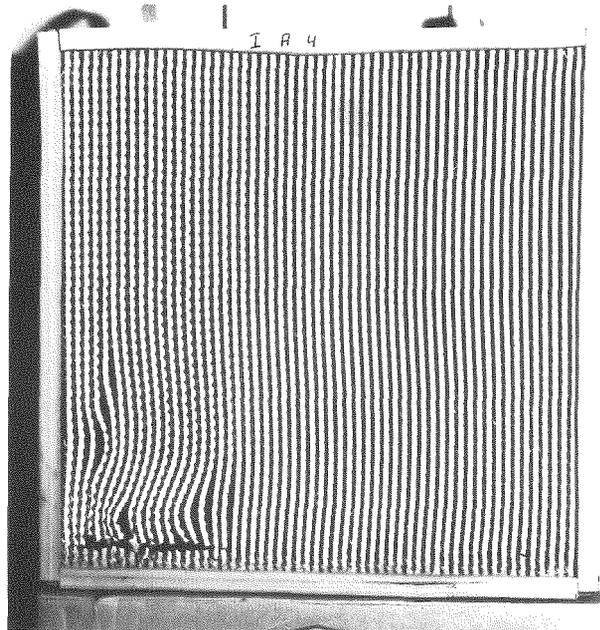


Abb.1: Anströmseite eines Schwebstofffilters nach dem Feuchtetest mit abgescerten Falten des Filtermediums (links unten).

Im übrigen erwies sich das Aufblähen und anschließende Aufreißen der abströmseitigen Faltungsenden wiederum als die häufigste Schadensform. Dieser Schaden wird dadurch erleichtert, daß sich das Faltenpack unter der Feuchteeinwirkung besonders stark auflockert. Diese Auflockerung manifestiert sich im Auftreten von Lücken mit einer Breite von maximal 40 mm zwischen benachbarten Falten. Als Ursache hierfür konnte die parallele Plissierung der in die Falten eingelegten Abstandshalter ermittelt werden. Ein erster Kontrollversuch mit schräg plissierten Abstandshaltern, die so eingebaut wurden, daß sich die Plissierung benachbarter Abstandshalter kreuzt, führte zur fast vollständigen Vermeidung der Auflockerung. Mit der Vorbereitung weiterer Prototypen mit schräg plissierten Abstandshaltern wurde begonnen.

Als komplementäre Ursache für das frühe Filterversagen wurde der Verlust an Zugfestigkeit des Filtermediums im nassen Zustand erkannt. Eine Reihe von Zugversuchen mit Proben von Filtermedien, die aus getesteten Filterelementen entnommen worden waren belegen diese Feststellung. Die Zugfestigkeit, die bei einem neuen, ungefalteten Medium i.a. 60 N/5 cm beträgt, wurde durch den Faltvorgang bei der Fertigung und die Anwesenheit von Wasser auf etwa 10 N/5 cm reduziert. Einzelwerte unter 5 N/5 cm wurden mehrfach festgestellt.

Neben den handelsüblichen Schwebstofffiltern mit Glasfasermedien wurden auch 8 Filter getestet, die mit einem Polycarbonatmikrofasermedium hergestellt worden waren. Dank der hohen Zugfestigkeit des dabei verwendeten Stützvlieses blieben alle Schwebstofffilter dieses Typs auch nach anhaltender Feuchteeinwirkung unbeschädigt, obwohl Differenzdrucke bis 9,8 kPa erreicht wurden.

2.2 Zu den Mechanismen des Filterversagens bei Differenzdruckbeanspruchung

Eine erfolgreiche Ertüchtigung der Schwebstofffilter unter Berücksichtigung der Wirtschaftlichkeit der getroffenen Maßnahmen setzt i.a. die Kenntnis der Schadensmechanismen voraus. Mit dem Ziel die zu den Schäden führenden Zusammenhänge zu klären wurden die beiden wichtigsten Schadensformen, die im Rahmen früherer Tests in trockener Luft beobachtet worden waren, analysiert und Beanspruchungsmodelle entwickelt. Anhand ergänzender Untersuchungen wurden diese Modelle verifiziert.

In verschiedenen Fällen war bei konventionell gefalteten Schwebstofffiltern zu beobachten, daß sich eine Gruppe von Falten in Strömungsrichtung ausbeult, zunächst in der Mitte quer aufreißt und später aus dem Rahmen gepreßt wird. Die beiden Einzelaufnahmen aus einem Zeitlupenfilm, die in Bild 2 wiedergegeben sind, zeigen die beiden wichtigsten Phasen dieses Schadensverlaufes. Links ist das Durchbiegen einer Gruppe von etwa 15 Falten erkennbar, die bereits quer aufgerissen sind. Die rechte Aufnahme zeigt, wie sich dieser Teil einige hundertstel Sekunden später weiter

durchgebogen hat und wie der Schaden dabei angewachsen ist. Etwas später wird dieser Teil des Faltenpacks ganz aus dem Rahmen gerissen und damit das Filter vollständig zerstört.

Diese Versagensart ist typisch für die Filter des Standardquerschnitts 610 x 610 mm und der halben Rahmentiefe von 150 mm. In Einzelfällen wurde dieser Schadensverlauf auch bei Filtern der Rahmentiefe 292 mm beobachtet. Der Arbeit von Cuccuru /5/ ist zu entnehmen, daß diese Versagensart auch bei Druckwellenbeanspruchung aufgetreten ist.

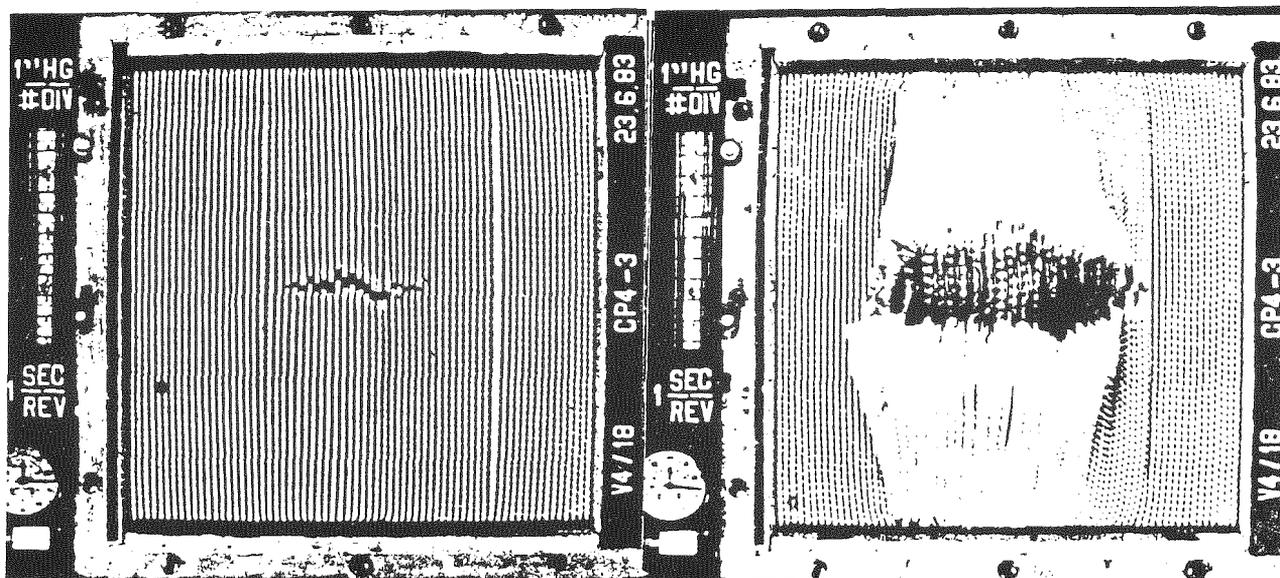


Abb. 2: Durchbiegen und Aufreißen eines Teiles des Faltenpacks bei Filtern in konventioneller Faltung unter Differenzdruckbelastung.

Zur näheren Analyse dieses dritten Schadensverlaufes kann von dem folgenden vereinfachten Beanspruchungsmodell ausgegangen werden: Jede der senkrecht verlaufenden Falten des Filtermediums wird als Hohlprofilträger angenommen, der am oberen und unteren Teil des Rahmens frei drehbar gelagert ist. Dieser Träger wird durch eine Streckenlast beansprucht, die aus dem vorliegenden Differenzdruck resultiert. Aufgrund dieser Beanspruchung tritt genau in der Mitte zwischen den Lagerpunkten die maximale Zugspannung in Längsrichtung der Falte σ_1 auf. Für sie wurde die folgende Näherungsformel abgeleitet:

$$\sigma_1 = \frac{3 \cdot \Delta p \cdot h^3}{8 \cdot A \cdot d \cdot t^2} \quad (1)$$

wobei Δp der Differenzdruck am Filter, h die Faltenlänge, t die Faltungstiefe, d die Filterpapierdicke und A die Zahl der Falten pro Filter bedeuten.

Dieses Beanspruchungsmodell erklärt, weshalb das Faltenpack in der Mitte aufreißt und weshalb die Risse quer verlaufen. Da die Zugspannung mit dem Quadrat der Faltungstiefe abnimmt, wird verständlich, weshalb dieses Schadensbild nicht bei den Schwebstofffiltern mit 292 mm Rahmentiefe wohl aber bei denen mit halber Tiefe beobachtet wird. Weiterhin wird hierdurch die bei den Filtern der Größe 610 x 610 mm festgestellte Reduktion der Belastbarkeit erklärt. Bei den Filtern halber Rahmengröße ist dieser Einfluß nicht mehr vorhanden, denn durch die Halbierung von h wird σ_1 auf $1/8$ reduziert, so daß dieser Versagensmechanismus auch bei dem Filter der Tiefe 150 mm nicht mehr zum Tragen kommt.

Zur quantitativen Überprüfung dieses Beanspruchungsmodells wurde von jedem der 7 Filtertypen der Rahmentiefe 150 mm ein Filterelement ausgewählt und Filterpapierproben für Zugfestigkeitsmessungen in Maschinenrichtung entnommen. Die hier erforderlichen Werte quer dazu wurden durch Multiplikation mit dem üblichen Faktor 0,8 näherungsweise bestimmt. Hieraus wurde in Verbindung mit den Konstruktionsdaten eine theoretische Versagensgrenze Δp_{th} bestimmt. In Bild 3 ist dieser Wert gegen den tatsächlich gemessenen Wert Δp_e aufgetragen.

Die untere Gerade zeigt mit einem Proportionalitätsfaktor von 0,98 und einem Korrelationskoeffizienten von ebenfalls 0,98, daß dieses Versagensmodell für ein Pack mit Aluminiumabstandshaltern sehr genau und statistisch sehr sicher zutreffen dürfte. Unberücksichtigt blieben die Stützwirkung des Abstandshalters einerseits und die weiter unten erläuterten Zugspannungen in Umfangsrichtung andererseits. Im vorliegenden Fall scheinen sich diese gegenläufigen Vereinfachungen zu kompensieren.

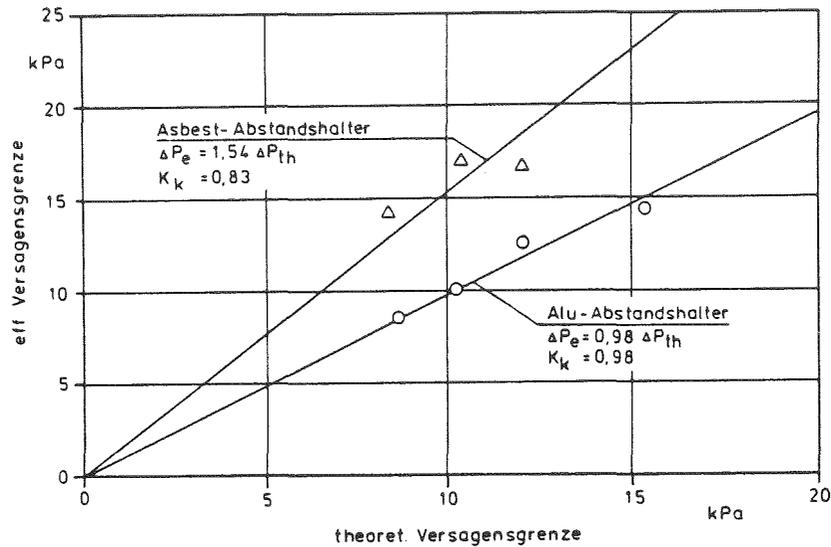


Abb. 3: Vergleich der theoretischen Versagensdifferenzdrucke mit den experimentellen Werten im Fall des Durchbiegens der Faltung für Schwebstofffilter der Größe 610 x 610 x 150 mm.

Dies ist bei den drei Filtertypen, die noch mit Abstandshaltern aus Asbest ausgestattet waren, nicht der Fall. Diese Abstandshalter sind dicker, steifer und rauher als diejenigen aus Aluminium und verleihen dem Pack dadurch ein nennenswert erhöhtes Widerstandsmoment. Dies führt zu niedrigeren Spannungen und somit höheren Versagensgrenzen als diejenigen, die hier abgeschätzt wurden. Der Proportionalitätsfaktor würde sich unter Berücksichtigung dieses Einflusses zu 1,0 hin verschieben.

Die Filter mit konventionell gefaltetem Pack der Bautiefe 292 mm, das mit Hilfe einer Kunststoffvergußmasse gut im Rahmen fixiert ist, erlauben die höchsten Belastbarkeiten. Die hier vorliegende Schadensform ist im Hinblick auf eine weitere Erhöhung der Versagensgrenzen von besonderem Interesse.

Die Zeitlupenfilme der Belastbarkeitstests zeigen, daß bei diesem Filtertyp das Aufreißen von Faltungsenden auf der Abströmseite des Faltenpacks als typische Schadensform auftritt. Weiterhin konnte festgestellt werden, daß sich die aufreißenden Falten zuerst aufgebläht hatten. Die Fotos in Abbildung 4 sind wiederum Einzelaufnahmen aus einem Zeitlupenfilm, die diesen Schadensverlauf verdeutlichen.

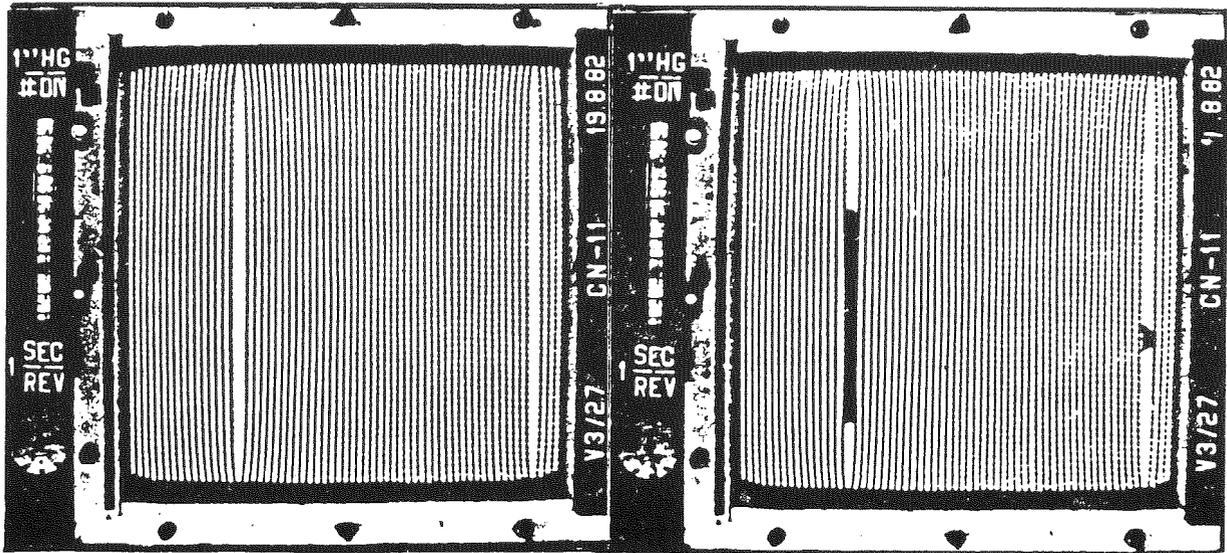


Abb. 4: Aufreißende Faltungsenden bei tief gefalteten Schwebstoff-
filtern mit guter Fixierung des Packs im Rahmen.

Ursache für diese Versagensart stellt die Zugspannung in Umfangrichtung dar, die sich wie folgt errechnet:

$$\sigma_u = \frac{r}{d} \cdot \Delta p \quad (2)$$

wobei r der Radius der Falte ist, d die Dicke des Filtermediums und Δp der vorliegende Differenzdruck. Infolge des Aufblähens wächst der Radius der Falte und damit auch die Zugspannung σ_u im Filterpapier so lange, bis dessen Zugfestigkeit überschritten wird und die Falte aufreißt. Dies erklärt, weshalb bereits eine gewisse Korrelation zwischen der Zugfestigkeit des Filtermediums und der Versagensgrenze beobachtet wurde, daß die Falten immer längs aufreißen und ferner, daß die aufgeblähten Falten zuerst beschädigt werden.

Zur Überprüfung des Modells für die Beanspruchung der Faltungsenden wurden aus einer großen Zahl getesteter Filterelemente jeweils 2 x 5 Filterpapierproben entnommen und Zugfestigkeitsmessungen durchgeführt. Weiterhin wurden aus den Zeitlupenfilmen die Faltungsradien bei Eintritt des Versagens ermittelt. Aus diesen Werten wurde der theoretische Versagensdiffe-

renzdruck errechnet. Dieser Versagensdifferenzdruck ist in Bild 5 (als Abszisse) für eine große Zahl Testfilter unterschiedlicher Größe und unterschiedlicher Hersteller gegenüber der effektiv gemessenen Versagensgrenze aufgetragen.

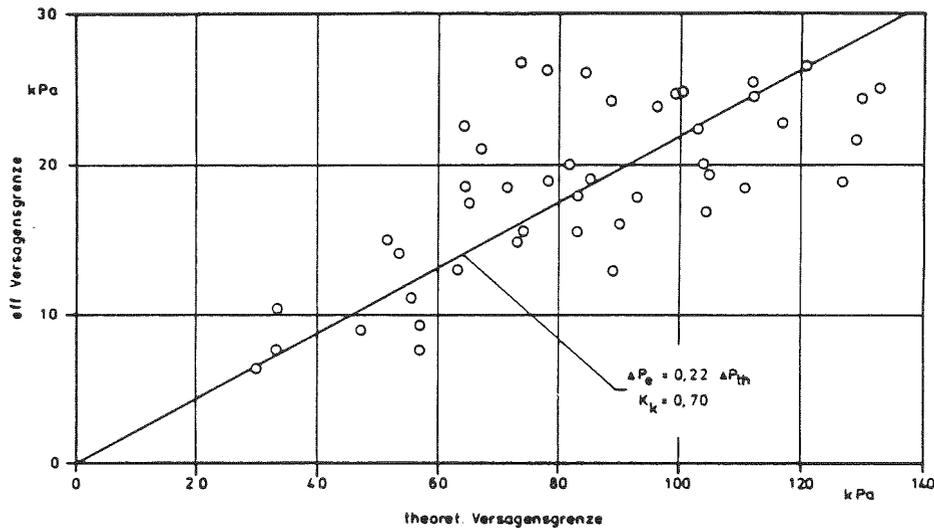


Abb. 5: Vergleich der theoretischen Versagensdifferenzdrucke mit den experimentellen Werten im Fall des Aufreißens einer Falte.

Das Diagramm zeigt, daß trotz der verschiedenen Filterhersteller und der unterschiedlichen Filtergrößen mit einem Korrelationskoeffizienten von 0,7 ein gesicherter Zusammenhang zwischen beiden Werten besteht. Dieses Ergebnis kann als qualitative Bestätigung des erläuterten Modells gewertet werden. Allerdings wird nur etwa 1/4 der theoretisch zu erwartenden Differenzdrucke erreicht. Eine Ursache hierfür liegt teilweise darin, daß jeweils die Mittelwerte der fünf Zugfestigkeiten pro Filter zugrunde gelegt wurden. Tatsächlich reißt das Medium jedoch an der schwächsten Stelle, so daß die theoretischen Werte zu reduzieren wären. Als sinnvoller Wert erscheint eine Reduktion um 33 %, woraus ein Proportionalitätsfaktor von 0,34 statt 0,22 resultieren würde. Weiterhin ist zu berücksichtigen, daß aufgrund der bereits beschriebenen Durchbiegung des Faltenpacks auch eine Zugspannung in Längsrichtung vorliegt, die zu einer erhöhten resultierenden Spannung führen kann. Schließlich sind im vorliegenden Modell möglicherweise noch weitere Faktoren, wie etwa die Wechselwirkung zwischen Abstandshalter und Filtermedium, zu berücksichtigen.

2.3. Abscheidegraduntersuchungen bei erhöhten Temperaturen

Nach Abschluß der Entwicklung und Optimierung des TiO_2 -Abscheidegradprüfverfahrens für Störfallbedingungen wurde es für erste Schwebstofffiltertests bei Temperaturen bis 180°C in der Anlage TAIFUN eingesetzt. Hierbei wurden handelsübliche Filterelemente geprüft, die für 130°C bzw. für maximal 250°C ausgelegt sind.

Während der Durchführung der Tests wurde die Temperatur der umgewälzten Luft kontinuierlich mit einer Aufheizrate von $10\text{-}15^\circ\text{C/h}$ auf 180°C gesteigert. Dabei wurde in regelmäßigen Abständen der Abscheidegrad bestimmt.

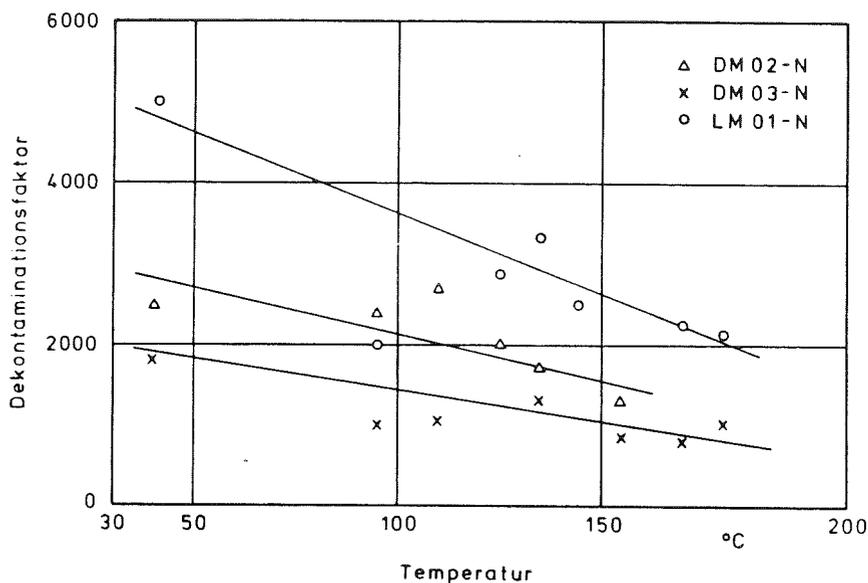


Abb. 6: TiO_2 -Dekontaminationsfaktoren von Schwebstofffilterelementen der Standardgröße bei verschiedenen Temperaturen.

In Bild 6 ist beispielhaft für drei Filter der jeweilige Verlauf des Abscheidegrades mit wachsender Temperatur dargestellt. Es zeigt sich eine geringe Abnahme des Rückhaltevermögens im abgedeckten Temperaturbereich.

Da das TiO_2 -Aerosol überwiegend sehr kleine Partikel (Durchmesser $< 0,1\ \mu\text{m}$) enthält, ist zu erwarten, daß der Effekt der Diffusion das Abscheideverhalten bestimmt. Aufgrund dessen wäre eine leichte Zunahme des

Dekontaminationsfaktors mit wachsender Temperatur zu erwarten gewesen. Die tatsächlich beobachtete Reduktion könnte dadurch zu erklären sein, daß der massenmäßig noch wichtige Anteil von Teilchen mit Durchmesser $> 0,1 \mu\text{m}$ in Verbindung mit der Partikeldichte von etwa 4 g/cm^3 das Gewicht zugunsten des Impaktionseffektes verschiebt. Außerdem sind Mikroschädigungen im Filtermedium denkbar, die zu einer, allerdings irreversiblen, Verringerung des Abscheidegrades führen würden. Diese Detailfragen sollen im Rahmen weiterer Versuche geklärt werden.

Insgesamt gesehen sind als Folge einer Temperaturerhöhung keine starken Veränderungen im Abscheidegradverhalten zu erwarten. Von entscheidender Bedeutung wird vielmehr sein, wann sich aufgrund der thermischen Beanspruchungen mechanische Schäden einstellen werden.

2.4 Orientierende Untersuchungen zur Filterbeaufschlagung mit Abgasen aus Bränden

Im Mittelpunkt der Untersuchungen zum Filterverhalten bei Beaufschlagung mit Abgasen aus Bränden steht das Speichervermögen der Filter gegenüber Ruß. Daneben interessiert die Beständigkeit bei erhöhten Temperaturen.

Zu diesem Fragenkomplex wurde in Zusammenarbeit mit der Universität Braunschweig eine zweite Versuchsserie mit 10 handelsüblichen Filterelementen in Metall- und Holzrahmenbauweise durchgeführt. In einer Brandkammer, an die eine Modell-Luftfilteranlage angebaut worden war, wurden Öl, PVC-Kabel und FRNC-Kabel verbrannt. Die Brandbedingungen waren so gewählt worden, daß hohe Luftfeuchten an den Testfiltern vermieden wurden.

Die wichtigsten Ergebnisse der 10 Tests sind in Tabelle II zusammengefaßt. Die Abscheidegrade wurden mit heterodispersen DOP-Aerosol (Vor-Ort-Testmethode) vor und nach Durchführung der Brandtests gemessen. Es zeigt sich, daß sich die Abscheidegrade - mit Ausnahme von BCN 02 und BLM 01 - i.a. nur unwesentlich verringern, obwohl die maximalen Temperaturen an den Testfiltern teilweise 160°C betragen. In einem Falle (Filter BCN 02) führte die geringe Filterbeladung sogar zu einer leichten Erhöhung des Abscheidegrades. Bei dem Filter BLM 01 handelt es sich um ein Element

in V-Bauweise, deren strukturelle Belastbarkeit bekanntlich i.a. sehr niedrig ist. Es ist deshalb anzunehmen, daß der niedrige Dekontaminationsfaktor auf eine Beschädigung zurückzuführen ist, die im Laufe des Tests eingetreten ist.

Tab. II: Schwebstofffilterbeaufschlagung mit Abgasen aus Bränden; Rußbelastung, Druckverlust und Abscheidegrade handelsüblicher Schwebstofffilter der Größe 610 x 610 x 292 mm.

| Testfilter | Brandgut | Brandlast | DF vor/nach [1] | Druckverlust nach Test [kPa] | Filter- belastung [g] |
|------------|----------|-----------|-------------------------------|------------------------------------|-----------------------------|
| BAM 03 | Öl | 20 l | $5 \cdot 10^5 / 1 \cdot 10^5$ | 1,0 | 279 |
| BCN 03 | " | " | $2 \cdot 10^5 / 4 \cdot 10^4$ | 1,0 | 408 |
| BLM 01 | " | " | $2 \cdot 10^3 / 13$ | 1,6 | 410 |
| BVM 07 | " | " | $2 \cdot 10^3 / 1 \cdot 10^3$ | 1,5 | 391 |
| BCN 02 | FRNC-K. | 42 kg | $3 \cdot 10^4 / 1 \cdot 10^5$ | 0,4 | 23 |
| BAM 02 | " | 100 kg | $5 \cdot 10^5 / 1 \cdot 10^5$ | 1,0 | 123 |
| BAM 04 | PVC-K. | 108 kg | $3 \cdot 10^5 / 2 \cdot 10^5$ | 1,7 | 523 |
| BVM 06 | " | 78 kg | $3 \cdot 10^3 / 2 \cdot 10^3$ | 1,5 | 684 |
| BAM 06 | " | 58 kg | $5 \cdot 10^5 / 2 \cdot 10^5$ | 1,5 | 420 |
| BDN 02 | " | 28 kg | $5 \cdot 10^4 / 5 \cdot 10^3$ | > 7 | 290 |

Das Rußspeichervermögen der Filterelemente, bis zu einem Anstieg des Druckverlustes auf 1 bis 1,5 kPa, lag im Falle der Ölbrände gut reproduzierbar bei etwa 400 g pro Filterelement der Standardgröße. Bei der Verbrennung von FRNC-Kabeln liegt die Beladbarkeit deutlich niedriger, was auf den Anfall kleinerer Aerosolpartikeln schließen läßt. Im Falle der Verbrennung von PVC-Kabeln deutet sich ein Einfluß der Brandlast auf das Speichervermögen an. Mit wachsender Brandlast scheinen demnach größere Partikeln gebildet zu werden, die bei den Schwebstofffiltern zu einem langsameren Differenzdruckanstieg führen und somit die Einspeicherung einer größeren Masse erlauben /6/.

3. Störfallbeanspruchungen innerhalb von Lüftungsanlagen

3.1 Verifikation der erweiterten Rechencodes TVENT und EVENT mit der Prüfanlage BORA

Zur Berechnung der aus Störfällen resultierenden Beanspruchungen innerhalb von Lüftungsanlagen wurden bisher nur wenige Rechenprogramme entwickelt, mit denen lediglich relativ einfache Vorgänge modelliert werden können. Beispiele hierfür sind die Strömungsdynamik-Codes TVENT und EVENT /7,8/. Beide Rechencodes waren erweitert und Experimente zur Verifikation ihrer Ergebnisse aufgenommen worden. Diese Untersuchungen wurden in der Anlage BORA bei niedrigem Druckniveau und Umgebungstemperatur durchgeführt.

Im Berichtszeitraum wurden die Verifikationsexperimente auf Temperaturen bis 250 °C und Drucke bis 1,7 bar ausgedehnt. Zur Modellierung wurde die Versuchsanlage BORA in ein Netzwerkschema mit 8 Komponenten umgesetzt, die über 6 Knoten miteinander und über einen Randknoten mit der Umgebung verbunden sind. Zur möglichst genauen strömungstechnischen Modellierung der Anlage wurden die Druckverlustcharakteristiken aller 8 Komponenten durch ausführliche Messungen bei verschiedenen Temperaturniveaus unter stationären Betriebsbedingungen ermittelt. Die zur Erzeugung der transienten Strömungen dienenden Rohrleitungsklappen wurden detailliert untersucht.

Mit der Versuchsanlage BORA konnten beide Rechencodes in einem Bereich der Betriebsbedingungen verifiziert werden, der weit über denjenigen hinausgeht, der bisher von deren Autoren realisiert worden war. Hierzu wurden drei Typen transienter Versuchsabläufe bei jeweils verschiedenen Temperaturniveaus realisiert und die zeitlichen Verläufe von Gesamtdruck, Differenzdruck und Massenstrom an verschiedenen Stellen der Anlage registriert.

Ein typisches Beispiel für den Vergleich der experimentell ermittelten Werte mit den Rechenergebnissen von TVENT und EVENT ist in Bild 7 dargestellt. Es zeigt die Zeitverläufe des statischen Druckes vor dem Testfilter, des Differenzdruckes über das Testfilter und des Massenstromes insgesamt und desjenigen über das Testfilter.

Es zeigt sich, daß EVENT die gemessenen Verläufe des Druckes am Gebläseausstritt und des Differenzdruckes am Filter sehr genau berechnet. Mit TVENT ergeben sich etwas zu hohe Werte, was auf die Vernachlässigung der Kompressibilität der Luft zurückzuführen sein dürfte.

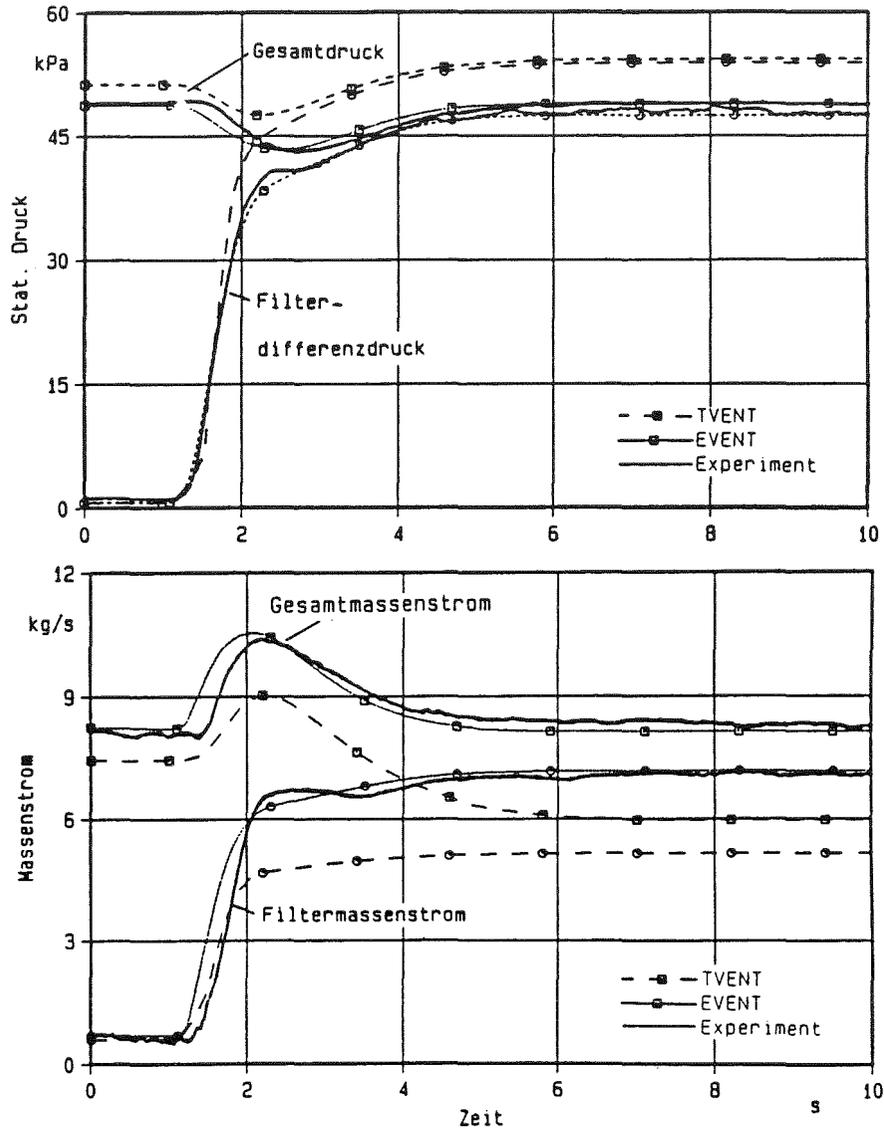


Abb. 7: Zeitliche Verläufe von Druck und Massenstrom bei Versuch A12 (Strömungsumleitung, 40 °C, hohes Druckniveau).

Bezüglich der Massenströme ergibt sich für EVENT im stationären Betrieb eine ebenso gute Übereinstimmung zwischen Rechnung und Experiment. Bei den transienten Verläufen tritt ein Vorlauf von etwa 200 ms gegenüber dem

Experiment und ein etwas höherer maximaler Massenstrom auf. Eine wahrscheinliche Ursache für die Verzögerung bei dem Experiment dürfte in der gegebenen Trägheit liegen, mit der die Gebläsegruppe mit den Antriebsmotoren auf den erhöhten Leistungsbedarf reagiert. Einen weiteren Beitrag dürfte die Trägheit der Volumenstrommessung mit Pitotrohren und Membrandruckaufnehmern liefern. Mit TVENT ergeben sich wegen der Vernachlässigung der Kompressibilität zu niedrige Massenströme.

Die durchgeführten Verifikationsuntersuchungen haben gezeigt, daß transiente Strömungsvorgänge in einem relativ einfachen Netzwerk mit den erweiterten Rechenprogrammen TVENT und EVENT unter Berücksichtigung aktiver Komponenten modelliert werden können, wobei EVENT die Strömungsvorgänge im gesamten untersuchten Bereich sehr genau berechnet. Bei der Bewertung dieses Ergebnisses ist jedoch zu berücksichtigen, daß die Modellierung unter Verwendung der gemessenen Werte zum Komponentenverhalten und somit auf fast idealer Datenbasis erfolgte. Dies ist in der Praxis i.a. nicht der Fall.

3.2 Zur Ausbreitung schwacher Stoßwellen in Lüftungskanälen

Neben hohen Strömungsgeschwindigkeiten und den daraus resultierenden Differenzdruckbelastungen können auch Stoßwellen die Integrität der Lüftungskanäle und der darin eingebauten Komponenten gefährden. Um die durch Stoßwellen hervorgerufenen Beanspruchungen abschätzen zu können, ist die Kenntnis über deren Ausbreitung in Kanälen und dabei vor allem die Variation der Stoßstärke Z , als Verhältnis des Spitzendruckes des Stoßes zum Druck im Medium vor dem Stoß, notwendig.

Bei Variation des Querschnitts des Strömungskanals verändert sich die Stoßstärke, wobei eine Verengung eine Zunahme und eine Erweiterung eine Verminderung bewirken. Zur Berechnung der jeweils vorliegenden Stoßstärke wurde von Chisnell /9/ die folgende analytische Lösung entwickelt:

$$A f(\kappa, Z) = \text{const} \quad (3)$$

Hierin ist A die Fläche eines gegebenen Querschnitts und f der Wert einer transzendenten Funktion, die alleine von der Stoßstärke Z und von κ , dem

Verhältnis der spezifischen Wärmen, abhängt. In Bild 8 ist diese Hilfsfunktion für Luft mit $\kappa = 1,4$ graphisch dargestellt. Sie erlaubt es, die Variation der Stoßstärke bei veränderlichem Querschnitt zu berechnen.

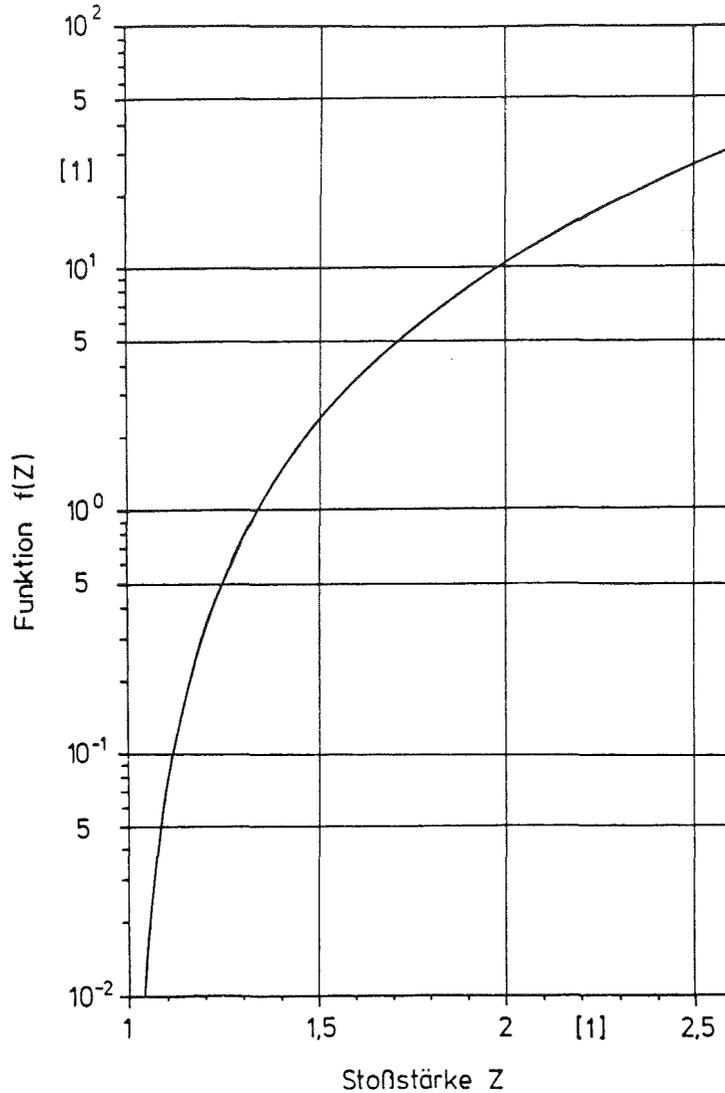


Abb. 8: Verlauf der Funktion $f(Z)$ für Luft mit $\kappa = 1,4$, errechnet nach Chisnell /9/.

Um die Genauigkeit der Gleichung (3) für den Stoßstärkenverlauf in divergierenden Kanälen zu überprüfen, wurden entsprechende Messungen in dem in Ref. 2 und 10 beschriebenen Modellkanalsystem durchgeführt. Ein typisches Ergebnis ist in Bild 9 dargestellt.

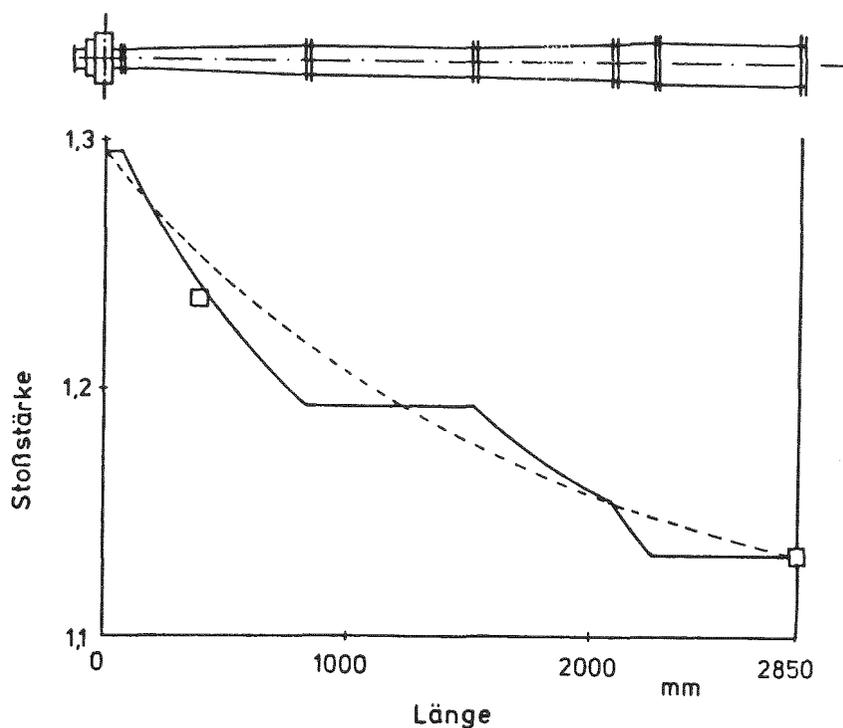


Abb. 9: Stoßabschwächung im divergierenden Kanal; Vergleich zwischen Theorie nach Chisnell /9/ und Experiment; Membranvordruck 170 kPa, Druck im Kanal 100 kPa.

Die durchgezogene Linie zeigt den nach Bild 8 errechneten Verlauf der Stoßstärke für die drei Kanalstücke mit zunehmendem und die zwei mit konstantem Querschnitt. Die in Ebene ME 1 und ME 3 ermittelten Werte stimmen sehr genau mit den Ergebnissen der Rechnung überein. Zusätzlich zur detaillierten Berechnung des Verlaufes der Stoßstärke anhand der genauen Kanalquerschnitte wurde eine weitere Rechnung ausgeführt, in der allein der Anfangs- und der Endquerschnitt verwendet wurden. Dabei wurde angenommen, daß sich der Kanal mit konstantem Winkel erweitert. Das Ergebnis dieser Übersichtsrechnung ist als gestrichelte Linie eingetragen. Es zeigt sich, daß auch auf diese Weise die bei ME 3 vorliegende Stoßstärke sehr genau berechnet werden kann.

4. Literatur

- / 1/ RÜDINGER, V.; RICKETTS, C.I.; WILHELM, J.G.;
Limits of HEPA-Filter Application Under High Humidity Conditions.
Proc. 18th DOE Nuclear Airborne Waste Management and Air Cleaning
Conference, Baltimore, 1984.
CONF 840 806 (1985) S. 1058.

- / 2/ RÜDINGER, V. et al.;
Zum Studium des Verhaltens von Schwebstofffiltern unter
simulierten Störfallbedingungen.
In: Projekt Nukleare Sicherheit, Jahresbericht 1984,
KfK 3550 (1985) S. 4400/49.

- / 3/ RICKETTS, C.I.; RÜDINGER, V.; WILHELM, J.G.;
HEPA-Filter Response to High Differential Pressures and
High Air Velocities.
Proc. 5th Int. Meeting on Thermal Nuclear Reactor Safety,
Karlsruhe 1984.
KfK 3880 (1984) S. 1572.

- / 4/ RÜDINGER, V.; RICKETTS, C.I.; WILHELM, J.G.;
Versagensgrenzen und Schadensmechanismen von Schwebstoff-
filtern unter Beanspruchung durch trockene Luft hoher
Strömungsgeschwindigkeit.
European Conf. on Gaseous Effluent Treatment in Nuclear
Installations, Luxemburg 1985.

- / 5/ CUCCURU, A. et al.;
Effects of Shock Waves on High Efficiency Filter Units.
Proc. 17th DOE Nuclear Air Cleaning Conference, Denver 1982.
CONF 820 833 (1983) S. 1033.

- / 6/ ADLEY, F.E.; WISEHART, D.E.;
Life Loading Tests on Certain Filter Media.
TID 7627 (1961) S. 116.

- / 7/ DUERRE, K.H. et al.;
TVENT - A Computer Program for Analysis of Tornado-Induced
Transients in Ventilation Systems.
LA 7397 (1978).

- / 8/ TANG, P.K. et al.;
EVENT User's Manual - A Computer Code for Analyzing Explosion-
Induced Gas-Dynamic Transients in Flow Networks.
LA 9624-M (1983).

- / 9/ CHISNELL, R.F.;
The Motion of A Shock Wave in a Channel; with Application of
Cylindrical and Spherical Shock Waves.
J. Fluid Mech. 2 (1957) S. 298.

- /10/ RÜDINGER, V.; ARNITZ, Th.; HARTIG, S.;
Rechnungen zur Störfallbeanspruchung von Komponenten in
Lüftungsanlagen.
In: Berg, K.H.; Wilhelm, J.G.; Filter für kerntechnische Anlagen,
BMI 1985-099 (1985) S. 90.

06.01.14/26A Untersuchungen zur Abscheidung von Iod an Sorptions-
PNS 4418 Materialien bei Bränden
 (H. Deuber, V. Giraud; LAF II)

1. Einleitung

Brände in Kernkraftwerken können zur Freisetzung erheblicher Mengen aerosol- und gasförmiger Brandprodukte führen. Es ist zu erwarten, daß die Rückhaltung von Radioiod mit Iodfiltern durch die Beladung der Iodsorptionsmaterialien mit gasförmigen Brandprodukten u. U. stark beeinträchtigt wird. Außerdem kann nicht ausgeschlossen werden, daß Reaktionsprodukte aus Radioiod und Brandprodukten entstehen, die von den Iodfiltern nur in geringem Maße zurückgehalten werden. Ein Lüftungstechnischer Abschluß der Brandherde ist nicht in jedem Fall möglich.

Belastbare Aussagen über die Rückhaltung von Radioiod mit Iodfiltern von Kernkraftwerken beim Auftreten von Bränden konnten bisher nicht gemacht werden. Sie sollten mit diesen Untersuchungen ermöglicht werden.

Die Untersuchungen umfassen

- a) die Herstellung und Analyse von gasförmigen Brandprodukten relevanter, in Kernkraftwerken verwendeter Materialien und von gasförmigen Reaktionsprodukten aus Radioiod und Brandprodukten sowie
- b) die Bestimmung der Abscheidung der normalerweise auftretenden Iodverbindungen (CH_3I , I_2) und der genannten Iodreaktionsprodukte an Iodsorptionsmaterialien unter dem Einfluß von Brandprodukten.

Im Berichtszeitraum wurden vor allem Arbeiten zur Bestimmung der Abscheidung von Methyljodid ($\text{CH}_3^{131}\text{I}$) an mehreren imprägnierten Aktivkohlen bei kurzzeitiger Einwirkung von gasförmigen Brandprodukten durchgeführt. Letztere bestanden vorwiegend aus Brandprodukten aus einem PVC-Kabel sowie - zum Vergleich - aus Chlorwasserstoffgas (HCl). Kabel mit PVC-Isolierung sind, vor allem in älteren KKW, weit verbreitet /1/. Im vorliegenden Zusammenhang sind sie wegen Freisetzung von HCl (neben anderen Gasen) im Falle eines Brandes von primärer Relevanz.

In diesem Bericht wird auf die genannten Arbeiten näher eingegangen. Auf weitere, im Berichtszeitraum begonnene analoge Untersuchungen mit Brandprodukten anderer relevanter Materialien (FRNC-Kabel, Mineralöle, Dekontfarben) wird später berichtet werden.

2. Experimentelles

Die Untersuchungen zur Abscheidung von $\text{CH}_3^{131}\text{I}$ an Aktivkohlen bei Einwirkung von Brandprodukten wurden weitgehend entsprechend dem in unserem Laboratorium üblichen Verfahren durchgeführt /2/. Die Testparameter gehen aus Tab. 1 hervor. Die Bettiefe (50 cm) und Verweilzeit (1 s) sind typisch für Tiefbettfilter deutscher KKW. Die maximale Menge der Brandprodukte (10 g, entsprechend einer nominellen Beladung der Aktivkohle von ca. 0,1 g/g) liegt in einem Bereich, der bei einem Brand in einem KKW im Extremfalle relevant ist. Die Brandprodukte wurden durch Verbrennen des Protodur-Energiekabels NYY-J (Siemens) nach DIN 53436 erzeugt. Sie wurden mit Glaswolle zur Schwebstoffabscheidung gefiltert. In den Vergleichstests wurde HCl -Gas aus einer Druckflasche verwendet.

Die Untersuchungen wurden mit 4 imprägnierten Aktivkohlen durchgeführt. Wesentliche Daten dieser Aktivkohlen sind in Tab. 2 aufgeführt. Alle Aktivkohlen werden in Iodfiltern von KKW verwendet. In Iodfiltern deutscher KKW wird meistens die Aktivkohle 207B (KI) eingesetzt.

Als ergänzende Maßnahmen wurden bei ausgesuchten Tests (Brandproduktmenge: 1 g) ebenfalls die pH-Werte (ASTM D 3838) sowie die Cl^- -Konzentrationen in den wässrigen Extrakten der Aktivkohlebetten ermittelt.

Tab. 1: Testparameter

| Parameter | Einheit | Wert |
|--|---------|---------------|
| Temperatur | °C | 30 |
| relative Feuchte | % | 70 |
| lineare Luftgeschwindigkeit | cm/s | 50 |
| Bettiefe ^a | cm | 50 |
| Verweilzeit | s | 1 |
| Vorströmzeit | h | ≥ 16 |
| Einleitzeit ^b | h | 0,1 |
| Nachströmzeit | h | 2 |
| eingeleitete Brandprodukte ^c | g | 0; 0,1; 1; 10 |
| eingeleitetes CH ₃ ¹³¹ I | mCi | ≈ 0,1 |

^a 20 Betten von 2,5 cm Tiefe (Gewicht: je ca. 5 g)

^b jeweils für Brandprodukte und CH₃¹³¹I (Einleitung der Brandprodukte direkt vor der des CH₃¹³¹I)

^c verbranntes PVC-Kabel bzw. eingeleitetes HCl

Tab. 2: Daten der untersuchten Aktivkohlen ^a

| Bezeichnung | Grundkohle | Imprägnans |
|-------------|----------------|------------|
| 207B (KI) | Steinkohle | KI |
| 207B (TEDA) | Steinkohle | TEDA |
| 208C (KI) | Kokosnußschale | KI |
| 208C (TEDA) | Kokosnußschale | TEDA |

^a Korngröße: 8-12 mesh (BS 410);
 Hersteller: Sutcliffe Speakman (England)

3. Ergebnisse

Zunächst soll auf die bei den verschiedenen Aktivkohlen ermittelten Abscheidegrade bzw. Durchlaßgrade für $\text{CH}_3^{131}\text{I}$ eingegangen werden, dann auf die zusätzlichen Messungen an den Aktivkohlebetten (pH-Wert und Cl^- -Konzentration in den wässrigen Extrakten).

Die bei den Aktivkohlen 207B (KI) und 207B (TEDA) ermittelten Durchlaßgrade für $\text{CH}_3^{131}\text{I}$, bei verschiedenen Bettiefen und Brandproduktmengen aus dem genannten PVC-Kabel, sind in den Abb. 1 und 2 dargestellt. Bei den frischen Aktivkohlen (Brandproduktmenge: 0 g) ergab sich mit steigender Bettiefe der in der gewählten halblogarithmischen Darstellung übliche lineare Abfall des Durchlaßgrades /3/. Das gleiche gilt in etwa für die mit geringer Brandproduktmenge (0,1 g) beaufschlagten Aktivkohlen. Bei den mit größeren Brandproduktmengen (1 g und 10 g) beaufschlagten Aktivkohlen ergab sich ein nichtlinearer Verlauf der Durchlaßkurve: bei geringer Bettiefe sehr flach, bei größerer Bettiefe (ab ca. 10 cm bei 10 g Brandprodukte) annähernd parallel zur Durchlaßkurve der frischen Aktivkohle.

Der geschilderte nichtlineare Verlauf der Durchlaßkurven entspricht einer starken Beeinträchtigung der Rückhaltung von $\text{CH}_3^{131}\text{I}$ durch die Brandprodukte, jedoch praktisch nur bei geringer Bettiefe (unterhalb von ca. 10 cm).

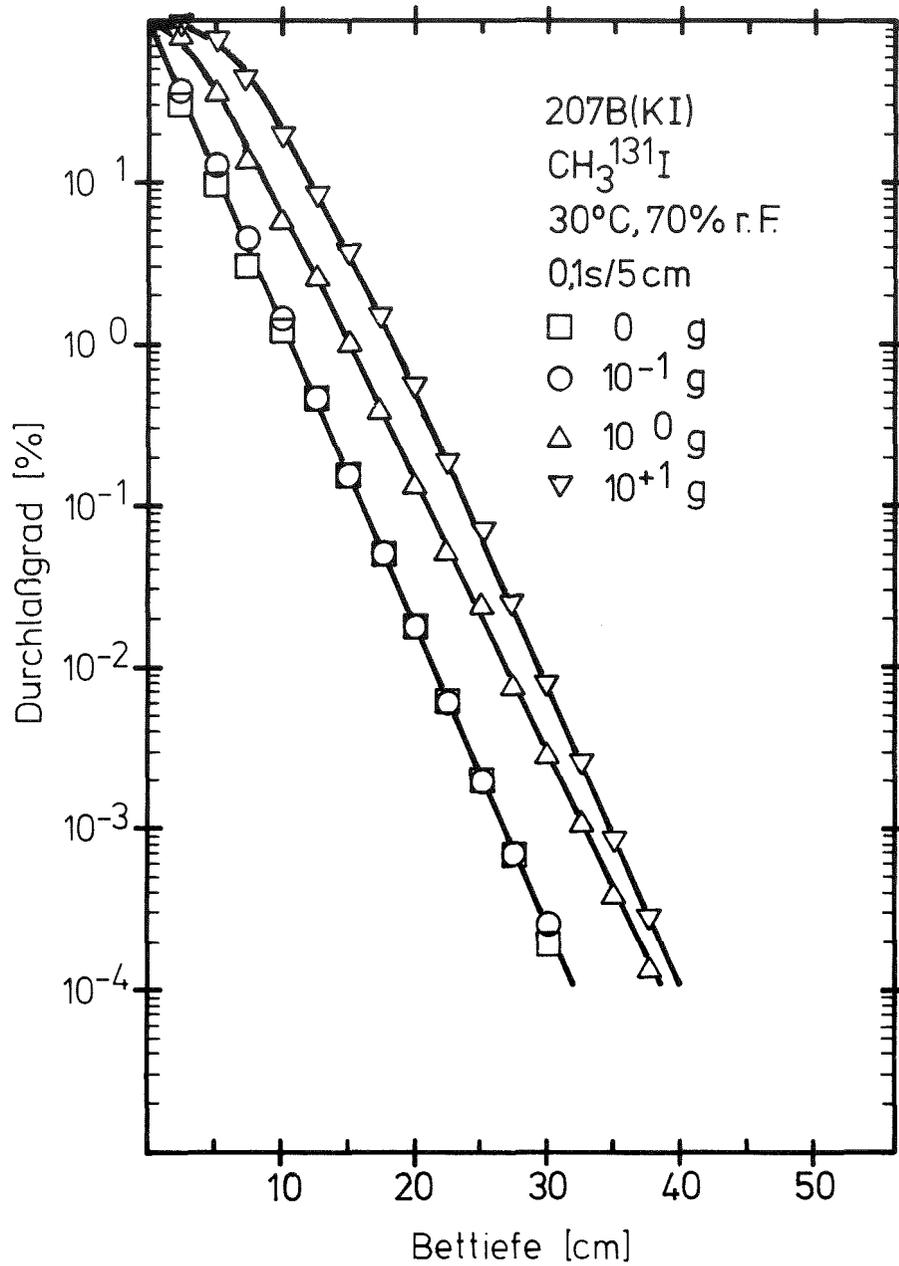
Aus den Abb. 1 und 2 ergibt sich kein großer Unterschied zwischen den beiden Aktivkohlen in bezug auf die Brandprodukteinwirkung: Bei größerer Bettiefe lag bei beiden Aktivkohlen bei Einwirkung von 1 g Brandprodukten der Durchlaßgrad um 1 bis 2 Größenordnungen höher als bei den frischen Aktivkohlen.

Zur Veranschaulichung der obigen Befunde sind in den Tab. 1 und 2 die bei den genannten Aktivkohlen ermittelten differentiellen Abscheidegrade dargestellt.

Bei den Aktivkohlen 208C (KI) und 208C (TEDA) wurden bei Einwirkung von Brandprodukten aus dem gleichen PVC-Kabel weitgehend analoge Ergebnisse erzielt.

In den Untersuchungen mit HCl ergab sich ebenfalls eine starke Beeinträchtigung der Abscheidegrade der Aktivkohlen für $\text{CH}_3^{131}\text{I}$, und zwar wiederum vorwiegend bei geringer Bettiefe. Es ist zu erwähnen, daß bei längerer Einwirkungszeit des HCl (Einleitung des HCl ca. 20 h vor der des $\text{CH}_3^{131}\text{I}$) praktisch dieselben Ergebnisse erzielt wurden.

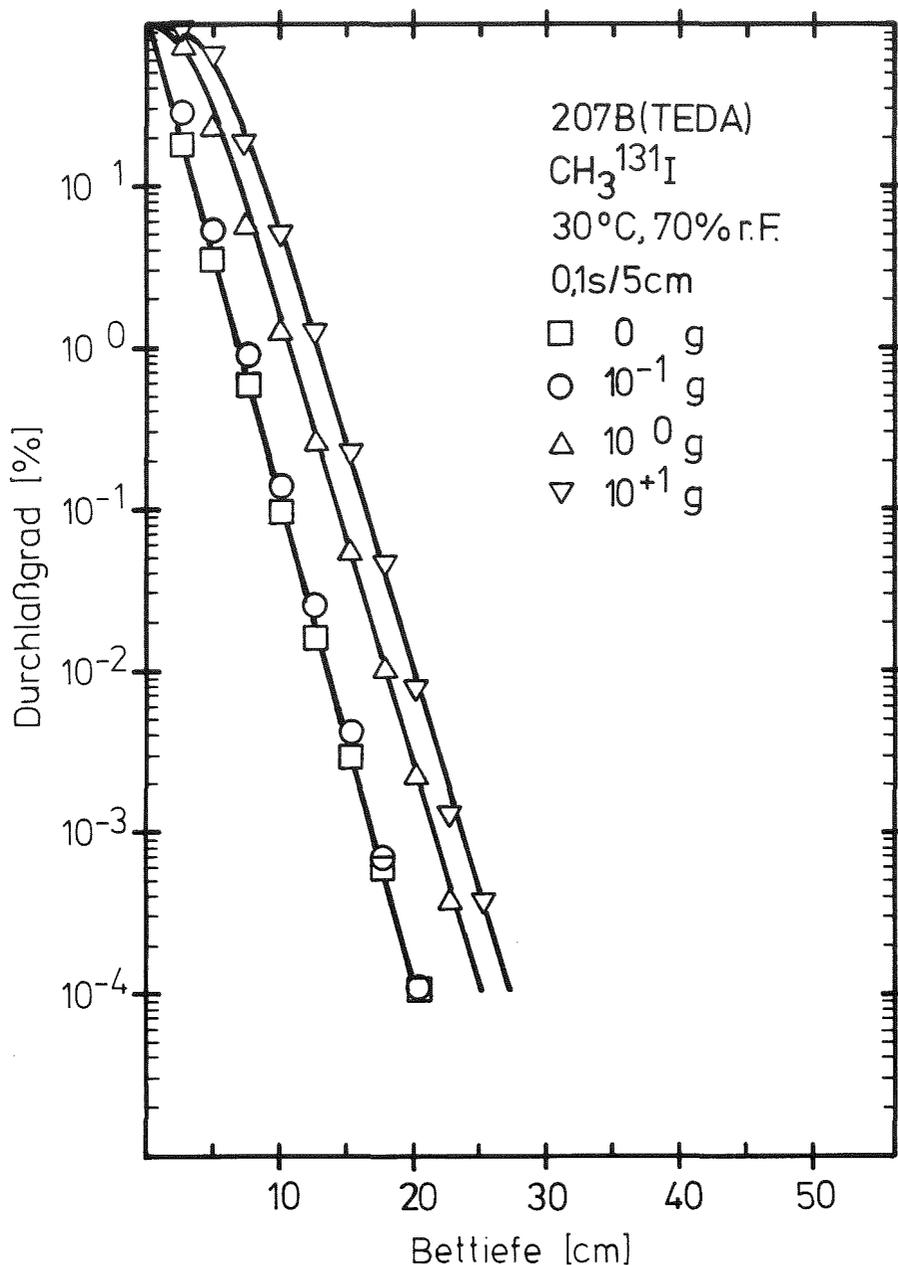
Aus den Untersuchungen ist zu schließen, daß die Wirkung der Brandprodukte aus dem PVC-Kabel weitgehend auf der des gleichzeitig freigesetzten HCl beruht. Aus den Abb. 3 bis 6 geht hervor, daß in bezug auf die frischen Aktivkohlen praktisch nur die Extrakte der in Strömungsrichtung ersten beiden Aktivkohlebetten veränderte pH-Werte und Cl^- -Konzentrationen aufwiesen.



kjk LAF II D8556

Durchlaßgrad als Funktion der Bettiefe
bei verschiedenen Brandproduktmengen
(PVC-Kabel)

Abb. 1



KFK LAF II D8558

Durchlaßgrad als Funktion der Bettiefe bei verschiedenen Brandproduktmengen (PVC-Kabel)

Abb. 2

Tab. 3: Differentielle Abscheidegrade ^a
der Aktivkohle 207B (KI) für CH₃¹³¹I
bei verschiedenen Brandproduktmengen (PVC-Kabel)

Testparameter: s. Tabelle 1

| Bett | differentieller Abscheidegrad [%] | | | |
|------|-----------------------------------|--------------------|------------------|-------------------|
| | 0 g ^b | 0.1 g ^b | 1 g ^b | 10 g ^b |
| 1 | 70 | 63 | 21 | 5 |
| 2 | 67 | 65 | 55 | 21 |
| 3 | 69 | 67 | 60 | 43 |
| 4 | 62 | 67 | 59 | 55 |
| 5 | 63 | 69 | 60 | 57 |
| 6 | 65 | 65 | 59 | 57 |
| 7 | 66 | 67 | 61 | 59 |
| 8 | 66 | 67 | 64 | 62 |
| 9 | 66 | 66 | 63 | 66 |
| 10 | 67 | 66 | 55 | 63 |

^a Abscheidegrade der Betten von 2,5 cm Tiefe

^b Brandproduktmenge

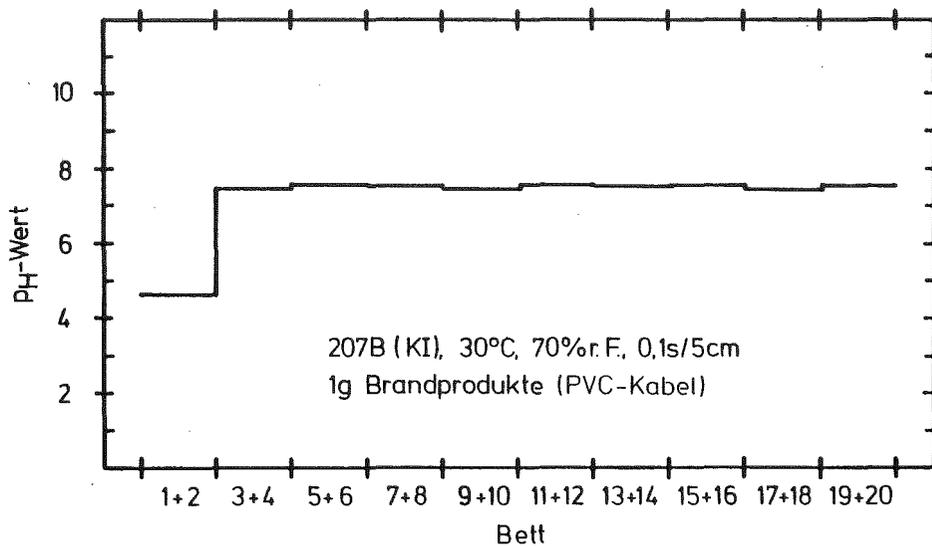
Tab. 4: Differentielle Abscheidegrade ^a
der Aktivkohle 207B (TEDA) für CH₃¹³¹I
bei verschiedenen Brandproduktmengen (PVC-Kabel)

Testparameter: s. Tabelle 1

| Bett | differentieller Abscheidegrad [%] | | | |
|------|-------------------------------------|--------------------|------------------|-------------------|
| | 0 g ^b | 0,1 g ^b | 1 g ^b | 10 g ^b |
| 1 | 82 | 72 | 25 | 7 |
| 2 | 81 | 81 | 68 | 29 |
| 3 | 83 | 83 | 75 | 70 |
| 4 | 84 | 84 | 78 | 73 |
| 5 | 83 | 83 | 79 | 77 |
| 6 | 82 | 84 | 79 | 80 |
| 7 | 80 | 83 | 81 | 81 |
| 8 | 83 | 84 | 80 | 82 |
| 9 | 82 | 80 | 83 | 85 |
| 10 | - | - | 84 | 71 |

^a Abscheidegrade der Betten von 2,5 cm Tiefe

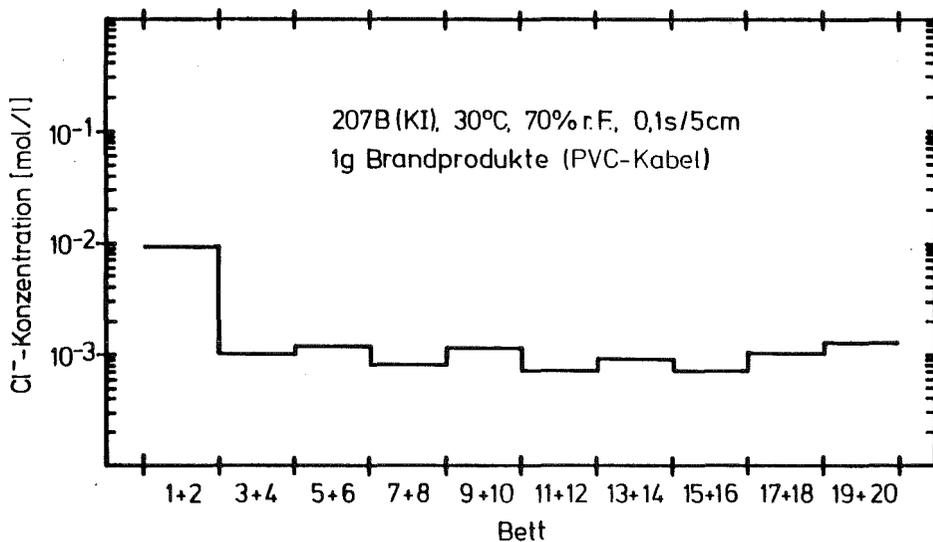
^b Brandproduktmenge



KIK
LAF II D8621

pH-Wert des wässrigen Extrakts von Aktivkohlebetten
bei Beaufschlagung mit gasförmigen Brandprodukten

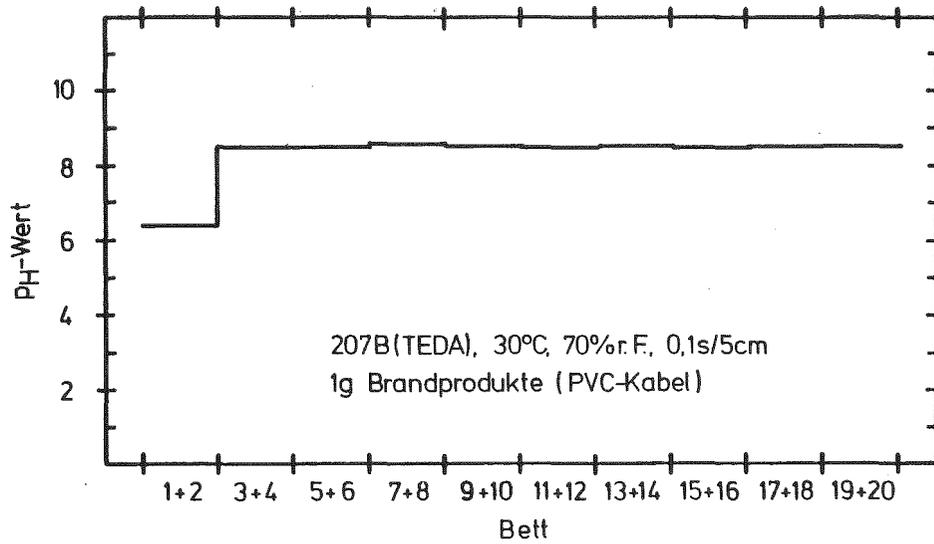
Abb. 3



KIK
LAF II D8622

Cl⁻-Konzentration im wässrigen Extrakt von Aktivkohlebetten
bei Beaufschlagung mit gasförmigen Brandprodukten

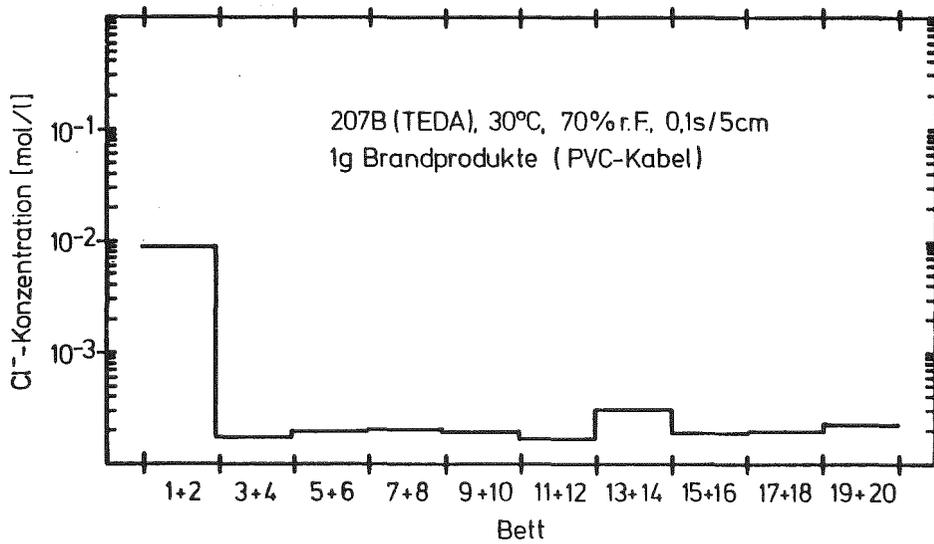
Abb. 4



KIK
LAF II D8625

pH-Wert des wässrigen Extrakts von Aktivkohlebetten
bei Beaufschlagung mit gasförmigen Brandprodukten

Abb. 5



KIK
LAF II D8625

Cl⁻-Konzentration im wässrigen Extrakt von Aktivkohlebetten
bei Beaufschlagung mit gasförmigen Brandprodukten

Abb. 6

4. Schlußfolgerung

Die Ergebnisse der Untersuchungen zur Abscheidung von $\text{CH}_3^{131}\text{I}$ an mehreren imprägnierten Aktivkohlen bei kurzzeitiger Einwirkung von gasförmigen Brandprodukten aus einem PVC-Kabel lassen bei den in deutschen KKW verwendeten Tiefbettfiltern auf eine ausreichend hohe Rückhaltung von Radioiod auch bei starker Einwirkung von schwebstoffgefilterten Brandprodukten schließen. Diese Schlußfolgerung ist durch weitere Untersuchungen, die insbesondere Brandprodukte aus den oben erwähnten weiteren relevanten, in KKW verwendeten Materialien einschließen, zu erhärten.

5. Literatur

- /1/ GIRAUD, V.;
"Die Abscheidung von Iod mit Iodfiltern in Kernkraftwerken bei Bränden (Literaturstudie)".
KfK 3867 (1985).
- /2/ WILHELM, J.G.;
"Iodine Filters in Nuclear Installations".
Commission of the European Communities,
V/2110/83 (1982).
- /3/ DEUBER, H.; GERLACH, K.;
"Parametrische Untersuchungen zur Abscheidung von Methyliodid an einer KI-imprägnierten Aktivkohle".
KfK 3746 (1984).

06.02 SICHERHEIT UND UMGEBUNGSSCHUTZ VON
 WIEDERAUFARBEITUNGSANLAGEN

PNS-Teilprojekt 4500 - Sicherheit der Wiederaufarbeitung

06.02.01 Störfallanalysen für die große Wiederauf- 4500 - 1
 arbeitungsanlage (WAA)

06.02.01 Störfallanalysen für die große Wiederaufarbeitungsanlage (WAA)

06.02.01/13A Störfallablaufanalysen für die Abgasreinigung

PNS 4513 der großen Wiederaufarbeitungsanlage

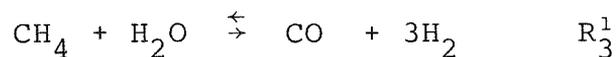
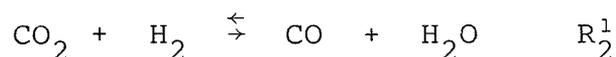
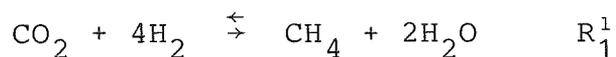
(S. Fenyi, K. Nagel; IDT)

Zur Thermochemie der Nebenreaktionen in der Anlage Reduktion

Im Auflöserabgas von Wiederaufarbeitungsanlagen können Kohlenwasserstoffe (KW) auf dem Weg über die rezyklierte Salpetersäure auftreten. Diese KW stammen aus dem Extraktionsteil und bestehen daher aus den Alkanen ($C_{10}-C_{14}$) des Lösungsmittels Kerosin sowie aus Tri-n-butylphosphat (TBP) sowie den radio-lytischen und thermisch-oxidativen Zersetzungsprodukten dieser Verbindung. Dabei dürfte es sich um KW der Kettenlänge C_1-C_4 handeln. Wenn das Auflöserabgas mit dem Behälterabgas gemeinsam behandelt wird, werden sich die Alkane $C_{10}-C_{14}$ und TBP ebenfalls entsprechend ihren Dampfdrücken im Abgas befinden. Falls Luft das Trägergas ist, sind außerdem Spuren von Methan (CH_4) zu erwarten, dessen mittleres Mischungsverhältnis in Luft 1.1 Vol.-ppm (vpm) beträgt.

Eine genaue thermochemische Analyse der Nebenreaktionen in der Anlage REDUKTION muß deshalb mit den Reaktionen der höheren KW erweitert werden. Die bisherigen Gleichgewichtsberechnungen haben nur CH_4 berücksichtigt.

Für die Reduktion von CO_2 mit H_2 haben wir folgendes Reaktionssystem festgelegt:

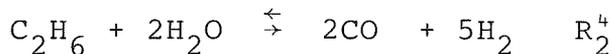
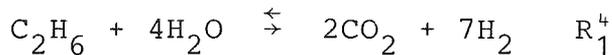


worin die Konstituenten $H_2, CO, CO_2, CH_4, H_2O$ beteiligt sind. Thermodynamisch unabhängig sind nur zwei Reaktionen. Die Oxidationsgleichgewichte von CH_4 mit H_2O werden mit demselben Reaktionssystem durchgerechnet. Die thermischen Daten dazu sehen wir in der Abbildung 1. Um das Gleichgewichtsverhalten der höheren KW zu untersuchen, haben wir das reagierende System um C_2H_6 und C_2H_4 erweitert. Diese zwei neuen Konstituenten Äthan und Äthylen haben die Stöchiometrie des Gleichgewichtssystems sehr komplex gemacht. Es ist sehr schwierig das qualitative Verhalten des Reaktionssystems mit den vielen Kopplungen zu deuten.

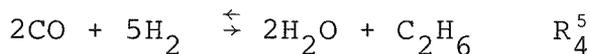
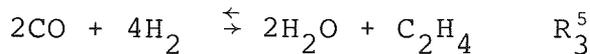
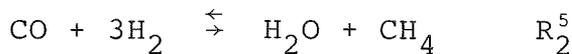
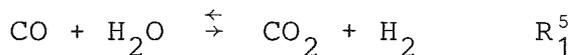
Die Hydrierungsreaktionen



sind nämlich sehr energiereich und im Bereich von 700-1200 K thermisch aktiv. Es kommen noch die Äthan-Oxidationsreaktionen



hinzu. Die Reduktionsgleichgewichte werden mit den Reaktionen



beschrieben, die alle thermodynamisch unabhängig sind. Die wesentliche Einflußgröße auf das Gleichgewichtssystem ist die Temperatur. Der Einfluß der Temperatur auf die einzelnen Reaktionen ohne stöchiometrische Kopplung können wir in der Abbildung 2 sehen. Im Vergleich mit der Temperaturabhängigkeit der Gleich-

gewichtskonstanten zeigen diese Konversionskurven der ungekoppelten Reaktionen das Le Chatelier-Braun Prinzip. Ein Ergebnis für die Oxidationsgleichgewichte ist: Je größer die Kettenlänge des KW desto leichter ist die Oxidierbarkeit mit Wasserdampf. Dieses Resultat, das von den Laborversuchen auch bestätigt wurde, ist von der katalytischen Reforming her auch bekannt. Diese Konversionskurven wurden mit der Lösung der entsprechenden Polynomialgleichungen gewonnen. Der Wendepunkt dieser treppenförmigen Kurven fällt mit dem Maximum der thermischen Aktivität zusammen. Im Falle der stöchiometrischen Kopplung wird die Zuordnung der Stabilitätsgebiete der höheren KW sehr problematisch. Man kann zwei einander widersprechende Tendenzen zeigen. Der Äthan und Äthylenanteil steigt mit der Temperatur. Dies ist mit den Verschiebungen der Hydrierungsreaktionen R_a und R_b zu erklären, siehe Abb.3. In einem Synthesegasgleichgewichtsgerüst kann man die umgekehrte Tendenz, die schwindende Stabilität der höheren KW zeigen, siehe Abb. 4. Dies ist mit dem Gleichgewichtsverhalten der Reaktionen R_3^5 und R_4^5 zu erklären. Dieses Verhalten ist aus der Fischer-Tropsch-Synthese auch bekannt.

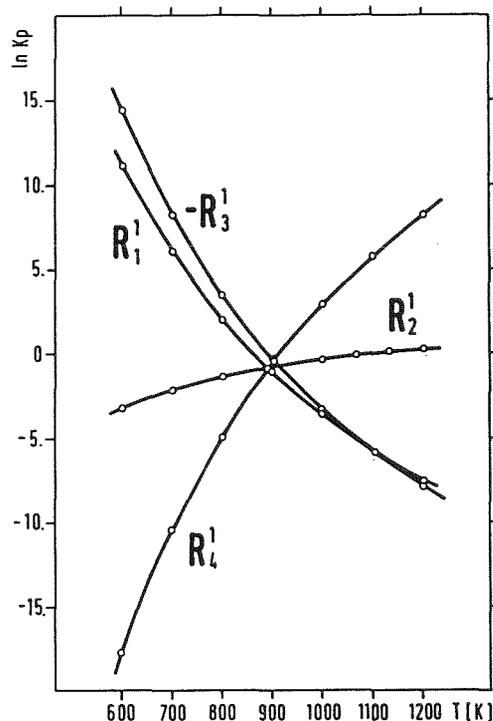


Abb. 1

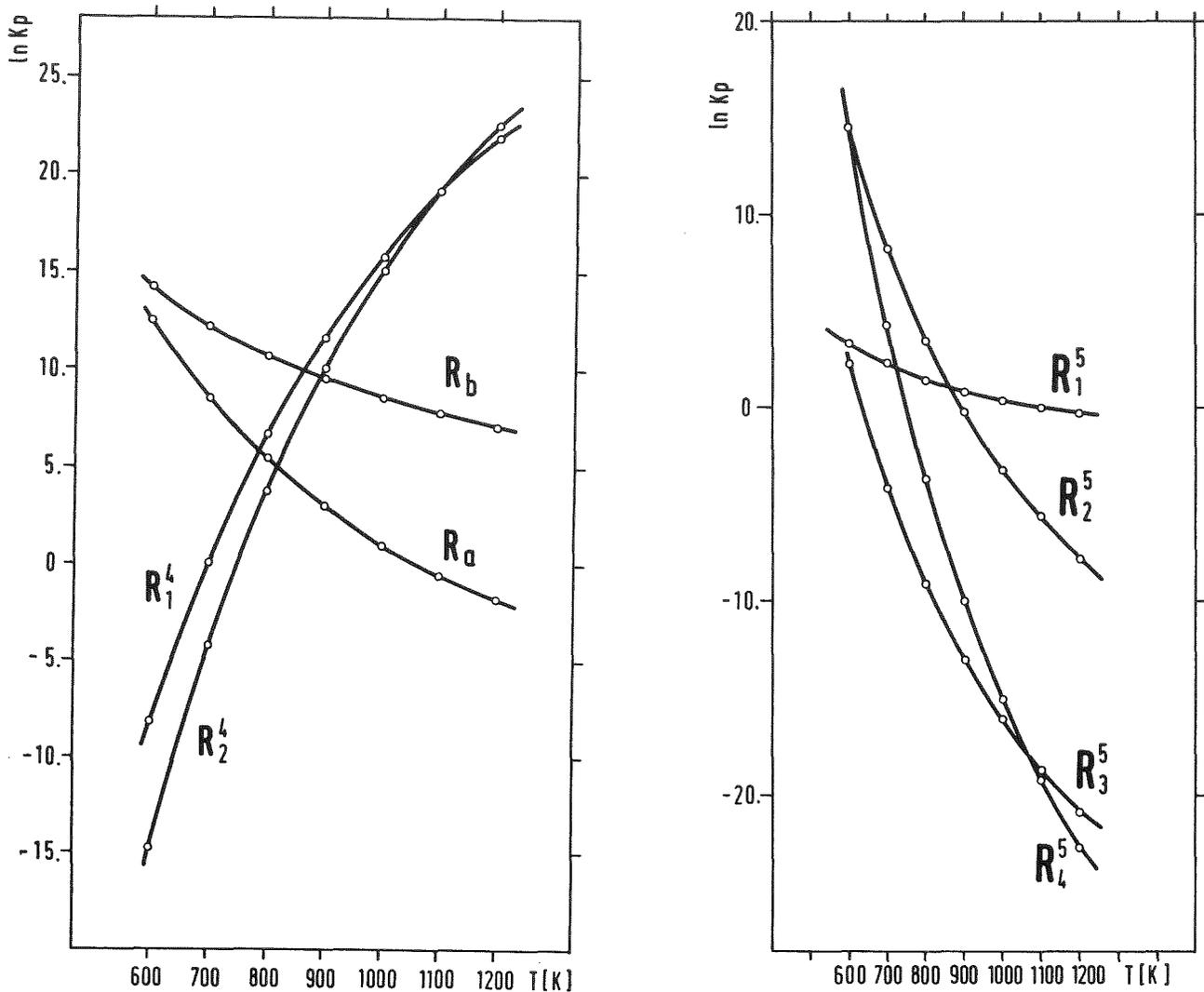


Abb. 1 Fortsetzung

Die Temperaturabhängigkeit der Gleichgewichtskonstanten der wichtigsten Nebenreaktionen mit dem thermodynamischen Zusammenhang $\Delta G = -RT \ln K_p$ berechnet. Die Temperaturabhängigkeit der freien Enthalpiefunktion der reinen Stoffe wurde von den JANAF Tabellen und von Stull, D.R., Westrum, E.F., Sinke, G.C.: The Chemical Thermodynamics of Organic Compounds, Wiley (1969) entnommen.

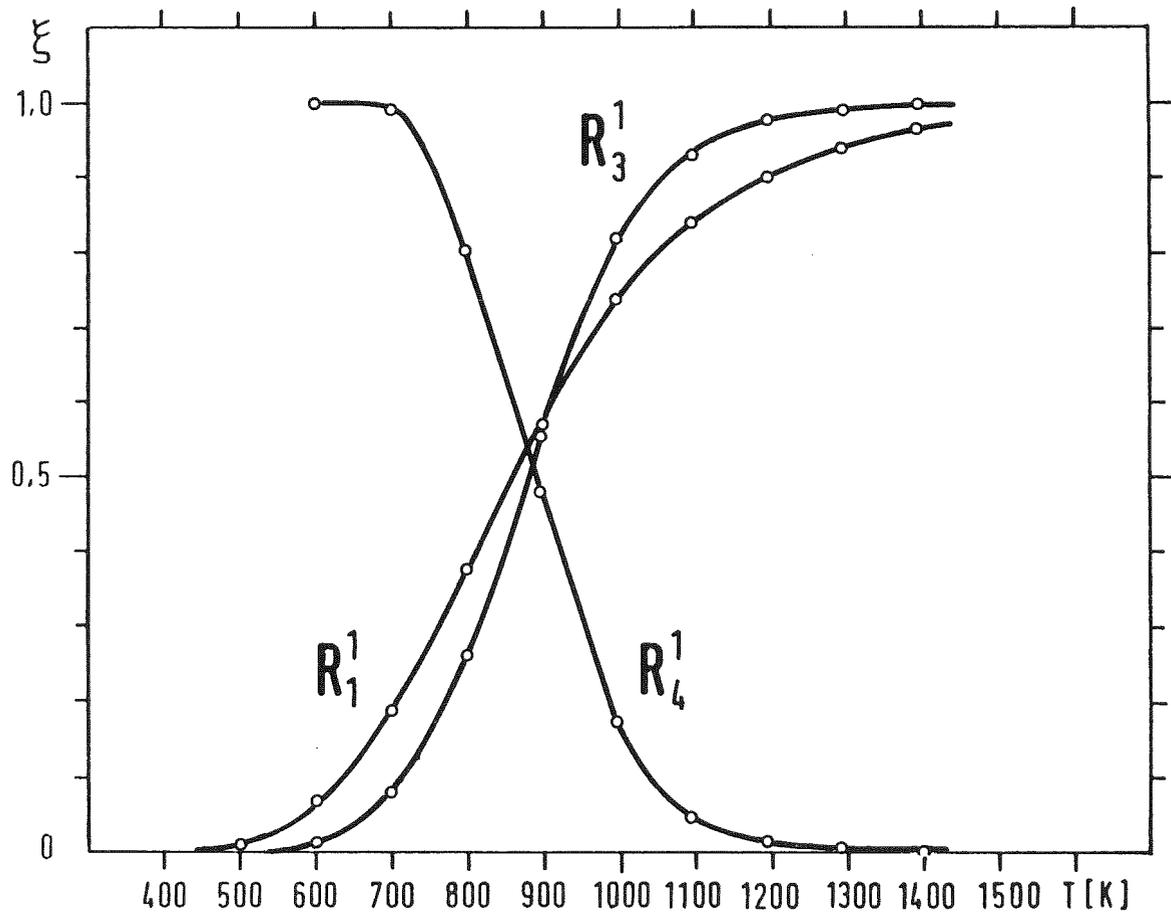
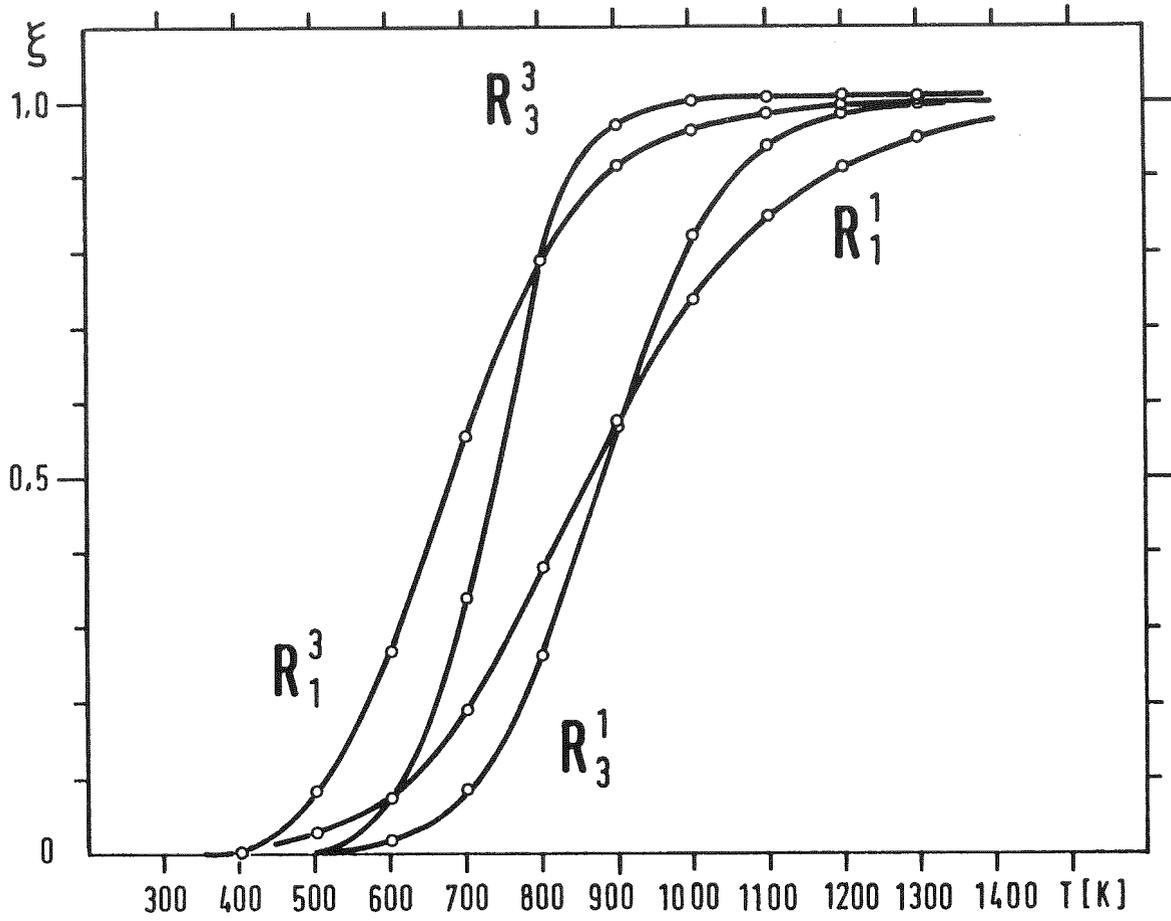


Abb. 2 Die wichtigsten Konversionskurven ohne Kopplung.

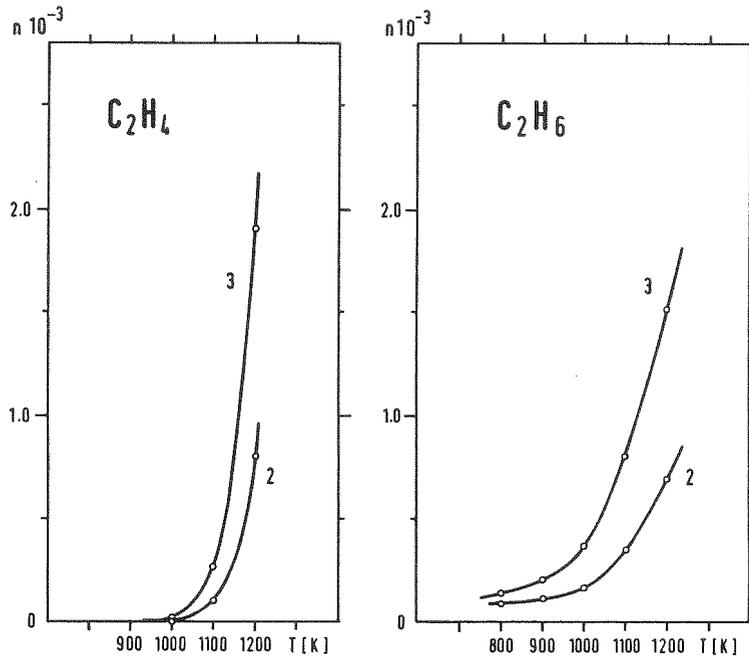


Abb. 3

Steigende Stabilität der höheren Kohlenwasserstoffe. Der Feed war CH_4, H_2O und C_2H_6 mit 3/2/1 und 2/2/1 Partialdruckverhältnis.

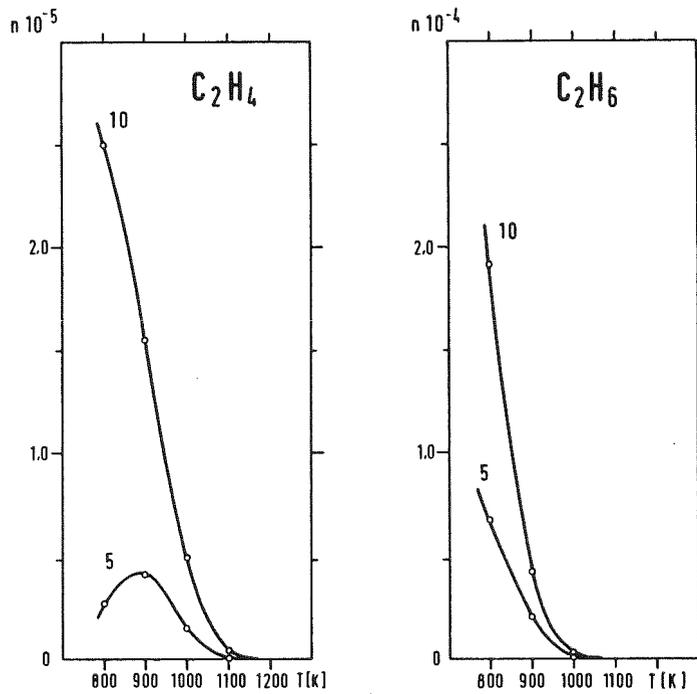
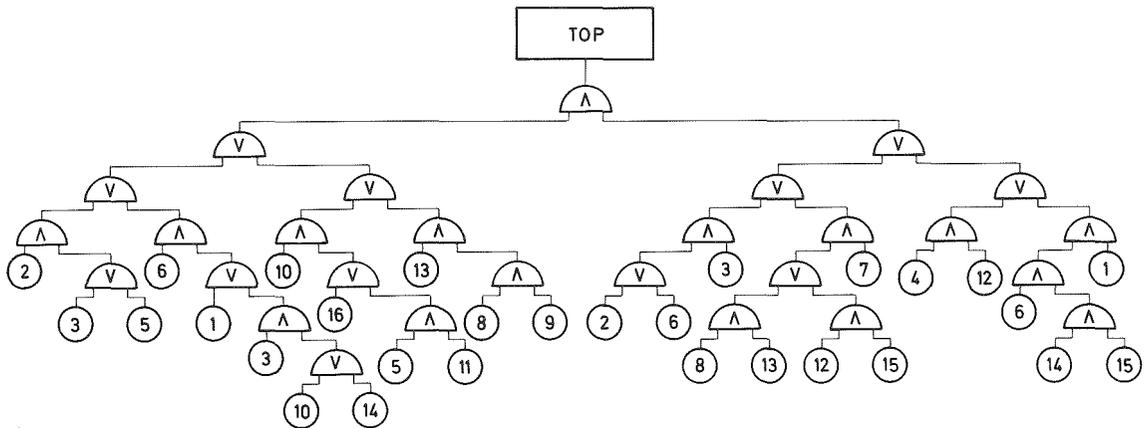


Abb. 4

Schwindende Stabilität der höheren Kohlenwasserstoffe. Der Feed war CO, H_2 und H_2O mit 10/3/1 und 5/3/1 Partialdruckverhältnis.

Hardware Fehlerbaum-Simulation

Die Vorteile der digitalen stochastischen Simulation wurde an einem komplexen Fehlerbaum einer kerntechnischen Anlage, der unten abgebildet ist, demonstriert.



Das digitale stochastische Binärsequenz wurde mit Schieberegistersequenzen erzeugt. Die statistische Güte wurde in einer Diplomarbeit /1/ untersucht. Die Ergebnisse der Hardware-Simulation sind in der untenstehenden Tabelle zusammengefaßt. Die theoretische Ausfallrate beträgt 0.53393. Man kann den Rückgang der Streuung S beobachten. Es wurden auch antithetische Variablen benutzt um die Konvergenz zu beschleunigen.

| Lauf Nr. | Lauflänge | | |
|---------------|-----------------|------------------|-------------------|
| | 98 \hat{p} | 980 \hat{p} | 9800 \hat{p} |
| 1 | 0.6632 | 0.5622 | 0.5380 |
| 2 | 0.5918 | 0.5459 | 0.5244 |
| 3 | 0.5102 | 0.4990 | 0.5368 |
| 4 | 0.5816 | 0.5337 | 0.5352 |
| 5 | 0.5408 | 0.5347 | 0.5276 |
| 6 | 0.5408 | 0.5173 | 0.5276 |
| 7 | 0.4592 | 0.5378 | 0.5386 |
| 8 | 0.5306 | 0.5224 | 0.5312 |
| 9 | 0.5816 | 0.5745 | 0.5340 |
| 10 | 0.6122 | 0.5426 | 0.5384 |
| \bar{p} | 0.56122 | 0.53796 | 0.53324 |
| $S_{\hat{p}}$ | 0.05732 | 0.01997 | 0.00509 |

/1/ Bausch, T. Qualität binärer Zufallssequenzen hinsichtlich der Simulation von Fehlerbäumen. Diplomarbeit Karlsruhe (1985)

06.03 EINDÄMMUNG VON FOLGESCHÄDEN

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

| | | |
|----------|---|-----------|
| 06.03.01 | Untersuchung des physikalischen und chemischen Verhaltens biologisch besonders wirksamer Radionuklide in der Umwelt | 4800 - 1 |
| 06.03.03 | Untersuchungen der radiologischen Folgen von Reaktorunfällen unter probabilistischen Gesichtspunkten | 4800 - 30 |

- 06.03.01 Untersuchung des physikalischen und chemischen Verhaltens biologisch besonders wirksamer Radionuklide in der Umwelt
- 06.03.01/13A Untersuchung des physikalischen und chemischen Verhaltens biologisch besonders wirksamer Radionuklide in der Umwelt
PNS 4812 (H. Schüttelkopf, H. Bailer, B. Bohn, S. Erat, K. Gamer, G. Hefner, J. Hiller, A. Kiehling, T. Liese, M. Pimpl, W. Schmidt, T. Sollich, W. Wünschel; HS)

Zielsetzung

Als Folge der Freisetzung von Schadstoffen aus kerntechnischen und konventionellen Industrieanlagen ist eine ausgedehnte Kontamination der terrestrischen oder aquatischen Ökosysteme der Umgebung zu erwarten. Um beim Eintreten eines solchen wenn auch unwahrscheinlichen, so doch möglichen Unfalls geeignete Maßnahmen ergreifen zu können und außerdem eine realistische Einschätzung des Langzeitverhaltens zu ermöglichen, muß das Verhalten der Schadstoffe in der Umwelt detailliert verstanden werden. Zu diesem Zweck ist es notwendig, deren Löslichkeit und Beweglichkeit in Böden und Oberflächengewässern zu untersuchen und Transportmechanismen, insbesondere den Boden-Pflanzen-Transfer, aufzuklären.

Durchgeführte Arbeiten und Ergebnisse

Im Laufe des Jahres 1985 wurden verschiedene Themen weiter bearbeitet. Die folgende Liste gibt einen Überblick über die Arbeitsschwerpunkte im Jahr 1985, über deren Ergebnisse im folgenden berichtet wird.

- Beschreibung des Gewächshauses im KfK und der darin stattfindenden Arbeitsabläufe.
- Untersuchungen zur Wurzel Aufnahme von Np, Pu, Am und Cm in Gras, Weizen, Mais und Kartoffeln.
- Mobilität verschiedener Tc-99-Spezies im Boden und deren Aufnahme in Pflanzen.
- Arbeiten zur konventionellen Analytik von Böden und Pflanzenproben.
- Boden-Gras-Transferfaktoren für Co, Cr und Pb in Abhängigkeit von der Zeit und unterschiedlich hoher Bodenkontamination.

- Einfluß von Regenwürmern auf die Verteilung und Mobilisierung von Schwermetallen in Bodensäulen.
- Schwermetallgehalte einiger Dünger und Substrate.
- Natürliche Radionuklide in Umweltproben.

1 Beschreibung des Gewächshauses im KfK und der darin stattfindenden Arbeitsabläufe

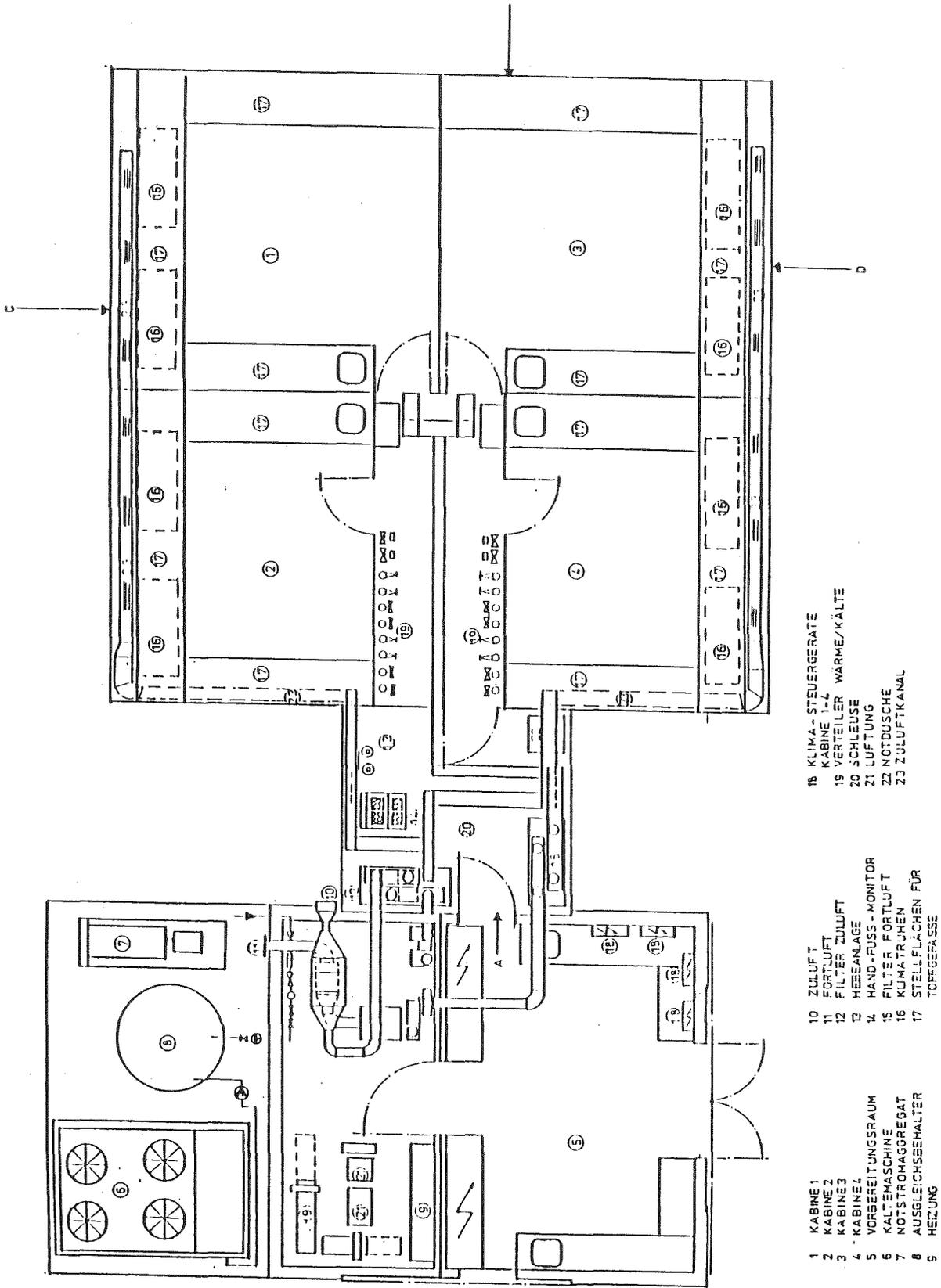
In den Versuchsräumen des Gewächshauses soll unter Ausschluß von Umweltverunreinigungen über den Luftpfad und Deposition auf die oberirdischen Pflanzenteile der Transfer von Schadstoffen aus dem Boden über die Wurzel in die Pflanzen bestimmt werden. Ein Ziel ist es z. B., für wichtige Schadstoffe empirisch Boden-Pflanzen-Transferfaktoren für die wichtigsten in der Bundesrepublik Deutschland verzehrten Nahrungsmittel zu ermitteln. Diese Transferdaten sollen in die "Allgemeinen Berechnungsgrundlagen für Strahlenexposition" eingehen, soweit es sich um radioaktive Schadstoffe handelt. Somit war es notwendig, für das Gewächshaus alle Bedingungen eines Radionuklidlabors zu erfüllen. Die Umgangsgenehmigung für Radioaktivität beinhaltet das 10^6 fache der Freigrenze für α -Aktivität und das 10^7 fache für β -Aktivität. Darüber hinaus werden im Gewächshaus Versuche zur Umweltforschung, insbesondere auch konventioneller Schadstoffe wie Schwermetalle, durchgeführt, die dazu beitragen sollen, das Wissen über den Boden-Pflanzen-Transfer von Schadstoffen zu erweitern.

Zum Gewächshaus gehören vier Versuchsräume, Schleuse, Vorbereitungsraum, Maschinenraum und das Kälteaggregat (außerhalb). Das Gewächshaus ist eine einschiffige Anlage mit einer Breite von 11,45 m und einer Länge von 12,43 m. Abbn. 1 bis 3 zeigen den Grundrißplan und zwei Schnitte. Die Verglasung besteht aus Verbundsicherheitsglasscheiben (6 mm) und in der inneren Lage aus Einfachscheiben (4 mm). Zur Wärmeisolierung beträgt der Abstand beider Scheiben 12 mm. Im Versuchsbereich einschließlich Schleuse ist die Dichtigkeit für Luftüberdruck durch Silikonverklebung gewährleistet (gasdichte Ausführung). Da aus versuchs- und sicherheitstechnischen Gründen keine Lüftungsöffnung möglich war, ist der Gewächshaus- und Schleusenbereich klimatisiert. Die erforderliche Frischluft wird über eine zentrale Frisch- und Abluftanlage zugeführt. Die Gewächshausanlage steht auf einer Betonplatte und ist im Versuchsbereich so konstruiert, daß eine Stahlblechwanne die absolute Abdichtung zur Betonplatte gewährleistet. Chemiewasser und sonstige

Verunreinigungen können somit nicht in das Erdreich gelangen. Aus wärmetechnischen Gründen besteht eine fest installierte Außenschattierung an der Südseite des Gebäudes und eine bewegliche Schattierung aus Holzstablammellen auf dem Giebel des Daches, die lichtstärkenabhängig gesteuert wird.

Die Wärmeversorgung erfolgt über einen Primär- und einen Sekundärkreislauf, wobei jeweils 130/90 °C und 90/70 °C gefahren werden. Die einzelnen Raumabteile werden separat versorgt. Für den Notbetrieb steht eine Reservepumpe zur Verfügung. Die Regelung erfolgt vollautomatisch. In Abhängigkeit von der Leistung führt der Temperaturregler dem Wärmetauscher Energie zu. Um vornehmlich im Sommer eine vorgegebene Raumtemperatur konstant zu halten, ist eine umfangreiche Klima- und Lüftungsanlage erforderlich. Die notwendige Maschinenkälte wird über eine zentrale luftgekühlte Kaltwassermaschine produziert. Die Leistung beträgt 180 kW bei einer Kaltwassertemperatur von +4 °C. Die abgeschlossene Einheit besteht aus Verdichter, Kondensator, Verdampfer, Regelung und zugehörigen Ventilatoren. Zur Klimatisierung der einzelnen Räume über Umluftkühl- bzw. Heizungssystem müssen die drehzahlgeregelten Ventilatoren^α eine Mindestluftleistung von 40 % zur Sicherstellung der Raumtemperatur erbringen. Die temperaturabhängige Drehzahlregelung der Lüftungsmotoren für Kühl- und Heizzwecke ist über Mikroprozessoren geschaltet. Im gleichen Maße ist die Temperatur über Fühler und Mikroprozessor von 5 - 35 °C regelbar. Wenn die Temperatur den Sollwert in einer Kabine z. B. unterschreitet, so erhöht sich die Drehzahl der Ventilatoren beim Heizbetrieb bzw. erniedrigt sich beim Kühlbetrieb. Die Steuerung des Klimas ist auch über Handbetrieb möglich. Die entsprechende Luftfeuchte in den vier Kabinen wird erreicht durch Versprühen von temperiertem Wasser im Gegenstrom zur Luftführung. Überschüssiges Wasser wird in einem Rinnensystem einem Sammelbehälter zugeführt und gereinigt wiederverwendet.

Einschränkungen ergeben sich daraus, daß die Raumtemperatur nur unter gewissen Voraussetzungen erreichbar ist. So ist z. B. in den Sommermonaten bei maximaler Außentemperatur und maximaler Strahlung zur Erreichung einer Innentemperatur von 25 °C die Außenschattierung notwendig. Bei solchen Außenbedingungen ist der vollautomatische Temperatur- und Feuchtigkeitsbetrieb von der Außenschattierung abhängig.



- 18 KLIMA- STEUERGERÄTE
- 19 KABINE 1-4
- 20 VERTEILER WÄRME/KÄLTE
- 21 SCHLEUSE
- 22 NOTDUSCHE
- 23 ZULUFTKANAL

- 10 ZULUFT
- 11 FORTLUFT
- 12 FILTER ZULUFT
- 13 HEBEANLAGE
- 14 HAND-FUSS-MONITOR
- 15 FILTER FORTLUFT
- 16 KLIMATRUHEN
- 17 STELLFLÄCHEN FÜR TOPFGEFASSE

- 1 KABINE 1
- 2 KABINE 2
- 3 KABINE 3
- 4 KABINE 4
- 5 VORBEREITUNGSRAUM
- 6 KALTWASCHINE
- 7 NOTSTROMAGREGAT
- 8 AUSGLEICHBEHALTER
- 9 HEIZUNG

Abb. 1: Grundrißplan des Gewächshauses

SCHNITT A-B

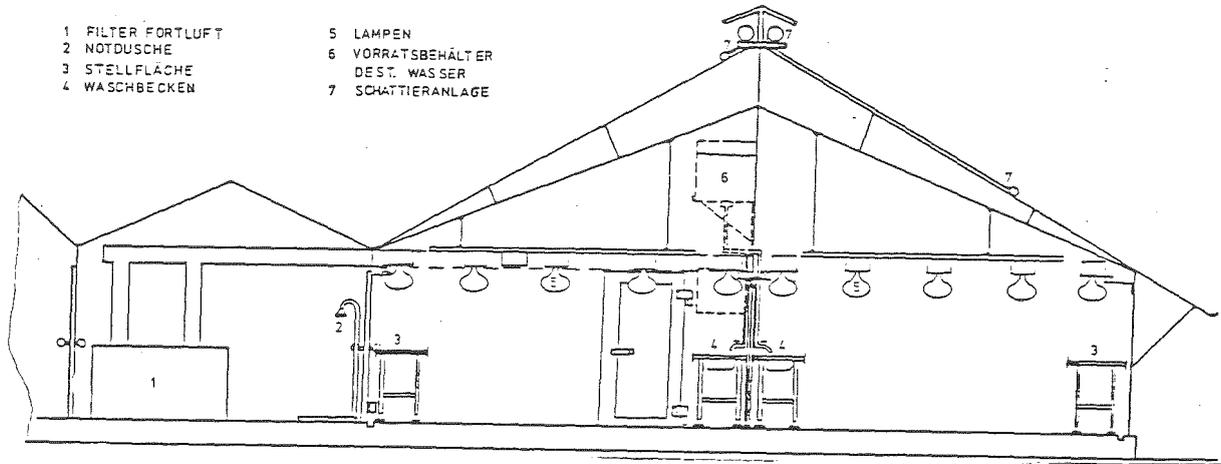


Abb. 2: Schnitt A/B des Gewächshauses

SCHNITT C-D

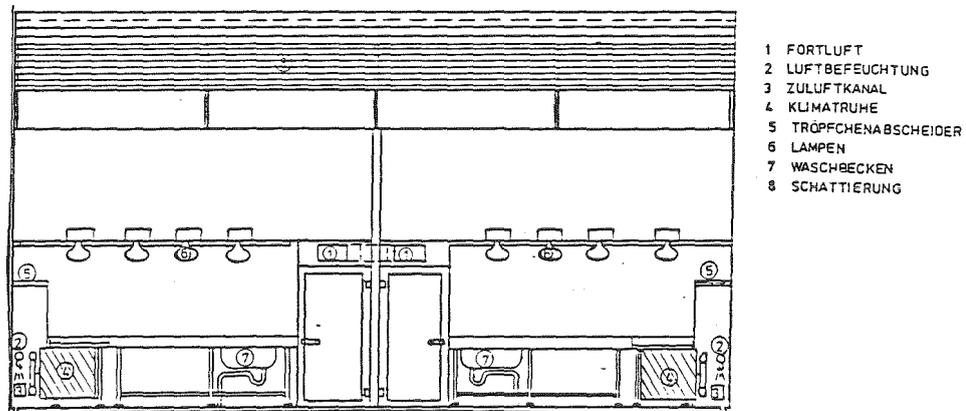


Abb. 3: Schnitt C/D des Gewächshauses

Eine versuchstechnisch bedingte, wesentliche Voraussetzung der baulichen Anlagen ist es, daß einerseits keine Radioaktivität im Versuchsbereich und damit auf den Pflanzen deponiert werden darf, andererseits ausgeschlossen werden muß, daß Radioaktivität aus dem Gewächshaus in die Atmosphäre gelangen kann. Somit ist eine ausreichende Filterung von Zu- und Abluft erforderlich, die im vorliegenden Fall bei fünffachem Luftwechsel pro Stunde über Aerosolfilter der Sonderklasse S erfolgt. Die dem Kreislauf zugeführte Luft wird in Verbindung mit der Abluftanlage vorgewärmt und über eine Kältetrocknungsanlage geführt. Gleichzeitig bewirkt die Frischluft, daß dem Raum Wasserdampf entzogen wird; die Nachspeisung erfolgt vollautomatisch über Niveauregelung und Druckerhöhungsanlage.

Die Versuchskammern des Gewächshauses sind mit einer Zusatzbeleuchtung ausgestattet. Über den fest installierten Tischen wurden je Raum etwa 30 Quecksilber-Hochdrucklampen mit einer Stückleistung von 400 Watt aufgehängt; die Kapazität beträgt nach Angaben des Herstellers 6 000 Lux/m² im Bereich der Tischhöhe. Nach eigenen Messungen liegt der Wert jedoch doppelt so hoch. Die Zusatzbeleuchtung kann über eine Zeitschaltuhr einem Tag-Nacht-Rhythmus angepaßt werden. Am Tage wird über einen Lichtmesser am Giebel des Hauses die Lichtmenge gemessen und mit dem vorgegebenen Sollwert verglichen. Wird der Sollwert unterschritten, dann wird die Zusatzbeleuchtung zugeschaltet. Probleme ergeben sich aus der Tatsache, daß bei hochwachsenden Pflanzen der Mindestabstand zwischen Lichtquelle und Pflanzenbereich nicht eingehalten werden kann.

Abb. 4 zeigt, welche Arbeitsabläufe und welche Schritte des Versuches im Gewächshaus stattfinden.

ARBEITSABLÄUFE IM GEWÄCHSHAUS

- BODEN:
- Auswählen
 - Antransportieren
 - Trocknen
 - Sieben
 - Wiegen
 - Analysieren
- ANLAGE:
- Düngen
 - Mischen
 - Kontaminieren
 - Reinigen
 - Kontrollieren
 - Säen, Pflanzen
- WACHSTUM:
- Klimatisieren
 - Bewässern
 - Düngen
 - Spritzen
 - Pflegen
 - Bonitieren
- ERNTE:
- Ernten
 - Wiegen
 - Trocknen
 - Wiegen
 - Verpacken
- DATEN:
- Berechnen
 - Zusammenstellen
 - Bewerten

Abb. 4: Arbeitsabläufe im Gewächshaus

2 Untersuchungen zur Wurzel Aufnahme von Np, Pu, Am und Cm in Gras, Weizen, Mais und Kartoffeln

Die im Mai 1983 begonnenen Messungen des Boden-Pflanzen-Transfers von Np-237, Pu-238, Am-241 und Cm-244 wurden 1985 fortgesetzt. Im Gewächshaus wurden auf drei Böden aus dem Raum Schwandorf - einem Kreideverwitterungs-, einem Granitverwitterungs- und einem Gley-Boden - in Lysimetern Langzeitversuche zum Boden-Pflanzen-Transfer weitergeführt. Auf dem Kreide- und auf dem Granitverwitterungsboden wurde die 4. und 5. Vegetationsperiode für Weizen, Mais und Kartoffeln mit der Ernte abgeschlossen. In einem Lysimeter mit Gley-Boden wurde der Transfer in Gras weiter untersucht. Gras wurde entsprechend landwirtschaftlicher Praxis dreimal pro Vegetationsperiode geschnitten; Kartoffeln wurden nach dem vollständigen Absterben des Krautes geerntet, Weizen und Mais zum Zeitpunkt der Vollreife. Das Erntegut wurde bis 105 °C getrocknet, mit Salpetersäurezusatz bei 550 °C vollständig verascht und zur radiochemischen Analyse gebracht.

Die Konzentrationen an Np-237, Pu-238, Am-241 und Cm-244 in den veraschten Pflanzenproben der ersten drei Vegetationsperioden wurden gemessen. Der Transferfaktor für jedes Nuklid wurde durch Division der gemessenen Nuklidkonzentration in der Pflanzentrockensubstanz durch die in dem jeweiligen Pflanzungsgefäß vorhandene Nuklidkonzentration in trockenem Boden berechnet. Die erhaltene Schwankungsbreite der Transferfaktoren für Weizen, Kartoffeln und Mais ist in Tab. 5/32 zusammengefaßt. Die gemessenen Transferfaktoren für die Wurzelaufnahme der verwendeten Aktiniden in Gras sind in Tab. 2 aufgeführt, die Abb. 5 zeigt die Mittelwerte der erhaltenen Transferfaktoren aus vier Wiederholungen.

Tab. 1: Niedrigste und höchste Werte der gemessenen Transferfaktoren, berechnet für Trockengewichte

| Boden | Pflanze | Schwankungsbreite der Transferfaktoren | | | |
|--------------------|----------------------|--|---------------------------------------|---------------------------------------|---------------------------------------|
| | | Np-237 | Pu-238 | Am-241 | Cm-244 |
| Kreideverwitterung | Weizen (Korn) | $3 \cdot 10^{-4}$ - $3 \cdot 10^{-3}$ | 10^{-5} - $7 \cdot 10^{-5}$ | 10^{-5} - $7 \cdot 10^{-5}$ | $< 3 \cdot 10^{-5}$ |
| | Kartoffel (Knolle) | $7 \cdot 10^{-4}$ - 10^{-2} | $2 \cdot 10^{-5}$ - $2 \cdot 10^{-2}$ | 10^{-5} - $2 \cdot 10^{-3}$ | $3 \cdot 10^{-5}$ - $2 \cdot 10^{-3}$ |
| | Mais (ganze Pflanze) | 10^{-3} - $7 \cdot 10^{-2}$ | $2 \cdot 10^{-5}$ - $3 \cdot 10^{-2}$ | 10^{-5} - $2 \cdot 10^{-3}$ | 10^{-5} - $2 \cdot 10^{-3}$ |
| | Alle Pflanzen | $3 \cdot 10^{-4}$ - $7 \cdot 10^{-2}$ | 10^{-5} - $3 \cdot 10^{-2}$ | 10^{-5} - $2 \cdot 10^{-3}$ | 10^{-5} - $2 \cdot 10^{-3}$ |
| Granitverwitterung | Weizen (Korn) | $3 \cdot 10^{-3}$ - $3 \cdot 10^{-2}$ | 10^{-5} - $2 \cdot 10^{-5}$ | 10^{-5} - $4 \cdot 10^{-5}$ | 10^{-5} - $5 \cdot 10^{-5}$ |
| | Kartoffel (Knolle) | $8 \cdot 10^{-3}$ - 10^{-1} | $3 \cdot 10^{-5}$ - $2 \cdot 10^{-4}$ | 10^{-4} - $3 \cdot 10^{-3}$ | $8 \cdot 10^{-5}$ - $2 \cdot 10^{-3}$ |
| | Mais (ganze Pflanze) | $4 \cdot 10^{-2}$ - $3 \cdot 10^{-1}$ | $4 \cdot 10^{-5}$ - $2 \cdot 10^{-2}$ | $4 \cdot 10^{-4}$ - 10^{-2} | $4 \cdot 10^{-4}$ - $9 \cdot 10^{-3}$ |
| | Alle Pflanzen | $3 \cdot 10^{-3}$ - $3 \cdot 10^{-1}$ | 10^{-5} - $2 \cdot 10^{-2}$ | 10^{-5} - 10^{-2} | 10^{-5} - $9 \cdot 10^{-3}$ |
| Gley | Gras | $3 \cdot 10^{-2}$ - $6 \cdot 10^{-2}$ | $7 \cdot 10^{-5}$ - $3 \cdot 10^{-4}$ | $6 \cdot 10^{-4}$ - $8 \cdot 10^{-4}$ | $5 \cdot 10^{-4}$ - 10^{-3} |
| Alle Böden | Alle Pflanzen | $3 \cdot 10^{-4}$ - $3 \cdot 10^{-1}$ | 10^{-5} - $3 \cdot 10^{-2}$ | 10^{-5} - 10^{-2} | 10^{-5} - $9 \cdot 10^{-3}$ |

Die Ergebnisse der 3. Vegetationsperiode bestätigen die Beobachtungen, die bereits nach der 1. und 2. Vegetationsperiode gemacht wurden. Von den angebauten Pflanzen zeigen Gras und Mais den höchsten Transfer aus dem Boden in die Pflanze. Geringer sind die Transferfaktoren für Kartoffelknollen und extrem niedrig für Weizenkörner. Die Größenordnung der gemessenen Daten stimmt mit den Literaturangaben gut überein.

Tab. 2: Boden-Pflanzen-Transferfaktoren für Gras, erhalten auf einem Gley-Boden aus dem Überflutungsbereich eines Bachlaufes

| Vegetationsperiode | | Transferfaktor $\cdot 10^5$ | | | |
|--------------------|------------|-----------------------------|--------|--------|--------|
| | | Np-237 | Pu-238 | Am-241 | Cm-244 |
| 1983 | 1. Schnitt | 4 500 | 17 | 63 | 52 |
| | 2. Schnitt | 5 700 | 18 | 56 | 95 |
| | 3. Schnitt | 4 600 | 29 | 64 | 73 |
| 1984 | 1. Schnitt | 4 200 | 32 | 80 | 113 |
| | 2. Schnitt | 2 700 | 6,4 | 56 | 79 |
| | 3. Schnitt | 4 100 | 8,9 | 57 | 84 |

Die Bodenart hat einen Einfluß auf den Boden-Pflanzen-Transfer. Für Np wurde auf Granitverwitterungsboden ein um eine Größenordnung höherer Transfer gemessen als auf dem Kreideverwitterungsboden. Das gleiche Ergebnis wurde für Am und Cm für die Aufnahme in Mais erhalten, während für Pu keine signifikanten Unterschiede des Boden-Pflanzen-Transfers für die verschiedenen Böden festgestellt werden konnte. Um die Einflüsse der Bodenarten auf den Transfer zu spezifizieren, wurde in der Vegetationsperiode 84/85 mit Parameterstudien begonnen. Eine Versuchsreihe wurde angelegt zur Untersuchung des Einflusses des pH-Wertes im Boden auf den Transfer, eine weitere Reihe zur Untersuchung der Abhängigkeit des Transfers vom Gehalt an organischer Substanz im Boden.

Betrachtet man in Abb. 5 den mittleren Transferfaktor der einzelnen Radionuklide, so kann man ablesen, daß die Wurzelaufnahme in der Reihenfolge Pu Am = Cm Np ansteigt. Die Aufnahme von Np ist etwa 3 Größenordnungen höher als die von Pu. Das chemisch sehr ähnliche Verhalten von Am und Cm zeigt sich auch im Transferverhalten. Für beide Nuklide wird der gleiche Transferfaktor gemessen.

Die unterschiedlichen Techniken zum homogenen Einbringen von Radiotracer in den Boden können eine große Auswirkung auf die Wurzelaufnahme haben, insbesondere dann, wenn die Pflanzenaufzucht in einem Zeitraum erfolgt, in dem sich das zugemischte Nuklid und der Boden noch nicht im bodenphysikalischen Gleichgewicht befinden. Die Ergebnisse der 1. Vegetationsperiode, die direkt nach der Kontamination durchgeführt wurde, zeigten, daß der Transferfaktor von allen Versuchspflanzen bei Verwendung der

Gießtechnik um eine Größenordnung höher war als bei der Kontamination des Bodens mit konventioneller Mischtechnik. Da in der 2. und 3. Vegetationsperiode dieser Einfluß nicht mehr zu beobachten ist, darf man annehmen, daß sich der Boden und die zugemischten Aktiniden nach etwa fünf Monaten im Gleichgewicht befinden.

Zum Anbau der Nutzpflanzen werden Kick-Brauckmann-Gefäße mit 8 kg Bodenfüllung und 0,035 m² Oberfläche, Wannen mit 250 kg Boden und 0,6 m² Oberfläche und Lysimeter mit 0,5 m² Oberfläche, in denen Boden in ungestörter Lagerung bis 80 cm Tiefe eingefüllt ist, verwendet. Während bei den Töpfen und den Wannen mit Ausnahme der etwa 2 cm dicken Deckschicht der gesamte Boden mit Aktiniden kontaminiert ist, enthalten die Lysimeter nur in der Ackerkrume bis ca. 20 cm Tiefe Aktiniden. Obwohl die Wachstumsbedingungen für die Pflanzen in den unterschiedlichen Versuchsgefäßen hinsichtlich Wasserhaushalt und Nährstoffversorgung sehr stark voneinander abweichen, zeigen sich im Transferverhalten der betrachteten Aktiniden keine signifikanten Unterschiede, die auf die unterschiedlichen Versuchsgefäße zurückzuführen sind. Für die Praxis bedeutet dies, daß Kick-Brauckmann-Gefäße für Studien zur Untersuchung solcher Bodenparameter, die den Transfer deutlich beeinflussen - wie z. B. pH-Wert, organische Bestandteile, Porenvolumen usw. -, verwendet werden können. Von der Bodenbeschaffung bis hin zur Abfallentsorgung sind sie weniger arbeitsintensiv und auch kostengünstiger als Lysimeter. Für Langzeituntersuchungen sind allerdings Lysimeter erforderlich, da in Topfversuchen bedingt durch Bodenmüdigkeit nach 2 bis 3 Vegetationsperioden die Ernteerträge drastisch abnehmen und dadurch die gemessenen Transferfaktoren verfälscht werden können.

< ~ <

Vorfrucht, jedoch dürfte dieser Effekt darauf zurückzuführen sein, daß zur Ernte der Kartoffeln der Boden vollständig umgegraben und dadurch gelockert werden muß. Dieser lockere, gut durchlüftete Boden begünstigt das Wurzelwachstum der Folgefrucht Mais. Die stärkere Bodendurchwurzelung führt zu einer höheren Mineralstoffaufnahme und im Zusammenhang damit zu einer höheren Aufnahme der dem Boden zugemischten Radionuklide. Inwieweit eine mechanische Bodenlockerung und die damit verbundene bessere Durchlüftung die chemische Form der im Boden vorhandenen Radionuklide so verändert, daß eine höhere Löslichkeit im Porenwasser und damit eine größere Pflanzenverfügbarkeit erfolgt, kann z. Z. nicht beurteilt werden, wird aber Gegenstand weiterer Untersuchungen sein.

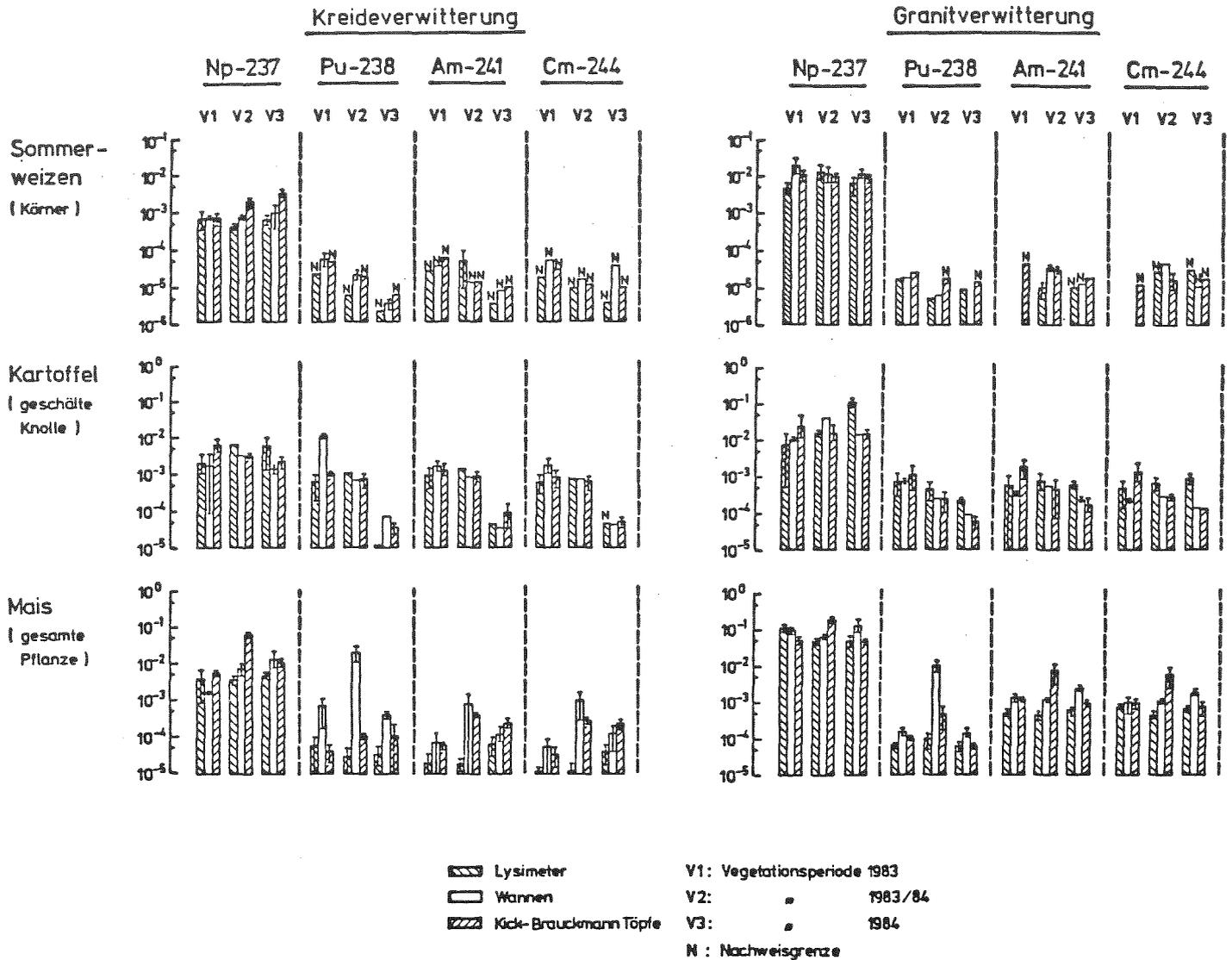


Abb. 5: Boden-Pflanzen-Transferfaktoren von Aktiniden

Der Anbau von Weizen, Kartoffeln und Mais unter Einhalten eines in der Landwirtschaft üblichen Fruchtwechsels wurde durchgeführt, um zu prüfen, ob die Vorfrucht einen Einfluß auf den Transfer in die Folgefrucht hat. Ein solcher Einfluß konnte in den drei durchgeführten Vegetationsperioden nicht beobachtet werden. Zwar wurde für Mais, der im Anschluß an Kartoffeln angebaut wurde, ein höherer Transferfaktor gemessen als in Versuchen ohne Vorfrucht, jedoch dürfte dieser Effekt darauf zurückzuführen sein, daß zur Ernte der Kartoffeln der Boden vollständig umgegraben und dadurch gelockert werden muß. Dieser lockere, gut durchlüftete Boden begünstigt das Wurzelwachstum der Folgefrucht Mais. Die stärkere Bodendurchwurzelung führt zu einer höheren Mineralstoffaufnahme und im Zusammenhang damit zu einer höheren Aufnahme der dem Boden zugemischten Radionuklide. Inwieweit eine mechanische

Bodenlockerung und die damit verbundene bessere Durchlüftung die chemische Form der im Boden vorhandenen Radionuklide so verändert, daß eine höhere Löslichkeit im Porenwasser und damit eine größere Pflanzenverfügbarkeit erfolgt, kann z. Z. nicht beurteilt werden, wird aber Gegenstand weiterer Untersuchungen sein.

3 Mobilität verschiedener Tc-99-Spezies im Boden und deren Aufnahme durch Pflanzen

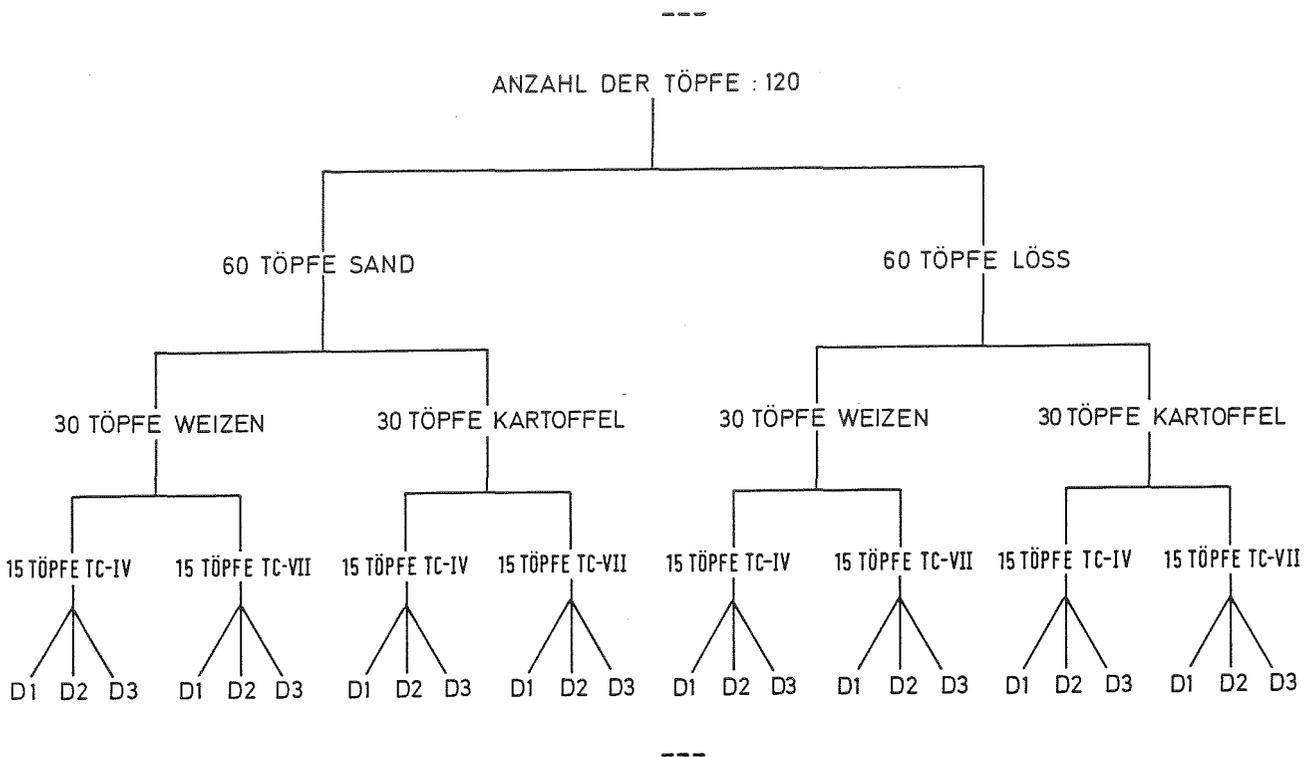
Technetium kann aus Brennstoffabriken, Gasdiffusionsanlagen und Wiederaufbereitungsanlagen mit der Abluft und dem Abwasser emittiert werden. Von den verschiedenen, möglichen Oxidationsstufen sind die stabileren Formen, Tc-VII und Tc-IV, von Interesse. Für Tc-VII wurden sehr hohe Werte für den Boden-Pflanzen-Transfer gemessen, die allerdings nach dem ersten Anbaujahr deutlich absinken. Die Vermutung, es handle sich bei diesem Vorgang hauptsächlich um eine Reduktion von Tc-VII zu Tc-IV, für das man sehr geringe Transferfaktoren erwartete, wurde bis jetzt durch keine geeigneten Experimente belegt. Um das Redoxverhalten von Tc-VII und Tc-IV im Boden zu studieren, wurde im Gewächshaus der HS/R eine größere Versuchsreihe angelegt.

120 Kick-Brauckmann-Töpfe wurden im April mit Sand bzw. Löß gefüllt und schichtenweise mit Tc-IV bzw. Tc-VII kontaminiert (s. Tab. 3). Zur Aussaat kamen Kartoffeln und Sommerweizen. Um den Einfluß von Düngemitteln auf den Boden-Pflanzen-Transfer von Tc zu bestimmen, wurden die Töpfe mit drei verschiedenen, in Deutschland gebräuchlichen Kunstdüngern behandelt. Die wichtigsten Kenndaten der verwendeten Böden und Düngemittel sind aus den Tabn. 4 und 5 zu ersehen. 10 Wochen später, z. Z. der Kartoffelblüte, wurden von jeder Pflanze zwei bis drei alte Kartoffel- bzw. Weizenblätter entfernt und analysiert. Nach der Weizen- bzw. Kartoffelernte im August kam Gras zur Aussaat.

Die Analysen der zur Blütezeit genommenen Pflanzenproben ergaben erwartungsgemäß hohe Transferfaktoren für Tc-VII. Die Anreicherung im Kartoffelkraut ist im Vergleich zum Weizenstroh deutlich größer. Außergewöhnlich hohe Werte ergaben sich aber auch für Tc-IV. Ob dies auf eine Oxidation von Tc-IV zu Tc-VII oder aber auf eine tatsächliche Aufnahme von Tc-IV durch die Pflanze zurückzuführen ist, soll durch geeignete Laborexperimente abgeklärt werden. Ein Absinken der Transferdaten bei

steigendem Humusgehalt des Bodens wurde durch die Verwendung von Löß und Sand bestätigt. Der Einfluß von Düngemitteln ist zu diesem Zeitpunkt noch nicht erkennbar. Infolge der hohen Tc-Anreicherung in den Pflanzen, d. h., der Abreicherung des ursprünglichen Tc-Inventars der Töpfe auf 10 - 30 %, können genaue Transferdaten erst 1986, nach Ausführung zusätzlicher Bodenanalysen, angegeben werden.

Tab. 3: Kultivierungsplan (D1, D2 und D3 = je fünf Töpfe mit Dünger Nr. 1, 2 und 3)



Tab. 4: Kenndaten der verwendeten Böden

| Bodenart (Herkunft) | org. Sub- stanz in % | pH- Wert | Nährstoffgehalt (einstufige Extraktion) | | | | | | | | | | T-Wert mval | S-Wert mval |
|------------------------|----------------------------|-------------|---|-----------------------------------|----------------------|---------|---------|--------|--------|--------|--------|-----|----------------|----------------|
| | | | Ges. N ₂ % | P ₂ O ₅ ppm | K ₂ O ppm | MgO ppm | Bor ppm | Na ppm | Cu ppm | Mn ppm | Mo ppm | | | |
| Löß (Grötzingen) | 1,0 | 7,0 | n. n. | 50 | 40 | 50 | 0,12 | 11 | 9 | 20 | 0,12 | 7,6 | 7,6 | |
| Sand (Spöck) | 2,1 | 6,8 | 0,12 | 180 | 260 | 40 | 0,48 | 13 | 4,0 | 145 | < 0,1 | 7,8 | 6,8 | |

n. n. = nicht nachgewiesen, T-Wert: Gesamt-Austauschkapazität
S-Wert: Gesamt-Austauschkapazität ohne H⁺

Tab. 5: Kenndaten der verwendeten Düngemittel

| Düngerart | chemische Zusammensetzung | N ₂ -Gehalt in % | Reaktion im Boden |
|----------------------|--|-----------------------------|-------------------|
| Kalkammonsalpeter | NH ₄ NO ₃ /CaCO ₃ | 26 | basisch |
| Ammonsulphatsalpeter | NH ₄ NO ₃ /(NH ₄) ₂ SO ₄ | 26 | stark sauer |
| Harnstoff | CO(NH ₂) ₂ | 46 | schwach sauer |

Die Auswertung der anfallenden Meßwerte erfolgt nach folgenden Gesichtspunkten:

- Vergleich des Boden-Pflanzen-Transfers von Tc-IV und Tc-VII.
- Aufnahme von Tc in junge und gealterte Pflanzen.
- Einfluß des Humusgehaltes des Bodens auf den Transfer von Tc in die Pflanze.
- Verteilung von Tc in den einzelnen Pflanzenteilen zum Zeitpunkt der Ernte.
- Einfluß der Düngerarten auf den Transfer.

4 Arbeiten zur konventionellen Analytik von Böden und Pflanzenproben

4.1 Einfluß von Meßparametern auf die Richtigkeit der Bestimmung von Elementen in Pflanzen- und Bodenproben mittels ICP-AES

Auf die Notwendigkeit bzw. Vorteile von Versuchen mit inaktiven Elementen zur Ergänzung oder als vorbereitende Experimente bei der Ermittlung der Aufnahme von Radionukliden durch Pflanzen wurde bereits hingewiesen. Bei der Bestimmung von Elementen in Pflanzen- und Bodenproben mittels sequentieller ICP-AES ist neben der Auswahl der Bestimmungslinie auch die richtige Korrektur von Untergrund und spektralen Interferenzen notwendig. Diese Korrektur kann indirekt durch Verwendung von Standards mit exakt gleicher Matrix, wie z. B. in der Metallindustrie, erfolgen. Ist die Matrix nicht genau bekannt, dann muß der Untergrund in der Nähe des Analysensignals gemessen und entsprechend berücksichtigt werden. Neben der Berücksichtigung des Untergrundes muß in einigen Fällen auch eine Korrektur spektraler Interferenzen durchgeführt werden, wenn entweder das Analysensignal direkt mit einem Störsignal überlagert ist (Beispiel: Überlagerung einer Eisenlinie mit der zur Cadmiumbestimmung verwendeten Linie bei 226,5 nm) oder das Analysensignal auf der Flanke eines Störsignals liegt (Beispiel: Die zur

Bestimmung des Bleis verwendete Linie bei 220,3 nm liegt auf der Flanke eines Aluminiumsignals). Das Ausweichen auf andere weniger empfindliche Analysenlinien ist eine Möglichkeit, Störungen dieser Art zu umgehen. Im vorliegenden Fall jedoch war höchste Empfindlichkeit des Verfahrens gefordert und somit hatten entsprechende Korrekturen zu erfolgen, wobei der Wechsel der Matrices (verschiedene Böden und Pflanzen) berücksichtigt werden mußte.

In der Tab. 6 wird am Beispiel eines Standardreferenzmaterials gezeigt, daß im vorliegenden Falle Matrixmodifikation des Standards oder alleinige Korrektur des Untergrundes nicht ausreicht, sondern daß erst die Kopplung von Untergrundkorrektur und Korrektur der spektralen Interferenzen zum Erfolg führt.

Der angepaßte Standard enthält jeweils 500 µg/ml an Eisen und Aluminium sowie 200 µg/ml Calcium, 100 µg/ml Magnesium und 10 µg/ml Mangan. Der Gehalt an Eisen und Aluminium in den Lösungen der Standardreferenzmaterialien betrug (jeweils in µg/ml als Mittelwert aus drei Lösungen) für die Standardreferenzmaterialien "SL 1": 350/400, für "Soil 5": 220/230 und für "BCR 142": 200/490.

Tab. 6: Einfluß von Korrektur des Untergrundes und der spektralen Interferenzen auf die Meßgenauigkeit am Beispiel eines Sediments (Standardreferenzmaterial). Alle Angaben bezogen auf µg/g Trockengewicht.

| Element | "Angepaßter" Standard mit matrixmodifiziertem Standard | Untergrundkorrektur | Untergrundkorrektur und spektrale Interferenzkorrektur | angegebene Werte |
|---------|--|---------------------|--|------------------|
| Cd | 12,5 ± 0,2 | 8,3 ± 0,8 | 2,9 ± 0,3 | 0,26 ± 0,05 |
| Co | 22 ± 1 | 21 ± 2 | 15 ± 1 | 20 ± 2 |
| Cu | 28 ± 4 | 16 ± 2 | 28 ± 3 | 30 ± 5 |
| Ni | 44 ± 2 | 47 ± 5 | 46 ± 4 | 45 ± 8 |
| Pb | 73 ± 5 | 37 ± 3 | 33 ± 3 | 38 ± 7 |

Tab. 7 enthält neben den Wellenlängen Angaben über die Positionen zur Untergrundkorrektur und die ermittelten Faktoren zur Korrektur der spektralen Interferenzen. Tab. 8 gibt am Beispiel eines mit Klärschlamm beaufschlagten Bodens und einer Wasserpflanze (beides Standardreferenzmaterialien) die bei Kalibrierung mit nicht matrixmodifiziertem Standard unter Verwendung der in Tab. 7 angeführten Korrekturen erzielten Ergebnisse wieder.

Tab. 7: Wellenlängen, Positionen zur Untergrundkorrektur und Koeffizienten zur Korrektur der spektralen Interferenzen

| Element | Wellenlänge (nm) | Position zur Untergrundkorrektur (nm) | Koeffizienten zur Korrektur der spektralen Interferenzen* | |
|---------|------------------|---------------------------------------|---|----------------------------|
| | | | a | b |
| Cd | 226,50 | +0,07 | $0,12 \cdot 10^{-3}$ | $0,39 \cdot 10^{-8}$ (Fe) |
| Co | 228,62 | +0,06 | $0,32 \cdot 10^{-4}$ (Fe) | |
| Co | 228,62 | | $0,14 \cdot 10^{-2}$ | $0,23 \cdot 10^{-8}$ (Ti) |
| Co | 228,62 | | $0,49 \cdot 10^{-4}$ | $0,34 \cdot 10^{-7}$ (Cr) |
| Cu | 324,75 | -0,08 | - | - |
| Ni | 231,60 | +0,05 | $0,93 \cdot 10^{-4}$ (Mn) | |
| Pb | 220,35 | -0,04 | $0,46 \cdot 10^{-3}$ | $-0,33 \cdot 10^{-7}$ (Al) |

* Bei zwei angegebenen Koeffizienten (a und b): Hier war die Einführung von Polynomen zweiten Grades angebracht. In Klammern Angabe des jeweils störenden Elements.

Tab. 8: Überprüfung der Korrekturfaktoren bzw. der Untergrundkorrektur am Beispiel zweier Standardreferenzmaterialien. Angaben bezogen auf µg/g Trockengewicht. Werte in Klammern sind lediglich Informationswerte.

| Element | Klärschlamm beaufschlagter Boden | | Wasserpflanze | |
|---------|----------------------------------|-----------|---------------|-----------|
| | gefunden | angegeben | gefunden | angegeben |
| Cd | 33 ± 2 | 31 ± 1 | 1,9 ± 0,2 | 2,2 ± 0,1 |
| Co | 14 ± 1 | 12 ± 1 | 3,7 ± 0,1 | (4) |
| Cu | 232 ± 1 | 237 ± 8 | 50,8 ± 0,7 | 51 ± 2 |
| Ni | 93 ± 3 | 99 | 38 ± 2 | (40) |
| Pb | 1250 ± 20 | 1330 ± 40 | 67 ± 2 | 64 ± 3 |

4.2 Zur Bestimmung von Thorium und seltenen Erden in Böden mittels ICP-AES

Ziel der vorliegenden Arbeit war die Entwicklung eines Analysenverfahrens zur direkten Bestimmung von Thorium sowie einiger seltener Erden in Bodenproben. Thorium ist als natürlicher Aktivitätsträger von Interesse, so z. B. Th-232. Nuklide von seltenen Erden gehören u. a. zu Aktivitätsträgern im hoch- und mittelaktiven Abfall wie z. B. Ce-144, Pr-144, Sm-151, Eu-154 und Eu-155. Unter bestimmten Bedingungen können diese Elemente radioökologisch von Bedeutung sein. In den meisten Arbeiten, die sich bislang mit der Bestimmung der zuvor erwähnten Metalle mittels ICP-AES beschäftigten, wird vor dem eigentlichen Meßvorgang eine Abtrennung und/oder Anreicherung der seltenen Erden durchgeführt. Um einen hohen Probendurchsatz bei geringem Arbeitseinsatz zu ermöglichen, sollte auf die Abtrennung bzw. Anreicherung verzichtet werden. Die auftretenden spektralen Interferenzen, d. h. direktes Überlappen eines Signals mit der stark verbreiterten Linie eines Hauptelements, sind dann durch geeignete Kalbrierung und Korrekturfaktoren zu kompensieren. Tab. 9 zeigt die benutzten Wellenlängen sowie die störenden Elemente.

Tab. 9: Elemente, Wellenlängen und Störelemente

| Element | Wellenlänge (nm) | Störelemente (Korrektur der spektralen Interferenzen) |
|---------|------------------|---|
| La | 333,749 | Ce, Fe, Mn |
| Ce | 413,765 | - |
| Sm | 359,260 | Fe |
| Eu | 412,970 | - |
| Dy | 353,170 | Ce, Fe, Mn |
| Ho | 345,600 | Ce, Zr |
| Yb | 328,937 | Ce, Sm, Dy, Tb |
| Th | 401,914 | Mg, Ce, V |

Tab. 10 gibt die Ergebnisse für einen Boden und ein Sediment bei unterschiedlicher Kalibrierung wieder. In einem Fall wurde mit reinen Standardlösungen kalibriert, im anderen mit der Lösung eines Bodens mit bekannten Gehalten der interessierenden Elemente (Standardreferenzmaterial). Die Ergebnisse zeigen, daß bei Kalibrierung mit einer ähnlichen Matrix, wie sie in der Probe zu finden ist, gute Ergebnisse erzielt werden, bei nicht mehr passender Matrixmodifikation jedoch schlechtere, wie der Vergleich zwischen den Ergebnissen von Lehmboden und Nordsee-Sediment zeigt. Da die Bestimmung der Hauptelemente der Proben Bestandteil der Routineuntersuchung ist, wird in den meisten Fällen eine "angepaßte" Kalibrierung erfolgen können. Die universell verwendbare und schneller durchführbare Kalibrierung mit Standardlösungen ohne Matrixmodifikation liefert für einige der untersuchten Elemente nicht so gute Übereinstimmung mit den angegebenen Werten, ist jedoch als Übersichtsanalyse zu empfehlen. In beiden Fällen ist jedoch stets eine Korrektur des Untergrundes und der spektralen Interferenzen durchzuführen.

Tab. 10: Ergebnisse bei unterschiedlicher Kalibrierung für zwei Standardreferenzmaterialien. Angaben in µg/g Trockengewicht

| Element | Lehmboden | | | Nordsee-Sediment | | angegebene Werte* (Vertrauensbereich des Medians: 0,5) |
|---------|-----------------------------------|---|-------------------|-----------------------------------|---|--|
| | Kalibrierung mit einer Bodenprobe | Kalibrierung mit Standardlösungen ohne Matrixmodifikation | angegebene Werte* | Kalibrierung mit einer Bodenprobe | Kalibrierung mit Standardlösungen ohne Matrixmodifikation | |
| La | 27,9 ± 0,6 | 24,1 ± 0,6 | (28,3/25,6) | 31 ± 1 | 30 ± 1 | 30 - 35,5 |
| Ce | 66 ± 5 | 53 ± 7 | (81) | 80 ± 10 | 74 ± 5 | 58,2 - 62,3 |
| Sm | 6 ± 1 | 8 ± 5 | (6,3) | 7,6 ± 0,6 | 6 ± 1 | 5,4 - 6,0 |
| Eu | 1,1 ± 0,1 | 1,0 ± 0,2 | (0,9) | 2,3 ± 0,5 | 2,1 ± 0,2 | 1,1 - 1,3 |
| Dy | 2,8 ± 0,1 | 5,6 ± 0,4 | - | 3,8 ± 0,3 | 5,9 ± 0,2 | (3,64/4,5) |
| Ho | 1,9 ± 0,7 | 0,4 ± 0,2 | - | 3,0 ± 0,5 | 1,3 ± 0,2 | (0,73) |
| Yb | 1,6 ± 0,1 | 1,0 ± 0,2 | (2,1) | 1,9 ± 0,1 | 1,9 ± 0,4 | 2,06 - 2,55 |
| Th | 13 ± 1,7 | 7 ± 3 | (10,3) | 15 ± 2 | 18 ± 2 | - |

*Werte in Klammern sind lediglich Informationswerte

5 Boden-Gras-Transferfaktoren für Co, Cr und Pb in Abhängigkeit von der Zeit und unterschiedlich hoher Bodenkontamination

Ziel dieses Versuches war es, den Boden-Pflanzen-Transferfaktor für Co, Cr und Pb unter Ausschluß von Depositionen zu bestimmen. Alle drei Elemente sind von der radioökologischen Seite als Co-60, Cr-51 und Pb-210 sowie auch als konventionelle Schadstoffe von Interesse, wenn sie in höheren Konzentrationen im Boden vorliegen. Neben der Kontrolle wurden bei fünffacher Wiederholung sechs Konzentrationsstufen eingesetzt und zwar für Co von 5 - 400 µg/g Boden, für Pb von 10 - 1 800 µg/g Boden und für Cr von 10 - 1 000 µg/g Boden. Die Boden-Pflanzen-Transferfaktoren wurden bestimmt, indem die Konzentration im geernteten Gras (trocken) durch die Konzentration im Boden dividiert wurde. Abb. 6 zeigt den Co-Transfer in die Pflanzen nach 14, 28 und 56 Tagen in Abhängigkeit von der Cobaltkonzentration im Boden.

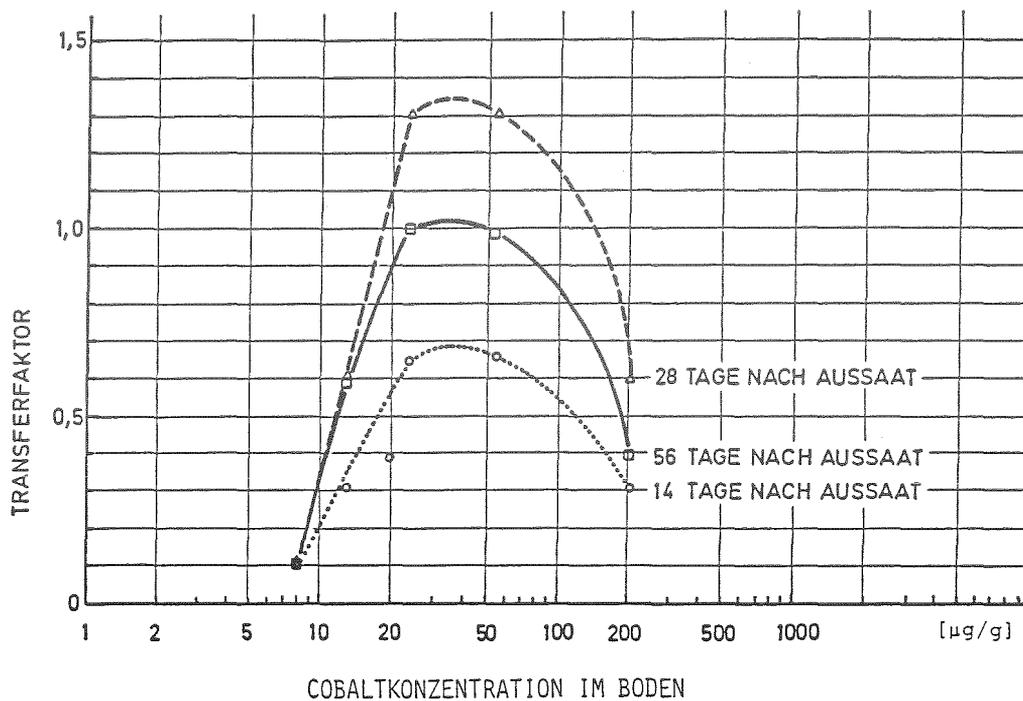


Abb. 6: Zeitlicher Zusammenhang zwischen Cobaltaufnahme und Cobaltkonzentration im Boden

Nach einer anfänglichen Zunahme des Transferfaktors bei Bodenkontaminationen zwischen 23 und 53 µg Cobalt/g Boden wird ein Maximum erreicht. Danach tritt

ein dem Anstieg in der Steilheit ähnlicher Abfall ein. Den Wert für 403 μg Cobalt/g Boden mit einzubeziehen erscheint zu riskant, da bei dieser hohen Cobaltkonzentration die Grasnarbe bereits nach fünf Wochen vollständig abgestorben war, mithin schon ein völlig veränderter Stoffwechsel vorlag. Der Anstieg und Abfall des Transferfaktors mit zunehmender Konzentration ist wahrscheinlich Folge zweier gegeneinanderlaufender Prozesse. Zum einen ist es die Stoffwechselfunktion der Pflanze, also ihre Fähigkeit, Cobalt aufzunehmen und in den oberirdischen Teil zu transportieren, zum anderen die zunehmende Immobilisierung des Cobalt im Boden. Bis etwa zum 30. Tag überwiegt offenbar die Aufnahme gegenüber der Fixierung im Boden. Die Cobaltaufnahme wird dann zunehmend gehemmt, weil die Festlegung des Metalles im Boden in verstärktem Maße erfolgt. Abb. 7 zeigt die Abhängigkeit des Transferfaktors für die Chromaufnahme durch das Gras *Lolium multiflorum* von der im Boden enthaltenen Schwermetallmenge. Der Transferfaktor nimmt mit zunehmender Konzentration rasch ab, die Cr-Gehalte im Blatt sind also auch bei erhöhtem Cr-Gehalt im Boden nicht wesentlich angestiegen.

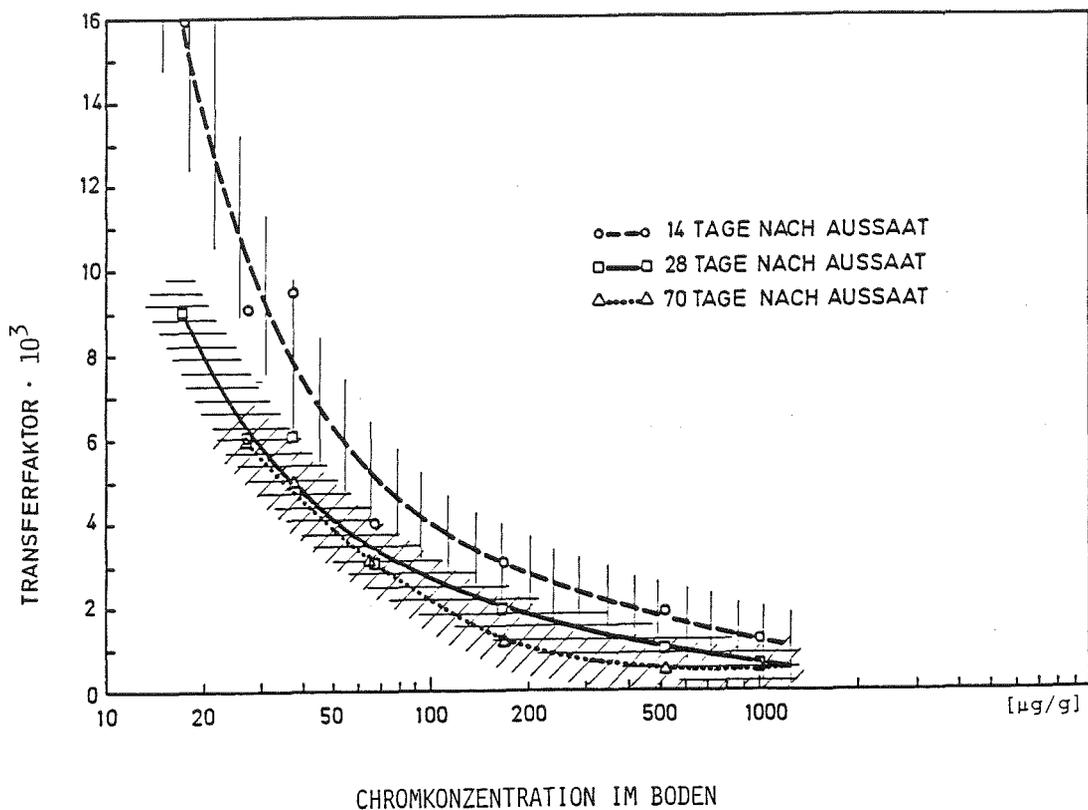


Abb. 7: Zeitlicher Zusammenhang zwischen Chromaufnahme und Chromkonzentration im Boden

Mit zunehmender Wachstumsdauer lassen sich geringere Transferfaktoren ermitteln. Diese Tendenz ist um so stärker ausgeprägt, je höher die Chromkonzentration im Boden war. Die Abnahme ist zu Versuchsbeginn am stärksten, da vermutlich eine Chromfixierung stattfindet. Darüber hinaus spielt sicherlich die begrenzte Mobilität des dreiwertigen Chroms eine limitierende Rolle bei der Aufnahme in die Pflanze.

Anders als bei Chrom und Cobalt ist bei Blei keine gute Übereinstimmung zwischen der zeitlichen Abhängigkeit der Bleikonzentration in der Pflanze und der Konzentration (s. Abb. 8) feststellbar. In Anbetracht dessen erscheint eine tiefergehende Interpretation nicht sinnvoll. Denkbar wäre lediglich eine Abnahme des Transferfaktors zu mittleren Bleigehalten im Boden hin, daß also geringe und hohe Bleikonzentrationen im Boden einen höheren Transfer verursachen.

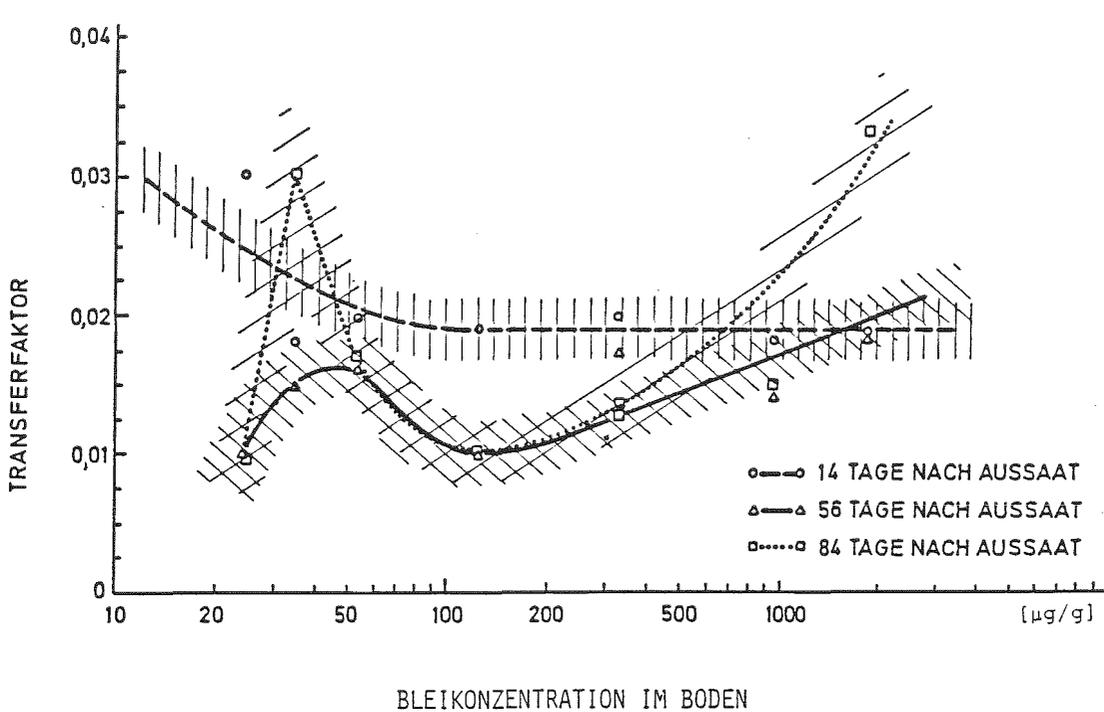


Abb. 8: Zeitlicher Zusammenhang zwischen Bleiaufnahme und Bleikonzentration im Boden

6 Einfluß von Regenwürmern auf die Verteilung und Mobilisierung von Schwermetallen in Bodensäulen

In einem Säulenexperiment wurde untersucht, ob Regenwürmer der Art "Lumbricus terrestris" die Schadstoffe Cd, Co, Cr, Ni und Pb in ihrem Gewebe anreichern und diese im Boden unter Berücksichtigung des mobilisierbaren und komplexierbaren Anteils verteilen. Das Ausmaß der Anreicherung der Schadstoffe im Regenwurmgewebe hängt wesentlich von der Bezugsebene ab. Dies betrifft zum einen den Boden zu Versuchsbeginn und zum anderen den kontaminierten Rindermist, der zu Versuchsbeginn entweder oben, in der Mitte der Säulen oder unten als Schicht von ca. 5 cm Dicke ausgelegt worden war. Eine kontaminierte Substanz mit hohem organischen Anteil wie z. B. Klärschlamm auf der Bodenoberfläche oder organischer Müll in Deponien, wird für Regenwürmer Nahrung und Ort der Kontamination sein. Von dort werden Schadstoffe in den nicht kontaminierten Boden verschleppt bzw. von den Regenwürmern aufgenommen. Deshalb sind die hier vorliegenden Ergebnisse der An- und Abreicherung auf den nichtkontaminierten Boden zu beziehen. In Tab. 5/41 sind die Ergebnisse über die Schadgehalte im Boden und im Regenwurmgewebe nach 10monatiger Versuchsdauer dargestellt, in Tab. 5/42 die daraus resultierenden Transferdaten als Mittelwerte für alle acht Säulen. Insbesondere bei Cd mit 8,5 µg/g Gewebe läßt sich ein hoher Anreicherungsfaktor von 94 berechnen. Bei Co mit 22 µg/g Gewebe und Cr mit 13 µg/g Gewebe findet man Faktoren von 24 und 25. Ni wurde nur mit 7 µg/g Gewebe gefunden, woraus ein Anreicherungsfaktor von 5 bestimmt wurde. Am niedrigsten sind die Pb-Gehalte, insbesondere im Vergleich zur zugesetzten Menge von 600 µg/g, wo sich bei 11 µg Pb/g Regenwurmgewebe ein Faktor von 3 gegenüber dem Boden ergibt.

Tab. 11: Schwermetallgehalte im Boden zu Versuchsbeginn, ihre Zugabe in einer dünnen Schicht und die Konzentration im Regenwurmgewebe bei Versuchsende

| Element | Elementkonzentration µg/g | | |
|---------|---------------------------|--------|-----------------------------------|
| | Boden (Versuchsbeginn) | Zugabe | Regenwurmgewebe (Versuchsende) |
| Cd | 0,09 ± 0,02 | 6 | 8,5 ± 0,6 |
| Co | 0,92 ± 0,05 | 60 | 22 ± 4 |
| Cr | 0,52 ± 0,01 | 30 | 13 ± 3 |
| Ni | 1,5 ± 0,1 | 60 | 7 ± 2 |
| Pb | 4,3 ± 0,5 | 600 | 11 ± 2 |

Tab. 12: An-/Abreicherungsfaktor (CF) Regenwurmgewebe Boden und zu kontaminiertem Rindermist

| Element | CF | |
|---------|--------------------------|--|
| | Regenwurmgewebe zu Boden | Regenwurmgewebe zu kontaminiertem Rindermist |
| Cd | 94 | 1,4 |
| Co | 24 | 0,4 |
| Cr | 25 | 0,4 |
| Ni | 5 | 0,1 |
| Pb | 3 | 0,02 |

Regenwürmer der Art "Lumbricus terrestris" reichern also Schadstoffe wie Cd, Co, Cr, Ni und Pb elementspezifisch an, wenn man als Bezug den Lebensraum und nicht die flächig in einer Ebene befindliche kontaminierte Schicht heranzieht. Aus Tab. 13 läßt sich die Schwermetallkonzentration der Kontrolle (Versuchsbeginn) und die Schwankungsbreite der Mittelwerte der einzelnen Bodensäulen (Versuchsende) entnehmen. In diesen Mittelwerten sind die Reste der bei der Kontamination ausgelegten Rindermistschicht nicht enthalten, um eine Verfälschung der tatsächlichen Verteilung durch die Würmer zu verhindern. Die dargestellten Werte repräsentieren den HNO_3 -löslichen Anteil, also den langzeitverfügbaren Anteil und nicht die Gesamtkonzentration. Die Mittelwerte reichen von 0,09 - 0,18 gegenüber 0,09 $\mu\text{g Cd/g}$ Boden bei der Kontrolle. Bei Co ist die Streuung zwischen 1,01 und 1,10 gegenüber 0,92 $\mu\text{g/g}$, bei Cr 0,65 - 0,9 gegenüber 0,52 $\mu\text{g/g}$, bei Ni 1,6 - 2,0 gegenüber 1,48 $\mu\text{g/g}$ und bei Pb 4,5 - 5,0 gegenüber 4,3 $\mu\text{g/g}$ Boden.

Tab. 13: Mittlerer Gehalt an HNO_3 -löslichen Schwermetallen

| Element | Elementkonzentration $\mu\text{g/g}$ | |
|---------|--------------------------------------|--|
| | Kontrolle | Schwankungsbreite der Mittelwerte der einzelnen Säulen |
| Cd | 0,09 \pm 0,01 | 0,09 - 0,18 |
| Co | 0,92 \pm 0,05 | 1,01 - 1,10 |
| Cr | 0,52 \pm 0,08 | 0,65 - 0,9 |
| Ni | 1,48 \pm 0,09 | 1,6 - 2,0 |
| Pb | 4,3 \pm 0,5 | 4,5 - 5,0 |

Gegenüber den beschriebenen HNO_3 -löslichen Anteilen entspricht der EDTA-lösliche Anteil etwa dem Bereich, was man größenordnungsmäßig als "pflanzenverfügbar" ansehen kann. Tab. 14 zeigt die Ergebnisse der Mittelwerte als Schwankungen der einzelnen Säulen. Dabei fällt auf, daß die Pflanzenverfügbarkeit von Cr durch die Tätigkeit der Würmer nahezu unberührt bleibt, weil dieses Element durch den neutralen pH-Wert dieses Bodens sehr schwer komplexierbar ist. Der komplexierbare Cd-Gehalt ist gegenüber der Kontrolle stark angestiegen. Tab. 15 zeigt, wie im Mittel aller acht Säulen die pflanzenverfügbaren Anteile relativ stärker zunehmen als die mobilisierbaren Anteile, und zwar 6 gegenüber 1,2 bei Cd, 1,5 gegenüber 1,18 bei Co, 1,4 gegenüber 1,24 bei Ni und 1,6 gegenüber 1,13 bei Pb.

Tab. 14: Mittlerer Gehalt an EDTA-löslichen Schwermetallen

| Element | Elementkonzentration $\mu\text{g/g}$ | |
|---------|--------------------------------------|--|
| | Kontrolle | Schwankungsbreite der Mittelwerte der einzelnen Säulen |
| Cd | < 0,01 | < 0,01 |
| Co | 0,20 \pm 0,04 | 0,20 - 0,36 |
| Cr | < 0,08 | < 0,08 |
| Ni | 0,31 \pm 0,05 | 0,21 - 0,56 |
| Pb | 1,75 \pm 0,26 | 1,8 - 3,38 |

Tab. 15: Vergleich der Anreicherungsfaktoren des mobilisier- und pflanzenverfügbaren Anteils im Mittel aller acht Säulen

| Element | Anreicherungsfaktoren Boden bei Versuchsbeginn zu Boden bei Versuchsende | |
|---------|--|--------------------------|
| | mobilisierbar (HNO_3) | pflanzenverfügbar (EDTA) |
| Cd | 1,2 | 6 |
| Co | 1,18 | 1,5 |
| Cr | 1,4 | - |
| Ni | 1,24 | 1,4 |
| Pb | 1,13 | 1,6 |

Mit Ausnahme von Cr wird also die Pflanzenverfügbarkeit von Co, Ni, Pb und insbesondere von Cd durch die Tätigkeit der Regenwürmer erhöht. Die Ursache der erhöhten Pflanzenverfügbarkeit dürfte auf Umsetzungsvorgängen im Regenwurmdarm in Verbindung mit erhöhter Mikrobentätigkeit im Bereich des

Ausscheidungsmaterials der Würmer zu suchen sein. Sowohl der Absolutgehalt als auch die Unterschiede zur Kontrolle sind bei diesen ersten Experimenten gering. Die Bedeutung dieses Verteilungsmechanismus nimmt aber zu, wenn die Schadstoffkonzentrationen höher und der Versuchszeitraum länger ist.

7 Schwermetallgehalte einiger Dünger und Substrate

Bei der Diskussion über das Verhalten von Schwermetallen im Boden steht die Frage nach ihrer Aufnahme durch Pflanzen im Vordergrund. Aus verschiedenen Quellen werden dem Boden Schadstoffe zugeführt. In der Klärschlammverordnung werden die Grenzwerte für Schwermetalle in Klärschlämmen festgelegt. Kloke (Stand: August 1980) hat in Verbindung mit der Belastung von Böden Orientierungsdaten für tolerierbare Gesamtkonzentrationen einiger Elemente in lufttrockenem Boden zusammengestellt, die in Tab. 16 wiedergegeben werden.

Tab. 16: Orientierungsdaten für tatsächliche und tolerierbare Gesamtkonzentrationen einiger Elemente in lufttrockenen Kulturböden (Stand: August 1980, nach Kloke)

| Element | mg/Element/kg Boden | | |
|-------------|---------------------|--|-------------|
| | häufig | maximal (in besonderen oder kontaminierten | tolerierbar |
| Arsen | 0,1 - 20 | bis 8000 | 20 |
| Bor | 5 - 20 | bis 1000 | 25 |
| Beryllium | 0,1 - 5 | bis 2300 | 10 |
| Brom | 1 - 10 | bis 600 | 10 |
| Cadmium | 0,01 - 1 | bis 200 | 3 |
| Cobalt | 1 - 10 | bis 800 | 50 |
| Chrom | 2 - 50 | bis 20000 | 100 |
| Kupfer | 1 - 20 | bis 22000 | 100 |
| Fluor | 50 - 200 | bis 8000 | 200 |
| Gallium | 0,1 - 10 | bis 300 | 10 |
| Quecksilber | 0,01 - 1 | bis 500 | 2 |
| Molybdän | 0,2 - 5 | bis 200 | 5 |
| Nickel | 2 - 50 | bis 10000 | 50 |
| Blei | 0,1 - 20 | bis 4000 | 100 |
| Antimon | 0,01 - 0,5 | - | 5 |
| Selen | 0,01 - 5 | bis 1200 | 10 |
| Zinn | 1 - 20 | bis 800 | 50 |
| Thallium | 0,01 - 0,5 | bis 40 | 1 |
| Titan | 10 - 5000 | bis 20000 | 5000 |
| Uran | 0,01 - 1 | bis 115 | 5 |
| Vanadium | 10 - 100 | bis 1000 | 50 |
| Zink | 3 - 50 | bis 20000 | 300 |
| Zirkon | 1 - 300 | bis 5000 | 300 |

In Tab. 17 sind die Schwermetallgehalte einiger Dünger und Substrate aufgeführt. Zunächst erscheinen die Gehalte für die Elemente Cd, Co, Cr, Cu, Ni, Pb, Zn und Sr nicht sonderlich hoch, wenn man die angewandte Menge pro Fläche berücksichtigt und somit eine sehr große Verdünnung durch den Boden erhält. Auf der anderen Seite werden aber mit den Pflanzennährstoffen den Nahrungspflanzen Schadstoffe unmittelbar zur Aufnahme zur Verfügung gestellt. Darüber hinaus ist durch die kontinuierliche Ausbringung auch größerer Düngermengen über einen längeren Zeitraum hinweg mit einer Akkumulation im Boden zu rechnen, wenn die jeweiligen Schadstoffgehalte im Dünger bzw. im Substrat zu hoch sind. Daher sind die ermittelten Schwermetallgehalte in den Düngern an den tolerierbaren Gesamtkonzentrationen lufttrockenen Bodens (s. Tab. 16) zu messen. Trotz dieses Vergleichs liegt aber auch nur Phosphatkali mit $8,3 \mu\text{g Cd/g}$ Dünger über dem tolerierbaren Wert von $3 \mu\text{g}$; der Volldünger Nitrophoska Blau mit $2,9 \mu\text{g Cd/g}$ ist an der Grenze des Tolerierbaren (s. Tab. 17).

Im Branntkalk ist mit $170 \mu\text{g Cu/g}$ Dünger fast das Doppelte des Tolerierbaren von $100 \mu\text{g/g}$ Boden enthalten. Co, Cr, Ni, Pb und Zn sind in den untersuchten Düngern und Substraten nicht in solchen Mengen enthalten, daß die Grenze des Tolerierbaren für Boden überschritten wird. Relativ hohe Gehalte an Ni finden sich bei Lava 0/7 mit $38 \mu\text{g/g}$ (Toleranzwert: $50 \mu\text{g Ni/g}$ Boden). Der höchste Bleigehalt wurde in Kalkammonsalpeter mit $73,4 \mu\text{g/g}$ gemessen (Toleranzwert: $100 \mu\text{g Pb/g}$ Boden), während Phosphatkali den höchsten Zinkanteil mit $130 \mu\text{g/g}$ Dünger enthält (Toleranzwert: $300 \mu\text{g Zn/g}$ Boden). Positiv erscheint die Tatsache, daß pflanzenphysiologisch notwendige Spurenelemente wie z. B. Cu teilweise in Spuren und damit auch langfristig ohne schädigende Wirkung in den Düngern und Substraten enthalten sind. Da unter Berücksichtigung der sehr kleinen Auswahl gegenüber dem großen Angebot verschiedenster Dünger und Substrate teilweise erhöhte Schwermetallgehalte festgestellt wurden, erscheint es ratsam, insbesondere Mineraldünger mit hohem Verbreitungsgrad in Landwirtschaft und Gartenbau repräsentativ zu untersuchen (A. Kloke, Mitt. VDLUFA, H. 1-3, 9-11 (1980)).

Tab. 17: Schwermetallgehalte einiger Dünger und Substrate

| Dünger/Substrat | µg Element pro g Dünger/Substrat | | | | | | | |
|-----------------------------|----------------------------------|-------|-------|-------|-------|-------|------|-----|
| | Cd | Co | Cr | Cu | Ni | Pb | Zn | Sr |
| Ammonsulfat- alpeter | 0,160 | 0,599 | 0,999 | 0,240 | 0,799 | 2,797 | 0,13 | 6,2 |
| Branntkalk | 0,17 | 5 | 6 | 170 | 2,1 | 2,800 | 33 | 46 |
| Compo Torfsub- strat II | 0,161 | 0,599 | 1,8 | 6,1 | 1,0 | 2,79 | 21 | 68 |
| Floratorf | 0,17 | 0,599 | 1,3 | 0,4 | 0,798 | 2,793 | 4 | |
| Kalkammon- salpeter | 0,160 | 1,1 | 1,8 | 19,9 | 0,799 | 73,4 | 19,4 | 116 |
| Kohlensaurer Kalk | 0,160 | 0,600 | 2,0 | 0,7 | 0,800 | 2,799 | 35 | 467 |
| Lava 0/2 | 0,6 | 7 | 6,6 | 17,7 | 24 | 3,6 | 37 | 210 |
| Lava 0/7 | 0,68 | 6 | 7,24 | 33 | 38 | 2,802 | 33,9 | 208 |
| Nitrophoska blau | 2,9 | 1,24 | 21 | 6,0 | 7,4 | 10 | 230 | 380 |
| Perlit | 0,160 | 0,600 | 4 | 2 | 7 | 2,798 | 2 | 0,7 |
| Phosphatkali | 8,3 | 0,600 | 12,9 | 9,8 | 8,7 | 2,799 | 130 | 940 |
| Rindermist (kompostiert) | 0,23 | 1,2 | 11 | 24 | 6 | 7 | 67,0 | 155 |

8 Natürliche Radionuklide in Umweltproben

Im Rahmen von Untersuchungen im Bereich um Schwandorf/Bayern wurden Bodenproben auf α/β -Bruttoaktivität und vereinzelt auf Thorium- und Urangehalte analysiert. Es zeigten sich die in Tab. 18 aufgelisteten Meß- und Analysenwerte. Aus Tab. 8 ist ersichtlich, daß mit zunehmender Tiefe der Aktivitätsgehalt im Boden zunimmt. Der Boden zeigt hier einen deutlich erhöhten Thoriumgehalt.

Tab. 18: Aktivitätsgehalte von Bodenproben aus Schwandorf/Bayern

| Probe | Aktivitätsgehalte in $\text{Bq}\cdot\text{g}^{-1}$ TS | | | | | |
|------------------------------------|---|---------------|-------|-------|--------|--------|
| | α -Ges. | β -Ges. | U-234 | U-238 | Th-230 | Th-232 |
| Boden, Kartoffelfeld (0-10 cm) | 0,33 | 1,82 | - | - | - | - |
| Boden, Kartoffelfeld (10-20 cm) | 0,38 | 2,13 | - | - | - | - |
| Boden, Kartoffelfeld (20-30 cm) | 0,67 | 2,32 | - | - | - | - |
| Boden, Kartoffelfeld (30-40 cm) | 1,07 | 2,87 | 0,02 | 0,03 | 0,01 | 0,11 |
| Boden, Feldweg, (0-10 cm) | 0,43 | 1,76 | 0,03 | 0,04 | 0,05 | 0,11 |

Weitere Untersuchungen wurden an verschiedenen Düngemitteln durchgeführt. Je nach Düngertyp und Herstellungsverfahren zeigten sich hier unterschiedliche Radium- und Urangehalte. Die Untersuchungen sind von Bedeutung hinsichtlich einer Abschätzung des Aktivitätseintrages in landwirtschaftlich genutzte Flächen der Bundesrepublik Deutschland (s. Tab. 19).

Tab. 19: Aktivitätsgehalte in häufig verwendeten Düngemitteln

| Düngemittel | Aktivitätsgehalt in $\text{Bq} \cdot \text{g}^{-1}$ TS | | |
|--------------------------------|--|-------------|-------------|
| | Ra-226 | U-234 | U-238 |
| PK-R | 0,50 ± 0,06 | 0,64 ± 0,03 | 0,65 ± 0,03 |
| NPK 6/12/18 | 0,55 ± 0,07 | 0,51 ± 0,03 | 0,50 ± 0,03 |
| NPK 10/15/20 | 0,34 ± 0,04 | 0,67 ± 0,03 | 0,70 ± 0,03 |
| Nitrophoska Spezial 12/12/17/2 | 0,54 ± 0,07 | 0,56 ± 0,02 | 0,54 ± 0,02 |
| PK-R, gekörnt | 0,67 ± 0,08 | 0,69 ± 0,03 | 0,67 ± 0,03 |
| Superphosphat 18 | 0,34 ± 0,05 | 0,87 ± 0,03 | 0,88 ± 0,03 |
| Novaphos | 0,87 ± 0,10 | 0,92 ± 0,07 | 0,94 ± 0,07 |
| Superphosphat mit Bor | 0,67 ± 0,09 | 0,57 ± 0,04 | 0,56 ± 0,04 |
| Superphosphat, gekörnt | 0,62 ± 0,08 | 1,00 ± 0,04 | 1,00 ± 0,04 |

Weiterhin wurden vier Böden auf Thorium und Radium im Auftrag analysiert. Auch 1985 wurde an der weiteren Verbesserung der Analysemethoden gearbeitet. So wurde das Adsorptionsverhalten von Polonium an Glas- und Polyethylenbehältern in verschiedenen Säurekonzentrationen und einer Lauge untersucht. Es zeigte sich, daß allgemein Glasbehälter und 0,1 M Salzsäure die geringsten Adsorptionsverluste bringen. Die Standzeiten betragen zwei bis vier Wochen. Auch bei der Radium- und Thoriumanalytik wurden Präparations- und Meßtechniken variiert und weiter optimiert.

9 Veröffentlichungen im Jahr 1985

- /1/ Bohn, B., Schüttelkopf, H.
 Radiochemical determination of Tc-99 in gaseous and liquid effluents and environmental samples by liquid scintillation counting.
 Internat. Contact Seminar in Radioecology, Swedish University of Agricultural Sciences, Uppsala, S, July 8-12, 1985
- /2/ Liese, Th.
 Zur Bestimmung von Elementen in Pflanzen- und Bodenproben mittels sequentieller ICP-AES.
 Fresenius Zeitschrift für Analytische Chemie, 321 (1985) S. 37-44

- /3/ Liese, Th.
Die Analytik von Elementen im Rahmen der Bestimmung von Transferfaktoren
Boden/Pflanze.
KfK-3830 (Februar 1985)
- /4/ Liese, Th.
Probleme bei der Bestimmung von Thorium und seltenen Erden in Böden mittels
ICP-AES.
3. Colloquium Atomspektrometrische Spurenanalytik, Konstanz, 18.-21. März 85
- /5/ Liese, Th.
The analysis of elements within the framework of soil to plant transfer
factor evaluation.
Internat. Contact Seminar in Radioecology, Swedish University of Agricul-
tural Sciences, Uppsala, S. July 8-12, 1985
- /6/ Liese, Th., Schmidt, W.
Investigation on the root uptake of Co, Pb and Cr in grass.
Internat. Contact Seminar in Radioecology, Swedish University of Agricultu-
ral Sciences, Uppsala, S, July 8-12, 1985
- /7/ Pimpl, M., Bohn, B., Lancsarics, G.
Investigation of the migration behavior of H-3, Tc-99, Np-237, Pu-238,
Am-241, and Cm-244 in soil columns by irrigation with complexing agents.
Internat. Contact Seminar in Radioecology, Swedish University of Uppsala, S,
July 8-12, 1985
- /8/ Pimpl, M., Schmidt, W.
Investigation of the root uptake of Np, Pu, Am, and Cm in grass, wheat,
maize, and potatoes.
Internat. Contact Seminar in Radioecology, Swedish University of Agricultu-
ral Sciences, Uppsala, S, July 8-12, 1985
- /9/ Pimpl, M., Schüttelkopf, H.
Radioecological studies on plutonium in the surroundings of the Karlsruhe
Nuclear Research Center (KfK). A summary of the results from 1969 to 1984.
Internat. Contact Seminar in Radioecology, Swedish University of Agricultu-
ral Sciences, Uppsala, S, July 8-12, 1985
- /10/ Pimpl, M., Schüttelkopf, H.
A fast radiochemical procedure to measure sequentially Pu, Am, Cm, and Np in
environmental samples.
Internat. Contact Seminar in Radioecology, Swedish University of Agricultu-
ral Sciences, Uppsala, S, July 8-12, 1985
- /11/ Pimpl, M., Schüttelkopf, H.
The measurement of plutonium in environmental samples and in gaseous and
liquid effluents of nuclear installations.
Internat. Contact Seminar in Radioecology, Swedish University of Agricultu-
ral Sciences, Uppsala, S, July 8-12, 1985

- /12/ Schmidt, W., Liese, Th.
The function of earthworms in pollutant mobilisation in the soil - investigations of Pb, Co, Cr, Ni, and Cd migration in soil columns due to earthworms.
Internat. Contact Seminar in Radioecology, Swedish University of Agricultural Sciences, Uppsala, S, July 8-12, 1985
- /13/ Schmidt, W., Pimpl, M.
The measurement of transfer factors in an air conditioned greenhouse at the Karlsruhe Nuclear Research Center - a survey of procedures used for soil contamination and plant cultivation in radioecological research studies.
Internat. Contact Seminar in Radioecology, Swedish University of Agricultural Sciences, Uppsala, S, July 8-12, 1985
- /15/ Schmidt, W., Liese, Th.
Der Boden/Pflanzen-Transfer anorganischer Schadstoffe am Beispiel von Cobalt.
Jahrestagung der Arbeitsgemeinschaft der Großforschungseinrichtungen (AGF), Bonn, 6. November 1985
- /15/ Schüttelkopf, H., Schmidt, W., Liese, Th., Pimpl, M., Gamer, K., Hefner, G., Hiller, J., Sollich, T.
Untersuchung des physikalischen und chemischen Verhaltens biologisch besonders wirksamer Radionuklide in der Umwelt.
In: Projekt Nukleare Sicherheit. Jahresbericht 1984.
KfK-3550 (Juni 1985) S. 4800/1-4800/25

- 06.03.03 Untersuchungen der radiologischen Folgen von Reaktorunfällen
 unter probabilistischen Gesichtspunkten
- 06.03.03/20A Unfallfolgenmodell für "Risikostudien für
PNS 4831 kerntechnische Anlagen"
- 06.03.03/21A Untersuchungen zu speziellen Fragestellungen aus dem
PNS 4834 Themenbereich "Risikostudien für kerntechnische Anlagen"
 (A. Bayer, J. Braun, K. Burkart, J. Ehrhardt, F. Fischer,
 O. Graf, I. Hasemann, C. Matzerath⁺), R. Müller⁺),
 J. Päsler-Sauer, H.-J. Panitz, C. Steinhauer; INR)

Die Schwerpunkte der Weiterentwicklung des Unfallfolgenmodells lagen auf der Festlegung der Struktur und des Detaillierungsgrads der einzelnen Teilmodelle sowie der Übernahme und Anpassung von Daten externer Vertragspartner der "Deutschen Risikostudie Kernkraftwerke" - Phase B. Die Arbeiten wurden von der Europäischen Gemeinschaft unterstützt (Projekt CEC-MARIA des Strahlenschutzprogramms, Vertrag-Nr. BI 6-128-D). Untersuchungen zum Themenbereich "Notfallschutz in der Umgebung kerntechnischer Anlagen" wurden im Rahmen von Forschungsvorhaben des BMI durchgeführt.

Durchführung und Analyse von Vergleichsrechnungen mit atmosphärischen Ausbreitungsmodellen

In der Phase A der "Deutschen Risikostudie Kernkraftwerke" (DRS) wurde zur Modellierung des atmosphärischen Transports von Radionukliden ein geradliniges Gauß-Fahnen-Modell benutzt. Zur Präzisierung der Aussagen der DRS - Phase B ist es besonders wichtig, die Verlässlichkeit und Anwendbarkeit des einfachen Gauß-Modells im Vergleich zu detaillierten Ausbreitungsmodellen zu untersuchen. Solche Untersuchungen können auf zwei Ebenen stattfinden. Zum einen können verschiedene Modellrechenergebnisse untereinander und mit experimentell gewonnenen Daten aus einzelnen atmosphärischen Ausbreitungssituationen verglichen werden (deterministische Vergleichsrechnungen). Zum anderen können verschiedene Aus-

⁺) Mitarbeiter des Ingenieurbüros Dr. Trippe, Karlsruhe

breitungsmodelle im Unfallfolgenmodell UFOMOD der DRS eingesetzt werden (probabilistische Vergleichsrechnungen) /1/.

Der 1983 von KfK/INR initiierte "Arbeitskreis Vergleichsrechnungen und Validierungsuntersuchungen mit atmosphärischen Ausbreitungsmodellen" (AVVA) befaßt sich mit den deterministischen Untersuchungen.

Die am Vergleich beteiligten Modelle und Institutionen sind:

| | | | |
|------|----------|------------|--------------------------------------|
| (Ad) | ADMARC | (NRPB) | Gauß-Fahnen-Modell |
| (D) | DOSI | (KfK) | Gauß-Fahnen-Modell |
| (M) | MUSEMET | (KFA) | Gauß-Volumenquellen-Modell |
| (R) | RIMPUFF | (RISØ) | Gauß-Puff-Modell |
| (F) | FOG | (EIR) | Gauß-"Schichten"-Modell |
| (H) | Huang-M. | (Uni. HH) | stationäres Modell für Potenzprofile |
| (L) | Lagrange | (IABG) | Random-Walk-Partikel-Modell |
| (Du) | Dunst-M. | (Uni. HH) | numerisches Euler-Gitter-Modell |
| (T) | TRANSLOC | (Battelle) | numerisches Euler-Gitter-Modell |

Den Teilnehmern dieses Arbeitskreises wurden verschiedene Rechenaufgaben zu simulierten und realen, experimentell untersuchten atmosphärischen Ausbreitungssituationen gestellt. Ein Teil der Aufgaben betraf einfache Ausbreitungsverhältnisse, die zum Ziel hatten, die Vorhersagen der verschiedenen Modelle bei unterschiedlicher Freisetzungshöhe, Stabilität und Bodenrauigkeit zu vergleichen. Des weiteren wurden kompliziertere Aufgaben mit höhenabhängiger Windrichtungs-Scherung und Inversionslagen definiert. Zur Validierung der Ausbreitungsmodelle konnten vier reale Ausbreitungsexperimente nachgerechnet werden; dazu wurden Meßdaten vom KfK, der KFA Jülich, aus Cabauw und von RISØ verwendet.

Zu Beginn des Berichtsjahres fand das dritte Treffen des AVVA im KfK statt. Zu diesem Zeitpunkt lag der größere Teil der durchgeführten Modellrechnungen vor. Besprochen wurden Programmfehler, die Interpretation von Ergebnisdifferenzen, sowie die Vorgehensweise bei der Auswertung. Im Verlauf des Berichtsjahres wurde die Auswertung der Vergleichs- und Validierungsergebnisse durchgeführt und zum Jahresende '85 weitgehend abgeschlossen.

Die Ergebnisse der Modell-Vergleichsrechnungen mit simulierten Ausbreitungssituationen wurden hauptsächlich durch vergleichende graphische Darstellungen verschiedener Verteilungen der zeitintegrierten, bodennahen Aktivitätskonzentration ausgewertet.

Bei den Validierungsrechnungen wurden neben rein graphischen Methoden (Darstellung von Isolinien und Konzentrationsabhängigkeiten) auch numerische Verfahren (χ^2 , relatives χ^2 , Korrelation) zur quantitativen Bewertung der Modellqualität im Vergleich zum Experiment herangezogen.

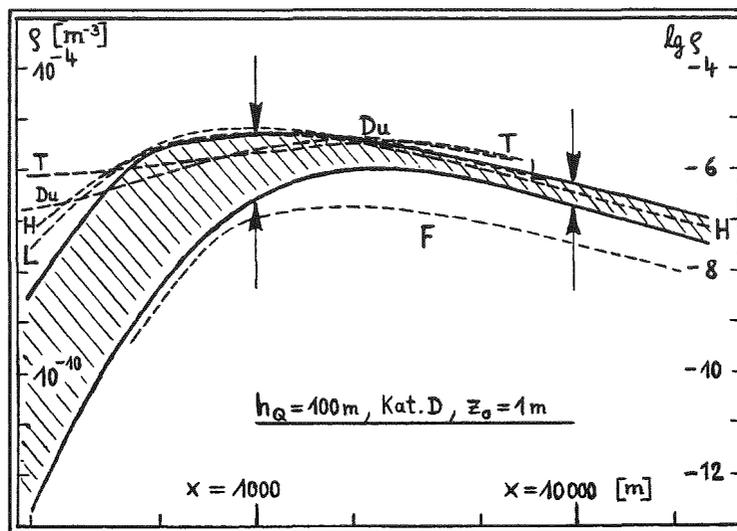


Abb. 1: Rechenergebnisse verschiedener Ausbreitungsmodelle:

Zeitintegrierte bodennahe Konzentration ρ nach einer 1 stündigen konstanten Einheitsfreisetzung in 100 m Höhe bei neutraler atmosphärischer Schichtung (Kat. D) und einer Rauigkeitslänge $z_0 = 1$ m. Die Windgeschwindigkeit $u_{10} = 2$ m/s. Schraffiertes Feld entspricht der Einhüllenden der Kurvenschar der Gauß-artigen Modelle (Ad,D,M,R).

In Abb. 1 sind die Ergebnisse verschiedener Modelle für die bodennahe Konzentration unter der Fahnenachse für eine simulierte Ausbreitungssituation logarithmisch gegen die Quellentfernung aufgetragen. Die große Variationsbreite (Br) der Kurvenschar zwischen Quelle und Konzentrationsmaximum (bei $x = 500$ m: $Br = 10^3$, bei $x = 1000$ m: $Br = 20$) ist auf die unterschiedliche Modellierung der vertikalen Fahnenausdehnung und die hohe Sensitivität der Modelle

bezüglich dieser Größe zurückzuführen.

Die Variationsbreite der Kurvenschar der gaußartigen Modelle (Ad,D,M,R) bei größeren Quelldistanzen beträgt ungefähr eine Zehnerpotenz; diese Breite stammt aus der unterschiedlichen Wahl der σ_y und σ_z -Parameter. Bei Einbeziehung der numerischen Modelle (T,Du,H,L,F) erhöht sich die Variationsbreite der Kurvenschar. Man erkennt hieraus die große Bedeutung einer realistischen Modellierung der vertikalen turbulenten Diffusion, bzw. einer passenden Wahl von σ_z -Parametern, wenn Ausbreitungsrechnungen frei von systematischen Fehlern bleiben sollen.

Bei den Validierungsuntersuchungen zeigen sich ähnlich große Diskrepanzen zwischen den Ergebnissen der verschiedenen Modelle, allerdings werden sie zu einem gewissen Grade durch die Schwankungen in den experimentellen Daten relativiert. Als Beispiel sind in Abb. 2 die normierten Daten der integrierten bodennahen Konzentrationen unter der Fahnenachse des Karlsruher Ausbreitungsexperiments 31/1 (KfK 3090) zusammen mit den entsprechenden Modellrechenergebnissen dargestellt.

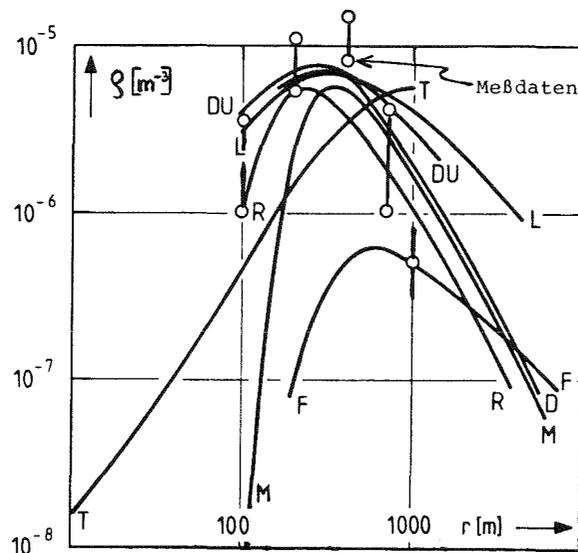


Abb. 2: Normierte Konzentration unter der Fahnenachse des Experiments 31/1 (ϕ) ($h_Q = 60$ m, Kat. C, $z_o = 1.3$ m, $u_{40} \approx 5$ m/s) und Modellrechenergebnisse

Die experimentellen "Fehler", bei denen es sich um quasi-statistische Effekte niederfrequenter Turbulenzen handelt, liegen hier im Bereich von Faktoren 2 bis 4. Eindeutige Fehlergebnisse können nur bei den Modellen (T) und (F) entdeckt werden; die Kurvenschar der Modelle (Du,D,R) verläuft sehr ähnlich wie die experimentellen Daten, (M) und (L) stimmen ebenfalls bereichsweise überein.

Werden Isoliniendarstellungen zum Vergleich zwischen Experiment und Modell herangezogen, so zeigen sich die Unterschiede deutlich in der Größe und Winkellage der Gebiete (Abb. 3). Die Tatsache, daß die Fahnenrichtung der Modelle nach links weist, was beim Experiment nicht zu beobachten ist, erklärt sich aus der Verwendung repräsentativer Windrichtungsdaten für die Modellrechnungen. Im Experiment standen nur Winddaten oberhalb 40 m Höhe und in Quellnähe zur Verfügung. Die weitere Auswertung wurde daher mit richtungskorrigierten Konzentrationsverteilungen durchgeführt.

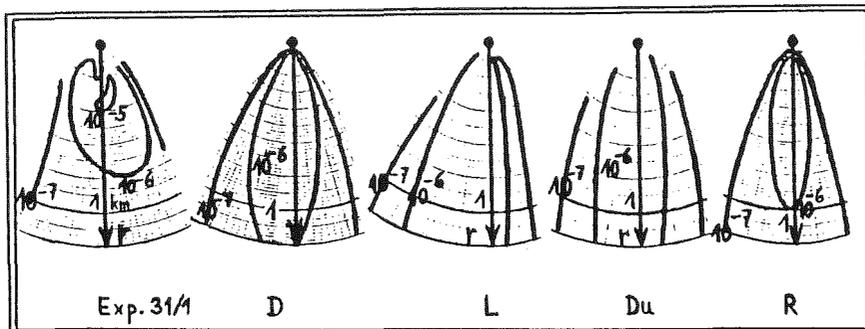


Abb. 3: Isoliniendarstellungen des bodennahen Konzentrationsfeldes des Experiments 31/1 und der Modelle (D,L,Du,R)

Zusammenfassend kann festgestellt werden, daß die komplexeren numerischen Modelle zwar Windrichtungsdrehungen und -scherungen zufriedenstellend modellieren können, wenn die nötigen Eingabedaten vorliegen, daß sie jedoch in einfacheren Ausbreitungssituationen instationären Gauß-Modellen mit geeigneten σ -Parametern nicht überlegen sind. Die ausführliche Dokumentation aller Ergebnisse und ihre Interpretation befindet sich in Vorbereitung.

Auswahl und Ankopplung von atmosphärischen Ausbreitungsmodellen für Unfallfolgenabschätzungen

Zur Quantifizierung der Unterschiede in den Ergebnissen verschiedener Ausbreitungsmodelle und deren Einfluß auf die Ergebnisse von Unfallfolgenabschätzungen wurden neben den im letzten Abschnitt beschriebenen deterministischen Vergleichsrechnungen probabilistische Vergleichsrechnungen initiiert, zu deren Analyse die wahrscheinlichkeitsgewichteten Ergebnisse mit dem Unfallfolgenmodell UFOMOD herangezogen werden /1,2/. Für diesen Vergleich und eine eventuelle Anwendung in UFOMOD im Zusammenhang mit der DRS-Phase B kommen neben dem Gaußmodell nur solche Modelle in Betracht, die trotz einer verbesserten Modellierung der Ausbreitungsbedingungen relativ einfach und daher nicht zu rechenzeitintensiv sind. Aus den zugänglichen Modellen, die auch an den deterministischen Vergleichsrechnungen teilnahmen, wurden das Trajektorienmodell "MUSEMET" (KFA, Jülich) und das Puffmodell "RIMPUFF" (RISØ National Laboratory, Roskilde, Dänemark) ausgewählt (Tab. 1). Zum Vergleich der Ergebnisse mit einem aufwendigeren Modell nimmt außerdem das Modell "TRANSLOC" (Battelle Institut, Frankfurt/Main) an den probabilistischen Vergleichsrechnungen teil. TRANSLOC löst die Diffusions-Advektionsgleichung numerisch.

| <u>Modell</u> | <u>Typ</u> | <u>Quelle</u> |
|---------------|--------------|------------------------------|
| AKTKON | Gaußmodell | KfK |
| MUSEMET | Trajektorien | KFA, Jülich |
| RIMPUFF | Puffmodell | RISØ Nat. Lab., Dänemark |
| TRANSLOC | num. Modell | Battelle Inst., Frankfurt/M. |

Tab. 1: atmosphärische Ausbreitungsmodelle, die an den probabilistischen Vergleichsrechnungen teilnehmen.

Mit Hilfe der Ausbreitungsmodelle werden für insgesamt 95 Wetterabläufe des Jahres 1975 zeitintegrierte bodennahe Luftkonzentrationen und Bodenkontaminationen für die Nuklidgruppen Aerosole und Jod berechnet. Die 95 Wetterabläufe wurden nach einem speziellen Auswahlverfahren von M. Möllmann,

KFA Jülich, ermittelt. Das Verfahren garantiert, daß neben den häufig auftretenden Ausbreitungssituationen auch seltenere atmosphärische Bedingungen betrachtet werden. Aus den Konzentrationsverteilungen ermittelt dann UFOMOD Häufigkeitsverteilungen von Strahlendosen verschiedener Organe sowie von somatischen Strahlenfrüh- und spätschäden. Diese Ergebnisse bilden die Grundlage für die Auswertung der Vergleichsrechnungen und für die Entscheidung über das im Unfallfolgenmodell der DRS-Phase B zu verwendende Ausbreitungsmodell.

Das Freisetzungsszenario, das den probabilistischen Vergleichsrechnungen zu Grunde liegt, beginnt mit einer dreistündigen Freisetzung, gefolgt von einer vierten Freisetzungsphase nach 37 Stunden. Während jeder der vier Phasen wird pro Nuklid und Stunde eine Aktivitätsmenge von 1 Ci freigesetzt.

Im Laufe des Berichtszeitraums wurden die externen Modelle (Tab. 1) auf der Rechenanlage des KfK implementiert. Das Modell MUSEMET wurde als Unterprogramm in UFOMOD integriert. Es wurde derart modifiziert, daß das reale Verhalten einer Schadstoffwolke für den Fall sich ändernder Windrichtung durch die Einführung zeitlich beliebig kleiner Puffs exakter simuliert werden kann (Version MUSEMET/UFO). Eine Integration des Puffmodells RIMPUFF in UFOMOD ist aus Zeitgründen im Rahmen der DRS-Phase B nicht vorgesehen, da hierzu tiefgehende Anpassungsänderungen im Ausbreitungsmodell notwendig sind. Die von RIMPUFF berechneten Konzentrationsverteilungen werden in geeigneter Form an UFOMOD übergeben. Gleiches gilt für das numerische Modell TRANSLOC.

Erste Testrechnungen mit den Modellen MUSEMET/UFO und RIMPUFF ließen die Grenzen der Modellierung der Expansion einer Schadstoffwolke in Ausbreitungsrichtung (σ_x) unter Verwendung einstündiger meteorologischer Daten erkennen. Da weder gemessene σ_x -Werte zur Verfügung stehen, noch lokale Turbulenzgrößen wie z.B. die horizontalen und vertikalen Windrichtungsfluktuationen bekannt sind, wurde damit begonnen, die Expansion in Ausbreitungsrichtung (σ_x) geeignet zu parametrisieren. Diese Arbeiten stehen kurz vor ihrem Abschluß.

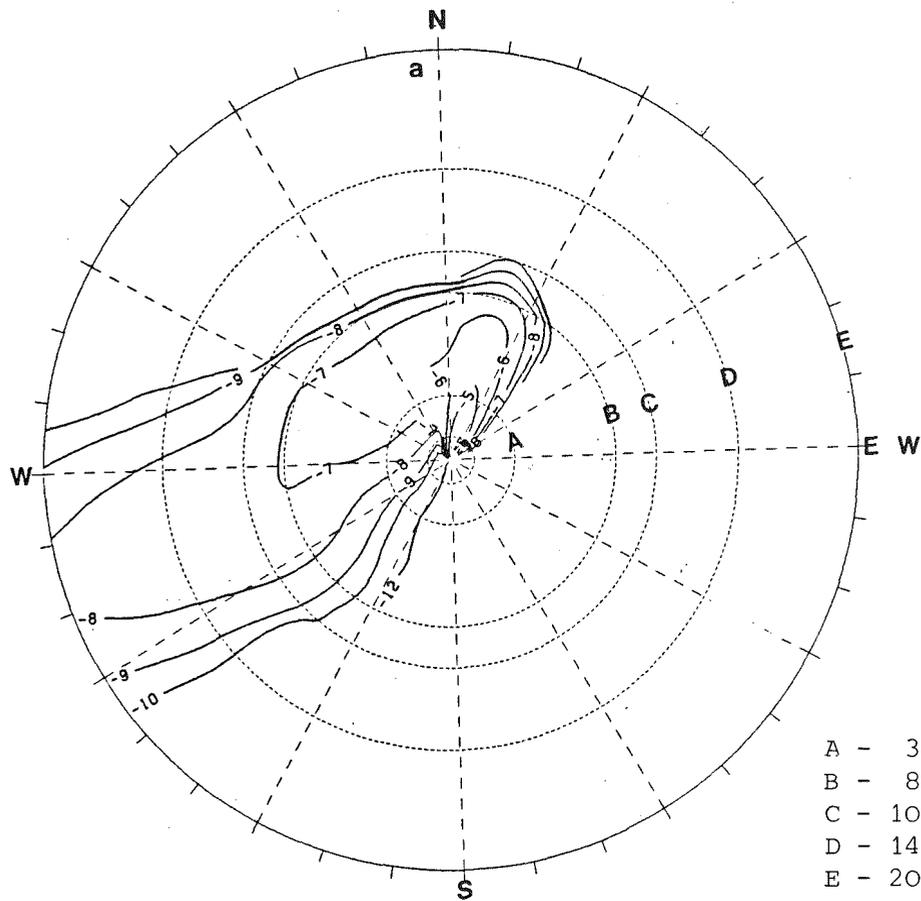


Abb. 4a MUSEMET/UFO

- A - 3 km
- B - 8 km
- C - 10 km
- D - 14 km
- E - 20 km

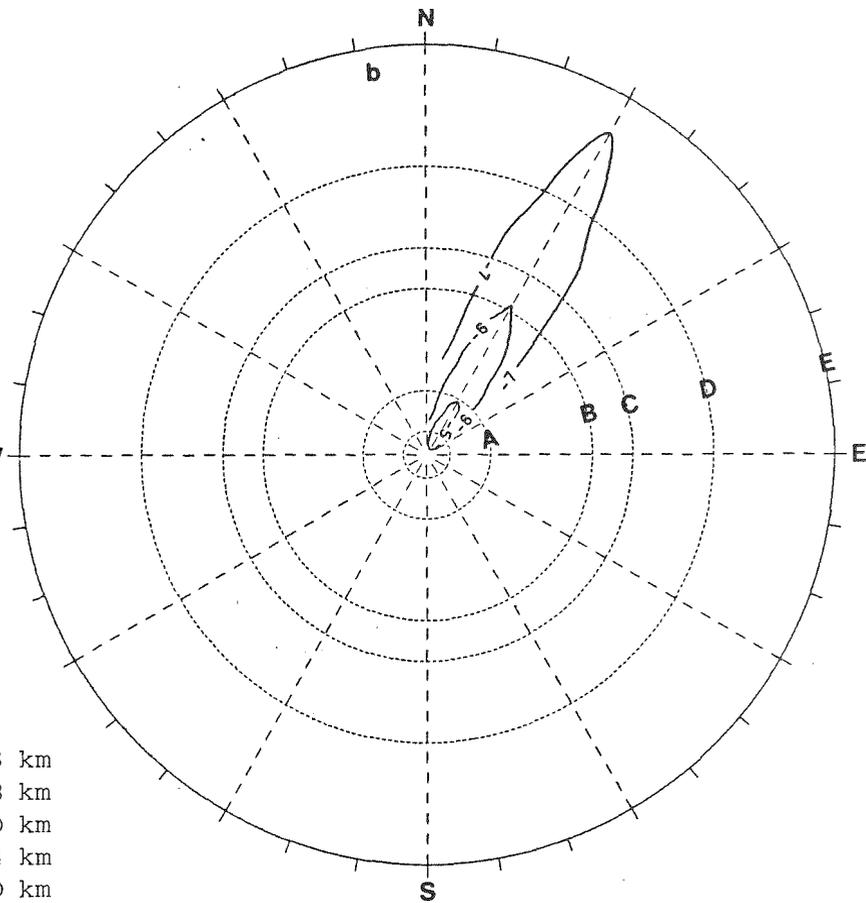


Abb. 4b UFOMOD (DRS-A)

Abb. 4: Dekadische Isolinien der zeitintegrierten bodennahen Konzentrationsverteilungen nach einer einstündigen Freisetzung bei gleichem Wettergeschehen

Auf Grund dieser Anwendungsprobleme konnten außer Testrechnungen mit den beiden genannten Modellen noch keine endgültigen Konzentrationsverteilungen für die probabilistischen Vergleichsrechnungen ermittelt werden. Konzentrationsverteilungen, die mit TRANSLOC berechnet wurden, liegen für die Nuklidgruppe Jod für etwa die Hälfte der o.g. 95 Wetterabläufe vor. Diese Rechnungen wurden an der Rechenanlage des KfK durchgeführt, während die noch fehlenden in der Verantwortung des Battelle Instituts liegen. Die KfK Computerläufe mit TRANSLOC machten deutlich, daß ein derartiges Modell in dem komplexen Gesamtproblem der Unfallfolgenabschätzungen auf Grund der hohen Rechenzeit keine Verwendung finden kann. Die durchschnittliche Rechenzeit für eine oben beschriebene Freisetzungssequenz betrug mehr als eine halbe Stunde. In Einzelfällen können die Zeiten stark von diesem Mittelwert abweichen.

Die Abb. 4 zeigt als Beispiel die bodennahe zeitintegrierte Konzentration für die Nuklidgruppe Jod, berechnet mit MUSEMET/UFO (Abb. 4a), die nur unwesentlich vom RIMPUFF-Ergebnis abweicht. Die Freisetzung bzw. der Wetterablauf beginnen am 17.05.1975, 21.00 Uhr. Er ist gekennzeichnet durch sehr schwache Winde, eine extreme Windrichtungsänderung drei Stunden nach Freisetzungsbeginn und durch eine langanhaltende extrem stabile Schichtung der Atmosphäre (Pasquill-Kategorie F). Die Freisetzungshöhe beträgt 20 m. Zum Vergleich sind die mit dem Ausbreitungsmodell AKTKON der DRS-Phase A ermittelten Konzentrationsverteilungen in Abb. 4b dargestellt. Man erkennt sehr deutlich die erheblichen Abweichungen in der von der Fahne überstrichenen Fläche sowie in der Verweildauer der Fahne im Nahbereich bis etwa 20 km Quelldistanz. Die realistischere Modellierung der Ausbreitungsvorgänge kann folglich die Ergebnisse von Unfallfolgenabschätzungen erheblich beeinflussen.

Abschirmung von Gebäuden gegenüber externer Strahlung

Eine möglichst genaue Kenntnis der Abschirmwirkung von Gebäuden gegenüber äußerer Gamma-Strahlung ist sowohl für realistische Risikountersuchungen für kerntechnische Anlagen als auch zur Planung von Notfallschutzmaßnahmen notwendig. Darum war es notwendig, die Abschirmfaktoren verschiedener Gebäudetypen genauer als bisher unter Berücksichtigung der heterogenen Baustruktur zu bestimmen.

Zur Durchführung der erforderlichen Dosisleistungsberechnungen wurde ein Verfahren entwickelt, das eine Kombination von Punkt-Kern-Integration (Rechenprogramm QAD-CG-E) und S_N -Transportechnik (Rechenprogramm DOT 4.2) darstellt /3/. Dieser neue Ansatz stellt das optimale Verfahren dar im Hinblick auf die i.a. gegenläufigen Forderungen exakte Berücksichtigung der 3-dimensionalen heterogenen Struktur von Häusern, möglichst hohe Rechengenauigkeit und eine Vielzahl von Rechenläufen. Bei internationalen Vergleichsrechnungen mit den Abschirmcodes GRINDS des NRPB (UK) und DEPSHIELD (RISØ, DK), die ebenfalls auf der Punkt-Kern-Integrationsmethode beruhen, zeigten sich die Vorteile und die vielseitige Anwendbarkeit des QAD-CG-E /4,5/.

Um die mit Hilfe dieses Verfahrens bestimmten Dosisleistungen zu verifizieren, wurden einige Fälle mit dem Monte-Carlo Programm SAM-CE nachgerechnet. Die maximalen Abweichungen zum neu entwickelten Verfahren betragen +38%/-28%. Zur Validierung des Verfahrens wurde ein Abschirmexperiment an einem Einfachsthaus nachgerechnet. Dabei lagen die rechnerisch ermittelten Dosisleistungen in 1m Höhe für dünne Wände (≈ 10 cm) um 14% unter dem Meßwert, während für dicke Wände (≈ 30 cm) die Abweichung $< 0,5\%$ betrug.

Die Auswertung einer Literatur- und Datenrecherche führte zu einer Liste von 12 Haustypen (Wohngebäuden), die für die Bundesrepublik Deutschland repräsentativ sind. Die Gebäudegeometrien werden durch Verknüpfen von ca. 150 bis 300 geometrischen Grundkörpern in das Rechenprogramm QAD-CG-E eingegeben ("Kombinatorische Geometrie"). Mit diesen 12 Haustypen wurde die Abschirmrechnung für das Isotop Cs-137 durchgeführt.

Die Ergebnisse sind in Tab. 2 zusammengefaßt. Im Vergleich mit bisher in Risikostudien verwendeten Abschirmfaktoren zeigt sich die Konservativität früherer Untersuchungen.

Zur graphischen Darstellung der räumlichen Dosisleistungsverteilungen wurde das Rechenprogramm PICTURE-CG entwickelt. Es ermöglicht in Quer- und Längsschnitte von Gebäuden Isodosislinien einzuzeichnen. Abb. 5 zeigt je eine horizontale und vertikale Schnittebene eines Fertigteilhauses mit zugehörigen Isodosislinien. Dabei wurde Kontamination des Daches und des umgebenden

| Nr. | Typ | Abschirmfaktoren bei Boden- und Dachkontamination ⁺ |
|-----|--------------------------|---|
| 1 | Bungalow | 0.31 |
| 2 | Einfamilienhaus | DG 0.17, EG 0.04, Keller 0.002 |
| 3 | Doppelhaus | EG 0.09, OG 0.16 ⁺⁺ Fenster 0.12 |
| 4 | Fertigteilhaus | DG 0.31, EG 0.13 Fenster 0.24 Keller 0.007 |
| 5 | Reihenhaus | DG 0.007, EG 0.005 |
| 6 | Mehrspanner, Hochhaus | 1.St: 0.005 - 0.03 4.St: 0.003 - 0.03 8.St: 0.014 - 0.037 |
| 7 | Kernbebauung | 0.01 |
| 8 | Hof | 0.15 |
| 9 | Hof im Innenbereich | 0.12 |
| 10 | dörfliches Wohnhaus | EG: 0.03 - 0.15 OG: 0.06 - 0.10 |
| 11 | Villa | 0.12 |
| 12 | Gründerzeitblockbebauung | 0.01 |

⁺ Detektor 1 m über jew. Etagenboden, mindestens 1 m Abstand zu Fenster oder Wand.

Quelle: Cs-137, $E_{\text{gamma}} = 0.661 \text{ MeV}$, $I = 90 \%$

Bei Haustyp 6,7,10 und 12 auch Kontamination der Außenwände berücksichtigt (liefert bei diesen Typen z.T. überwiegenden Dosisbeitrag).

⁺⁺ EG = Erdgeschoß, OG = Obergeschoß, DG = Dachgeschoß, St = Stockwerk

Tab. 2: Repräsentative Abschirmfaktoren für 12 Gebäudetypen

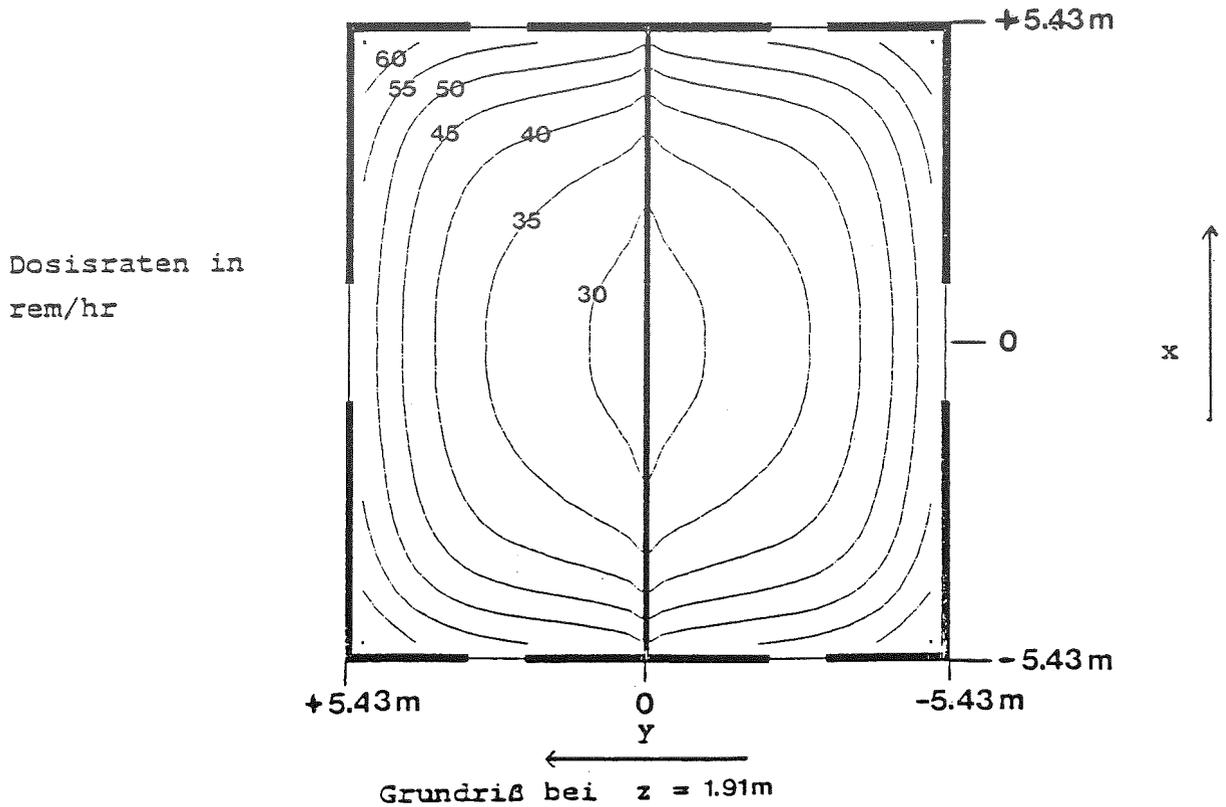
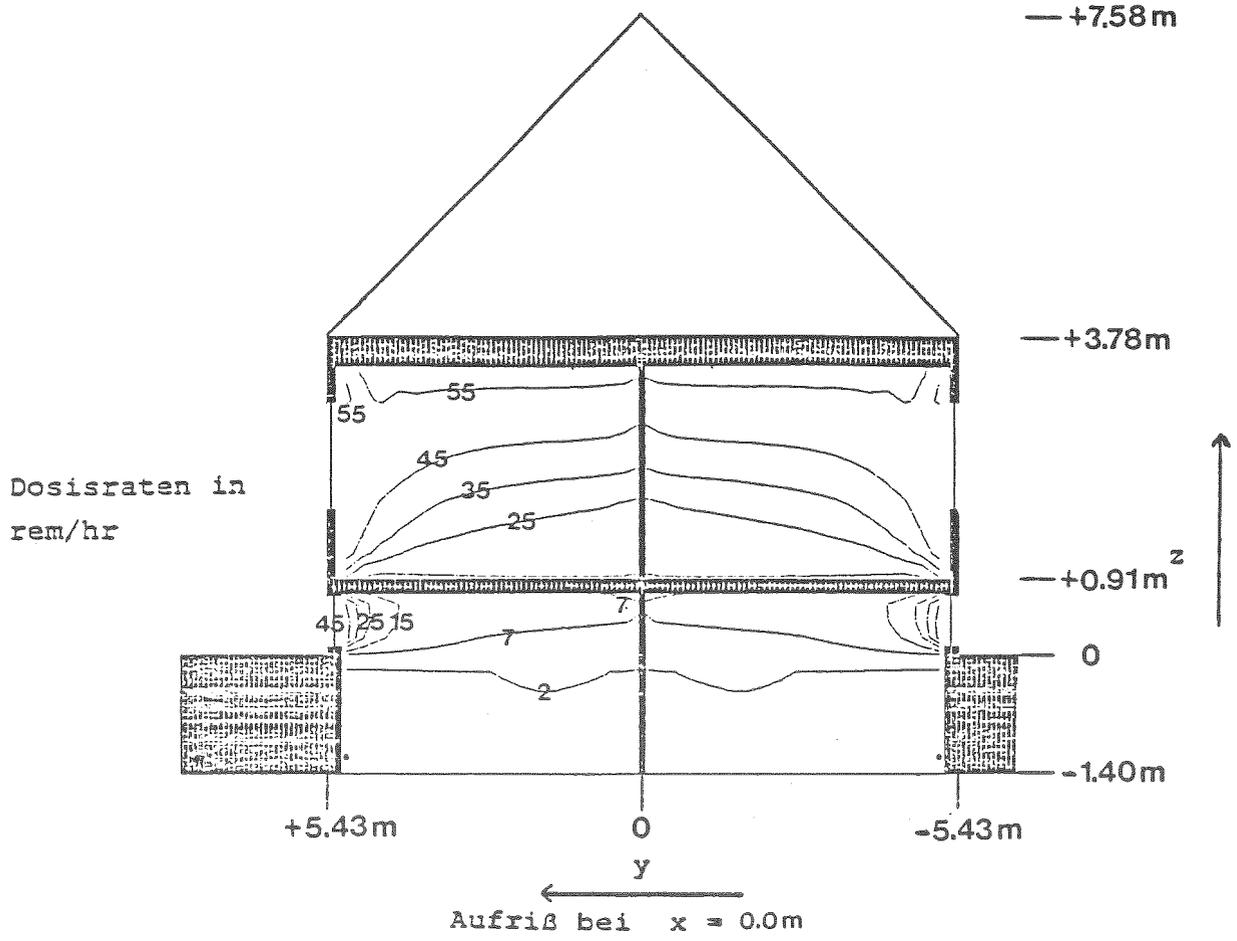


Abb. 5: Isodosislinien innerhalb eines vereinfachten Fertigteilhauses für eine Kontamination des Daches und des umgebenden Bodens mit 1 TBq/m² Cs-137

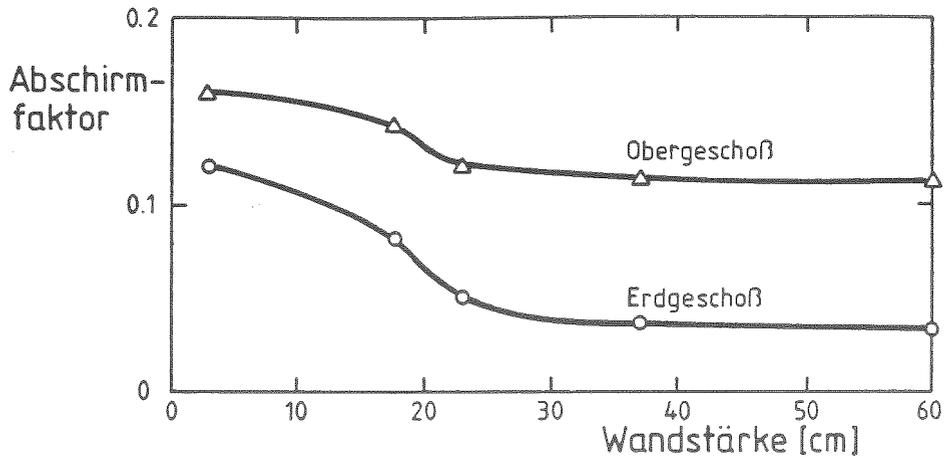


Abb.6a: Einfluß der Variation der Wandstärke der Außenwände eines Doppelhauses auf den repräsentativen Abschirmfaktor

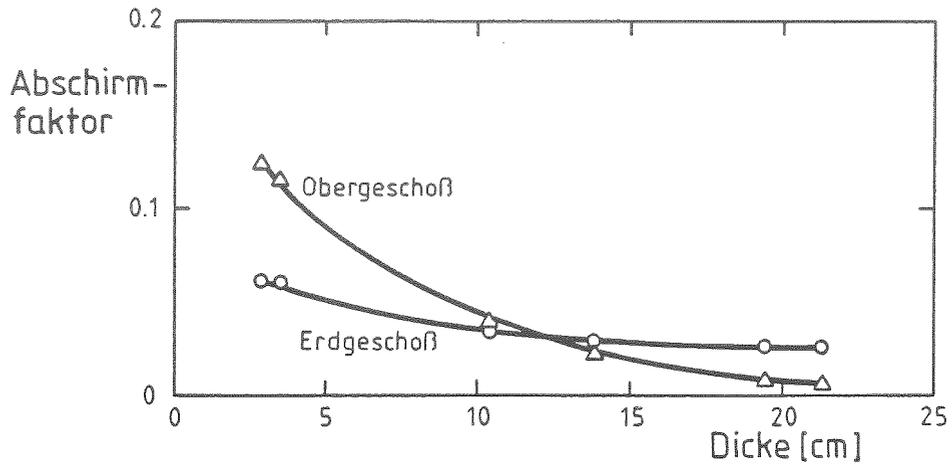


Abb.6b: Einfluß der Variation der Dicke der Zwischendecken eines Doppelhauses auf den repräsentativen Abschirmfaktor

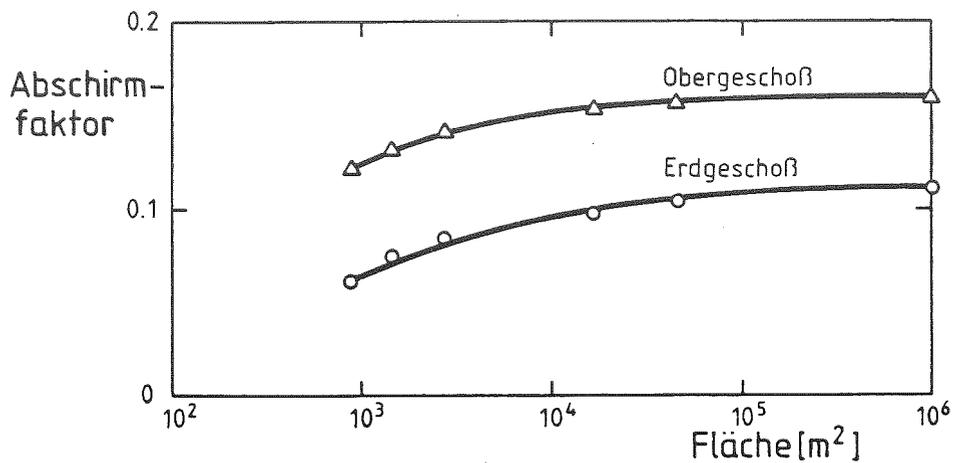


Abb. 6c: Einfluß der Variation der Größe der umgebenden kontaminierten Fläche auf den repräsentativen Abschirmfaktor eines Doppelhauses

Bodens angenommen. Deutlich sichtbar ist die Transparenz der (geschlossenen) Fenster und Türen.

Um die Sensitivität der errechneten Abschirmfaktoren gegenüber Ungenauigkeiten in der Wandstärke der Außenwände und Zwischendecken sowie der Fläche des Kontaminationsgebiets um das Gebäude festzustellen, wurde mit dem Gebäudetyp "Doppelhaus" eine Parameterstudie durchgeführt. Das Ergebnis ist in der Abb. 6 dargestellt. Es zeigte sich, daß als wesentliche Parameter die Fensterflächen und die Stärke und Dichte der Außenwände im Sinne von Aufwand-zu-Nutzen-Überlegungen einer detaillierten Modellierung bedürfen.

Weiterentwicklung des Ingestionspfades des Unfallfolgenmodells

Nach einer unfallbedingten Freisetzung radioaktiver Stoffe kann es zu einer Kontamination pflanzlicher und tierischer Nahrungsmittel kommen. Die spezifische Aktivität in den Nahrungsmitteln wird mit Nahrungskettentransportmodellen (NTM) berechnet und bildet, zusammen mit anderen Daten, die Eingabe für den Ingestionsteil des Schadensmodells (ISM), mit dem die gesundheitlichen und volkswirtschaftlichen Schäden berechnet werden, die durch den Verzehr der kontaminierten Produkte bzw. als Auswirkung von Schutz- und Gegenmaßnahmen entstehen können.

Das im Unfallfolgenmodell der DRS-Phase A verwendete Ingestionsschadensmodell beruht auf dem veralteten Modell der amerikanischen Reaktorsicherheitsstudie WASH-1400. Dieses Modell beschreibt die totale Aktivitätszufuhr durch Ingestion von Milch und pauschal aller anderen Produkte für Radioisotope von J, Sr und Cs. Inzwischen sind dynamische NTM entwickelt worden, die eine detaillierte Zeitabhängigkeit der spezifischen Aktivität für eine Vielzahl von Nahrungsmitteln und Radionukliden liefern und darüber hinaus die Betrachtung von Unfällen zu verschiedenen Jahreszeiten erlauben. Zu diesen fortschrittlichen Modellen gehört das englische Modell FOOD-MARC (NRPB) und das deutsche Modell ECOSYS (GSF).

Die Schwerpunkte der im vorliegenden Berichtszeitraum durchgeführten Arbeiten bestanden in der Neuentwicklung eines ISMs, das bei der Schadensberechnung die Eigenschaften dynamischer NTMs voll ausnutzt, sowie in der Einbeziehung der Rechenergebnisse von ECOSYS in dieses Schadensmodell.

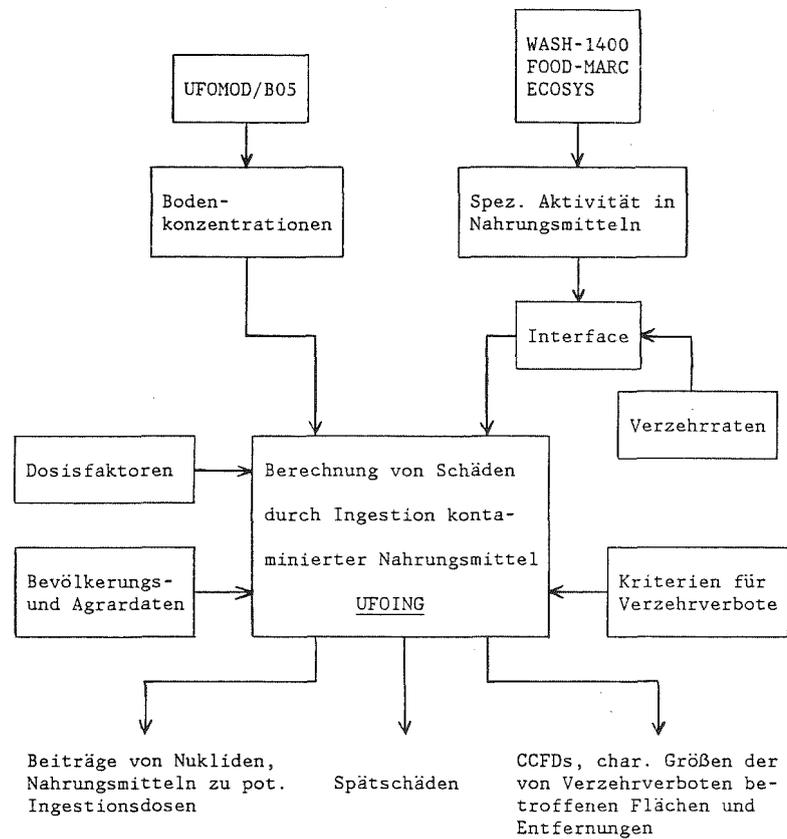


Abb. 7
Struktur des Ingestionsmodells der DRS-B

| Charakt. Größe der CCFD | Zeitdauer \gg | | | | | |
|-------------------------|-----------------|--------|--------|--------|--------|--------|
| | 1 a | 2 a | 3 a | 5 a | 10 a | 20 a |
| Minimum | 3.6E+2 | 5.4E+0 | 2.4E+0 | 1.6E+0 | 0.0 | 0.0 |
| Erw.wert | 5.4E+2 | 7.2E+1 | 3.3E+1 | 1.4E+1 | 4.8E+0 | 1.8E+0 |
| Maximum | 5.4E+2 | 3.6E+2 | 2.4E+2 | 1.2E+2 | 5.4E+1 | 2.4E+1 |
| 50. Perz. | 5.4E+2 | 3.6E+1 | 1.6E+1 | 8.0E+0 | 2.4E+0 | 1.2E+0 |
| 90. Perz. | 5.4E+2 | 1.6E+2 | 8.0E+1 | 3.6E+1 | 1.2E+1 | 3.6E+0 |
| 99. Perz. | 5.4E+2 | 3.6E+2 | 2.4E+2 | 8.0E+1 | 3.6E+1 | 1.2E+1 |

Tab. 3

Weiteste Entfernung (km) zum Standort für Verzehrrverbote von Milch (FK2 der DRS-A, FOOD-MARC-Daten, Unfallzeitpunkt 1.8.)

Dazu wurden zunächst im Rahmen des CEC-MARIA-Projektes ein Vergleich des WASH-1400-Modells mit FOOD-MARC auf der Basis von Unfallfolgenrechnungen mit UFOMOD/B04 durchgeführt.

Am Beispiel der Freisetzungskategorie FK2 der DRS-A wurde aufgezeigt, welche möglichen Unterschiede in den Unfallfolgenabschätzungen bei der Verwendung des alten bzw. dynamischer NTMs und bei Berücksichtigung saisonaler Effekte zu erwarten sind. Dabei ergaben sich insbesondere große saisonale Variationen bei den potentiellen Ingestionsdosen und den von Verzehrsverboten betroffenen Flächen, und, bedingt durch die Schutz- und Gegenmaßnahmen, relativ geringe saisonale Unterschiede bei den Spätschäden. Der Einfluß der Zeitabhängigkeit der Aktivitätszufuhr konnte allerdings auf Grund der bisherigen Struktur des ISM's in UFOMOD nicht im Detail betrachtet werden. Die Untersuchungen waren 1984 begonnen worden, wurden im vorliegenden Berichtszeitraum vervollständigt und in einem KfK-Bericht /6/ und einem Vortrag /7/ dokumentiert.

Ausgehend von den oben genannten Voruntersuchungen wurde ein neues ISM entwickelt, das es erlaubt, die Fähigkeiten dynamischer NTMs in die Dosis- und Schadensberechnung einzubeziehen. Dieses Programm, UFOING, ist über die Schnittstelle "Bodenkonzentrationen" an UFOMOD/B05 angekoppelt, wie in Abb. 7 schematisch dargestellt ist. Interfaceprogramme erlauben die Verwendung verschiedenartiger NTMs, was eine hohe Flexibilität bei vergleichenden Rechnungen ermöglicht. Bislang können mit diesem Programm Beiträge von Nukliden und Nahrungsmitteln zu potentiellen Ingestionsdosen berechnet werden, sowie - in Abhängigkeit von der Zeit - charakteristische Größen der CCFDs der von Verzehrsverboten potentiell betroffenen Flächen und die maximalen Entfernungen, bei denen Verzehrsverbote auftreten, in tabellarischer Form ausgegeben werden. Ein Beispiel dafür zeigt Tab. 3, in der einige charakteristische Größen der mit FOOD-MARC-Daten berechneten Verteilungen der Entfernungen für Verzehrsverbote von Milch für eine Freisetzung vom Typ FK2 der DRS-A im Sommer wiedergegeben sind. Allerdings werden bei den Berechnungen bisher noch die alten Interventionskriterien für Verzehrsverbote verwendet.

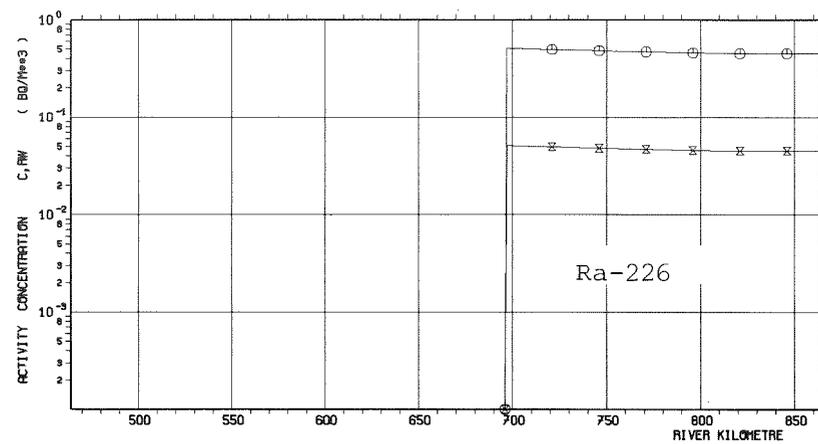
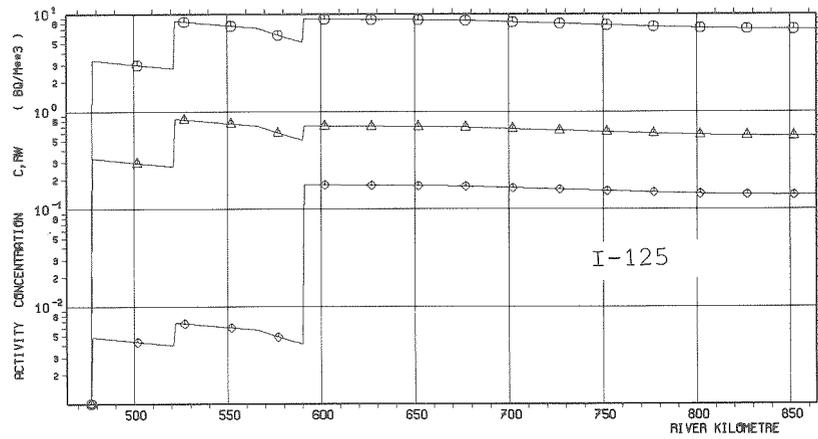
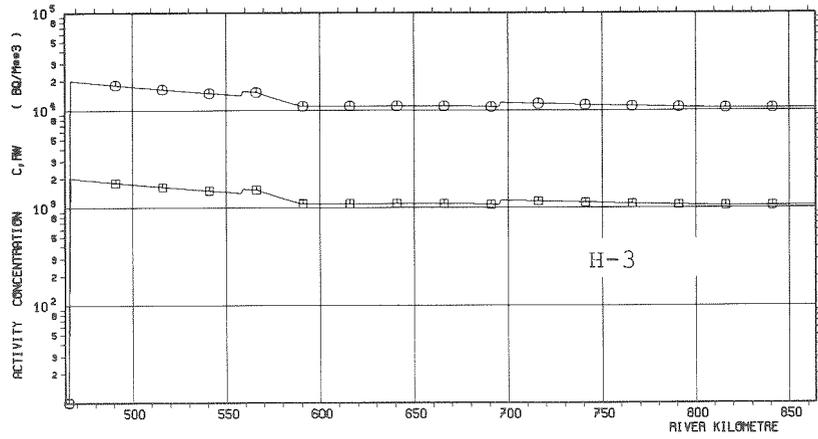
In der zweiten Hälfte des Berichtszeitraums konnten die Rechenergebnisse des deutschen NTM's ECOSYS von der GSF in Form von normierten Aktivitätskonzentrationen übernommen werden. Sie basieren auf deutschen Anbauverhältnissen und beschreiben in Abhängigkeit von der Zeit die spezifische Aktivität in 9 Nahrungsmitteln für 11 Nuklide. Zur Untersuchung saisonaler Abhängigkeiten wird zwischen Freisetzungen am 1.1. und 1.7. unterschieden. Für diese Daten wurde ein weiteres Interfaceprogramm entwickelt, daß die Ankopplung an UFOING ermöglicht. Erste Testläufe am Beispiel der Freisetzungskategorie FK2 der DRS - Phase A lassen erwarten, daß die berechneten Schäden etwa gleich oder etwas höher liegen als die mit den Daten des englischen NTM's FOOD-MARC berechneten Werte.

Ein Schwerpunkt der Arbeiten im Jahr 1986 wird in der Entwicklung neuer Kriterien für Schutz- und Gegenmaßnahmen liegen, die an die neue Modellierung des Ingestionsschadensmodells angepaßt sind. Weiterhin soll das Programm UFOING dahingehend ertüchtigt werden, daß auch potentielle Dosen und Spätschäden durch den Ingestionspfad berechnet werden können. Abschließend werden mit diesem Programm Unfallfolgenrechnungen im Rahmen der DRS - Phase B durchgeführt.

Entwicklung von Modellen zur Ausbreitung von Radionukliden in der Hydrosphäre und der damit verbundenen Strahlenexposition des Menschen

Im Rahmen einer Untersuchung für die Maas wurde das vorhandene Modell KIRMES-HYDROPATH (RIVER) - es handelt sich hierbei um ein Gleichgewichtsmodell und ist insofern nur für die Anwendung auf Ableitungen beim bestimmungsgemäßen Betrieb geeignet - in Hinblick auf Radionuklide und Expositionspfade zum Teil erheblich erweitert.

Im Rahmen dieser Untersuchung wurden die Ableitungen von kerntechnischen Anlagen, medizinischen Einrichtungen, technisch-wissenschaftlichen Laboratorien und weiteren technischen Einrichtungen wie Bergwerke berücksichtigt. Die Untersuchungen wurden zwischenzeitlich abgeschlossen. Als Beispiel sind in der Abb. 8 die Aktivitätskonzentrationen im Flußwasser (Wasser und Schwebstoffe) für die Radionuklide H-3, I-125 und Ra-226 dargestellt und nach Ableitungskategorien aufgeschlüsselt. Wie ersichtlich, sind bei H-3 die kerntechnischen Anlagen, bei I-125 die medizinischen Einrichtungen und bei Ra-226



- ALL Sources of Civilian Origin
- Nuclear Facilities (× 0.1)
- △ Hospitals (× 0.1)
- ◇ Laboratories (× 0.1)
- × Other Sources of Civilian Origin (× 0.1)

Abb. 8: Aktivitätskonzentrationen von H-3, I-125 und Ra-226 im Wasser der Maas

die übrigen Quellen (vorwiegend Bergwerke) die wesentlichen Einleiter. Eine ausführliche Dokumentation ist in Vorbereitung.

Ebenfalls im Berichtszeitraum wurde eine Untersuchung begonnen, die die Entwicklung von Modellen zur zeitabhängigen Beschreibung der Konzentrationen und Strahlenexpositionen nach störfallartigen Ableitungen zum Ziel hat. Zur Zeit werden vorhandene Modelle mit ähnlichen Zielsetzungen im Hinblick auf ihre Auswertbarkeit durchgesehen.

Dosis- und Schadensberechnung

Die für die Berechnung von Organdosen im Unfallfolgenmodell UFOMOD notwendigen Dosisfaktoren werden von der Gesellschaft für Strahlen- und Umweltforschung (GSF) mbH, Neuherberg, im Auftrag des BMFT ermittelt. Im Berichtszeitraum wurden Datensätze für folgende Expositionspfade an KfK/INR übergeben:

- Externe γ -Strahlung aus der Aktivitätsfahne
Dosisfaktoren für 818 Nuklide, 13 Organe, 20 Quellhöhen und 22 laterale Abstände;
- Externe γ -Strahlung von der Bodenoberfläche
Dosisfaktoren für 125 Nuklide (incl. Töchter), 13 Organe und 26 Integrationszeiten zwischen 2h und ∞ ;
- Interne Strahlung nach Inhalation kontaminierter Atemluft
Dosisfaktoren für 129 Nuklide (incl. Töchter), 21 Organe, 6 Altersstufen und 11 Integrationszeiten zwischen 1d und 70a, sowie 3 Stoffklassen nach ICRP 30 (D,W,Y);
- Interne Strahlung nach Ingestion kontaminierter Nahrungsmittel
Dosisfaktoren für 129 Nuklide (incl. Töchter), 21 Organe, 6 Altersstufen und 11 Integrationszeiten zwischen 1d und 70a, sowie 2 Absorptionsfaktoren im Dünndarm nach ICRP 30;
- Kontamination der Haut
Dosisleistungsfaktoren für 129 Nuklide, α -, β - und γ -Strahlung für Haut, sowie γ -Strahlung für 19 weitere Organe.

Zur weiteren Verwendung der o.g. umfangreichen Datensätze im Unfallfolgenmodell muß eine problemorientierte Auswahl getroffen werden. Hierzu müssen die Daten gruppenweise in externen Dateien mit einheitlicher Struktur gespeichert werden. Die entsprechenden Transformations- und Auswerteprogramme wurden erstellt, die Datensätze generiert. Zur Berechnung von Organdosen für beliebige Integrationszeiten wurden Interpolationsprogramme entwickelt. Die zugehörigen Programmbeschreibungen befinden sich in Vorbereitung.

Die Modellierung der gesundheitlichen Schäden aufgrund der Strahlenexposition nach unfallbedingten Aktivitätsfreisetzungen wurde in den vergangenen Jahren in verschiedenen Kommissionen und Ausschüssen mit den zuständigen Experten diskutiert. Diese Gespräche führten zu keiner umfassenden Empfehlung. Allein der Teilbereich "somatische Strahlenspät Schäden" ist durch einen Forschungsauftrag des BMFT an die Gesellschaft für Strahlen- und Umweltforschung (GSF) mbH, Neuherberg, abgedeckt.

Die Veröffentlichung des "Health Effects Model for Nuclear Power Plant Accident Consequence Analysis" (HEM) /8/ für das von SANDIA entwickelte Unfallfolgenmodell MACCS /9/ setzt nach Art und Umfang der verschiedenen Rechenmodelle zur Ermittlung der gesundheitlichen Schäden nach unfallbedingten Radionuklidfreisetzungen einen Maßstab, der bei den Überlegungen zur DRS-B nicht ignoriert werden kann.

Wegen der Dringlichkeit der Entscheidung über die Rechenmodelle zur Abschätzung gesundheitlicher Schäden im Unfallfolgenmodell der DRS-B wurde der "Workshop on Radiological Health Effects Models for Nuclear Accident Consequence Assessments" vom 30.9.1985 bis 2.10.1985 im KfK organisiert. Der Hauptreferent war Prof. J.S. Evans, Harvard University, School of Public Health, USA. Prof. Evans war maßgeblich an der Erstellung des HEM-Berichts beteiligt. Am Workshop nahmen Vertreter der U.S.NRC, des NRPB (UK), der GRS und ein Teil der geladenen Experten aus der Bundesrepublik teil. Aufgrund der ausführlichen Informationen und Diskussionen über das amerikanische HEM lag am Ende des Workshops als Ergebnis ein Konzept der Modellierung von gesundheitlichen Schäden vor, so wie es von den Teilnehmern für Unfallfolgenabschätzungen als sinnvoll erachtet wurde /10/. Die Bearbeiter des Unfallfolgenmodell beabsichtigen, dieses Konzept für die Risikoabschätzungen zur DRS-B anzuwenden; es wurde mit dieser Zielvorgabe auch der Strahlenschutzkommission (SSK) zur Kenntnis gebracht.

Die Hauptmerkmale der für die DRS-B vorgesehenen Modellierung gesundheitlicher Schäden lassen sich wie folgt zusammenfassen:

- Es werden Dosis-Risiko-Beziehungen für die letalen somatischen Strahlenfrühschäden akutes Knochenmarksyndrom, Lungensyndrom, Magen-Darm-Syndrom und Mortalität bei Un- und Neugeborenen berücksichtigt. Zusätzlich werden an akuten Erkrankungen Katarakte, Lungenfunktionsstörungen, Schilddrüsenunterfunktion und geistige Behinderung bei Kindern ausgewiesen. Die Dosis-Risiko-Beziehungen werden dem amerikanischen HEM-Bericht entnommen.
- Die Abschätzung letaler und nicht-letaler somatischer Strahlenspätchäden basiert in Zukunft - in Abhängigkeit von der Schadensart - auf dem absoluten (A) und relativen (R) Risikomodell sowie linearen (L) und linear-quadratischen (Q) Dosis-Risiko-Beziehungen. In folgender Tabelle sind die Organe angegeben, für die sowohl Mortalität als auch Morbidität ermittelt wird:

| | |
|-------------|------|
| Knochenmark | A, Q |
| Knochen | A, Q |
| Schilddrüse | R, L |
| Brust | R, L |
| Lunge | R, Q |
| Magen | R, Q |
| Dickdarm | R, Q |
| Leber | R, Q |
| Pankreas | R, Q |
| Andere | R, Q |

Die alters-, zeit- und geschlechtsspezifischen Dosis-Risiko-Koeffizienten werden von der GSF zusammen mit der verlorenen Lebenszeit je Doseinheit und Person ermittelt.

- Das Risiko für genetische Schäden in den folgenden Generationen wird entsprechend den Vorgaben im HEM-Bericht abgeschätzt. Dabei werden Genmutationen, Chromosomenaberrationen und multifaktorielle Schäden unterschieden.

Die Bearbeiter des Unfallfolgenmodells der DRS-B halten die beschriebene Vorgehensweise für sinnvoll und erforderlich, da entsprechend umfassendes, mit hoher Intensität und mit hohem Fachwissen erarbeitetes Datenmaterial, wie das des HEM, in der Bundesrepublik Deutschland zur Zeit nicht zur Verfügung steht. Sie sind sich der Tatsache bewußt, daß über die Verwendung des HEM im amerikanischen MACCS Code noch nicht entschieden ist, halten eine Nutzung des Materials jedoch auch im Hinblick auf eine Homogenisierung der internationalen Diskussionen für sinnvoll.

Modellierung von Schutz- und Gegenmaßnahmen

1. Randbedingungen

Art und Dringlichkeit der Schutz- und Gegenmaßnahmen hängen u.a. von Umfang, Zeitpunkt und Nuklidvektor einer Freisetzung sowie von den Ausbreitungsbedingungen ab und sind auch bei einem gegebenen Fall von Ort zu Ort verschieden /11,12,13/. Über die endgültige Modellierung derartiger Maßnahmen kann erst entschieden werden, wenn die o.g. Eigenschaften der Quellterme ungefähr festliegen. Darüberhinaus ist zu beachten, daß aus Gründen der Ausgewogenheit zwischen den einzelnen Teilen des Unfallfolgenmodells die Vielfalt der Anfangs- und Randbedingungen sowie der Abschirmfaktoren nur vereinfacht modelliert werden kann. Auch diese Gesamtoptimierung des Unfallfolgenmodells kann erst zu einem sehr späten Zeitpunkt erfolgen.

Soweit es diese Einschränkungen zulassen, sind alle wesentlichen Grundsatzentscheidungen zum Modell der Schutz- und Gegenmaßnahmen (S + G-Modell) der DRS-B im Jahr 1985 gefallen. Einige davon werden im folgenden dargestellt. Hinsichtlich der Quellterme wird in Übereinstimmung mit der Gesellschaft für Reaktorsicherheit (GRS) davon ausgegangen, daß die Bodenstrahlung kurzfristig nicht dominant werden kann.

2. Art der Maßnahmen

Von den möglichen Maßnahmen

- (1) Aufsuchen von Gebäuden und Kellern
- (2) Vorsorgliche Räumung
- (3) (1) + Evakuierung nach Durchzug der Fahne
- (4) Einnahme von Jodtabletten
- (5) Einschränkungen beim Verzehr frisch geernteter landwirtschaftlicher Produkte
- (6) Evakuierung von Haus- und Nutztieren
- (7) Personendekontamination
- (8) Sperrung von Gebieten
- (9) Umsiedlung
- (10) Dekontamination von Immobilien und Land
- (11) Sperrung kontaminierter Trinkwasserquellen
- (12) Sicherstellung kontaminierter Lebens- und Futtermittel

werden in der DRS-B (1), (3), (5), (8), (9), (10), (11) und (12) modelliert. Zu (7) müssen noch Dosisabschätzungen durchgeführt werden. (1) - (3) sind Maßnahmen gegen Tod durch akutes Strahlensyndrom. (4) - (12) dienen der Minderung oder Vermeidung somatischer oder genetischer Spätschäden, davon sind (4) - (8) sofort zu treffen, (9) - (12) können sich über einen längeren Zeitraum erstrecken.

3. Die Maßnahmen gegen Tod durch akutes Strahlensyndrom

Die unter (1) - (3) genannten Maßnahmen stellen Alternativen dar, zwischen denen je nach Freisetzungs- und Randbedingungen zu wählen ist. Der Einfluß der Freisetzungskarakteristika auf eine Reihe von Entscheidungsgrundlagen ist in Tab. 4 dargestellt.

| Merkmal einer Freisetzung (F) | Entscheidungsgrundlagen, die beeinflußt werden (M = Maßnahme(n)) |
|-------------------------------|---|
| Warnzeit | Durchführbarkeit/Erfolg vorsorglicher M. |
| Zeitpunkt d.F. | Vorhersage der Ausbreitungsbedingungen Zeitablauf von Maßnahmen |
| Umfang d.F. | Vorhersage der Freisetzung für prophylaktische M. Art und Umfang von Maßnahmen Zeitraum f. Akkumulation letaler Dosen |
| Nuklidvektor | Bedeutung der einzelnen Expositionspfade Erfolg nicht-prophylaktischer Maßnahmen |
| Höhe d.F. | Meßtechnisch nicht erfaßte Freisetzung Durchführbarkeit + Güte v. Dosisberechnungen |
| Wärmeinhalt | Fahnenaufstieg d.h. Bedeutung + Vorhersage von Niederschlag |
| Partikelgröße | Abschätzung der Ablagerung |
| Verlauf d.F. | Möglichkeit der Zunahme d.F. Beginn nicht-prophylaktischer Maßnahmen |
| Dauer d.F. | Winddrehungen während der Freisetzung Gebiete für vorsorgliche Maßnahmen Obere Zeitgrenze für Aufenthalt in Gebäuden |

Tab. 4 Einfluß der Freisetzungseigenschaften auf eine Reihe von Entscheidungsgrundlagen und Entscheidungen

Umfang und Ablauf einer vorsorglichen Räumung (2) hängen von Freisetzungseigenschaften, Ausbreitungseigenschaften und Standortbedingungen ab, bei der Modellierung sind eine Vielzahl von Fällen zu unterscheiden. Da die Quellterme bisher nur teilweise vorliegen, die Rechnungen mit verschiedenenartigen Quelltermen längere Zeit beanspruchen und die Ergebnisse mit den Katastrophenschutzbehörden diskutiert werden müssen, wird die Modellierung der vorsorglichen Räumung unabhängig von der DRS-B durchgeführt. Die 1. Version des S + G-Modells der DRS-B wird die vorsorgliche Räumung nicht enthalten, das so berechnete Schadensausmaß wird eine konservative Abschätzung darstellen.

Die wesentlichen Elemente der Maßnahme "Aufsuchen von Häusern" (1) sind Verlaufszeiten, Abschirmfaktoren und die Verteilung der betroffenen Bevölkerung auf die verschiedenen Haustypen. Zur Bestimmung der Verlaufszeiten wurden gemeinsam mit den Innenbehörden der Bundesländer Übungserfahrungen ausgewertet, auf die Arbeiten zu den Abschirmfaktoren wurde in einem vorangegangenen Abschnitt eingegangen.

Wichtige Elemente der Maßnahme "Evakuierung nach Durchzug der Fahne" (3) sind die Startzeit, das Aufbruchverhalten der Bevölkerung und die Fahrzeiten. Zur Festlegung der Startzeiten muß die Gesamtheit der Quellterme vorliegen. Zu den übrigen Parametern wurden vom TÜV Rheinland Untersuchungen durchgeführt, der entsprechende Bericht ist jedoch noch nicht verfügbar.

4. Schnelle Maßnahmen gegen somatische und genetische Spätschäden

Der Verzicht auf die Modellierung der Einnahme von Jodtabletten (4) wurde im Sachstandsbericht (Zwischenbericht zur DRS-B) ausführlich begründet. Einschränkungen beim Verzehr frisch geernteter landwirtschaftlicher Produkte (5), Versorgung der Bevölkerung mit nicht kontaminierten Lebensmitteln und der Tiere mit nicht kontaminierten Futtermitteln sowie die Sperrung stark kontaminierter Flächen (8) sind Teil der Alarmmaßnahmen 2 und 3 (siehe Rahmenempfehlungen für den Katastrophenschutz in der Umgebung kerntechnischer Anlagen) und werden entsprechend modelliert. Schäden an Haus- und Nutztieren werden in der DRS-B nicht berechnet, daher erübrigt sich auch das Modellieren von Gegenmaßnahmen (6). Zum Beitrag der Personenkontamination zur Gesamtdosis müssen noch Abschätzungen durchgeführt werden (7).

5. Maßnahmen, die sich über einen längeren Zeitraum erstrecken

Zur Umsiedlung (9) liegen seit der DRS-A keine neuen Erkenntnisse vor. Hinsichtlich der Dekontamination (10) deuten in RISO durchgeführte Experimente darauf hin, daß der in der DRS-A angenommene Dekontaminationsfaktor von 10 eine Überschätzung darstellt. Realistische Werte liegen im Bereich von 2-3. Die Sperrung kontaminierter Wassergewinnungsstellen (11) und die Sicherstellung kontaminierter Lebens- und Futtermittel (12) sind ebenfalls Teil der bereits erwähnten Alarmmaßnahmen 3 und werden in der DRS-B entsprechend modelliert.

Sensitivitäts- und Unsicherheitsanalysen

Bei probabilistischen Unfallfolgenabschätzungen wird die Variabilität bei zufallsbehafteten Umgebungsbedingungen (z.B. Windgeschwindigkeit, -richtung) durch mathematische Modelle der verschiedenen Transportvorgänge in Atmosphäre, Pedosphäre und Biosphäre fortgepflanzt, so daß das Spektrum möglicher Auswirkungen von Aktivitätsfreisetzungen erfaßt wird. Die einzelnen mathematischen Modelle enthalten Parameter, deren konkreter Zahlenwert im Einzelfall jedoch nicht genau bekannt ist (z.B. Ablagerungsgeschwindigkeiten).

Unsicherheitsuntersuchungen über die Vorhersagen solcher Modelle bedienen sich systematischer mathematisch-statistischer Methoden, um Vertrauensbereiche zu quantifizieren, in denen unsicherheitsbehaftete Modellresultate realistisch erwartet werden können.

Da Unfallfolgenmodelle komplexer Natur und rechenzeitintensiv sind,

- bestimmt man in Sensitivitätsstudien die wesentlichen Parameter,
- pflanzt die Unsicherheit der sensitiven Eingabeparameter fort zu den Ausgabe- (Ziel-)größen (z.B. Aktivitätskonzentrationen, Strahlendosen, gesundheitliche Schäden); als Endergebnis werden die komplementären kumulativen Verteilungsfunktionen (CCDFs) der Ausgabegrößen mit zugehörigen Vertrauensintervallen versehen;
- ersetzt ggf. das umfangreiche mathematische Modell (den Rechencode) durch eine geeignete von den sensitiven Parametern gebildete, einfachere analytische Funktion (Response-Surface Funktion) und pflanzt dann die Unsicherheit der sensitiven Eingabeparameter durch diese Response-Funktion fort zu den Ausgabegrößen.

Es wurden zunächst zwei verschiedene Design-Methoden (One-At-A-Time-Design, Tolerance-Limit-Design) für Sensitivitätsuntersuchungen des atmosphärischen Ausbreitungs- und Ablagerungsmodells von UFOMOD verwendet und die Ergebnisse miteinander verglichen.

| type \ distance | distance | | |
|----------------------|-----------------------------------|---------------------------------|---------------------|
| | 0.2-0.5 [km] | 8-12 [km] | 80-120 [km] |
| air concentration | Q_h σ_z Plume Rise | V_d Δ σ_y | σ_y V_d |
| ground concentration | V_d Δ Q_h | V_d Δ σ_y | σ_y V_d |

Nuclide: Iodine-131

Release Category: FK2

Tab. 5: Sensitive Parameter des atmosphärischen Ausbreitungsmodells von UFOMOD
One-At-A-Time-Design ; I-131

| type \ distance | distance | | |
|----------------------|---|---|----------------------------------|
| | 0.2-0.5 [km] | 8-12 [km] | 80-120 [km] |
| air concentration | Q_h σ_z plume rise | V_d Q_h σ_y h_{mix} σ_z | V_d σ_y h_{mix} |
| ground concentration | V_d Q_h Δ σ_z h_s | V_d Δ σ_z σ_y | σ_y V_d |

Nuclide: Iodine-131

Release Category: FK2

Tab. 6: Sensitive Parameter des atmosphärischen Ausbreitungsmodells von UFOMOD
Tolerance-Limit-Design ; I-131

Beide Design-Verfahren liefern für die repräsentativen Nuklide I-131 und Cs-137 im wesentlichen übereinstimmende Resultate. Die sensitiven Parameter des atmosphärischen Ausbreitungsmodells von UFOMOD sind:

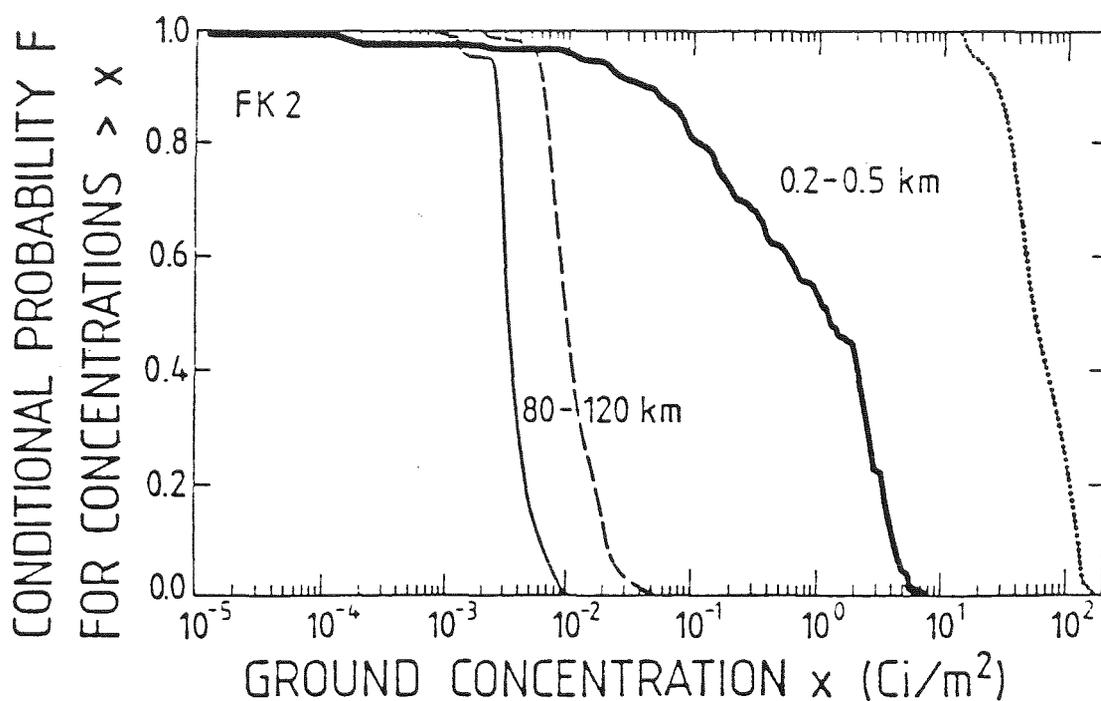
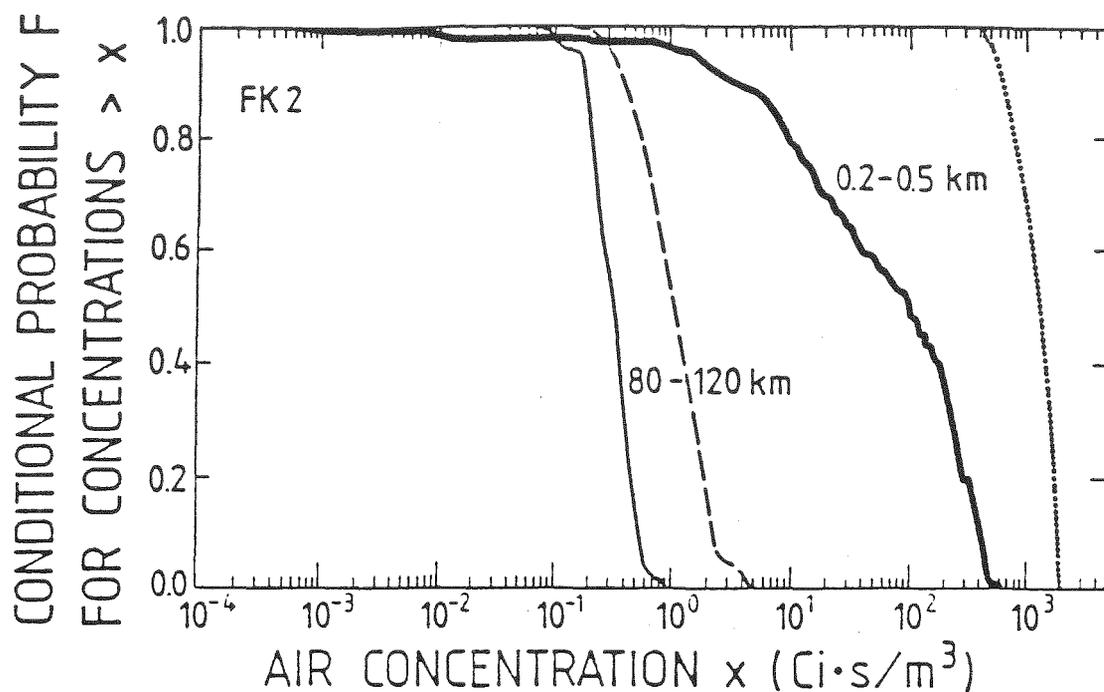
- freigesetzte thermische Energie,
- trockene Ablagerungsgeschwindigkeiten für Jod und Aerosole,
- Washout-Koeffizienten für Jod und Aerosole bei verschiedenen Regenintensitäten,
- horizontale und vertikale Ausbreitungsparameter bei verschiedenen Diffusionskategorien.

Die Resultate sind z.B. für I-131 in Tab. 5 und 6 zusammengefaßt.

Das One-At-A-Time-Design benötigt 79 (bzw. 157) UFOMOD-Läufe und kommt ohne statistische Verteilungsannahmen aus. Dieses Verfahren ist einfach, liefert Informationen über sensitive Parameter und über das Linearitätsverhalten zwischen Eingabe- und Zielgrößen, bringt aber Probleme bei komplexeren Modellabhängigkeiten (Nichtlinearitäten) und ist unpraktikabel bei rechenzeitintensiven Codes mit einer großen Zahl zu variierender Parameter.

Das Tolerance-Limit-Design verwendet 59 UFOMOD-Läufe zur Gewinnung statistischer Toleranzgrenzen und wurde als Vorgehensweise zur Fortpflanzung der Parameterunsicherheiten durch das atmosphärische Ausbreitungsmodell ausgewählt. Dieses Verfahren vermeidet die Nachteile des One-At-A-Time-Designs: Es benötigt nur eine verhältnismäßig geringe Anzahl von Rechenläufen, berücksichtigt Korrelationen zwischen Parametern, identifiziert sensitive Eingabegrößen und liefert direkt Unsicherheitsaussagen in Form von komplementären Verteilungsfunktionen und ihrer oberen Schranken. Die Auswertung der dazu beim KfK durchgeführten Rechenläufe erfolgte bei der GRS.

Die Abb. 9 zeigt die CCDF (durchgezogene Linien) der Aktivitätskonzentration von I-131 am Boden und in der bodennahen Luft, unter der Fahnenachse, in 0.2 - 0.5 km (bzw. 80-120 km) Entfernung von der Freisetzung. Zusätzlich wurde eine stetige Verbindung der an einer großen Zahl von Argumentwerten ermittelten maximalen CCDF-Werte aus den 59 Eingabeparametersätzen eingetragen (gestrichelte Linien).



SOLID LINE: CCDF ASSESSED WITH THE REFERENCE VALUES OF THE UNCERTAIN PARAMETERS
DASHED LINE: SUBJECTIVE 95% CONFIDENCE LIMIT OF THE CCDF VALUE AT x .

Abb. 9: Komplementäre kumulative Verteilungsfunktionen CCDF (unter der Bedingung einer FK 2 Freisetzung) der Luft- bzw. Bodenkonzentrationen von I-131 in 0.2 - 0.5 km (bzw. 80 - 120 km) Entfernung unter der Fahnenachse

Die Abb. 9 ist zur Aussagesicherheit der Ergebnisse der zugrundeliegenden Ausbreitungsrechnung zu entnehmen:

Mit 95% subjektiver Aussagesicherheit liegt die bedingte Wahrscheinlichkeit (Bedingung FK2) mit der unter der Fahnenachse in 0.2 - 0.5 km (bzw. 80-120km) Entfernung eine I-131-Konzentration $> x$ auftritt, unter dem Ordinatenwert der gestrichelten Kurve bei x .

Die bislang erzielten Ergebnisse zu Sensitivitäts- und Unsicherheitsuntersuchungen wurden auf internationalen Tagungen in San Francisco /14/, Luxemburg /15,16/ und auf einem Uncertainty-Specialist-Meeting bei SRD (UKAEA) in Culcheth (Manchester) präsentiert und als KfK-Bericht /17/ veröffentlicht.

Weitere Untersuchungen mit dem Tolerance-Limit-Design und anderer Design-Verfahren sind in Zusammenarbeit mit der GRS im Gange. Entsprechend den Vorgaben der GRS wurden eine Vielzahl von Rechenläufen durchgeführt und zur Analyse übergeben.

In 1985 wurden des weiteren verschiedene SANDIA-Computer-Codes und ein Programm-System von ISPRA(CEC) und ANL (Argonne) an der Rechenanlage des KfK implementiert und getestet:

- LATIN-HYPERCUBE-SAMPLING-PROGRAMM (LHS)
ein Design-Verfahren, das mit geschichteten Stichproben arbeitet und eine Verbesserung des Sampling-Verfahrens aus dem Tolerance-Limit-Design darstellt.
- PARTIAL RANK CORRELATION COEFFICIENTS-PROGRAMM (PRCC)
Statistische Kennzahlen werden verwendet, um die sensitiven Parameter und deren Rangreihenfolge zu bestimmen.
- STEPWISE REGRESSION PROGRAMM
Der Ursprungsrechencode (z.B. UFOMOD) wird nach gewissen Vorschriften ersetzt durch eine einfachere sogenannte Response-Funktion. Sensitive Parameter werden identifiziert.

- RESPONSE SURFACE METHOD PROGRAMMSYSTEM

Auch hier wird der Ursprungsrechencode mit unterschiedlichen Verfahren durch eine einfachere, analytische Funktion ersetzt.

- PROSA-2

Response surface code mit interpolierenden Response-Funktionen.
Der Code ist ausgelegt für bis zu zwölf Eingabeparameter.

Es wurden Vorbereitungen zur Ankopplung von UFOMOD an die o.a. Uncertainty-Codes getroffen.

Literatur

/1/ J. Päsler-Sauer

Atmospheric dispersion in accident consequence assessments - present modelling, future needs and comparative calculations
Proceedings of the "Workshop on Methods for Assessing the off-site Radiological Consequences of Nuclear Accidents"
Luxembourg, April 15-19, 1985, S. 133

/2/ S. Thykier-Nielsen, S.E. Larsen, J. Ehrhardt, H.-J. Panitz

Consequences of a nuclear accidental release modelled by a puff-model out to 200 km from the source
Proceedings of the "Workshop on Real-time Computing of the Environmental Consequences of an Accidental Release to Atmosphere from a Nuclear Installation"
Luxembourg, September 17-20, 1985, S. 8

/3/ O. Graf

Berechnung von Gamma-Feldern auf Verkehrsflächen und in Räumen von Häusern einer Stadtlandschaft nach einer Ablagerung radioaktiven Materials
Karlsruhe, Bericht KfK-3932 (1985)

- /4/ O. Graf
Intercomparison of three shielding codes for external radiation from deposited material
Proceedings of the "Workshop on Methods for Assessing the off-site Radiological Consequences of Nuclear Accidents"
Luxembourg, April 15-19, 1985, S. 439
- /5/ M.J. Crick, O. Graf, P. Hedemann Jensen
A comparison between three computer codes in use within the European Community to calculate shielding factors of buildings from deposited radioactivity
EUR report (to be published)
- /6/ C. Steinhauer
Comparison of the Foodchain Transport Models of WASH-1400 and MARC Using the Accident Consequence Model UFOMOD
Report KfK-3907 (1985)
- /7/ C. Steinhauer
Influence of different foodchain models on accident consequence assessments
Proceedings of the "Workshop on Methods for Assessing the off-site Radiological Consequences of Nuclear Accidents"
Luxembourg, April 15-19, 1985, S. 313
- /8/ J.S. Evans, D.W. Moeller, D.W. Cooper
Health Effects Model for Nuclear Power Plant Accident Consequence Analysis
NUREG/CR-4214, SAND85-7185 (July 1985)
- /9/ D.J. Alpert, D.I. Chanin, J.C. Helton, R.M. Ostmeyer, L.T. Ritchie
The MELCOR Accident Consequence Code System (MACCS)
SAND85-0884C (1985)
- /10/ J. Ehrhardt
Presentation and application of the results of accident consequence assessments
Proceedings of the "Workshop on Methods for Assessing the off-site Radiological Consequences of Nuclear Accidents"
Luxembourg, April, 15-19, 1985, S. 893

- /11/ K. Burkart
Countermeasure models for use in accident consequence assessments
Proceedings of the "Workshop on Methods for Assessing the off-site
Radiological Consequences of Nuclear Accidents"
Luxembourg, April 15-19, 1985, S. 749
- /12/ K. Burkart, J. Päsler-Sauer
Modelling of phenomena to real-time computing of the environment
consequences of an accidental release to the atmosphere from a nuclear
installation
Proceedings of the "Workshop on Real-time Computing of the
Environmental Consequences of an Accidental Release to Atmosphere from
a Nuclear Installation"
Luxembourg, September 17-20, 1985, S. 6
- /13/ J. Päsler-Sauer
Uncertainties in real-time computing of environmental consequences in
nuclear accident situations
Proceedings of the "Workshop on Real-time Computing of the
Environmental Consequences of an Accidental Release to Atmosphere from
a Nuclear Installation"
Luxembourg, September 17-20, 1985, S. 20
- /14/ E. Hofer, B. Krzykacz, J. Ehrhardt, F. Fischer, M.J. Crick, G.N. Kelly
Uncertainty and sensitivity analysis of accident consequence submodels
ANS/ENS Topical Meeting on Probabilistic Safety Methods and
Applications, San Francisco CA, USA, Feb. 24 - March 1, 1985, p.130.1 -
130.17
- /15/ F. Fischer
Role and importance of uncertainty analysis
Proceedings of the "Workshop on Methods for Assessing the off-site
Radiological Consequences of Nuclear Accidents"
Luxembourg, April 15-19, 1985, S. 769

- /16/ H.-J. Panitz
Sensitivity and uncertainty analysis of the atmospheric dispersion
model UFOMOD
Proceedings of the "Workshop on Methods for Assessing the off-site
Radiological Consequences of Nuclear Accidents"
Luxembourg, April 15-19, 1985, Seite 831
- /17/ F. Fischer, J. Ehrhardt
Uncertainty Analysis with a View Towards Applications in Accident
Consequence Assessments
Karlsruhe, Report KfK-3906 (1985)

**Veröffentlichungen
des Projektes Nukleare Sicherheit**

1985

Alsmeyer, H; Reimann, M.; Hosemann, J.P.
Wechselwirkung einer Kernschmelze mit dem Fundamentbeton eines
DWR: BETA-Experimente und Code-Verifizierung
KfK-Nachrichten, 17 (1985) S. 14-21

Bork, G.; Rininsland, H.
Fifth international meeting on thermal nuclear reactor safety
held at Karlsruhe,
Sept. 9-13, 1984. Proceedings. Vol. I-III.
KfK-3800/1B-3B (Dezember 84)

Bork, G.; Hosemann, J.P.
Gedanken zum Kernschmelzenunfall TMI-2.
KfK-Nachrichten, 17 (1985) S. 172-80

Fiege, A.
LWR fuel behaviour under severe core damage conditions
(1000 to 2000^o).
8th Conf. on structural Mechanics in Reactor Technology
(SMIRT-8), Bruxelles, B, August 19-23, 1985

Hassmann, K.; Fischer, M.; Hosemann, J.P.; Bunz, H.
Current results of radioactive source term analyses for melt
down sequences in KWU-type PWR's
5th Internat. Meeting on Thermal Nuclear Reactor Safety,
Karlsruhe, September 9-13, 1984. Proc. Vol. III
KfK-3880/3B (Dezember 84) S. 1492-1504

Hosemann, J.P.; Czech, J.; Hassmann, K.; Hosemann J.P.
Sind alternative Containmentkonzepte sinnvoll zur Schadens-
eindämmung nach Kernschmelzunfällen ?
Atomkernenergie.Kerntechnik Vol. 46 (1985) No. 4

Hosemann, J.P.

Remarks on methods of evaluation of aerosol sources
related to PWR core meltdown accidents.

KfK-3800 (Februar 85) S. 23-36

Hosemann, J.P.; Hennies, H.H; Hassmann, K.

Deutsche Analysen und Experimente zur Freisetzung
radioaktiver Stoffe in die Umgebung nach Kernschmelzen
in DWR's.

Schweizerische Vereinigung für Atomenergie (SVA)-Informations-
tagung "Die Zukunft der Kernenergie - Neue Aspekte der
Kerntechnik", Zürich-Örlikon, CH, 24.-25. Juni 1985

Pickmann, D.O.; Fiege, A.

Fuel behaviour under DBA conditions.

5th Internat. Meeting on Thermal Nuclear Reactor Safety,
Karlsruhe, Sept. 9 - 13, 1984, Proc. Vol. I,

KfK-3880/1B (Dezember 84) S. 73-94

Projektleitung Nukleare Sicherheit; (Hrsg.)

Projekt Nukleare Sicherheit. Jahresbericht 1984

KfK-3550 (Juni 1985)

Projektleitung Nukleare Sicherheit; (Hrsg.)

Projekt Nukleare Sicherheit

Tätigkeitsbericht 1. Halbjahr 1985

KfK-4050 (November 1985)

Reimann, M.; Hosemann, J.P.; Hassmann, K.

Containment loadings during hypothetical core melt
accidents

Post SMIRT-8 Conf. Seminar on Containment of

Nuclear Reactors, Bruxelles, B., August 26-27, 1985

Schöck, W.; Bunz, H.; Schikarski, W.; Hosemann, J.P.;
Haschke, D.; Kanzleiter, T.F.; Schröder, T.; Fischer, M;
Hassmann, K.; Peehs, M.; Ruhmann, H.

The DEMONA project, objectives, results, and significance
to LWR safety.

5th Internat. Meeting on Thermal Nuclear Reactor Safety,
Karlsruhe, September 9-13, 1984

KfK-3880/3B

Nagel, K.; Fenyi, S.; Weber, G.; Wnzelburger, H.
Störfallablaufanalysen für die Abgasreinigung der großen
Wiederaufarbeitungsanlage.

KfK-3550 (Juni 1985) S. 4500/1-4500/9

Nagel, K.; Ammon, R. von
Beschreibung der Adsorption von Krypton und Xenon
an Silicagel und Molekularsieb.

KfK-3951 (Juli 1985)

Weber, G.

Life time distributions for coherent systems.

NATO Advanced Study Institute 'The Challenge of Advanced
Computing Technology to System Design Methods',
University of Durham, G.B. Jul 29 - August 10, 1985

Weber, G.

Basic concepts of fault tree analysis.

NATO Advanced Study Institute 'The Challenge of Advanced
Computing Technology to System Design Methods',
University of Durham, G.B. July 29 - August 10, 1985

Wenzelburger, H.

A stochastic model for the release of radioactive iodine
in the dissolver offgas cleaning unit PASSAT.

American Nuclear Society Internat. Topical Meeting,
Jackson, Wyo., August 26-29, 1984

La Grange Park, Ill., 1984 - Vol. 2 S. 2/337-2/346

Alsmeyer, H.; Hagen, S.; Oehmann, M.; Schöck, W.;
Skokan, A.; Ruhmann, H.

Experimente zur Schmelze/Beton-Wechselwirkung in der
BETA-Versuchsanlage.

Jahrestagung Kerntechnik 85. München, 21.-23. Mai 1985.

Kerntechnische Ges. e.V. Deutsches Atomforum e.V.

Eggenstein-Leopoldshafen:

Fachinformationszentrum Energie, Physik, Mathematik

1985 S. 231-34

Burbach, J.; Zimmermann, H.

Spaltgasverhalten in bestrahltem UO_2 bei out-of-pile-
Glühungen von 1400 - 2000°C.

KfK-3997 (Dezember 85)

Czuck, G.; Rintamaa, R.; Munz, D.; Stamm, H.

Experimentelle und theoretische Untersuchungen zur
Ermüdungsrißausbreitung unter zyklischer Thermoschock-
belastung.

KfK-3550 (Juni 1985) S. 4100/44-4100/52

Czuck, G.; Stamm, H.; Munz, D.; Rintamaa, R.

Experimental investigations and calculation of crack
propagation from surface flaws under thermal shock
loading conditions.

Structural Mechanics in Reactor Technology:

SMIRT; Trans. of the 8th Internat. Conf., Bruxelles, B,
August 19-23, 1985

Amsterdam: North-Holland Publ. Co., 1985 - F1/F2, S. 395-400

Emmel, E.; Stamm, H.

Stress intensity factors of cracks in thermally loaded
structures.

4th Internat. Conf. on Numerical Methods in

Thermal Problems, Swansea, G.B, July 15-18, 1985

Erbacher, F.J.; Leistikow, S.

A review of zircaloy fuel cladding behavior in
a loss-of-coolant accident

KfK-3973 (September 85)

Erbacher, F.J.; Leistikow, H.

Zircaloy fuel cladding behavior in a LOCA
a review.

7th Internat. Conf. on Zirconium in the Nuclear Industry,
Strasbourg, F, June 24-27, 1985

Hofmann, P.; Neitzel, H.J.

External and internal reaction of zircaloy tubing with
oxygen and UO_2 and its modeling.

5th Internat. Meeting on Thermal Nuclear Reactor Safety,
Karlsruhe, September 9-13, 1985

KfK-3880/2B (Dezember 1985) S. 1015-25

Hofmann, P.; Spino, J.

Conditions under which CsI can cause SCC failure of
zircaloy tubing.

Journal of Nuclear Materials, 127 (1985) S. 205-20

Hofmann, P.; Uetsuka, H.; Adelhelm, Ch.; Burbach, J.;
Gausmann, G.; Kurz, K.; Metzger H.; Nagel, G.; Nold, E.

Mechanisches und chemisches Verhalten von Zircaloy-
Hüllrohren und UO_2 -Brennstoff bei hohen Temperaturen.

KfK-3550 (Juni 1985) S. 4200/76-4200/96

Hofmann, P.; Liesenfeld, U.; Burbach, J.; Gosgnach, Ch.;
Metzger, H.; Schamberger, H.

Untersuchungen zum Einfluß des Oxidbrennstoffs und der
Spaltprodukte auf das mechanische Verhalten von Stahl-
hüllrohren.

KfK-3550 (Juni 85) S. 4200/151-4200/156

Hofmann, P.; Neitzel, H.J.

Experimental and theoretical results of cladding oxidation under severe fuel damage conditions.

7th Internat. Conf. on Zirconium in the Nuclear Industry, Strasbourg, F, June 24-27, 1985

Hofmann, P.; Spino, J.L.

Determination of chemical conditions in a LWR fuel rod under which CSI can cause low ductility SCC failure of zircaloy tubing.

Technical Committee on Fuel Rod Internal Chemistry and Fission Products Behaviour, Karlsruhe, November 11-15, 1985

Leistikow, S.; Schanz, G.

The oxidation behavior of zircaloy-4 in steam between 600 and 1600°C.

Werkstoffe und Korrosion, 36 (1985) S. 105-116

Leistikow, S.; Bennek-Kammerichs, B.; Berg, H. von;

Cambien, I.; Schanz, G.; Uetsuka, H.

Oxidationsverhalten von Zircaloy-Hüllrohren bei langsamen Transienten und schweren Kernschäden.

KfK-3550 (Juni 85) S. 4200/30-4200/75

Leistikow, S.; Schanz, G.; Zurek, Z.

Comparison of high temperature steam oxidation behavior of zircaloy-4 versus austenitic and ferritic steels under light water reactor safety aspects.

KfK-3994 (Dezember 85)

Leistikow, S.

Comparison of HT-steam oxidation behavior of zircaloy-4 versus austenitic and ferritic steels under nuclear water reactor safety aspects.

Polish-German Seminar on Properties of High Temperature Alloys, Krakau, PL, July 3-6, 1985

Petersen, C.; Schneider, H.; Schweiger, W.

Untersuchungen zum mechanischen Verhalten von Hüllrohrwerkstoffen für FDWR.

KfK-3550 (Juni 85) S. 4200/157-4200/172

Piel, D.; Petersen, C.

Strain measurement by computerized image analysis.

Workshop on High Temperature Strain Measurements,

Petten, NL, May 7-8, 1985

Schanz, G.; Uetsuka, H.; Leistikow S.

Investigations of zircaloy-4 cladding oxidation under steam starvation and hydrogen blanketing conditions.

5th Internat. Meeting on Thermal Nuclear Reactor Safety, Karlsruhe, September 9-13, 1984,

KfK-3880/2B (Dezember 84) S. 928-37

Skokan, A.

High-temperature phase relations in the U-Zr-O system.

5th Internat. Meeting on Thermal Nuclear Reactor Safety, Karlsruhe, September 9-13, 1984

KfK-3880/2B (Dezember 84) S.1035-42

Skokan, A.; Biemüller, K.; Reiser, G.; Schlickeiser, G.

Ermittlung von Daten zur Beschreibung des Reaktions- und Freisetungsverhaltens bei hohen Temperaturen im RDB und beim Kernschmelzen. Neuere Untersuchungen zum Hochtemperatur-Phasenverhalten im System U-Zr-O.

KfK-3550 (Juni 85) S. 4300/14-4300/26

Stamm, H.; Bass, B.R.; Pugh, C.E.

Dynamic analysis of a crack-arrest specimen.

11. MPA-Seminar, Stuttgart, 10.-11. Oktober 1985

Uetsuka, H.; Hofmann, P.

Reaction kinetics of zircaloy-4 in a 25% O₂/75% Ar gas mixture from 900 to 1500°C under isothermal conditions

KfK-3917 (Mai 85)

Zurek, Z.; Leistikow, S.; Schanz, G.

Morphology and chemical composition of scales formed on Fe-11Cr steel oxidized in steam at 900-1300°C.

Corrosion: 8e Congres Europeen, Nice, F,
19-21 Novembre, 1985 / Federation Europeenne de la Corrosion

Paris: Centre Francaise de la Corrosion 1985

Vol. II - S.P 14/1-7

Wittek, P.

Topography and its effects on atmospheric dispersion in a risk study for nuclear facilities.

KfK-3869 (Juli 1985)

Wittek, P.

A survey of atmospheric dispersion models applicable to risk studies for nuclear facilities in complex terrain.

KfK-3870 (September 85)

Baumann, W.; Cerullo, N.; Fulceri, P.

Analysis of temperature and velocity fields in a straight sodium pipe flow under transient conditions performed with the COMMIX-1B computer code.

DCMN 001 (85)

Bayer, A.; Braun, J.; Burkart, K.; Ehrhardt, J.; Fischer, F;
Graf, O; Meder, E.; Paesler, J.; Panitz, H.J.; Steinhauer, C.;
Zöller, U.

Untersuchung der radiologischen Folgen von Reaktorunfällen unter probabilistischen Gesichtspunkten.

KfK-3550 (Juni 85) S. 4800/31-4800/48

Bayer, A.

The German offsite accident consequence model for nuclear facilities: further development and application.

ANS/ENS Internat. Topical Meeting on Probabilistic Safety Methods and Applications,

San Francisco, Calif., February 24 - March 1, 1985 Proc.

Brussels: ENS 1985 Vol. II S. 129/1-129/3

Bayer, A.

Assessment of the risk resulting from postulated accidents in nuclear power plants: an interim report on advanced studies. Nuclear Technology, 71(1985) S. 217-27

Bayer, A.

Unfallfolgenmodelle in der Kerntechnik.

Vortrag: Kolloquium, Eidgenössisches Institut für Reaktorforschung Würenlingen, CH, 31. Januar 1985

Bayer, A.

Risk assessments for nuclear power plants in West Germany with emphasis on the offsite accident consequence model.

Vortrag: Lawrence Livermore National Lab., Livermore, Calif. March 1, 1985

Vortrag: University of Arizona, Tuscon, Ariz., March 6, 1985

Borgwaldt, H.; Jacobs, G.; Baumann, W.; Willerding, G.;

Mansoor, S.H.; Cigarini, M.; Ferrero, C.

Thermo- und fluiddynamische Analysen von LWR-Störfällen.

KfK-3550 (Juni 85) S. 4100/53-4100/73.

Borgwaldt, H.

Vectorization of the BODYFITE-1FE code.

Reactor Thermal Hydraulics, Proc. of Third Internat. Topical Meeting, Newport, R.I., October 15-18, 1985

ANS, 1985. - Vol. 1 S.2/I.1-I.7

Burkart, K.; Päsler, J.

Modelling of phenomena relevant to real-time computing of the environmental consequences of an accidental release to the atmosphere from a nuclear installation.

Workshop on Real-time Computing of the Environmental Consequences of an Accidental Release to the Atmosphere from a Nuclear Installation, Luxembourg, L, Sept. 17-20, 1985

Burkart, K.

Countermeasures models for use in accident consequence assessments.

Workshop on Methods for Assessing the Off-site Radiological Consequences of Nuclear Accidents, Luxembourg, L, April 15-19, 1985

Ehrhardt, J.

Presentation and application of the results of accident consequence assessments.

Workshop on Methods for Assessing the Off-site Radiological Consequences of Nuclear Accidents, Luxembourg, L, April 15-19, 1985

Fischer, F.; Ehrhardt, J.

Uncertainty analysis with a view towards applications in accident consequence assessments.

KfK-3906 (September 1985)

Fischer, F.

Role and importance of uncertainty analysis.

Workshop on Methods for Assessing the Off-site Radiological Consequences of Nuclear Accidents, Luxembourg, L, April 15-19, 1985

Fröhner, F.H.

Analytic Bayesian solution of the two-stage poisson-type problem in probabilistic risk analysis.

Risk Analysis, 5 (1985) S. 217-25

Graf, O.

Berechnung von Gamma-Feldern auf Verkehrsflächen und in Räumen von Häusern einer Stadtlandschaft nach einer Ablagerung radioaktiven Materials.

KfK-3932 (August 1985)

Graf, O.

Intercomparison of three shielding codes for external radiation from deposited material.

Workshop on Methods for Assessing the Off-site Radiological Consequences of Nuclear Accidents,

Luxembourg, L, April 15-19, 1985

Lang, U.; Schmidt, F.; Bisanz, R.; Borgwaldt, H.

Analysis of the fuel heatup and melting experiments NIELS-CORA with the code system SSYST-4.

5th Internat. Meeting on Thermal Nuclear Reactor Safety, Karlsruhe, September 9-13, 1984,

KfK-3880/2B (Dezember 84) S. 948-57

Lyczkowski, R.W.; Fohs, H.P.; Baumann, W.L.; Domanus, H.M.; Sha, W.T.

Analysis of Oconee Unit 1 downcomer and lower plenum thermal-mixing tests using COMMIX-1A.

EPRI NP-3780 (November 1984)

Päsler-Sauer, J.

Uncertainties in real-time computing of environmental consequences in nuclear accident situations.

Workshop on Real-time Computing of the Environmental Consequences of an Accidental Release to the Atmosphere from a Nuclear Installation,

Luxembourg, L, September 17-20, 1985

Panitz, H.J.

Sensitivity and uncertainty analysis of the atmospheric dispersion model of UFOMOD.

Workshop on Methods for Assessing the Off-site Radiological Consequences of Nuclear Accidents,
Luxembourg, L, April 15-19, 1985

Schubert, J.D.; Gulden, W.; Jacobs, G.; Meyder, R.;
Sengpiel, W.

Eine probabilistische SSYST-3 Analyse eines DWR-cores bei Kühlmittelverlust mit grosem Leck.

KfK-3873 (Mai 1985)

Steinhauer, C.

Comparison of the foodchain transport models of WASH-1400 and MARC using the accident consequence model UFOMOD.

KfK-3907 (April 1985)

Thykier-Nielsen, S.; Larsen, S.E.; Mikkelsen, T. Ehrhardt, J.;
Panitz, H.J.

Consequences fo a nuclear accidental release modelled by a puff-model out to 200 km from the source.

Workshop on Real-time Computing of the Environmental Consequences of an Accidental Release to the Atmosphere from a Nuclear Installation,
Luxembourg, L, September 17-20, 1985

Albrecht, H.; Wild, H.

Review of the main results of the SASCHA program on fission product release under core melting conditions.

Fission Product Behavior and Source Term Research; Proc. American Nuclear Society Meeting, Snowbird, Utah, July 15-19, 1984

Palo Alto, Calif.: Electric Power Research Institute,
1985. - S.3/1-3/14

Albrecht, H.; Wild, H.

Untersuchung der in der Kernschmelzanlage SASCHA erzeugten Aerosole.

KfK-3856 (Februar 1985)

Albrecht, H.; Nolte, K.; Simon, K.H.; Wild, H.

Untersuchung der Freisetzung von Spalt- und Aktivierungsprodukten beim Kernschmelzen.

KfK-3550 (Juni 1985) S. 4300/27-4300/36

Mörs, H.; Klewe-Nebenius, H.; Kirch, G.; Pfennig, G.; Ache, H.J.

Chemical state evaluation of the constituents of aerosol particles formed in LWR core melting experiments.

Proc. of the CSNI Specialist Meeting on Nuclear Aerosols in Reactor Safety, Karlsruhe, September 4-6, 1984

KfK-3800 (Februar 85) S. 49-57

CSNI-95 (Februar 85)

Mörs, H.; Dillard, J.G.; Klewe-Nebinius, H.; Kirch, G.;

Pfennig, G.; Ache, H.J.

Study of fission product loaded aerosols from core melting experiments.

Spectrochimica Acta B, 39 (1984) S. 1563-66

Mörs, H.; Jenett, H.; Kaufmann, R.; Klewe-Nebenius, H.;

Pfennig, G.; Ache, H.J.

XPS and EPXMA investigation and chemical speciation of aerosol samples formed in LWR core melting experiments.

KfK-3950 (September 85)

Benner, J.

ERATO - Ein Programm zur Berechnung induzierter Wirbelströme in dreidimensionalen leitenden Strukturen.

KfK-3958 (Oktober 85)

Class, G.

Analyse von kondensationsbedingten Druckpulsationen im LWR-Druckabbausystem. Rechenprogramm VOICE.

KfK-3921 (Mai 85)

Class, G.; Eberle, F.; Göller, B.; Hailfinger, G.; Kadlec, J.;

Krieg, R.; Lang, G.; Messemer, G.; Scharnowell, R.; Wolf, E.

Weiterentwicklung und Verifizierung von Codes zur Analyse der dynamischen Spannungen und Verformungen von LWR-Containments.

KfK-3550 (Juni 85) S. 4100/29-4100/43

Class, G.; Meyder, R.; Sengpiel, W.; Philipp, P.;

Lang, K.H.; Stratmanns, E.

Untersuchungen zu transienten Austauschvorgängen in Zweiphasenströmungen (NOVA-Programm).

KfK-3550 (Juni 85) S. 4100/74-4100/82

Class, G.; Hain, K.; Meyder, R.

Measurement of cladding temperatures with loss-of-fluid-test thermocouples in the COSIMA blowdown test facility.

Nuclear Technology, 69 (1985) S. 72-81

Class, G.; Eberle, F.; Hailfinger, G.; Kadlec, J.

Theoretical and experimental investigations of the transport of chugging loads through the small model wetwell.

Structural Mechanics in Reactor Technology:

SMIRT; Trans. of the 8th Internat. Conf., Bruxelles, B,

August 19-23, 1985

Amsterdam : North-Holland Publ. Co., 1985 -

Vol. J S.J.7/4, 243-247

Class, G.; Meyder, R.; Stratmanns, E.

Die COSIMA-Experimente und ihre Nachrechnung, eine Datenbasis zur Überprüfung von Rechenprogrammen für Zweiphasenströmungen.

KfK-4002 (Dezember 85)

Eberle, F.; Kadlec, J.

Problems of modal-analytical experiments performed under hostile environmental conditions.

Internat. Modal Analysis Conf. : 3rd, Orlando, Fla.,
January 28-31, 1985; Proc.

Schenectady, NY : Union College, 1985 - Vol. II S.723-29

Eberle, F.; Kadlec, J.; Hailfinger, G.; Scharnowell, R.

Experimental modal survey of a vertical cylindrical shell partly filled with water.

KfK-4004 (Dezember 85)

Geiss, M.; Krieg, R.; Wadle, M.

Ermittlung und Bewertung der plastischen Dehnungskonzentrationen im Einspannbereich von Zylinderschalen bei Überlastung.

KfK-3550 (Juni 85) S. 4100/1-4100/28

Geiss, M.; Krieg, R.

Strain concentrations at clampings of cylindrical shells under excessive loading.

Structural Mechanics in Reactor Technology: SMIRT; Trans. of the 8th Internat. Conf. Bruxelles, B, Aug. 19-23, 1985

Amsterdam: North-Holland Publ. Co, 1985, Vol. F1, S.301-06

Göller, B.; Krieg, R.; Messemer, G.

Failure at reinforced sections of spherical steel containments under excessive internal pressure.

Structural Mechanics in Reactor Technology: SMIRT; Trans. of the 8th Internat. Conf. Bruxelles, B, Aug. 19-23, 1985

Amsterdam: North-Holland Publ. Co., 1985 - Vol. J, S.107-12

Leinemann, K.; Meyder, R.; Schnauder, H., Smidt, D.

A new in-dpth training concept for nuclear power plant operators.

Nucler Technology, 71 (1985) S. 125-30

Meyder, R.; Sengpiel, W.

Inbetriebnahme von SCDAP/ModO auf der Rechenanlage der KfK.
KfK-3550 (Juni 1985) S. 4200/5-4200/9

Schubert, J.D.; Gulden, W.; Jacobs, G.; Meyder, R.; Sengpiel, W.

Eine probabilistische SSYST-3 Analyse eines DWR-cores bei
Kühlmittelverlust mit großem Leck.

KfK-3873 (Mai 85)

Wadle, M.

Experimente mit Zweiphasenströmungen in Düsen und Diffusoren.

Jahrestagung Kerntechnik 85. München, 21.-23. Mai 1985.

Kerntechnische Ges. e.V. Deutsches Atomforum e.V.

Eggenstein-Leopoldshafen:

Fachinformativszentrum Energie, Physik, Mathematik 1985 S. 93-96

Wolf, E.

Herstellung einer dünnwandigen Kugelschale für Schwingungs-
experimente.

KfK-Nachrichten, 17 (1985) S. 181-90

Alsmeyer, H.

Core-concrete interaction: status of BETA experimental program.

5th Internat. Meeting on Thermal Nuclear Reactor Safety,

Karlsruhe, September 9-13, 1984.

KfK-3880/2B (Dezember 84) S. 1177-85

Alsmeyer, H.; Dres, K.; Benz, H.; Öhmann, M.;

Schönthal, E.; Ziegler, H.

Modellentwicklung zur analytischen Beschreibung
von Kernschmelzenunfällen.

KfK-3550 (Juni 1985) S. 4300/104-4300/124

Alsmeyer, H.; Reimann, M.

The BETA core-concrete interaction experiments at KfK and recent results.

5th Annual Information Exchange Meeting on Core Meltdown Research, Shelter Island, N.Y., October 16-18, 1985

Cole, R.K.; Reimann, M.

Review of the large-scale core-concrete interaction experiments and analysis at the KfK BETA facility.

Transactions of the 13th Water Reactor Safety Research Information Meeting, Gaithersburg, Md., Oct. 22-25, 1985
NUREG/CP-0071 (1985) S. 10/13-10/14

Erbacher, F.J.

Interaction between fuel clad ballooning and thermal-hydraulics in a LOCA.

5th Internat. Meeting on Thermal Nuclear Reactor Safety, Karlsruhe, Sept. 9-13, 1984
KfK-3880/1B (Dezember 84) S. 299-310

Erbacher, F.J.; Ihle, P.; Rust, K.; Wiehr, K.

Temperature and quenching behavior of undeformed, ballooned and burst fuel rods in a LOCA.

5th Internat. Meeting on Thermal Nuclear Reactor Safety, Karlsruhe, Sept. 9-13, 1984
KfK-3880/1B (Dezember 84) S. 516-24

Erbacher, F.J.; Just, W.; Schaeffner, P.; Schmidt, H.; Vogel, E.; Wiehr, K.

Flut- und Deformationsverhalten eng gepackter, hexagonaler Stabbündel.

KfK-3550 (Juni 85) S. 4200/146-4200/150

Erbacher, F.J.; Ihle, P.; Wiehr, K.; Müller, U.
Reflood heat transfer in deformed PWR fuel rod bundles in a LOCA.
Internat. Symp. on Heat Transfer, Beijing, China,
October 15-18, 1985

Harten, U.; Wiehr, K.
Datenbericht REBEKA-5.
KfK-3842 (März 85)

Hofmann, G.; Schneider, H.
Langzeitkühlung im stark beschädigten Core (COLD).
KfK-3550 (Juni 1985) S. 4200/130-4200/145

Hofmann, G.
Dryout in very deep particulate beds - experimental results
and their interpretation with measured axial pressure
differences.
Reactor Thermal Hydraulics. Proc. of Third Internat. Topical
Meeting, Newport, R.I., October 15-18, 1985,
ANS, 1985. - Vol. 2 S. 19/I

Ihle, P.; Rust, K.; Schneider, H.
Brennstabsimulatoreffekte bei Flutexperimenten (SEFLEX-Programm).
KfK-3550 (Juni 85) S. 4200/17-4200/29

Ihle, P.; Rust, K.
PWR reflood experiments using full length bundles of rods with
zircaloy claddings and pellets (results of the SEFLEX-program).
Reactor Thermal Hydraulics. Proc. of Third Internat. Topical
Meeting, Newport, R.I., October 15-18, 1985
ANS, 1985. - Vol. 1 S. 13/H

Ihle, P.; Rust, K.
Grid spacer effects on PWR reflood heat transfer measured in
bundles of 5x5 rods with zircaloy claddings and pellets.
23rd ASME, AIChF, ANS Nat. Heat Transfer Conf. Denver, Colo.
August 4-7, 1985

John, H.; Barth, S.; Demski, A.; Eisele, G.; Hitzig, K.;
Kleiber, S.; Megerle, A.; Pawlak, L.; Reimann, J.; Wanner, E.;
Weinbrecht, R.

Versuchsstand für instationäre Zweiphasenmeßtechnik.

KfK-3550 (Juni 85) S. 4100/83-4100/96

John, H.; Ohlmer, E.; Schulze, W.; Weste, G.; Reimann, J.;
Eisele, G.

Test eines Meßeinsatzes mit 2 Local-Flow Turbinen, 2 Dragbodies,
einer Full-Flow Turbine und einem 2-Strahl-Densitometer der
LOBI-Anlage in transienter Zweiphasenströmung.

KfK-3877 (Juni 85), EUR-3607d (Juni 85)

Reimann, M.

Nachrechnung der BETA-Versuche mit dem WECHSL-Code.

Jahrestagung Kerntechnik 85. München, 21.-23. Mai 1985

Kerntechnische Ges. e.V. Deutsches Atomforum e.V.

Eggenstein-Leopoldshafen:

Fachinformationszentrum Energie, Physik, Mathematik 1985

S. 235-38

Reimann, M.; Stiefel, Sl.

Hydrodynamische und thermische Modelle zur Wechselwirkung
einer Kernschmelze mit Beton.

KfK-3550 (Juni 85) S. 4300/85-4300/103

Reimann, M.

Verification of core-concrete interaction codes.

5th Annual Information Exchange Meeting on Core Meltdown

Research, Shelter Island, N.Y., October 16-18, 1985

Rust, K.

Reflood behavior of rod bundles using fuel rod simulators
of different design.

EPRI-NP-4103-SR (July 85)

Rust, K.; Singh, A.; Duffey, R.B.; Ihle, P.
Effects of fuel rod simulator geometry on reflood behavior
following in LOCA.

23rd ASME. AICh, ANS Nat. Heat Transfer Conf.,
Denver, Colo., August 4-7, 1985

Seeger, W.

Untersuchungen zum Druckabfall und zur Massenstromumverteilung
von Zweiphasenströmungen in rechtwinkligen Rohrverzweigungen.
KfK-3876 (März 85)

Seeger, W.; Reimann, J.; Müller, U.

Phase separation in a T-junction with a horizontal inlet.

2nd Internat. Conf. on Multi-Phase Flow, London, G.B.

June 19-21, 1985

Internat. Journal of Multiphase Flow (1985) Paper A2 S. 13-26

Wiehr, K.; Erbacher, F.J.

Einfluß der Durchströmungsrichtung im Reaktorkern auf die
Hüllrohrverformung während eines Kühlmittelverluststörfalles.

VGB Kraftwerkstechnik, 64 (1984) S. 978-81

Wiehr, K.; Erbacher, F.J.; Schmidt, H.; Vogel, E.

Untersuchungen zur Wechselwirkung zwischen aufblähenden Zircaloy-
Hüllen und einsetzender Kernnotkühlung (REBEKA-Programm)

KfK-3550 (Juni 85) S. 4200/10-4200/16

Hagen, S.; Kapulla, H.; Malauschek, H.; Wallenfels, K.P.;

Büscher, B.J.

Temperature escalation in PWR fuel rod simulators due to
the zircaloy/steam reaction: ESS1-4 to ESS1-11.

Test results report

KfK-3557 (März 85)

Hagen, S.; Hain, K.; Butzer, W.; Grünhagen, A.; Hanauer, J.; Harbauer, G.; Lange, W.; Leiling, W.; Malauschek, H.; Paroth, N.; Schloß, F.; Vollmer, T.; Wallenfels, K.P.; Büscher, B.

Out-of-pile Bündelexperimente zur Untersuchung schwerer Kernschäden (CORA-Programm).

KfK-3550 (Juni 85) S. 4200/97-4200/129

Hagen, S.; Grünhagen, A.; Malauschek, H.; Wallenfels, K.P.

Ausbreitung von Stahlschmelzen in Beton.

KfK-3550 (Juni 85) S. 4300/37-4300/57

Hagen, S.; Büscher, B.J.

Out-of-pile experiments on PWR fuel rod behavior under severe fuel damage conditions.

Conf. on Nuclear Fuel Performance,

Stratford-upon-Avon, G.B., March 25-29, 1985

Wagner, K.

Erweiterung von SSYST für Brennstabanalysen im SFD-Temperaturbereich. Quantifizierung verschiedener Einflüsse.

KfK-3550 (Juni 85) S. 4200/1-4200/4

Arnitz, TH.; Rüdinger, V.

Untersuchungen zur Genauigkeit zweier Rechencodes zur Vorhersage der Störfallauswirkungen innerhalb kerntechnischer Lüftungsanlage.

European Conf. on Gaseous Effluent Treatment in Nuclear

Installations, Luxembourg, L, October 14-18, 1985

Bunz, H.; Koyro, M.; Schoeck, W.

Untersuchungen zur Wechselwirkung von Spaltprodukten und Aerosolen in LWR-Containments.

KfK-3550 (Juni 85) S. 4300/1-4300/13

Bunz, H.; Koyro, M.; Schöck, W.

Entwicklung und Verifikation des NAUA-Codes zur Berechnung des Verhaltens partikelförmiger Spaltprodukte bei Kernschmelzunfällen in LWR.

KfK-Nachrichten, 17 (1985) S. 37-44

Deuber, H.; Dillmann, H.G.; Gerlach, K.

Retention of gaseous radioiodine with sorbents under accident conditions.

5th Internat. Meeting on Thermal Nuclear Reactor Safety, Karlsruhe, September 9-13, 1984.

KfK-3880/3B (Dezember 84) S. 1505-13

Deuber, H.; Giroud, V.

Untersuchungen zur Abscheidung von Iod an Sorptionsmaterialien bei Bränden.

KfK-3550 (Juni 85) S. 4400/49-4400/54

Deuber, H.

Investigations on the improvement of the iodine filtration concept of boiling water reactors.

Nuclear Technology, 70 (1985) S. 149-52

Deuber, H.; Gerlach, K.; Kämpfer, R.

Investigations on the retention of ^{131}I from the exhaust air of a BWR by activated carbons.

European Conf. on Gaseous Effluent Treatment in

Nuclear Installations, Luxembourg, L, October 14-18, 1985

Dillmann, H.G.; Pasler, H.

A containment-venting filter concept and its implementation at stainless-steel fiber filters.

5th Internat. Meeting on Thermal Nuclear Reactor Safety, Karlsruhe, September 9-13, 1984.

KfK-3880/3B (Dezember 84) S. 1593-1604

Dillmann, H.G.; Maier, R.; Pasler, H.; Schmitt, H.
Entwicklung und Verbesserung von Abluftfiltern zum Einsatz
unter extremen Belastungen.

KfK-3550 (Juni 85) S. 4400/18-4400/26

Dillmann, H.G.; Pasler, H.

Ein Containment-Venting Filter-Konzept und seine Realisierung
mit Edelstahlfaserfiltern.

European Conf. on Gaseous Effluent Treatment in Nuclear
Installations, Luxembourg, L, Oktober 14-18, 1985

Ensinger, U.; Rüdinger, V.; Wilhelm, J.G.

Untersuchungen zum Abscheidegradverhalten von Schwebstofffiltern
bei hohen Temperaturen mit dem TiO_2 -Prüfverfahren für
Störfallbedingungen.

European Conf. on Gaseous Effluent Treatment in Nuclear
Installations, Luxembourg, L, October 14-18, 1985

Giraud, V.

Die Abscheidung von Iod mit Iodfiltern in Kernkraftwerken
bei Bränden. (Literaturstudie)

KfK-3867 (März 85); BMI-1985-085 (Januar 85)

Ricketts, C.J.; Rüdinger, V.; Wilhelm, J.G.

HEPA-filter response to high differential pressures and
high air velocities.

5th Internat. Meeting on Thermal Nuclear Reactor Safety,
Karlsruhe, September 9-13, 1984.

KfK-3880/3B (Dezember 84) S. 1572-82

Rüdinger, V.; Wilhelm, J.G.

Confinement of airborne particulate radioactivity in the
case of an accident.

5th Internat. Meeting on Thermal Nuclear Reactor Safety,
Karlsruhe, September 9-13, 1984,

KfK-3880/3B (Dezember 84) S. 1514-22

Rüdinger, V.; Wilhelm, J.G.

On the removal of airborne particulate radioactivity under accident conditions.

Abschlußbericht von Kernforschungszentrum Karlsruhe GmbH
Bonn: Bundesminister des Innern, 1985; BMI-1985-066

Rüdinger, V.; Ricketts, C.I.; Wilhelm, J.G.

Versagensgrenzen und Schandensmechnaismen von Schwebstofffiltern unter Beanspruchung durch trockene Luft hoer Strömungsgeschwindigkeit.

European Conf. on Gaseous Effluent Treatment in Nuclear Installations, Luxembourg, L, October 14-18, 1985

Schöck, W.; Bunz, H.; Schikarski, W.; Hosemann, J.P.;
Haschke, D.; Kanzleiter, T.F.; Schröder, T.; Fischer, M.;
Hassmann, K; Peehs, M.; Ruhmann, H.

The DEMONA project, objectives, results, and significance to LWR safety.

5th Internat. Meeting on Thermal Nuclear Reactor Safety,
Karlsruhe, September 9-13, 1984

KfK-3880/3B

Schöck, W.; (Hrsg.); Bunz, H.; Schöck, W.; Haschke, D.;
Fromentin, A.; Taubenberger, "; Kanzleiter, T.; Schröder, T.;
Peehs, M.; Ruhmann, H.; Fischer, M.; Jahn, H.; Weber, G.;
DEMONA, Jahresbericht 1984.

KfK-3942 (Juni 1985)

Schöck, W.; Bunz, H.; Hosemann, J.P.

Status of the DEMONA experiments - a comparison with NAUA calculations.

Water Reactor Safety Information Meeting, Gaithersburg, Md.,
October 22-25, 1985

Koutsouvelis, G.; Fiebig, W.

Untersuchung der Kühlturm- und Gebäudeeinflüsse auf die Anfangsbedingungen bei der atmosphärischen Ausbreitung von Spaltprodukten.

KfK-3550 (Juni 85) S. 4800/54-4800/58

Liese, T.

Zur Bestimmung von Elementen in Pflanz- und Bodenproben
mittels sequentieller ICP-AES,
Fresenius Zeitschrift für Analytische Chemie,
321 (1985) S. 37-44

Liese, Th.

Die Analytik von Elementen im Rahmen der Bestimmung von
Transferfaktoren Boden - Pflanze.
KfK-3830 (Februar 85)

Liese, Th.

Probleme bei der Bestimmung von Thorium und seltenen Erden in
Böden mittels ICP-AES.
3. Colloquium Atomspektrometrische Spurenanalytik,
Konstanz, 18.-21. März 1985

Liese, Th.

The analysis of elements within the framework of soil to
plant transfer factor evaluation.
Internat. Contact Seminar in Radioecology,
Swedish University of Agricultural Sciences,
Uppsala, S, July 8-12, 1985

Liese, Th. Schmidt, W.

Investigation on the root uptake of Co, Pb, and Cr in grass.
Internat. Contact Seminar in Radioecology,
Swedish University of Agricultural Sciences,
Uppsala, S., July 8-12, 1985

Pimpel, M.; Schmidt, W.

Investigation of the root uptake of Np, Pu, Am, and Cm in grass,
wheat, maize, and potatoes.
Internat. Contact Seminar in Radioecology, Swedish University
of Agricultural Sciences, Uppsala, S, July 8-12, 1985

Pimpl, M.; Schmidt, W.; Schüttelkopf, H.

Experimentelle Untersuchungen des Boden/Pflanzen-Transfers von Pu, Am, Cm und Np in einem Gewächshaus für radioökologische Studien.

Strahlung der Radionuklide in der Umwelt;

Tagung der Arbeitsgemeinschaft der Großforschungseinrichtungen, Bonn, 8.-9. November 1984; Bonn:AGF, 1984, S. 25-27

Pimpl, M.; Schüttelkopf, H.

Radioecological studies on plutonium in the surroundings of the Karlsruhe Nuclear Research Center (KfK). A summary of the results from 1969 to 1984.

Internat. Contact Seminar in Radioecology, Swedish University of Agricultural Sciences, Uppsala, S, July 8-12, 1985

Pimpl, M.; Schüttelkopf, H.

A fast radiochemical procedure to measure sequentially Pu, Am, Cm, and Np in environmental samples.

Internat. Contact Seminar in Radioecology, Swedish University of Agricultural Sciences, Uppsala, S, July 8-12, 1985

Pimpl, M.; Schüttelkopf, H.

The measurement of plutonium in environmental samples and in gaseous and liquid effluents of nuclear installations.

Internat. Contact Seminar in Radioecology, Swedish University of Agricultural Sciences, Uppsala, S, July 8-12, 1985

Schmidt, W.; Liese, T.

The function of earthworms in pollutant mobilisation in the soil - investigations of Pb, Co, Cr, Ni, and Cd migration in soil columns due to earthworms.

Internat. Contact Seminar in Radioecology, Swedish University of Agricultural Sciences, Uppsala, S, July 8-12, 1985

Schmidt, W.; Pimpl, M.

The measurement of transfer factors in an air conditioned greenhouse at the Karlsruhe Nuclear Research Center - a survey of procedures used for soil contamination and plant cultivation in radioecological research studies.

Internat. Contact Seminar in Radioecology, Swedish University of Agricultural Sciences, Uppsala, S. July 8-12, 1985

Schüttelkopf, H.; Schmidt, W.; Liese, T.; Pimpl, M.;

Gamer, K.; Hefner, G.; Hiller, J.; Sollich, T.

Untersuchung des physikalischen und chemischen Verhaltens biologisch besonders wirksamer Radionuklide in der Umwelt.

KfK-3550 (Juni 85) S. 4800/1-4800/25

Strack, S.; Müller, A.; Riedl, A.

Mikrobiologische Einflüsse auf die Mobilität und die Bioverfügbarkeit von Radionukliden in Böden und Sedimenten.

KfK-3550 (Juni 85) S. 4800/26-4800/30

Wittek, P.; Hübschmann, W.; Vogt, S.

Influence of the atmospheric dispersion model modifications on the results of the German Reactor Risk Study.

5th Internat. Meeting on Thermal Nuclear Reactor Safety, Karlsruhe, September 9-13, 1984

KfK-3880/3B (Dezember 84) S. 2016-24

