

KfK 3450
Juni 1984

Projekt Nukleare Sicherheit

Jahresbericht 1983

Kernforschungszentrum Karlsruhe

K E R N F O R S C H U N G S Z E N T R U M K A R L S R U H E

PROJEKT NUKLEARE SICHERHEIT

KfK 3450

PROJEKT NUKLEARE SICHERHEIT

Jahresbericht 1983

Kernforschungszentrum Karlsruhe GmbH, Karlsruhe

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

Kernforschungszentrum Karlsruhe GmbH
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 |
| Laboratorium für Isotopentechnik | LIT |
| Abteilung für Angewandte Systemanalyse | AFAS |

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.

Aufgrund interner Absprachen wird ab 1980 nur noch ein ausführlicher PNS-Bericht als Ganzjahresbericht herausgegeben. Zwischendurch erscheint jeweils ein Kurzbericht, der die Arbeiten im 1. Kalenderhalbjahr umreißt.

Der vorliegende Jahresbericht 1983 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: Juni 1984

NUCLEAR SAFETY PROJECT

ANNUAL REPORT 1983

The Annual Report 1983 is a detailed description (in German language) of work within the Nuclear Safety Project performed in 1983 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, June 1984

InhaltsverzeichnisSeite

SUMMARIES

1 - 60

DETAILLIERTE BERICHTE

06.01 SICHERHEIT UND UMGEBUNGSSCHUTZ VON KKW

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

| | | |
|--------------------------|---|-----------|
| <u>06.01.01</u> | HDR-Blowdownversuche zur dynamischen Beanspruchung von Reaktoreinbauten | 4100 - 1 |
| 06.01.01/11A PNS 4116 | Meßtechnische Erfassung und Auswertung des dynamischen Verhaltens der Versuchseinbauten im Reaktordruckbehälter (RDB) des HDR im Rahmen der HDR-Blowdown-Versuche | 4100 - 1 |
| <u>06.01.02</u> | Entwicklung und Verifizierung von Codes zur dynamischen Beanspruchung von RDB-Einbauten | 4100 - 18 |
| 06.01.02/15A PNS 4125 | Numerische Simulation der Blowdownbeanspruchungen von DWR mit gekoppelten fluid-struktur-dynamischen Rechenverfahren | 4100 - 18 |
| 06.01.02/16A PNS 4126 | Laborversuche zur Abstützung von fluid-struktur-dynamischen Rechenprogrammen zur Beschreibung der Anfangsphase bei Kühlmittelverluststörfällen | 4100 - 44 |
| <u>06.01.15,</u> | Entwicklung und Verifizierung von Codes zur Beanspruchung von Containment-Strukturen | 4100 - 46 |
| 06.01.15/04A PNS 4127 | Das mechanische Verhalten von Druckwasserreaktor-Sicherheitsbehältern bei schweren Unfällen | 4100 - 46 |
| <u>06.01.18</u> | Reaktor-Störfalltrainer | 4100 - 63 |
| 06.01.18/01A PNS 4130 | Der Störfalltrainer, ein Hilfsmittel zur Vertiefung des kenntnisbedingten Handelns beim Führungspersonal | 4100 - 63 |

Seite

| | | |
|--|---|------------|
| <u>06.01.19</u> | Thermoermüdung und Thermoschockverhalten von Reaktorkomponenten | 4100 - 64 |
| 06.01.19/02A PNS 4160 | Rißausbreitung unter zyklischer Thermoschockbelastung | 4100 - 64 |
| <u>06.01.21</u> | Thermo- und fluiddynamische Analysen von LWR-Störfällen | 4100 - 88 |
| 06.01.21/01A PNS 4270 | Arbeiten an der IBM-Version des Leichtwasserreaktor-Primärsystemprogramms RELAP5/MOD1 und deren Anwendung | 4100 - 88 |
| 06.01.21/02A PNS 4271 | Implementierung und Optimierung der Thermo-hydraulik-Codes BODYFIT -1FE und COMMIX-1A | 4100 - 94 |
| <u>06.01.03</u> | Entwicklung von Zweiphasen-Massenstrom-Meßverfahren und Anwendung bei Blowdown-Experimenten | 4100 - 107 |
| 06.01.03/21A PNS 4137 | Gemeinsamer Versuchsstand zum Testen und Kalibrieren verschiedener Zweiphasen-Massenstrom-Meßverfahren | 4100 - 107 |
| 06.01.03/22A PNS 4139 | Versuchsstand für instationäre Zweiphasenmeßtechnik | 4100 - 131 |
| 06.01.03/24A PNS 4140 | Entwicklung von strömungsformabhängigen Kondensations- und Schlupfmodellen in einer Zweiphasen-Düsenströmung | 4100 - 144 |
| <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 |
| 06.01.04/26A PNS 4231.3 | Weiterentwicklung des Programmsystems SSYST | 4200 - 1 |
| 06.01.04/29A PNS 4231.9 | Erweiterung von SSYST für Brennstabanalysen im SFD-Temperaturbereich. Quantifizierung verschiedener Einflüsse | 4200 - 2 |

| | | <u>Seite</u> |
|--------------------------------------|---|--------------|
| 06.01.04/30A PNS 4231.1 | Anwendungsrechnungen mit SSYST | 4200 - 12 |
| <u>06.01.07</u> | Brennstabverhalten in der Blowdown-Phase eines Kühlmittelverluststörfalles | 4200 - 23 |
| 06.01.07/11A /12A PNS 4236.1/2 | Untersuchungen zum Brennstabverhalten unter gesteuerten thermohydraulischen Randbedingungen (COSIMA-Programm) | 4200 - 23 |
| <u>06.01.09</u> | Brennstabverhalten in der Wiederauffüll- und Flutphase eines Kühlmittelverluststörfalles | 4200 - 42 |
| 06.01.09/06A PNS 4238 | Untersuchungen zur Wechselwirkung zwischen aufblähenden Zircaloy-Hüllen und einsetzen- der Kernnotkühlung (REBEKA-Programm) | 4200 - 42 |
| 06.01.20/01A PNS 4260 | Brennstabsimulatoreffekte bei Flutexperimenten (SEFLEX-Programm) | 4200 - 97 |
| <u>06.01.16</u> | Untersuchungen zu schweren Kernschäden | 4200 - 112 |
| 06.01.16/17A PNS 4254 | Oxidationsverhalten von Zircaloy-Hüllrohren bei langsamen Transienten und schweren Kernschäden | 4200 - 112 |
| 06.01.16/16A PNS 4253 | Mechanisches und chemisches Verhalten von Zircaloy-4-Hüllrohren und UO ₂ -Brennstoff bei hohen Temperaturen | 4200 - 126 |
| 06.01.16/14A /15A PNS 4251.1/2 | Out-of-pile Bündelexperimente zur Untersuchung schwerer Kernschäden (CORA-Programm) | 4200 - 146 |
| 06.01.16/13A PNS 4250 | Langzeitkühlung im stark beschädigten Core (COLD) | 4200 - 168 |
| <u>06.01.17</u> | Untersuchungen zum Störfallverhalten fortge- geschrittener Druckwasserreaktoren (FDWR) | 4200 - 196 |
| 06.01.17/11A PNS 4240 | Flut- und Deformationsverhalten eng gepackter, hexagonaler Stabbündel | 4200 - 196 |

| | | <u>Seite</u> |
|--------------------------|--|--------------|
| 06.01.17/12A PNS 4242 | Untersuchungen zum Einfluß des Oxidbrennstoffs und der Spaltprodukte auf das mechanische Verhalten von Stahlhüllrohren | 4200 - 200 |
| 06.01.17/13A PNS 4243 | Oxidationsverhalten von Edelstahl-Hüllrohren in Wasserdampf | 4200 - 201 |
| 06.01.17/14A PNS 4244 | Untersuchungen zum mechanischen Verhalten von Hüllwerkstoffen für FDWR | 4200 - 216 |
| | | |
| <u>PNS-Teilprojekt</u> | <u>4300 - Ablauf und Beherrschung von LWR-Kern- schmelzenunfällen</u> | |
| | | |
| <u>06.01.11</u> | Reaktions-, Freisetzungs- und Aerosolverhalten beim Kernschmelzen | 4300 - 1 |
| 06.01.11/26A PNS 4311 | Untersuchungen zur Wechselwirkung von Spalt- produkten und Aerosolen in LWR-Containments | 4300 - 1 |
| 06.01.11/27A PNS 4314 | Über die Wechselwirkung eines eisenoxidhal- tigen Betons mit Stahlschmelze | 4300 - 14 |
| 06.01.11/28A PNS 4315 | Untersuchung der Freisetzung von Spalt- und Aktivierungsprodukten beim Kernschmelzen | 4300 - 17 |
| | | |
| <u>06.01.12</u> | Untersuchungen zur Wechselwirkung von Stahl- schmelzen in Beton | 4300 - 37 |
| 06.01.12/25A PNS 4325 | Ausbreitung von Stahlschmelzen in Beton | 4300 - 37 |
| 06.01.12/26A PNS 4323 | Experimente zur Wechselwirkung von Stahl- schmelzen mit Beton | 4300 - 54 |
| 06.01.12/27A PNS 4331 | Hydrodynamische und thermische Modelle zur Wechselwirkung einer Kernschmelze mit Beton | 4300 - 68 |
| 06.01.12/28A PNS 4334 | Modellentwicklung zur analytischen Beschrei- bung von Kernschmelzenunfällen | 4300 - 85 |

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

| | | |
|--------------------------|--|-----------|
| <u>06.01.14</u> | Abluftfilterung an Reaktoren | 4400 - 1 |
| 06.01.14/16A PNS 4414 | Bestimmung der Iodkomponenten in der Abluft von Siedewasserreaktoren | 4400 - 1 |
| 06.01.14/17A PNS 4415 | Entwicklung und Verbesserung von Abluft- filtern zum Einsatz unter Unfallbedingungen | 4400 - 13 |
| 06.01.14/18A PNS 4416 | Studium des Verhaltens von Schwebstofffiltern der Klasse S unter simulierten Störfall- bedingungen | 4400 - 23 |

06.02 SICHERHEIT UND UMGEBUNGSSCHUTZ VON WIEDER-
AUFARBEITUNGSANLAGEN

PNS-Teilprojekt 4500 - Sicherheit der Wiederaufarbeitung

| | | |
|--------------------------|--|----------|
| <u>06.02.01</u> | Störfallanalysen für die große Wiederaufar- beitungsanlage (WAA) | 4500 - 1 |
| 06.02.01/10A PNS 4513 | Störfallablaufanalyse 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 Radio- nuklide in der Umwelt | 4800 - 1 |
| 06.03.01/09A PNS 4812 | Untersuchung des physikalischen und chemischen Verhaltens biologisch besonders wirksamer Radionuklide in der Umwelt: Pu, Am, Cm und Np | 4800 - 1 |

Seite

| | | |
|--------------------------|---|-----------|
| 06.03.01/10A PNS 4813 | Mikrobiologische Einflüsse auf die Mobilität und die Bioverfügbarkeit von Radionukliden in Böden und Sedimenten | 4800 - 24 |
| <u>06.03.03</u> | Untersuchung der radiologischen Folgen von Reaktorunfällen unter probabilistischen Gesichtspunkten | 4800 - 28 |
| 06.03.03/11A PNS 4832 | Unfallfolgenmodell der Deutschen Risikostudie Kernkraftwerke (DRS), Phase B | 4800 - 28 |
| 06.03.03/12A PNS 4831 | Unfallfolgenmodell für "Risikostudien für kerntechnische Anlagen" | 4800 - 31 |
| 06.03.03/14A PNS 4834 | Untersuchungen zu speziellen Fragestellungen aus dem Themenbereich "Risikostudien für kerntechnische Anlagen" | 4800 - 31 |
| 06.03.03/13A PNS 4833 | Methodologie der Ermittlung der radiologischen Folgen der bei Reaktorunfällen freigesetzten Radioaktivität | 4800 - 43 |

S U M M A R I E S

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> | 1 |
| <u>06.01.01</u> HDR-Blowdown-Experiments on Dynamical Loadings on Reactor Internals | 1 |
| 06.01.01/11A Experimental Data Acquisition and Processing of PNS 4116 the Dynamic Behavior of the Pressure Vessel Test Internals in the HDR Blowdown Experiments | 1 |
| <u>06.01.02</u> Development and Verification of Codes for Dynamic Stress Analysis of Reactor Components | 3 |
| 06.01.02/15A Development and Verification of Coupled Fluid- PNS 4125 Structure Dynamics Codes for Analysis of Dynamic Stresses and Deformations of Reactor Vessel Internals during LOCA | 3 |
| 06.01.02/16A Laboratory Experiments for Validation and PNS 4126 Enhancement of Fluid/Structure Dynamics Codes Relevant to Initial Phase of LOCA | 4 |
| 06.01.15/04A Development and Verification of Codes for PNS 4127 Analysis of Dynamic Stresses and Deformations of LWR-Containments | 5 |
| 06.01.18/01A The Accident-Presentator, a Tool for Training PNS 4130 the Staff of Engineers in a Nuclear Power Plant to Analyse Off-normal Situations | 7 |
| 06.01.19/02A Thermal Fatigue and Thermal Shock Behavior of PNS 4160 Reactor Components | 8 |
| 06.01.21/01A Thermohydraulic Analysis of LWR-Accidents /02A PNS 4270/71 | 9 |

| | | <u>Page</u> |
|--|---|-------------|
| <u>06.01.03</u> | Development of Two Phase Mass Flow Measurement Techniques and Application at Blowdown Experiments | 12 |
| 06.01.03/21A PNS 4137 | Joint Test Rig for Tests and Calibration of Different Methods of Two-Phase Mass Flow Measurements | 12 |
| 06.01.03/22A PNS 4139 | Experimental Facility for Nonsteady State Two-Phase Flow | 13 |
| 06.01.03/24A PNS 4140 | Development of Condensation- and Slipmodels of Two-Phase Flow Computer Codes | 14 |
| <u>PNS-Subproject 4200 - Fuel Behavior under Accident Conditions</u> | | 16 |
| <u>06.01.04</u> | Development and Assessment of a Fuel Behavior Code System | 16 |
| 06.01.04/26A 29A, 30A PNS 4231.3 4231.9/4231.1 | Development and Verification of a Code System of Fuel Behavior at Loss-of-Coolant Accidents | 16 |
| <u>06.01.07</u> | Fuel Rod Behavior in the Blowdown-Phase of a LOCCA | 19 |
| 06.01.07/11A /12A PNS 4236 | Investigation on the Fuel Rod Behavior under Controlled Thermal Hydraulic Boundary Conditions (COSIMA) | 19 |
| <u>06.01.09</u> | Fuel Rod Behavior in the Refill and Reflood Phase of a LOCA | 20 |
| 06.01.09/06A PNS 4238 | Investigations of the Interaction between Ballooning Zircaloy Claddings and the Emergency Core Cooling (REBEKA) | 20 |
| 06.01.20/01A PNS 4260 | Fuel Rod Simulator Effects in Flooding Experiments (SEFLEX) | 22 |

| | | <u>Page</u> |
|---|---|-------------|
| <u>06.01.16</u> | Investigations on Severe Core Damage | 23 |
| 06.01.16/17A PNS4254 | Oxidation Behavior of Zircaloy Cladding Tubes | 23 |
| 06.01.16/16A PNS 4253 | Mechanical and Chemical Behavior of Zry-4 Cladding and UO ₂ Fuel during Severe Core Damage Transients | 25 |
| 06.01.16/14A /15A PNS 4251/52 | Out-of-pile Bundle Experiments on Severe Fuel Damage (CORA) | 27 |
| 06.01.16/13A PNS 4250 | Long Term Coolability of Severely Damaged Cores (COLD) | 28 |
| <u>06.01.17</u> | Investigations on the Accident Behavior of Advanced Pressurized Water Reactor (FDWR) | 30 |
| 06.01.17/11A PNS 4240 | Flooding and Deformation Behavior of Closely Packed Hexagonal Fuel Rod Bundles | 30 |
| 06.01.17/12A PNS 4242 | Investigations of the Influence of Oxide Fuel and Fission Products on the Mechanical Properties of Steel Cladding Tubes | 31 |
| 06.01.17/13A PNS 4243 | Oxidation Behavior of Stainless Steel Cladding Tubes in Steam | 32 |
| 06.01.17/14A PNS 4244 | Investigation of the Mechanical Behavior of Cladding Material for APWR | 33 |
| <u>PNS-Subproject 4300 - Investigation and Control of LWR</u> | | 34 |
| | <u>Core-Meltdown Accidents</u> | |
| <u>06.01.11</u> | Reaction Behavior, Acitivity Release and Transport of Fission Products during Core-Meltdown | 34 |
| 06.01.11/26A PNS 4311 | Investigations on the Interactions of Fission Products and Aerosols in LWR-Containments | 34 |

| | <u>Page</u> |
|---|---|
| 06.01.11/27A PNS 4314 | Constitutions and Reaction Behavior of LWR- Materials at Core Melting Conditions 35 |
| 06.01.11/28A PNS 4315 | Experimental Determination of Fission and Activation Product Release during Core Meltdown Accidents 36 |
| <u>06.01.12</u> | Investigation on the Interaction of Steel Melts and Concrete 38 |
| 06.01.12/25A PNS 4325 | Erosion of Concrete by Steel Melts Investigation of the Melt Front Velocity 38 |
| 06.01.12/26A PNS 4323 | Experiments on the Interaction between Steel Melts and Concrete 39 |
| 06.01.12/27A PNS 4331 | Hydrodynamical and Thermal Models for the Interaction of a Core Melt with Concrete 41 |
| 06.01.12/28A PNS 4334 | Development of Models for the Analytical Determination of Core Meltdown Accidents 42 |
| <u>PNS-Subproject 4400 - Improvement of Fission Product Retention and Reduction of Radiation Load</u> | 44 |
| <u>06.01.14</u> | Offgas Filters in Nuclear Power Stations 44 |
| 06.01.14/16A PNS 4414 | Determination of the Iodine Species in the Exhaust Air of Boiling Water Reactors 44 |
| 06.01.14/17A PNS 4415 | Development and Improvement of Exhaust Air Filters for Accident Conditions 45 |
| 06.01.14/18A PNS 4416 | Investigations into the Behavior of HEPA- Filters at High Temperature, Air Humidity and Elevated Differential Pressure 46 |

| | <u>Page</u> |
|---|-------------|
| 06.02 | 50 |
| SAFETY AND ENVIRONMENTAL PROTECTION OF REPROCESSING PLANTS | |
| <u>PNS-Subproject 4500 - Safety of the Reprocessing</u> | 50 |
| <u>06.02.01</u> | 50 |
| Incident Analysis for the Large Reprocessing Plant | |
| 06.02.01/10A PNS 4513 | 50 |
| Incident Analysis for the Large Reprocessing Plant (Extraction) | |
| 06.03 | 52 |
| MITIGATION OF CONSEQUENCES | |
| <u>PNS-Subproject 4800 - Behavior, Impact and Removal of Released Nuclear Pollutants</u> | 52 |
| <u>06.03.01</u> | 52 |
| Investigation of the Physical and Chemical Environmental Behavior of Radionuclides Characterized by a Particular Biological Effectiveness | |
| 06.03.01/09A PNS 4812 | 52 |
| Investigation of the Physical and Chemical Environmental Behavior of Radionuclides Characterized by a Particular Biological Effectiveness: Pu, Am, Cm and Np | |
| 06.03.01/10A PNS 4813 | 54 |
| Microbiological Influences on the Mobility and Bioavailability of Radionuclides in Soils and Sediments | |
| <u>06.03.03</u> | 56 |
| Investigation of the Radiological Impact of Reactor Accidents under Probabilistic Aspects | |
| 06.03.03/11A PNS 4832 | 56 |
| Consequence Model of the German Reactor Safety Study, Phase B | |
| 06.03.03/12A PNS 4831 | 57 |
| Off-site Accident Consequence Model for "Risk Studies for Nuclear Facilities" | |
| 06.03.03/14A PNS 4834 | 57 |
| Investigations of Special Problems for "Risk Studies for Nuclear Facilities" | |
| 06.03.03/13A PNS 4833 | 58 |
| Methodology for Evaluating the Radiological Consequences of Radioactive Effluents Released in Accidents | |

06.01. SAFETY AND ENVIRONMENTAL PROTECTION OF NUCLEAR
POWER PLANTS

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

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

06.01.01/11A Experimental Data Acquisition and Processing of the
PNS 4116 Dynamic Behavior of the Pressure Vessel Test Internals
in the HDR Blowdown Experiments
(J. Kadlec, F. Eberle, G. Lang, R. Scharnowell; IRE)

Work performed and results obtained

The modal-analytical evaluation of the blowdown test series V31.2-V33 and of the snapback test series V59.04-V59.06 has been completed. The evaluation in detail of the blowdown test V31.2 and V32 revealed a remarkable increase of eigenfrequencies of the HDR core barrel during the blowdown. This reflects the continuous decrease of the water content of the reactor pressure vessel.

To facilitate plotting of extracted mode shapes of the HDR core barrel the computer codes MODAP and NETPLT have been developed. These codes offer the possibility of approximating the extracted amplitudes and phase shifts of individual mode shapes through continuous surfaces and to superimpose them. This makes easier the visualisation of the time history of the global dynamic response of the core barrel in snapback tests.

The research task reported here has been completed. The results obtained can be summarized as follows:

1. The measurements under aggravated environmental conditions (inside of a reactor pressure vessel during blowdown) of the transient displacements, accelerations, strains, pressures and pressure differences have proved feasible; the corresponding measuring signals are reliable and reproducible.
2. The snapback method modified to perform the experimental modal analysis under the aggravated environmental conditions described above (initial pressure 110 bar, initial temperature 310°C) has proved to be successful /1/.

3. The computer code EVA developed to perform the experimental modal survey of the HDR core barrel yielded reliable and reproducible results. To verify this code a series of comparative modal measurements have been performed under well defined laboratory conditions (the test object was a thin walled cylindrical shell partly filled with water; four different methods of experimental modal analysis were used). They yielded a consistent set of eigenfrequencies, mode shapes and critical damping ratios /2/.

Plans for future work

Task completed.

Literature

- /1/ Eberle, F., Kadlec, J.:
Experimental Modal Analysis of the HDR Core Barrel.
Proc. 7th SMIRT Conf., Chicago, 22-26 August 1983; paper B7/44
- /2/ Eberle, F., Kadlec, J.:
Optimization of Procedures for the Experimental Modal Analysis of Fluid/
Structure Interaction Systems.
Proc. 7th SMIRT Conf., Chicago, 22-26 August 1983; paper B7/11.

06.01.02 Development and Verification of Codes for Dynamic Stress
 Analysis of Reactor Components

06.01.02/15A Development and Verification of Coupled Fluid-Structure
PNS 4125 Dynamics Codes for Analysis of Dynamic Stresses and
 Deformations of Reactor Vessel Internals during LOCA

 (J. Benner, M. Geiß, H. Knüppel, R. Krieg, A. Ludwig,
 E.G. Schlechtendahl; IRE)

Work performed

The analyses concerning the mechanical behavior of the reactor pressure vessel internals during blowdown have been finished. The FLUX-Code is now able to describe the subcooled phase of a blowdown considering all relevant effects. A model describing the nonlinear coupling of neighbored fuel elements has been added as the last essential feature to the code. Now striking of the fuel elements against each other and against the core barrel can also be considered.

Finally, a blowdown simulation for a 1300 MW pressurized water reactor has been carried out. This investigation has been completed with a detailed stress analysis for the highly loaded core barrel clamping.

In addition finite element calculations have been performed to investigate the mechanical behavior of the reactor pressure vessel under high static and dynamic overpressure. For the static analyses uniform inner pressure for the dynamic analyses a triangular pressure pulse on the bottom of the vessel have been chosen as a typical loading.

Results obtained

The results show that the reactor pressure vessel internals are able to withstand blowdown loading even in case of a sudden and complete break of a primary coolant circuit. In the worst case local plastic deformations at the core barrel clamping have to be expected. The blowdown loading had to be more than twice as high to endanger structural integrity.

The analyses for the reactor pressure show that in case of static overpressure failure by plastic instability has to be expected in the cylindrical part of the vessel. The dynamic analyses have shown that plastic deformations remain limited to the bottom of the vessel when it is loaded with high pressure

pulses in this region. The pressure loading for which failure has to be expected is considerably higher than in case of static loading.

Plans for future work

Investigation of the influence of secondary stresses (thermal stresses, local stresses induced by structural constraint) on the failure loading of shell structures.

Evaluation of the experiments on two-phase diffusor flow and post-calculations with several computer codes.

06.01.02/16A Laboratory Experiments for Validation and Enhancement of
PNS 4126 Fluid/Structure Dynamics Codes Relevant to Initial Phase
 of LOCA

(K.H. Lang, E. Wolf; IRE)

Work performed

The external tube for the 49-rod bundle was mounted and subjected to a leak test. The tests with the 16-rod bundle were continued with a view to developing an appropriate measuring technique allowing to record the sequence of motions of the individual rods. In addition, it was studied by design measures whether a change of the single rod suspension might permit the use of contactless displacement transducers. An additional test facility was built up for testing of these displacement transducers.

Results obtained

The leak test of the external tube for the 49-rod bundle was successful. It was possible to record the sequence of motions of the individual rods by a film camera. However, this recording technique is still unsatisfactory because much effort must be spent to determine from it the interesting displacement time plot of the individual rods. Therefore, the attempt is made to solve this difficulty by use of shows that by change of the single rod suspension such displacement transducers can be installed despite the very limited space available.

Plans for future work

The contactless displacement transducers will be examined for their suitability. In case the result will be positive, the single rod suspension of the bundle geometry will be modified and the vibration tests will be performed.

06.01.15/04A Development and Verification of Codes for Analysis of
PNS 4127 Dynamic Stresses and Deformations of LWR-Containments

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

Work performed and results obtained

The investigations concerning the PWR-Containment under internal pressure loading were concentrated on the behavior of the material under a bi-axial state of stresses. Two membranes with a constant thickness of 2 mm and a diameter of 800 mm were fabricated, measured in detail and loaded with unilateral hydraulic pressure until rupture. Rupture occurred at an overpressure of 43 bar with maximum equivalent strains of 50%. During rupture, a large part of the membrane with a diameter of approximately 200 mm was nearly completely separated from the remainder of the membrane. The second experiment yielded nearly the same results. Parallel computations with the programme ROTMEM, taking into account a measured stress-strain-relation of the material, yielded that plastic instability of the membrane should occur at an overpressure of 45 bar. A more detailed evaluation showed, that experimental and computational results differed by approximately 15%. Especially, first yielding occurred in the bi-axial state of stresses of the bulge test at an equivalent stress which is 15% lower than the yield stress in the uni-axial tensile test.

Additionally, the program RTOMEM was used for computation of containment experiments of the SANDIA-Laboratories. In these experiments, small scale steel containments, made of a cylindrical sheet with a spherical dome, are pressurized until failure. While preliminary computations of ROTMEM and MARC (SANDIA) agreed quite well, the experimental results differed distinctly from the final computations.

Meanwhile, preparations began for the investigation of the bolted connection between containment and equipment hatch. This element represents a second important weak part in the containment under internal overpressure. It is'

of special interest, whether the expected leakages grow with increasing internal pressure in such a way that the further pressure increase is limited to such a value, that global failure of the containment will not occur. As an appropriate theoretical description of the effects in the bolted connection (friction, shear in bolts, local yield at holes ...) is hardly feasible, an experiment with a scale factor of 1:4 modelled in high accordance to reality, will be performed.

To investigate the fracture mechanical characteristics for containment steel the crack velocity, the crack resistance, and the fracture toughness were determined experimentally. The works concerning the dynamic behavior of the containment with imperfections were continued. The spherical shell for the experiments is going to be fabricated: the two half shells were deep drawn and welded together at the equator: the two parts of the casing were fabricated and bolted together.

The experimental set-up for the investigation of fluid-structure interaction problems in case of an excitation within the fluid was erected. First measurements to study the frequency response function between the piston, exciting the fluid, and the flexible cylindrical walls were performed.

Plans for future work

Additional bulge tests and parallel computations with improved material laws will be carried through. Special attention will be directed to the transition region between thin and thickened parts of the shell, as well as to the bolted connection between material lock and containment.

Manufacturing of plate shaped specimens for studying the ligament instability in case of surface cracks.

The manufacturing of the thin spherical shell model will go on.

The computations for the lying cylindrical shell partly filled with water are to be performed.

Experiments with excitations within the fluid of the cylindrical shell are to be performed.

06.01.18/01A The Accident-Presentator, a Tool for Training
PNS 4130 the Staff of Engineers in a Nuclear Power Plant
to Analyse Off-normal Situations
(K. Leinemann, R. Meyder, H. Schnauder; IRE)

Work performed

The software of the reactor accident presentator was written, implemented and tested on a appropriate hardware (minicomputer with hard disk, five displays and two printers).

A prototype of a special editor was prepared. It was used to implement the data of two nuclear power plants and four accidents.

To support the training of the reactor personnel with the accident presentator, a training method was developed.

For potential customers we organized a training session to demonstrate the capabilities of the system.

Results obtained

The demonstration session yielded the following results:

- The system is able to present accidents in an appropriate way.
- The dynamic presentation forces the trainee to quick and consequent way of thinking.
- The trainee recognizes more details of the accident than by reading a report of the accident.
- An accident which is seen dynamically is better kept in mind than by rading a roport.
- A valuable by-product of the introduction of this accident presentator is the complete documentation of accidents.

Plans for future work

Dependent on the decision of the utility management, whether they accept the system or not.

06.01.19/02A Thermal Fatigue and Thermal Shock Behavior of
PNS 4160 Reactor Components

(G. Czuck, H. Stamm; IRB/ZSM)

Work performed

Experiments:

- Construction and optimization of the THESPA1-testing bench
- measurement of spatial and temporal temperature distributions and comparison with theoretical results
- test of high temperature strain gauges for strain measurements
- crack growth measurements in three different test specimens made of 22 NiMoCr 37 steel.

Theory:

- Performance of parameter studies for simple structures with semi-elliptical surface cracks under thermal loading
- investigation of the influence of plastic deformation due to severe thermal shocks in the surface region on fatigue crack growth
- Optimization of the computer program to calculate stress intensity factors and fatigue crack growth under cyclic thermal loading
- prediction of fatigue crack growth in the three test specimens
- analysis of crack growth in a nozzle corner under thermal shock loading (PHDR).

Results obtained

By using the above mentioned parameter studies stress intensity factors can be estimated in structures which are similar to plates or compact structures. Criteria were obtained allowing to take into account in an approximation the overelastic loading at the surface exposed to thermal shock, Very good agreement between the measured and calculated temperature distribution in the test specimens could be obtained. The results of the strain measurements also agreed well with theoretical data. In the test specimens which contained a mechanically produced fatigue crack distinct crack growth along the whole crack front was obtained during thermal shock loading. In some specimens crack growth near the cooled surface is very large. Besides, crack branching was observed. The fracture mechanical analysis of crack growth yielded satisfying results. The investigations revealed again the importance of detailed measurements of the parameters which enter the crack growth relations and which depend as well

on the material as on the environmental conditions. Additional investigations of the condition of material are necessary to clarify phenomena such as asymmetrical crack growth and crack branching.

Plans for future work

Further thermal shock experiments with variations of initial and boundary conditions on different plate-materials, thermal shock experiments with clad plates, measurement of material properties on laboratory specimens, influence of shakedown residual stresses on crack growth, development of criteria for unstable crack propagation in the elastic region.

06.01.21/01A Thermohydraulic Analysis of LWR-Accidents
/02A
PNS 4270/71 (H. Borgwaldt, G. Jacobs, W. Baumann; INR)

Work performed

The IBM-compatible KfK-version of RELAP5/MOD1, which originates from an early JAERI-version, has been further updated to obtain alignment with the original version. The effort needed was higher than foreseen. In parallel, latest cycles of the original CDC-code version were implemented on a CYBER 175, tested, and used for comparative calculations. Independently as a first application of the code, an 'anticipated transient without scram' (ATWS) for a large PWR has been studied. For this a generic input model has been prepared and initialized.

On request by NEA Data Bank, Saclay, support and advice in implementing and testing RELAP5/MOD1 on both computer-systems (i.e. CDC and IBM) was given to this organization.

The bundle code BODYFIT-1FE (1-phase version) had been received from ANL as an IBM-code. Implementation and Optimisation for the CYBER-205 started in June 1983, immediately after the vector-computer became accessible. The following improvements and extension were performed: Enhanced turbulence model, faster convergence by plane-wise updating the pressure-field, a special fast option for fully developed flow. Problem-specific load-modules are now easily generated using an IBM command procedure, Vectorisation of the code for the CYBER 205 shows very satisfactory progress.

In 1983, a revised version 12.2 of the multi-component code COMMIX-1A was received from ANL and implemented on both computer systems. As a first application, recalculation of a model thermal shock experiment (project PNS 4160) has been started.

Until mid-1983, development of the 2-phase version COMMIX-2 has been supported by delegating one scientist to ANL.

Results obtained

Cycle 18 of the original version of RELAP5/MOD1 has been implemented and tested on several CDC-computers with different operating systems. In updating the IBM-compatible KfK-version the level of Cycle 19 was reached. Recalculation of a large number (15) of test samples showed identical results of the IBM and CDC-version in most cases. From engineer's point of view the KfK-version of RELAP5/MOD1/O19 is acceptable as an equivalent to the original CDC-version.

In the steady-state calculations of ATWS for a PWR it was difficult to match simultaneously the initial conditions of primary and secondary side. The calculation of a 'stuck-open relief valve' transient showed very similar results compared with earlier RELAP3B-calculations that were performed by Battelle Columbus.

Because of their high running times, the codes COMMIX and BODYFIT are used as test-cases for vector-computer applications. Vectorisation of BODYFIT involved several procedures: Splitting global iteration steps into a series of partial steps, plane-wise updating of variables, storing variables accessible by indirect addressing into auxiliary vectors, elimination of point-wise logical decisions and function calls. They show a progressive positive impact on performance. So far, a performance index of 2.25 versus the first implementation was achieved, or 1.5 versus the SIEMENS 7890 and 4.5 versus the IBM 3033.

After implementation on both computer systems, version 12.2 of COMMIX-1A has been tested with a series of sample input data. Although the structure of COMMIX-1A is suitable for vectorisation, code optimisation for the vector computer has been delayed somewhat by minor initial implementation problems.

COMMIX-1A has been applied to determine heat transfer conditions for sample disks used in the thermal shock model set-up. Heat transfer conditions of the shock water impinging on the sample disk were derived from the velocity field computed by COMMIX.

Progress and actual status of the 2-phase version COMMIX-2 have been reported up to now from ANL directly to the NRC.

Plans for future work

Continued updating and improvement of the KfK-version of RELAP5/MOD1.
Participating in the CSNI international standard problem No. 18, i.e. LOBI 'small break' prediction, with RELAP5/MOD1.

Continued optimisation of the codes BODYFIT-1FE and COMMIX-1A, especially for the vector-computer. Implementation of advanced code-version COMMIX-1B, COMMIX-2 (2-phase), after release by ANL to KfK.

Application of COMMIX-1A to determine long-time thermal strains for the HDR installation. Calculation of velocity and temperature fields as a basis for determining thermal strain of the reactor vessel near a cold leg inlet nozzle.

Continued development of COMMIX-2.

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

06.01.03/21A Joint Test Rig for Tests and Calibration of Different
PNS 4137 Methods of Two-Phase Mass Flow Measurements

(J.Reimann, H.J.Brinkmann, G.Eisele, H.John, L.Pawlak,
W.Seeger, C.Smogle, E.Wanner, E.Weinbrecht; IRB)

Work performed

Pitot tubes were investigated for the measurement of the cross-section averaged mass flow rate. The measurements were combined with local density measurements. Air-water and steam-water experiments were performed with a traversable Pitot tube in a horizontal test section with a inner diameter of $D = 50$ mm and Pitot tubes fixed in the pipe axis in test sections of $D = 16$ and 20 mm.

Extensive air-water and steam-water experiments were performed with test section a) at system pressure up to 100 bar with a vertical upward, downward and horizontal branch.

Air-water experiments were performed with test section c) with vertical upward downward and horizontal branches with inner diameters of 6; 12 and 20 mm. The flow pattern in the horizontal pipe was stratified.

Results obtained

The measurement technique gives good results for a wide mass flow rate range if appropriate models are used for the phase distribution and the momentum exchange factor. For flow patterns of rotational symmetry (which occurs at horizontal flow at mass fluxes ≥ 5000 kg/m²s)- the number of measurement positions in the pipe cross-section can be reduced significantly. For lower mass fluxes a local void fraction probe can be used instead of the gamma densitometer.

Test section a): The curve $x_3/x_1 = f(G_3/G_1)$ has a maximum near $G_3/G_1 = 0,3$ for a horizontal branch ($x =$ quality, $G =$ mass flux, index 1 = inflow, index 3 = branch). The maximal value was described by an empirical correlation which fits satisfactorily all air-water and steam-water experiments. A model for the T-junction pressure drop was developed which describes our experiments and experimental results from other authors much better than other correlations. Test section c): For the vertical upward branch the branch quality is very close to one due to the strong vorticity of the gas flow. Therefore, the gas

mass flow rate did not change significantly. However, the transition to slug flow is very important which occurs at high gas flow rates. For the horizontal branch a correlation for the onset of gas or liquid entrainment was developed. The results with entrainment are fitted by a single curve.

Plans for future work

Documentation of the investigations with test section a). Analyses of the experiments with test section c). Modeling for critical steam-water flow.

06.01.03/22A Experimental Facility for Nonsteady State

PNS 4139 Two-Phase Flow

(H. John, S. Barth, H.J. Brinkmann, A. Demski, G. Eisele, K. Hitzig, S. Kleiber, A. Megerle, L. Pawlak, J. Reimann, E. Wanner, R. Weinbrecht; IRB)

Work performed

The reference mass flow rate measuring instrument, the TMFM-50, that had a measuring error of $\pm 1,5\%$ in steady state air water flow was tested in transient steam water flow and calibrated by mass balance.

A measuring pipe section consisting of two drag bodies. two local flow turbines a full flow turbine and a two beam gamma densitometer for LOBI Euratom/Ispra, was tested in several blowdowns with initial pressures between 0,2 and 0,8 MPa and mass flow rates up to 50 kg/s. It was calibrated by comparison of the measured mass flow rate with the reference mass flow rate and a reference 5 beam gamma densitometer.

In order to find a simple rugged instrument for mass flow rate measurement a rake with 4 Pitot tubes was developed and tested in steam water flow during several blowdown. Together with the density measurement of the 5-beam-gamma-densitometer the mass flow rate were calculated with a special code.

Two developments of the Technische Universität Berlin, a Ultrasonice Probe for measurement of the level of a two-phase mixture in a container, and a device for measurement of the two-phase flow velocity in a pimpe by temperature cross correlation, were installed in the transient two phase flow loop. First tests were made. Further experiments are necessary.

Results obtained

The TMFM-signal showed in steam water flow a drift probably caused by temperature effects. Using a special correcting computer code the accuracy of the reference measurement was nearly the same as measured in air water flow.

A computer programme was developed for calculating the mass flow rates using different combinations of the measurements of the drag bodies, the 3 turbines and the gamma-densitometers. The comparison of these so calculated values with the reference measurement showed good results. The results will be published soon.

The mass flow rates calculated with the Pitot tube signals and the measured densities of the 5 gamma beams were close to the measured values of the TMFM.

Plans for future work

- Test of the LOBI-Pipe section in vertical transient steam water flow.
- Further experiments with the ultrasonic probe
- Experiments for measuring flow velocities by temperature correlation
- Measurement of critical mass flow rates in small cracks.

06.01.03/24A Development of Condensation- and Slipmodels of
PNS 4140 Two-Phase Flow Computer Codes
(M. Wadle; IRE)

Work performed

During 1983 a second experiment series with the previously described test-section was carried out. 5 gamma-beam densitometers with a total of 26 beams were used. Radial kinetic pressure gradient could be measured at two axial positions in the wake. 100 experiments with a two-phase-flow at low quality were performed in the diverging nozzle direction and about 70 in the converging-nozzle direction including 20 at qualities greater than 50%.

Establishing the experiment matrix precalculations were done, as well as calculations of critical and subcritical experiment of the 1982's series were successful. Due to failure of the tracer technique no experiments with radioactive measurement of the separate phase velocities were possible.

Results obtained

The second serie of experiments was prepared and performed. With strongly varying inflow-conditions and inversed flow direction (converging and diverging nozzle) a broad data base for varification of one or two dimensional computer codes could be made available. At the moment a formatted databank is produced which includes more than 50 datapoints of each experiment and all reference values of the KfK-Two-Phase Instrumentation Test Facility.

Plans for future work

As soon as the databank is completed, calculations with the different code will start. Though calculations with the DUESE-Code showed good agreement with the experiments in the friction part of the test section, refinement of the models depending on the prevailing flow pattern appears to be necessary. The development of the flow characteristics in the divergent part much further exmanination.

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

06.01.04/26A Development and Verification of a Code-System of Fuel
29A, 30A Behavior at Loss-of-Coolant Accidents
PNS 4231.3 (H. Borgwaldt; INR, R. Meyder, R. Hackenbroich, S. Raff; IRE
4231.9/4231.1 K. Wagner; IT)

Work performed

Computer code for the 3D-modelling of clad deformation:

The code development of the 3D shell model for clad deformation between two grid spacers has been completed. The model is based on a 'total lagrangian finite element description'. The approximation of the displacements across the wall was done using a hermite polynomial of the fourth order. The NORA-2 creep model was applied using the Odquist theory.

SSYST-3:

The integration of the physics module REFLOS into SSYST-3 been improved. Minor errors in the general purpose modules KOMBL, MITTEL and RSYKT were removed immediately after discovery.

The code development of SSYST-3 is completed. Calculations have been performed for the 'Deutsches Standardproblem Nr. 7' both by IRE/KfK and GRS-Cologne using SSYST-3. It is a prediction of the final strains for the REBEKA 6 experiment. The thermal and mechanical boundary conditions at the clad outer surface were given as well as the power history. The results in comparison with those of other participants and the experimental data will be published in a GRS-report.

Under subcontract of PNS, GRS Cologne has started a whole core analysis under 2F LOCA conditions for a modern PWR of German design. This analysis serves the purpose of demonstrating the applications of SSYST-3 including probabilistic methods.

SSYST-4:

The development of modules was started for analyzing the fuel rod behavior under SFD conditions:

- SSYST-3 has been transferred to IKE Stuttgart for the inclusion of additional physics modules valid for severe fuel damage modelling. This involved consultations on systems details, interface routines etc.
- To calculate the oxygen diffusion from the pellet into the Zircaloy cladding, the module PECLOX (Pellet Cladding Oxidation) was developed.
- The code SIMTRAN was used to calculate the radial temperature profile within the Zircaloy cladding wall due to the exothermic heat of Zirconium steam reaction for the ESSI-4 experiment
- The 2D-heat conduction code STATI-2D was improved by modelling free convection in the annulus between the cladding of a rod and a surrounding shroud.

Results obtained

Computer code for the 3D-modelling of clad deformation:

Comparisons of data from literature and results of the 3-D shell model show good results for the stresses prior and after the stress redistribution according to creep. This is also true near gridspacers and for the reduction of thermal stresses. However, an implementation of this code into SSYST will not be done since the code is large and takes a lot of computing time.

SSYST-2:

- A functional and input description for the preprocessor-code PREPRO has been prepared.
- IAEA Vienna got short-term support in handling the released version SSYST-2, especially in coupling the code RELAP4/MOD6 to the system.

SSYST-3:

The handbook of SSYST-3 has been completed and is now available as a KfK report.

SSYST-4 and Analysis of SFD-experiments:

- Post-test calculation of the SFD test ESSI-4 called for an extension of the heat transfer models in the STATI-4 computer code to include two-dimensional conditions in case of steam flow in the annular gaps of the test apparatus. Pending discussions and clarification of some physical phenomena (above all the oxidation of the molten Zry-4 and the onset of flow of the melt) the agreement of measured values and computed results is good.

- On the basis of an ESSI experiment it has been investigated to what degree the temperature of the metallic phases of the cladding might be higher than the measured surface temperature due to the exothermic heat of Zirconium steam reaction generated at the oxide/metal interface.

For this reason the SIMTRAN code which calculates the oxygen concentration and the temperature profile in the cladding wall has been used to determine the radial temperature gradient across the cladding in the experiment ESSI-4. The calculation resulted in a radial temperature difference up to 64 K which increases with time. This underlines that the temperature difference within the cladding wall must be taken into account in the interpretation of cladding melt experiments.

- The PECLOX code has been developed to calculate the Zircaloy oxidation also on the cladding inner surface due to the oxygen released from UO_2 -pellet when the pellet contacts the cladding. This code uses cylindrical coordinates and calculates the oxygen concentration profile and the movement of the interfaces for seven possible phases within the pellet and the cladding by solving the diffusion and the Stefan equations. A limited oxygen flux due to steam starvation in the coolant channel can be given as input data.

Some PECLOX-test calculations at constant temperature have been performed satisfactorily. A preliminary version of PECLOX has been implemented into the code system SSYST in order to check the needed coupling data.

Plans for future work

- With the documentation of the 3-D shell model the theoretical work on fuel rod behavior under LOCA conditions will be completed.
- Completion of the analysis of a PWR core under 2F LOCA conditions using SSYST-3.
- Documentation of how to install the systems nucleus, data bases etc.
- In cooperation with IKE Stuttgart, implementation of systems extensions necessary for modelling severe fuel damage. This involves also a generalized execution sequence control in SSYST-3.
- Continuation of work on the development of SSYST-4.
- Verification of PECLOX using existing experimental data (IMF I)
- Investigations on the interaction between coolant channel and cladding.
- Implementation and testing of the SCDAF computer code.
- Analyses of accompanying SFD-experiments belonging to the project 06.01.16 (ESSI, ESBU).

- 06.01.07 Fuel Rod Behavior in the Blowdown-Phase of a LOCA
- 06.01.07/11A Investigation on the Fuel Rod Behavior under Controlled
/12A Thermal Hydraulic Boundary Conditions (COSIMA)
- (PNS 4236) (G. Class, R. Meyder, E. Stratmanns; IRE
K. Hain, F. Brüderle †, T. Vollmer; IT)

Work performed

In 1983 some system tests have been performed with COSIMA test facility and RELAP/4mod6 was used to recalculate COSIMA experiments.

Results obtained

The recalculations of COSIMA-blowdown-experiments in general show fair agreement with the data. In some details however the discrepancies are quite large. The discrepancies occur during flow from the upper to the lower plenum. In this case RELAP4/mod6 calculates too large mass fluxes. The reason for this discrepancies is not yet quite clear. One explanation is that the discharge rates from the upper plenum are too small, another one is that the fluid model in RELAP4/mod6 is not adequate to describe the behavior of the two phase mixture in the globular upper plenum with connection to the test section on the bottom.

A sensitivity study indicated that the results are quite sensitive to the valve cross section, less sensitive to the stored energy in the test section and almost insensitive with respect to the fluid model in the plenum.

Plans for future work

To investigate the discrepancies observed in more detail, series of simplified experiments with COSIMA will be performed and recalculations will be done using DRUFAN 02/mod0 and RELAP5.

- 06.01.09 Fuel Rod Behavior in the Refill and Reflood Phase
of a LOCA
- 06.01.09/06A Investigations of the Interaction between Ballooning
PNS 4238 Zircaloy Claddings and the Emergency Core Cooling
(REBEKA)
- (K. Wiehr, F. Erbacher, U. Harten, W. Just, P. Schäffner; IRB)

Work performed

Preparation, performance and evaluation of REBEKA-6 (German Standard Problem No. 7 DSP 7) and International Standard Problem No. 14 (ISP 14).
Evaluation on premature local quench front effects.

Results obtained

The REBEKA-6 bundle test with flooding had the aim to investigate the influence of the flow direction on Zircaloy cladding deformation and the coolant channel blockage. The flow direction during the refill- and the reflood-phase was unchanged and as a consequence a higher coplanarity of the bursts was expected, similar to that observed in the NRU-tests.

Because of the relatively simple cooling conditions this experiment had been chosen as DSP 7 and ISP 14. The cladding temperature readings of the two unpressurized undeformed rods were used to calculate the heat transfer coefficients of the experiment. (Input data for the Standard Problem). The central rod was replaced by a dummy tube for fluid thermocouples. All other rods were pressurized and deformed during the test. The experiment has been performed successfully on March 24, 1983.

The test conditions were the following:

Steam flow upwards through the bundle at 4 bar and an inlet temperature of 150°C (mass flow 11,5 g/s). When a constant temperature in the whole bundle was obtained the rods have been pressurized from 5 to 60 bar. With a power of 7.8 KW/rod the bundle has been heated up to a cladding temperature of 765°C at an axial elevation of 1850 mm. Reaching this temperature the power has been reduced to 6.6 KW/rod and flooding started with a flooding rate of about 3 cm/s (mass flow 173 g/s). The flooding water temperature was 130°C.

The power was kept constant until the whole bundle was rewetted (quenched). The axial cladding temperature obtained were the result of the local specific power of the rods, the local heat transfer conditions of the steam - and the two-phase flow and the plastic deformation of the Zircaloy claddings.

First evaluations of the experimental data proved the expected influence of the flow direction on bundle deformation. Higher coplanarity led to a maximum of the coolant channel Blockage of 60%.

In the REBEKA program which used electrically heated fuel rod simulators with pressurized Zircaloy claddings and a gap between the cladding and the pellets the coolability of ballooned and burst cladding has been investigated in more detail.

It has been shown that premature local quench fronts are generated at the bursts long before the regular quench front would have reached these axial elevations. Such local quench fronts propagate in the axial and lateral directions and cause a fast quenching of the hot fuel rod bundle regions around burst claddings.

Plans for future work

- Single rod experiments with recrystallized Zr-4-claddings.
- Bundle experiment with flooding in a 7x7 array with modified thermohydraulics.

06.01.20/01A Fuel Rod Simulator Effects in Flooding Experiments (SEFLEX)
PNS 4260 (P. Ihle, K. Rust, H. Schneider; IRB)

Work performed

The experiments involving non-deformed rod bundles were completed. Evaluation of the measured data goes on. Presently there are discussions about experiments to be possibly performed in 1984 with pre-deformed ballooned cladding tubes equivalent to a 90% local coolant channel blockage (see FEBA series III).

Results obtained

Pretest calculations performed with RELAP4/MOD6 with the objective of comparing the fuel rod behavior with the behavior of the FEBA and REBEKA fuel rod simulators yielded, e.g., the following results at 4 bar system pressure and 3.8 cm/s flooding rate:

Wetting time approximately at bundle mid-plane:

- REBEKA rod: 6% shorter than for FEBA rod;
- fuel rod: 16% shorter than for FEBA rod.

Maximum cladding tube temperatures approximately at bundle mid-plane:

- REBEKA rod: about 5 K higher than for FEBA rod;
- fuel rod: about 15 K higher than for FEBA rod.

The results are based on the same initial and boundary conditions each.

On the other hand, the experimental comparison of the behavior of FEBA and REBEKA rods yields the following values with the flooding parameters unchanged:

Wetting time approximately at bundle mid-plane:

- REBEKA rod: 20% shorter than for FEBA rod.

Maximum cladding tube temperature approximately at bundle mid-plane:

- REBEKA rod: about 40 K lower than for FEBA rod.

The REBEKA rods had been filled with helium, the gap width was 0.05 mm. A lower heat transmission in the gap between the cladding tube and pellet increases the said differences. The evaluation of the SEFLEX experiments is still in its initial phase.

Plans for future work

The evaluation will be continued, the results will be documented. Experiments involving previously deformed Zr4 cladding tubes, i.e., cladding tubes with 90% local coolant channel blockage, are planned for 1984. The project will be completed with the termination and evaluation of these experiments.

06.01.16 Investigations on Severe Core Damage

06.01.16/17A Oxidation Behavior of Zircaloy Cladding Tubes

PNS 4254 (S. Leistikow, B. Bennek-Kammerichs, H.v. Berg,
G.Schanz, H. Uetsuka; IMF-II)

Work performed

Additional evaluations and documentation of isothermal high temperature oxidation experiments of Zircaloy-4 tube sections in steam at 600-1600°C. Temperature transient oxidation experiments in the temperature-time range of the breakaway effect. Investigations of the kinetics of Zircaloy-4 oxidation in air at 750-1200°C. Start of parameter studies towards the influence of reduced steam supply and hydrogen additions on the oxidation.

Results obtained

Additional microstructural evaluation of specimens and hot extraction analysis of the hydrogen uptake during the breakaway-influenced oxidation complete the overview of the isothermal long-term behavior of Zircaloy-4 steam.

The transient experiments consisted of linear temperature ramps ($+ 0.1 \text{ Ks}^{-1}$) after isothermal pre-oxidation into the boundary range of the breakaway. It was confirmed that isothermal results can be transcribed to the transient case, and that the occurrence of the breakaway effect is limited to strong oxidation at temperatures $\leq 1050^\circ\text{C}$.

The oxidation kinetics of Zircaloy-4 tube sections in air was investigated under the aspect of fire hazard in a reprocessing plant. For the specimens held at reaction temperature under inert gas the initial temperature increase ΔT after air inlet was measured as function of specimen initial condition and air supply. For metallic, i.e. non-preoxidized specimens a peak of 25 K and 670 K was registered for 750°C and 1200°C, respectively. At 1100°C it was realized, that the tendency to sudden energy release diminished gradually with the increase in the thickness of scales formed during prior steam exposure. The same trend holds for air supply reduction to 10 or 1%, respectively, of the standard value of 60-85 mg/s (1 m/s).

If the release of heat occurs parallel to and contributes to a heat-up phase, the temperature peak can be suppressed. A series of experiments in air (750-1200°C) with this test conduct condition resulted in oxidation kinetics which were qualitatively similar to steam but characterized by a higher level of mass increase and earlier breakaway transition.

Literature results of the influences of reduced steam supply and hydrogen enrichment on the Zircaloy-4 oxidation behavior during severe accidents are available. Own investigations, however, will be special parameter tests under well-defined conditions, realized by stationarily flowing atmospheres. This activity has been initiated by test planning, modification of facilities, and calibrations. First test series are being performed in steam at 1000 and 1100°C, and in steam-hydrogen-argon mixtures at 800°C.

First results of tests in steam at 1000°C and of 15 min duration have confirmed the oxidation kinetics at considerably lower steam supply rates. Further reduction of steam velocity reduced the reaction rate. More scattered results at 1100°C confirmed this trend.

In steam-argon and steam-hydrogen-argon tests at 800°C (2 min - 6 h) the argon is being used as carrier gas and in order to reduce the hazards of hydrogen. For the higher steam supply rates the results for pure steam have been confirmed and no influence of hydrogen and argon additions was found. Diminishing steam supply increased the hydrogen uptake, parallel to the oxidation, for which a trend from cubic to parabolic towards linear kinetics was registered. The extreme case of hydriding leads to initially linear hydrogen uptake towards a saturation level of almost 50 at.%. The hydriding reaction is to be considered as an additional heat source.

Plans for future work

Documentation of the investigations of Zircaloy-4 oxidation in steam and air. Continued studies towards the influence of reduced steam supply and of hydrogen contents in steam on the oxidation kinetics.

06.01.16/16A Mechanical and Chemical Behavior of Zry-4 Cladding
PNS 4253 and UO₂ Fuel during Severe Core Damage Transients

(P. Hofmann, Ch. Adelhelm, D. Kerwin-Peck, P. Nikolopoulos,
J. Burbach, Ch. Gosgnach, G. Gausmann, K. Kurz, H. Metzger,
G. Nagel, E. Nold; IMF I)

Work performed

- Isothermal and temperature transient UO₂/Zry-4 reaction experiments with 100-mm long fuel rod segments, performed in argon between 1000°C and the melting point of Zircaloy-4 (about 1760°C).
- Temperature transient solid UO₂/liquid zircaloy chemical interaction experiments in argon up to about 2000°C.
- UO₂/zircaloy reaction experiments in argon above 3000°C.

Results obtained

- The UO₂/Zry isothermal solid state reaction experiments performed under inert gas conditions were completed and the test results have been compiled /1,2/. It has been shown that, when the cladding tube collapses onto the fuel, the Zry oxidizes from the inside surface above 1100°C due to interaction with the UO₂ at the same rate as from the outside surface due to steam. The additional uptake of oxygen from the inside surface accelerates the embrittlement of the cladding and increases the possibility of fuel rod fragmentation. Due to the reduction of UO₂ by Zry during which metallic uranium and α-Zr(O) form, up to 9 vol.% of the UO₂ may be chemically dissolved. Therefore, increased release of gaseous and highly volatile fission products must be expected.
- The temperature transient UO₂/Zry reaction experiments were performed at two heatup and cool down rates (2 and 10 K/s) between 1000 and 1700°C. The holdup time at the maximum temperature was 10 s. At a heatup rate of 2 K/s and a maximum temperature of 1600°C about 50% of the cladding tube wall was transformed into oxygen stabilized α-Zr(O) due to interaction with the UO₂ /3/. If, at the same time, the cladding undergoes external oxidation the material after this temperature transient is completely transformed into α-Zr(O) and hence embrittled.
- In temperature transient experiments performed in argon with short fuel rod segments up to 2000°C, UO₂ was dissolved to different extents by molten Zry, depending on heatup rate and external pressure /3/. At low heatup rates

(2 K/s) with good UO_2/Zry contact (external pressure of 40 bar), the Zry was completely transformed into $\alpha\text{-Zr(O)}$ during heatup as a result of the reaction with UO_2 . The cladding therefore melted at a higher temperature (melting point of $\alpha\text{-Zr(O)}$ is 1970°C) and less UO_2 was dissolved since the cladding was saturated with oxygen. At high heatup rates (10 K/s) with poor UO_2/Zry contact (external pressure of 1 bar), the nearly unoxidized cladding began the melt at approximately 1760°C . The oxygen-poor Zry melt dissolved large amounts of UO_2 as it ran down the fuel stack /3/.

- Preparation of a UO_2/Zry structure catalog is in progress. UO_2/Zry and $\text{UO}_2/\text{ZrO}_2/\text{Zry}$ mixtures containing varying fractions of the initial components have been melted in an arc furnace and subsequently homogenized at 1400°C for 30 minutes. The final phase structures of the solidified specimens will serve as reference structures for UO_2/Zry and steam/ UO_2/Zry reaction experiments performed above the melting point of Zry. The fraction of dissolved UO_2 in molten Zry containing varying amounts of oxygen can therefore be estimated by comparison of the metallographic results of test specimens with those of the reference specimens /3/. This technique can be used for complex out-of-pile and in-pile LWR fuel rod experiments.

Plans for future work

- Investigation of the UO_2/Zry reaction under oxidizing conditions (isothermal and temperature transient experiments).
- Determination of the rate of dissolution of solid UO_2 by liquid Zry as a function of temperature and time. A new melting apparatus (LAVA) has been purchased and is in operation.
- Quantitative determination of the final phase fractions in reference UO_2/Zry melt samples.

References

- /1/ P. Hofmann, D. Kerwin-Peck; $\text{UO}_2/\text{Zircaloy-4}$ chemical interactions and reaction kinetics from 1000 to 1700°C under isothermal conditions, KfK 3552 (1983), Final Report
- /2/ P. Hofmann: Out-of-pile $\text{UO}_2/\text{Zircaloy-4}$ experiments under severe fuel damage conditions, OECD-NEA-CSNI/IAEA Specialists' Meeting on Water Reactor Fuel Safety and Fission Product Release in Accident Conditions, RISØ, Denmark, May 16 - 20, 1983

/3/ P. Hofmann, D. Kerwin-Peck:

Chemical Interaction of Zircaloy-4 with UO_2 above $1700^{\circ}C$ under Nonoxidizing Conditions, International Meeting on LWR Severe Accident Evaluation, Cambridge, MA, USA, August 28 - September 1, 1983

06.01.16/14A Out-of-pile Bundle Experiments on Severe Fuel Damage
/15A (CORA)

PNS 4251/52 (S. Hagen, K. Hain, F. Brüderle, W. Butzer, A. Grünhagen, J. Hanauer, G. Harbauer, W. Lange, W. Leiling, H. Malauschek, F. Schloß, T. Vollmer, K.P. Wallenfels; IT)

Work performed

Construction of the CORA-facility:

Considerable progress has been made in the construction of the CORA-facility. The CORA-containment was erected within the containment (hall) of the former FR2 research reactor. The platform for the control room was built. The surge condensor and the two vent condensors have been mounted in the CORA-containment. The exhaust line with air injection was assembled and connected to the 8000 m^3 degassing facility of the FR2.

The superheater for the production of $1000^{\circ}C$ steam has been designed. In this connection calculations were made for the distribution of the steam in dependence of the rod arrangement relative to the shroud.

Experimental tests provided empirical relations used in estimating the eddy current and hysteresis losses of current brought through the containment and the quench vessel. These tests resulted in the use of DC-current for the fuel rod simulators.

For the development of the fuel rod simulator, tests in 1:1 geometry were done.

Test in the NIELS-facility:

Cross sections of single rod and fuel rod bundle of the escalation test series (ESSI 1-11, ESBU 1 + 2A) were made. These cross sections were examined by optical microscope and microprobe.

To investigate the processes occurring in the gas phase and their effect on the escalation behaviour, comparative experiments in Ar/steam and Ar/ O_2 mixtures were done. The amount of available oxygen and the electrically driven heatup rate are the same for both experiments.

Results obtained

The posttest investigations of the bundle experiments show that the melt formed by interaction between molten zircaloy and the UO_2 pellets. UO_2 was dissolved by the molten Zircaloy. In the refrozen melt 3 phases were found: α -Zr(O) with a small U-content, an U-rich (U,Zr)alloy and a (U,Zr) O_2 mixed oxide.

The investigation of oxidized cladding surrounded by refrozen melt, shows that the molten cladding not only dissolves UO_2 , but also attacks the ZrO_2 which has formed during heatup. In direct contact with steam the melt changes into an (U,Zr) O_2 mixed oxide. The comparative experiments in atmospheres of Ar/ O_2 and Ar/ H_2O showed than an earlier and much higher temperature escalation in an Ar/ O_2 atmosphere.

Plans for future work

The construction of the CORA-facility is on going. Also the program-system for the data evaluation will be developed. Experiments in the NIELS-facility for investigations of the escalation behavior and the test of instrumentation for CORA are continuing.

06.01.16/13A Long Term Coolability of Severely Damaged Cores (COLD)
PNS 4250 (G. Hofmann, H. Schneider; IRB)

Work performed

A quasi-steady-state model /1/ to follow up the transient dryout behavior of particulate beds before any superheating starts was developed and was applied to predict experimental results. An experimental apparatus for tests with deep beds and variable liquid flow into the bottom was designed and ordered. The search for an appropriate method of measuring the saturation in the bed was continued with pre-tests.

Results obtained

Last year's dryout experiments have demonstrated that there is a continuous change of the liquid inventory (saturation transient) in the bed between the time of critical power increase and the time of the appearance of the first dry spot. On the basis of Lipinski's steady state dryout model /2/ a computer

model was developed that allows to calculate the saturation transient as a sequence of quasi-steady-state steps. As compared with the fully transient treatments of Turland/Moore /3/ and Gorham-Bergeron /4/ the method has an advantage; with reasonable computer time the transient can be calculated up to the point of incipient dryout without being forced for calculational reasons to abandon terms of the basic model equations. It has been demonstrated that the accuracy of the quasi-steady-state approximation is good. A comparison of calculated and measured saturation transients has confirmed a preference for an exponent as high as 4 or 5 rather than 3 in the turbulent relative permeability functions. A method utilizing the dielectric qualities of a particulate bed with changing saturation seems to offer a basis for a saturation measurement technique.

Plans for future work

Experiments with deep beds and liquid flow into the bottom of the bed driven by a variable downcomer head.

References

- /1/ G. Hofmann, T. Schulenberg: A Quasi-Steady-State Approximation to the Transient Dryout Behavior in Debris Beds.
Proc. Int. Meeting on LWR Severe Accident Evaluation, Cambridge, Mass.
(Aug. 1983) S. 18.6/1
- /2/ R.J. Lipinski: A Model for Boiling and Dryout in Particle Beds;
NUREG/CR-2646 (June 1982).
- /3/ B.D. Turland, K. Moore: One Dimensional Models of Boiling and Dryout:
Proc. of the International Information Exchange Meeting on Post Accident
Debris Cooling, Karlsruhe, July 1982, p. 192.
- /4/ E. Gorham-Bergeron: A One Dimensional Time-Dependent Debris Bed Model;
Proc. of the ASME-JSME Thermal Engineering Joint Conf.,
Honolulu (March 1983), p. 23.

06.01.17 Investigations on the Accident Behavior of
Advanced Pressurized Water Reactor (FDWR)

06.01.17/11A Flooding and Deformation Behavior of Closely
PNS 4240 Packed Hexagonal Fuel Rod Bundles
(F.J. Erbacher, W. Just, P. Schäffner, H. Schmidt,
E. Vogel, K. Wiehr; IRB)

Work performed

- Fabrication of full-length electrically heated fuel rod simulators with cosine shaped axial power profile.
- Single rod burst tests on shortened SS-cladding tubes.

Results obtained

Some 150 burst tests on shortened single rods with smooth SS-claddings and those with helical fins (material 1.4970, 10.1x0.4 mm, 6 helical fins, fin height 0.3 mm) have been performed in steam at constant internal pressure within the tube and constant heating rate of about 5 K/s. The internal pressure was varied as a parameter in the range of 20 to 140 bar.

The burst temperatures of SS-claddings are higher by about 200 K compared to Zircaloy claddings (10.75 x 0.725 mm). Smooth SS-cladding tubes and those with helical fins show identical burst temperatures.

The circumferential burst strains of SS-cladding tubes with helical fins are substantially lower compared to those of smooth SS-claddings. The maximum circumferential burst strains occur at a burst temperature of approx. 1100°C, they amount to about 75% for smooth claddings and are limited to about 20% for claddings with helical fins.

Plans for future work

- Fabrication of fuel rod simulators.
- Assembly and instrumentation of the 61-rod test bundle.
- Bundle test with flooding on a 61-rod bundle.
- Single rod burst tests on smooth SS-cladding tubes and those with helical fins.

06.01.17/12A Investigations of the Influence of Oxide Fuel and Fission
PNS 4242 Products on the Mechanical Properties of Steel Cladding Tubes
(P. Hofmann, U. Liesenfeld, J. Burbach, D. Kempf, M. Metzger,
K. Rauhut; IMF I)

Work performed

Short-term creep rupture tests performed from 800 to 1200°C with fission-product-containing 1.4970 tubular specimens.

Results obtained

Of all of the elemental fission products (Cs, I, Te) and Fuel (UO_{2+x})/fission product mixtures investigated, only tellurium exerted a distinct influence on the burst strain and time-to-failure of the 1.4970 cladding tubes. In direct contact with liquid tellurium ($T_m \sim 450^\circ C$), the tubular specimens exhibited low ductility failure at all temperatures investigated (800 to 1200°C). The burst strains in all cases were less than 1%, compared with burst strains between 5% at 800°C and 45% at 1000°C for the reference specimens (without fission products). The times-to-failure of the specimens were also significantly reduced.

In follow-up experiments, the influence of gaseous tellurium on the mechanical properties of 1.4970 tubes was studied. The effect of gaseous tellurium is markedly less than of liquid tellurium, particularly below 900°C, and depends greatly on the tellurium partial pressure. As with liquid tellurium, accelerated low ductility cladding failure took place.

Plans for future work

- Investigation of the chemical interactions between UO_{2+x} and 1.4970 stainless steel and between UO_{2+x} and Zircaloy-4 above 1000°C.
- Continuation of the creep rupture tests with 1.4970 tubular specimens in the presence of tellurium. Determination of the critical tellurium concentration. Extension of the tests to longer service lives.
- Burst experiments with 1.4970 tubular specimens containing different metal/metal telluride mixtures.

06.01.17/13A Oxidation Behavior of Stainless Steel Cladding Tubes
PNS 4243 in Steam
(S. Leistikow, H.v.Berg, G. Schanz; IMF-II)

Work performed

Comparative investigations of the kinetics of the steam oxidation of tube sections of the materials 1.4914, 1.4970, and Zircaloy-4 of SNR- and LWR-dimensions at 600 - 1300°C up to 6 hours. Evaluations by gravimetry, metallography and microanalysis.

Results obtained

The double-sided attack of steam on the tube walls of Zircaloy-4 and high-temperature creep resistant steels at temperatures far above their resistance limits for suitable technical long-term service yielded interesting results. The time dependence of oxygen uptake can be described as parabolic for all the investigated materials and the regime of very high temperatures and limited times. The parabolic rate coefficients calculated thereof are given as functions of the reciprocal absolute temperature according to Arrhenius and allow a first comparison of the materials: The austenitic steel No. 1.4970 is the most resistant, the ferritic steel No. 1.4914 the least resistant and Zircaloy-4 is between both.

This behavior results from a relatively undisturbed morphology of oxide growth from both sides into the exposed tube wall. The oxidation products are closed barrier layers forming a strongly adhesive compound with the underlying metallic substrate.

For Zircaloy-4 at temperatures below 1050°C mechanical instability of the scale microstructure (breakaway) is the reason for the transition from an initially parabolic to a linear scale growth. Oxide spalling or the loss of the specimen integrity, however, are not observed during the investigated time range. Other deviations from the parabolic behavior are realized only after the onset of total consumption of the tube walls. The observed reactions are terminated slowly by the final lack of oxidizing metallic matter.

Dimensional changes of serious extent are occurring. Their technical relevance, however, can only be judged on the basis of the design criteria of the respective core structure.

The oxidation products differ in one essential item: ZrO_2 is melting as high as $2700^{\circ}C$, whereas the iron oxides already melt at about $1500^{\circ}C$. At temperatures higher than those chosen here as reaction temperatures, the steels and their oxides would thus form molten phases.

Plans for future work

Investigation of the material No. 1.4914 at $600-900^{\circ}C$ in the solution treated condition.

06.01.17/14A Investigation of the Mechanical Behavior of Cladding

PNS 4244 Material for APWR

(C. Petersen, H. Schneider, B. Seith; IMF II)

Work performed

The literature search to select alternative cladding material for APWR is published. Preliminary creep tests had been started on the austenitic steel (W.No. 1.4970) and the ferritic steel (W. No. 1.4914).

Results obtained

Only few information from own uniaxial creep tests is available now. The cooling water circulation system of the high temperature - high vacuum furnace made difficulties. So instead of running the test program as it was planned, the efforts had been concentrated on the elimination of the problems.

Plans for future work

Continuation of the temperature transient creep tests and check of the life fraction rule in regard of their applicability on steels.

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

06.01.11/26A Investigations on the Interactions of Fission
PNS 4311 Products and Aerosols in LWR-Containments
 (H. Bunz, M. Koyro, W. Schöck; LAF I)

Work performed, results obtained

Early in 1983 the NAUA code was transferred to Stone & Webster Eng. Corp., Boston, to be used in the ANS Source Term Study. The calculations are being conducted by SWEC and KfK. Accidents with low probability and high consequences were investigated as e.g. the AB- β sequence. Retention of 4-5 have been calculated.

The diffusionsphoretic deposition model in NAUA-Mod5 was developed following the work of Waldmann and Schmitt. The molar gradient of water vapor in the original formulation could be eliminated. Using the diffusion equation for vapor in air the gradient was substituted by measurable quantities as air and steam partial pressures and integral condensation rates. These quantities are also calculated by most containment codes. Experimental verification of the model was obtained from direct measurements. A special probe was developed which separates the aerosol particles from the steam and does not influence the bulk aerosol system. A reasonable agreement of measured deposition with calculations was obtained.

Calculations with NAUA-Mod5 for reactor scenarios shows that diffusiphoretic deposition effectively contributes to the long term removal of aerosols in the containment. Short term effects are not very pronounced.

The preparation work for DEMONA is nearly completed. A thermodynamic test of the model containment facility was successful. The leak rate of the containment was measured by four independent methods. A very good agreement between the results was obtained.

The aerosol will be generated with plasma spray guns using Fe, Sn and Ag powders. A preliminary test series with a smaller gun was performed to optimize the process. The required generation rates of 1 g/min. kW were

easily achieved in all tests. The construction of the generators for DEMONA is now completed and first testing is underway.

During the thermodynamic test also part of the aerosol measuring instrumentation was installed and tested under real conditions. A filter sampling unit, a fotometer and a depositon sampler were ounted inside the containment over the full test period of 8 days. Also one calorimetric device to measure the droplet concentration was tested. Three such calorimeters will be used later.

Layout calculations have been continued with NAUA-Mod5. The diffusiophoresis - as in the reactor scenario - mainly influences the long term depletion of the aerosol. This means that the sensitivity limit of the instrumentation will be reached somewhat earlier as previously assumed.

Plans for future work

In 1984 the DEMONA experiments will be started and continued and completed in 1985. Each experiment will be calculated pre and post test. A documentation of each test will be done.

06.01.11/27A Constitutions and Reaction Behavior of LWR Materials at
PNS 4314 Core Melting Conditions
 (V. Schauer; IMF I)

Work performed

- Further constitutional investigations in the U-Zr-O system at temperatures between 1500 and 2000^oC.
- Concrete samples containing basaltic as well as iron oxide (magnetite, hematite) aggregates were examined by thermal analysis methods, the reactions and the related heat contents were determined.

Results obtained

- The phase relations of the isothermal sections at 1600 and 1800^oC in the ternary U-Zr-O system were roughly determined.

- The heat of ablation was calculated for various types of concrete. As a result of the chemical interaction between a steel melt and a concrete crucible in laboratory scale tests, the following gases were released: H_2O , CO_2 (from concrete), H_2 , CO , CH_4 (formed by chemical reactions), N_2 , O_2 (from the pores of the concrete crucible). It could be shown in these tests that the oxidation of the melt by the iron oxide aggregates resulted in a decrease of the H_2 production by a factor ~ 20 , compared to basaltic concrete. Moreover, the erosion rate of this high-density concrete is lower than that of basaltic concrete.

Plans for future work

Termination of the constitutional investigations in the U-Zr-O system and of the investigations regarding the fission product release from burnt-up LWR fuel rods with varied heating-up conditions. Examination of samples from the BETA tests.

06.01.11/28A Experimental Determination of Fission and Activation
PNS 4315 Product Release during Core Meltdown Accidents
 (H. Albrecht, K. Nolte, V. Prech, K.H. Simon, H. Wild; IRCH)

Work performed

- Investigations due to 3.1 were carried out to study the influence of the steam supply on the release of Te, Ba, and Ag. The test atmosphere and flow rate were varied as follows:
 - 30 ltrs of steam/min
 - 28 ltrs of argon + 1.5 ltrs of steam/min
 - 28 ltrs of argon + 1.5 ltrs of hydrogen/min.
- Investigations due to 3.2 were completed after evaluation of the second test.
- Investigations due to 3.3 were cocused on the formation of AgI shortly after the release from the fuel and from the Ag-In-Cd absorber, respectively

Results obtained

- It was found that the release of Te, Ba, and Ag is strongly dependent on the degree of the Zircaloy oxidation. With increasing steam supply the release of Te and Ag increases while that of Ba decreases.
- The fraction of iodine remaining in the core melt after a fast heatup was completely released during the first minutes of the melt/concrete interaction. In addition, Te and Ag were identified as elements with high initial release rates (in the order of 10 % per minute) while the contribution of Ru, Sb, and Mo to the overall release were much less significant.
- By solubility tests of the aerosol particles deposited on the transport line and on the fiberglass filters it was found that up to 25 % of the released iodine was insoluble in water but soluble in sodium thiosulfate, $\text{Na}_2\text{S}_2\text{O}_3$. This fraction was interpreted to be AgI.

Plans for future work

Further investigations:

Characterization of the iodine and cesium species in the primary system as well as their interaction with aerosol particles and steel surfaces.

06.01.12 Investigation on the Interaction of Steel Melts and Concrete

06.01.12/25A Erosion of Concrete by Steel Melts Investigation of the
PNS 4325 Melt Front Velocity
(S. Hagen, A. Grünhagen, H. Malauschek, K.P. Wallenfels,
N. Paroth, G. Prokott, R. Töpfer; IT)

Work performed

For the tests starting next year the instrumentation was installed in the BETA-crucibles. Quartz rods are used to position the detectors. The rod arrangement was modified to reduce the production costs.

The data evaluation system was installed and tested in the control room of the BETA-building. After completion of induction heating system the first test was run to provide data on the influence of the induction field on the instrumentation.

Results obtained

Due to the large dimensions of the BETA-crucible (height: 3 m; diameter: 1.2 m; weight: ca. 5 t) it is necessary to use elastic connections between the quartz rods of the detector positioning system. Each crucible contains 108 thermocouples and 16 moisture detectors. The data evaluation system can measure up to 200 parameters.

After completion of the induction heating system the first test was run to determine the influence of the magnetic field on the instrumentation. For this test an empty crucible with the original detectors was brought into the 4.5 MW induction field. No influence of the induction field on the thermocouples could be determined.

Plans for future work

In 1984, the experiments will be started according to the test matrix.

06.01.12/26A Experiments on the Interaction between Steel Melts and
PNS 4323 Concrete

(D. Perinic, R. Döbele, M. Hespeler, W. Höhn, B. Kammerer,
U. Krichhof, W.D. Klotz, H. Lukitsch, A. Mack, N. Paroth,
G. Prokott, R. Töpfer, D. Zimmerlin; IT)

Work performed

Work relating to following items of research program has been carried on:

1. Concept, planning, construction and operation of the BETA test facility for experiments on the interaction of steel melts and concrete.
2. Development and acquisition of the measuring technology for the facility.
3. Planning, preparation, implementation and evaluation of experiments.
4. Coordination of construction measures including the licensing procedure.

Results obtained

Ad 1: Power tests were performed at the BETA facility with the maximum plant voltage applied. Additional cooling pockets had to be welded on near the main current bus circuit and the coolant water flows had to be increased in the upper and lower coil turns. The calorimeter test for proving the accuracy of measurement in the determination of induced power was completed. The acceptance tests were performed by the Technical Inspectorate (TÜV) for the compressed air system, Ar-system, lifting platform and electric oscillation circuit. The offgas system was ordered. The firm receiving the order is not in a position to observe the time schedules. This will delay by approximately six months commissioning of the whole facility. Therefore the melt acceptance test will probably start as late as in early 1984

Ad 2: A circuit for current supply of the offgas ignition device was designed, built and tested. A constant glowing temperature of the ignitors independent of the ambient temperature was thus achieved. Testing of the buffer amplifier and pre-amplifier plug-in units has been completed. The film camera, television camera and periscope have been perfectly adapted to each other. The measuring concept was subjected to further testing in the power test of the BETA facility and another melt experiment

(crucible B5) carried out in the open air, part of it with the BETA instrumentation and measurement control. Likewise, the accompanying work (routing lines, connecting instruments, adjusting, etc.) was performed. A device for measurement and readout, respectively, of the wind direction and speed was selected and ordered.

Ad.3: In the B1 test a ceramic sealing cord provided between the crucible and the cap was tested with a view to its use in the BETA facility. An 80 kN contact force corresponding to the force in the BETA facility was applied via spring scales (crane scale of 5 and 10 tons capacity) and chain hoists. The rise in force during the test was measured. A 1 m long offgas pipe was connected to the outlet flange of the covering cap. Discharge of the melt into the melt separator was simulated. In the B5 open air test performed to BETA scale the furan resin coating during ignition of 600 kg thermite powder in the concrete crucible proved its worth. The infrared and ratio pyrometers as well as the viewing periscope with television and film cameras operated for about 30s whereupon the pupillary aperture of the associated cooler was plugged by melt thrown upwards. The coolers were connected to the water loop and the argon sweep system of the BETA facility. The coupling tests at approximately 4.6 MW full load with the BETA facility running idle have shown that the argon pipes running through the crucible protection tube are heated to about 60°C and the cable train at the crucible outlet is not noticeably heated. A heating rate of roughly 2.3 K/s was measured on the immersion lances. Crucible fabrication was terminated with the last crucible accepted, documented in a primary report, and transferred to KTB.

Ad.4: After all lots were terminated largely on schedule the requested acceptance tests by the Technical Inspectorate (TÜV) were made for the general electric power supply, the grounding system and the lifting devices of the flue gas facility. In addition, acceptance tests were carried out relating to the functioning of the in-house supply systems, such as heating system, ventilation system, sanitation and electro-technical system which were transferred under the responsibility of the respective maintenance and repair services. Following the acceptance tests the in-house supply and discharge facilities started operation the necessary mending work on construction parts was made. Thus, except

for some remaining work which can be performed only after completion of process technological assembly, the construction work can be considered as completed.

Plans for future work

Continuation of work on 1, 2, 3 and 4.

06.01.12/27A Hydrodynamical and Thermal Models for the Interaction
PNS 4331 of a Core Melt with Concrete
(M. Reimann, S. Stiefel; IRB)

Work performed

- Development of the modelling of the heat transfer in connection with the transient crust growth
- Implementations of the models in WECHSL
- Programming work for the iodine model.

Results obtained

The freezing phenomena of the melt have a strong feedback on the heat transfer. From the beginning formation of crusts till to the existence of a completely frozen melt layer, a number of different and rather complex situations are passed through. The growing crusts are at first thin skins which flow with the movements of the melt layer. Thus, the driving mechanism of the gas bubbles on the convective motion inside the molten pool is not influenced considerably. With increasing thickness, the crust is stabilized and it ends up finally as a solid wall. For a thick crust with transient heat conduction, the following possibilities exist in principle for the heat transfer mechanisms, each between the molten pool and the inner side of the crust and between the outside of the crust and the concrete:

- discrete bubble model - crust permeable for gases - film model
- discrete bubble model - crust permeable for gases - two-phase model
- natural convection - crust impermeable for gases - two-phase model.

The separate models have been developed in different research programs, at last the two-phase model (PNS 4331), where the gap between the crust and the concrete is filled by molten concrete decomposition products and gas bubbles. It is still an open question at what crust thickness a transition from one heat transfer mechanisms to another occurs. This may be solved at one hand by

further model experiments and on the other hand by the BETA experiments with partially frozen layers.

As shown by numerous WECHSL runs, the vertical concrete erosion is reduced considerably after the metal melt has formed by crusts its own crucible. Consequently, an increased radial erosion by the oxidic melt occurs. As proved by model experiments the oxidic melt will then override the partially frozen metal melt. Thus, the oxide melt gets increasingly into contact with the metal crust which leads to a partial remelting of this crust which leads to a partial remelting of this crust. This behavior is also considered in WECHSL.

Plans for future work

- Further development of the physical models.
- Computations of simulation experiments and of core melt accidents.

06.01.12/28A Development of Models for the Analytical Determination of
PNS 4334 Core Meltdwon Accidents
 (H. Alsmeyer, K. Dres; IRB)

Work performed

- Experiments on heat transfer and fluid flow in simulated core melts with existing crusts.
- Model experiments on crust formation and stability in two component melts with decay heat simulation.

Results obtained

In the late phase of a core meltdown accident the melt solidifies at the interfaces which are in contact with the concrete. Because of the continuing concrete erosion a gap is existent between concrete and melt crust over longer periods of time. The gap is filled with silicious melt and gases of the decomposing concrete. Heat transfer and flow pattern in the gap are characterized by two phase flow behavior. Heat transfer measurements carried out for a vertical gap under variation of gas rate and fluid properties of different Prandtl numbers may be applied to the core meltdown accident on the base of similarity laws. The different ways of gas entrance into the gap - radial and/or from the bottom - may be taken into account. The relations will be used

in the computer codes for the meltdown accident.

Model experiments on the long time behavior of the melt show that heat transfer from the melt is strongly dependent on the properties of the crusts. Gas-permeable crusts which are formed initially at relatively high decay heat production allow stationary heat removal over long periods of time. The gas percolating crusts and melt keeps the melt well stirred and the heat transfer high, resulting in a low temperature level of both metallic and oxidic phases. At low level of decay heat, gas tight crusts form and heat transfer in the melt is by free convection only due to the temperature induced density gradients. Consequently, the temperature in the oxidic melt, containing the larger amount of internal heat sources, is well above the temperature of the metallic melt and remarkably higher than for higher heat production. For the real situation of a core melt with additional vertical walls an increased radial melt front propagation is expected after start of freezing. Following these models the oxidic melt would overtake the solidified metallic phase radially and a remelting and reformation process of the melt phases would occur.

Plans for future work

Further modeling of long time behavior of core melts. Execution and interpretation of BETA experiments for verification of computer codes.

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

06.01.14/16A Determination of the Iodine Species in the Exhaust

PNS 4414 Air of Boiling Water Reactors

(H. Deuber; LAF II)

Work performed

Measurements in a BWR (BWR 5) with radioiodine species samplers in the stack exhaust and in the various exhaust within the plant contributing to the stack exhaust.

Results obtained

The main results of the ^{131}I measurements in the stack exhaust and in the various exhausts within the plant over a period of 4 month are as follows:

- a) In the stack exhaust the fraction of the radiologically decisive elemental ^{131}I was 13% on an average. The remainder consisted nearly completely of organic ^{131}I .
- b) The elemental ^{131}I released with the stack exhaust was largely contributed by the infiltrated reactor building exhaust and turbine building exhaust (throughput 140 000 m³/h each)
- c) The potentially high release of elemental ^{131}I with the purge air and gland seal exhaust was strongly reduced by iodine filtration

Plans for future work

Termination of the measurements after a measurement time of 1 year.

06.01.14/17A Development and Improvement of Exhaust Air Filters
PNS 4415 for Accident Conditions
(H.-G. Dillmann, R. Maier, H. Pasler, H. Schmitt; LAF II)

Work performed

Definition and analysis of accidents eventually endangering ventilation systems and estimation of the load parameters:

Since at present the input data for the NAUA code to be applied to core melt accidents are discussed, the computations have been discontinued for the time being. However, it is evident that the challenges on an exhaust air filter system will become lower than the values used in previous computations. Since the conditions resulting from first computations are considered to be perfectly controllable by a post-accident exhaust air filter system, reserves are still available in the development potential.

Establishment of a performance specification for HEPA filter elements to be used under accident conditions:

The investigations into metal fiber filters were continued. At present, tests are performed under the impact of steam. The sampling technology was completely revised since the nuclei pore filters resist steam under certain conditions only. However, a sampling technology operating satisfactorily has not yet been found.

Within the framework of prefilter studies loading tests were performed on fiber filters with different fiber diameters using kerosene soot aerosols. Methods of ultrasonic cleaning were verified on these samples. A filter element is presently tested which is intended for filtering aerosols from motorcar exhaust gases.

Results obtained

For a surface loading of only 1.5 kg/m^2 decontamination factors were determined of > 1000 in case of exposure to steam. These values are in line with the values measured in air.

Prefilter cleaning yielded cleaning efficiencies between 90 and 95% for soot aerosols with agents added for reducing the surface tension as well as isopropanol was slightly better than with water for the aerosols involved.

The stainless steel fiber filters have worked without fault in the filtration of motorcar exhaust gases up to an operating temperature of more than 40°C and within the service period so far attained of several weeks.

Plans for future work

- Work will be continued using new input data as soon as they have been obtained from current working programs and validated.
- The investigations into metal fiber filters exposed to steam will be carried on up to higher humidity contents. Problems may be encountered in connection with the testing aerosol presently used because the latter is soluble in water.

It is intended to test a new prototype element designed for a volumetric flow rate of up to 3000 m³/h.

Pre-filter testing will be continued with different types of particle and size distributions in order to be able to evaluate more data concerning the dust retention capability and the possibilities of cleaning, which are the essential criteria for the planned applications in conventional engineering.

06.01.14/18A Investigations into the Behavior of HEPA-Filters at High
PNS 4416 Temperature, Air Humidity and Elevated Differential
 Pressure
 (V. Rüdinger, Th. Arnitz, U. Ensinger, U. Geckle,
 C.I. Ricketts; LAF II)

Work performed

1. Testing the filtering efficiency at high temperatures including the development of a new suitable measurement procedure:
The development of the test method to measure filter efficiency under the conditions of high temperature and high humidity was completed by the optimization of the test-aerosol measurement procedure. Aerosols were investigated with respect to possible chemical reactions during their passage through the plasma. A filter test rig was designed and built for the comparison, under normal ambient conditions, of the new filter-efficiency test method with the standard DOP, NaCl, and uraine methods.

2. Improvement of humidity measurement and investigation into the flow-resistance characteristics of HEPA filters at high humidity:
Significant improvements to the humidity-test instrumentation and regulation of the test facility TAIFUN were made. A highly accurate apparatus was designed and built to calibrate the infra-red (I-R) absorption instrument to be used for the measurement of humidity. Fourteen tests of long time duration, greater than 100 hrs., were performed to determine the influence of high relative humidity on HEPA filters.

3. Testing the structural response of HEPA filters at static pressure differentials under room air conditions:
The fourth and last series of HEPA-filter structural tests at the Los Alamos National Laboratory (LANL) test facility was completed.

4. Planning and build-up an installation for testing HEPA filters under the combined challenge of elevated differential pressure, high rel. humidity and/or high temperature:
The construction of the test facility BORA proceeded on schedule. The affiliated R+D instrumentation, test and instrumentation control system, and cinematographic data registration apparatus were built and are currently being tested. The LANL TVENT computer code was extensively modified in order to model the transient fluid-dynamic behavior of the test facility BORA. A parametric evaluation and the calculations necessary for the prediction of the transient differential pressure profile at the test filter were completed.

Results obtained

- ad 1. As a result of the improvements and optimizations, decontamination factors as high as 10^4 were determined to be measurable. Of the substances investigated, TiO_2 and MoO_3 were found to exhibit the desired absence of chemical reactions. The filter test rig and the apparatus of the standard test methods were brought into operational condition.

- ad 2. The calibration apparatus for the I-R instrument allows a value of absolute humidity to be set with an accuracy of approx. 0.01% of the desired value. All conventional HEPA-filters, humidity tested with TAIFUN, were damaged by exposure to fog. Only a prototype filter with

plastic fiber media withstood, without structural damage, exposure to fog and a resultant differential pressure rise to 7.6 kPa.

- ad 3. It was determined, as expected, that filter structural strength is inversely proportional to filter cross-sectional area. The test results confirmed the results obtained, for commercial filters, from previous test series. At high velocities filter static-pressure loss due to flow through the narrow channels formed by separators and media folds accounts for approx. 20% of the total static pressure loss of the filter. The improved prototype filters with plywood frames and plastic fiber medium sustained without structural damage the maximum attainable differential static pressure of 27 kPa.
- ad 4. The construction of the test facility BORA is practically completed. The R+D instrumentation, test and instrumentation control system, and data registration apparatus will soon be put into operation. The fluid-dynamic calculations have identified the control parameters and synchronizations necessary to produce the desired differential-pressure ramp, with slopes up to 40 kPa/s. They have further shown that the modified TVENT computer code can be used to model closed-loop ventilation systems containing actuated components with short-time variable flow resistance characteristics. Heat transfer, compressibility, and condensation, all important parameters during accident conditions, are not accounted for in the TVENT code.

Plans for future work

- ad 1. The tests to compare the new filter-efficiency test method with the standard methods will be performed at ambient temperature. Efficiency tests at high temperatures will be begun.
- ad 2. Within the scope of the humidity tests, the effects on filter behavior of exposure time and of protection by demisters are seen as the most important unknowns to be investigated. The calibration of the I-R humidity-measurement instrument in connection with temperature and pressure will be completed.

- ad 3. The data reduction and analysis of the filter tests performed at the LANL test facility are to be concluded and the results from all four test series will be combined for documentation.
- ad 4. After the construction of the test facility BORA is completed, extensive facility performance tests and subsequently the first filter structural tests will be carried out. Fluid-dynamic calculations will also be performed with the LANL computer code ECENT and the prediction will be experimentally verified.

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

06.02.01/40A Incident Analysis for the Large Reprocessing Plant

PNS 4513 (Extraction)

(S. Fenyi, K. Nagel, G. Weber, H. Wenzelburger; IDT)

Work performed

The aerosol spectrum have been modelled under the assumptions that there are a total mass of aerosols of 10 mg/Nm^3 and three different distributions of the aerosol diameter.

Incidents in KRETA have been discribed qualitatively.

Evaluation of the average release of radioactive iodine for the first failure of PASSAT by simulation considering different strategies of operation, maintenance and repair.

Derivation of a system of integral equations for the probability distribution of the pollutants arising in PASSAT for an arbitrary time interval $(0,t)$ and various failure modes.

Results obtained

The released mass of aerosols depends on the distribution of aerosol diameter. The differences in released mass are a factor of 200.

The incidents are:

- failure of the capacitor cooling
- failure of the sump heating
- feed to high, to low or failed
- enrichment of oxygen or methane.

Evaluating our mathematical model of PASSAT by simulation we obtained among others the following results:

- Using the whole life cycle of the iodine filter the average release of the pollutant during the first working period is of the same order of magnitude as for the first failure.
- The released pollutant for failure mode 'heater 1 failed before heater 2' is of the same order of magnitude as for the mode 'heater 2 failed before heater 1'.

Plans for future work

Additional investigations about the aerosol source data.

Expansion and improvement of existing models.

Development of a numerical method solving a system of integral equations giving the probability distribution of the released pollutants if there are various failure modes.

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
- 06.03.01/09A Investigation of the Physical and Chemical Environmental
PNS 4812 Behavior of Radionuclides Characterized by a Particular Biological Effectiveness: Pu, Am, Cm and Np
- (M. Pimpl, H. Schüttelkopf, W. Schmidt, T. Liese, G. Hefner, T. Sollich, J. Hiller; HS)

Work performed

- The development of an analytical procedure for the determination of Np in parallel to Pu, Am, and Cm was continued.
- The releases of Pu with gaseous and liquid effluents of the Karlsruhe reprocessing plant were measured monthly.
- Experiments were continued to increase the mobility of actinides in soil columns.
- The measurement of transfer factors soil to plant was started up for Pu, Am, Cm and Np in a green house.
- Investigations on the field of conventional soil analysis were continued.

Results obtained

- With Np-239 as a tracer an analytical procedure was developed which allows the determination of Np in environmental samples in parallel to Pu, Am, and Cm.
- In total, 20 soil columns of 30 cm diameter and 80 cm of length were taken undisturbed at locations of different soil types, which were important for agricultural usw. The migration velocity of the water front was measured and the salt concentration in the percolated water was analyzed monthly.

- The preliminary work to evaluate special cultivation technics for growing plants on contaminated soils are terminated. For all plants to be cultivated in the greenhouse, suitable climatic conditions were proved and established. The measurement of the soil to plant transfer of Pu, Am, Cm and Np was started up on three soils - a chalky soil, a weathered granite, and a sandy soil. Wheat, corn, and potatoes were sown in 3 types of containers of different volume on contaminated soils. The mean level of contamination is 200 pCi/g for Pu and Am. The contamination with Np and Cm is lower up to a factor of 5. Crops are grown in pots filled with 8 kg soil with 0,035 m² surface area, as well as in containers of 0.6 m² surface area filled with 250 kg soil from the top soil layer 0-30 cm. In addition lysimeters of 0.5 m² surface area were used in which the soil is present in undisturbed layers. In this lysimeters only the top soil layer 0-20 cm was contaminated with Pu, Am, Cm and Np. After the first harvest in all these pots, containers, and lysimeters a crop rotation used in agricultural practice was done. The radiochemical determination of Pu, Am, Cm, and Np in the harvested plants was started up.

In additional investigations the toxic effect of heavy metals in soils on plants was determined. Low amounts of Pb, Co, and Cr were mixed in a sandy soil and grass was cultivated. It could be shown that even very low heavy metal concentrations in the soil reduce the plant development in relation to cultivation on untreated soil. A similar investigation was started up for Np, as there is known from literature that Np can be toxic to plants even in lowest concentrations.

- A procedure to measure continuously the redox-potential in soils with special electrodes was proved and established. The variation of the redoxpotential during one growing season was measured in a chalky soil on which corn was cultivated. Procedures for the determination of main- and trace-elements in soils and plants using ICP and AAS were developed. Several methods to decompose the samples and procedures to extract the elements of interest were proved and optimized.

Plans for future work

The monthly measuring of the releases of Pu from the Karlsruhe reprocessing plant and the determination for the actinide concentrations in the environment of this plant will be continued as well as the experiments to increase the mobility of actinides in soil and the work on conventional soil analysis. The measuring of transfer factors will be continued and extended.

06.03.01/10A Microbiological Influences on the Mobility and
PNS 4813 Bioavailability of Radionuclides in Soils and Sediments
(Strack, Müller, Riedl; HS)

Work performed

- Continuation of the long-term study of the microflora at the reference point.
- Untreated and treated (autoclaving, polymyxin B, β -propiolacton, glucose) soil samples were packed into small columns and contaminated with an iodine-125 solution (about 500 Bq) with an inactive carrier. After various periods of time the soil was leached by H_2O . The water-soluble iodine fraction was measured in the liquid scintillation counter.
- Continuation of the study of the fine distribution of the radionuclides in the soil matrix using fluorescence microscopy and micro-autoradiography (stripping film) with iodine-125.

Results obtained

- In 1983 the density of the soil microorganisms show the expected seasonal fluctuations. These observations enter into the interpretation of the column experiments which has been performed with soil material of the reference point.
- The column experiments clearly show that the dominant fraction of the applied iodine is immobilized in the soil and cannot be extracted with water during the experiments. In comparison to untreated soil the fraction of non-immobilized iodine in sterilized soil is evidently enhanced. The

extractability factor increases by about one order of magnitude. Due to the more selective treatment of the microflora with chemical substances also differences in the absorption kinetics can be observed. Preliminary control tests has shown that the observed results were caused in fact partly by variations in the microbiological activity. Nevertheless variations in the physico-chemical properties of the soil are also responsible for those findings.

- The current investigation into the fine distribution of the nuclides in the matrix of the soil by means of fluorescence microscopy and micro-
autoradiography (stripping film) shows that also using iodine-125 the blackening in the film layer can be attributed to single microorganisms.

Plans for future work

Continuation of the experiments with iodine-125.

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

06.03.03/11A Consequence Model of the German Reactor Safety Study, Phase B
PNS 4832 (W. Hübschmann, S. Vogt, P. Wittek, HS; P. Hosemann, PNS-PL)

Work performed

Under the Phase B of the German Reactor Safety Study an improved washout model has been developed and implemented. The washout coefficient is described as being dependent on precipitation intensity. A correlation has been established of precipitation intensity and the informations on precipitation characteristics delivered by the German Meteorological Service.

UFOMOD uses the model of straight activity transport up to the distance of 500 km. A more realistic activity distribution is being calculated by the mesoscale trajectory model MESOS. The probability of a trajectory falling into each sector of the wind rose has been calculated by MESOS and compared to the UFOMOD results. The application of this trajectory wind rose could improve the reliability of the number of late effects calculated by UFOMOD for a given reactor site.

Results obtained

The application of the improved washout model reduces the average number of early fatalities in the release category 1 by one order of magnitude, in the release category 2 by a factor of 1,4 as compared to the Phase A results.

Plans for future work

The research work under the phase B of the German Reactor Safety Study was contracted up to the middle of 1983. It is being followed by the development of a methodology for evaluating the radiological consequences of radioactive effluents released in accidents.

- 06.06.03/12A Off-site Accident Consequence Model for "Risk Studies for
PNS 4831 Nuclear Facilities"
- 06.03.03/14A Investigations of Special Problems for "Risk Studies for
PNS 4834 Nuclear Facilities"
(A. Bayer, J. Braun, K. Burkart, J. Ehrhardt, F. Fischer,
O. Graf, E. Meder, J. Päsler, C. Steinhauer, U. Zöller; INR)

The aim of this investigation is the further development of the "Off-site Accident Consequence Model" (UFOMOD) of the "German Risk Study" (DRS) within the framework of "Phase B" of this study.

Work performed

During the year of report the following investigations were performed:

- a) Further development of the "Off-site Accident Consequence Model"
- aa) Development of a subroutine to select the radionuclides relevant for each specific release category and exposure pathway
- ab) Modelling of the transport of radionuclides in the atmosphere
- ac) Modelling of the transport of radionuclides in the hydrosphere
- ad) Modelling of the exposure pathway "Ingestion"
- ae) Development of a computer code for the calculation of a set of shielding factors for buildings
- af) Development of evacuation and relocation criteria
- ag) Assessment of the benefits and the risks of iodine tablets; development of a model of their distribution under accident conditions
- ah) Sensitivity and uncertainly analysis
- ai) Insertion of population and land use data
- b) Risk assessments with the present version of the model
- ba) Presentation of frequency dose distributions
- bb) Calculations within the thematic of "safety goals"

Results obtained

The intermediate results obtained are described in the publications listed in the reference list.

Plans for future work

The investigation will be continued without major changes.

06.03.03/13A Methodology for Evaluating the Radiological Consequences of Radio-
PNS 4833 active Effluents Released in Accidents
 (S. Vogt, P. Wittek, HS; P. Hosemann, PNS-PL)

Work performed

Within the framework of the research project "Methodology for Evaluating the Radiological Consequences of Radioactive Effluents Released during Accidents" supported by the European Community, working title MARIA (Methods for Assessing the Radiological Impact of Accidents) the following projects are pursued on a bilateral level by the NRPB (National Radiological Protection Board, UK) and KfK (HS and INR):

1. Atmospheric dispersion including topographical effects (KfK-HS).
2. Meteorological sampling scheme (NRPB).
3. External exposure from ground deposits (NRPB).
4. Transfer of Radionuclides via food chains (NRPB).
5. Mesoscale dispersion (KfK-HS).
6. Uncertainty analysis (KfK-INR).

The task of Project 1 consists in promoting integration of topographical effects into a diffusion model suitable for use in risk studies. To accomplish this, data on topographical levels received from the data bank "Topographie" of Industrie-anlagen-Betriebsgesellschaft, Ottobrunn, were used to classify the sites of nuclear facilities by their orography on the basis of cumulative frequency distributions of the gradient angles.

Results obtained

The sites investigated can be summarized in the following categories:

- flat terrain without noticeable elevation (e.g. Stade),
- flat terrain with chains of mountains (e.g. Philippsburg),
- mountainous terrain (e.g. Mülheim-Kärlich).

On the basis of this objective classification it is possible to attribute e.g. diffusion parameters evaluated on a site of given orographic structure to other sites of similar structure.

Plans for future work

The analysis of German nuclear facility sites will be continued and completed.

A review is planned of atmospheric dispersion models, which take into account topographical effects, with respect to their capability of being used in nuclear accident consequence analysis.

Literature

- [1] Ehrhardt, J., Vogt, S.: Unfallfolgenrechnungen und Risikoabschätzungen für Druckwasserreaktoren mit dem Rechenprogramm UFOMOD/3. KfK-3373 (May 1983).

- [2] Vogt, S., Hübschmann, W., Wittek, P.: Niederschlag und Washout im Unfallfolgemodell der Deutschen Risikostudie Kernkraftwerke. KfK-3458 (July 1983).

- [3] Vogt, S., Neumann-Hauf, G.: Vergleich der Ausbreitungsmodelle UFOMOD und MESOS. KfK-3566 (November 1983).

- [4] Vogt, S.: Die Deutsche Risikostudie Kernkraftwerke - Eine allgemeine Einführung mit Betonung des atmosphärischen Ausbreitungsmodells. Radioaktivität: Risiko, Sicherheit, Vortrag einer Informationsveranstaltung, Karlsruhe, September 1982. Karlsruhe: KfK, 1983, pp. 21-29.

D E T A I L L I E R T E B E R I C H T E

06.01. SICHERHEIT UND UMGEBUNGSSCHUTZ VON KKW

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

| | | |
|----------|---|------------|
| 06.01.01 | HDR-Blowdownversuche zur dynamischen Beanspruchung von Reaktoreinbauten | 4100 - 1 |
| 06.01.02 | Entwicklung und Verifizierung von Codes zur dynamischen Beanspruchung von RDB-Einbauten | 4100 - 18 |
| 06.01.15 | Entwicklung und Verifizierung von Codes zur Beanspruchung von Containment-Strukturen | 4100 - 46 |
| 06.01.18 | Der Störfalltrainer, ein Hilfsmittel zur Vertiefung des kenntnisbedingten Handelns | 4100 - 63 |
| 06.01.19 | Thermoermüdung und Thermoschockverhalten von Reaktorkomponenten | 4100 - 64 |
| 06.01.21 | Thermo- und fluiddynamische Analysen von LWR-Störfällen | 4100 - 88 |
| 06.01.03 | Entwicklung von Zweiphasen-Massenstrom-Meßverfahren und Anwendung bei Blowdown-Experimenten | 4100 - 107 |

- 06.01.01 HDR-Blowdownversuche zur dynamischen Beanspruchung von Reaktoreinbauten
- 06.01.01/11A Meßtechnische Erfassung und Auswertung des dynamischen Verhaltens der Versuchseinbauten im Reaktordruckbehälter (RDB) PNS 4116 des HDR im Rahmen der HDR-Blowdown-Versuche
(J. Kadlec, F. Eberle, G. Lang, R. Scharnowell; IRE)

1. Einleitung

Im Rahmen der Entwicklung und der experimentellen Verifizierung von Rechenprogrammen für die Vorausberechnung der durch einen plötzlichen Bruch der Kühlmittelleitung hervorgerufenen dynamischen Antwort eines DWR-Kernbehälters wurde in den Jahren 1980 - 1982 am stillgelegten HDR-Reaktor in Karlstein/Main eine Reihe von Blowdown- und Snapback-Versuchen durchgeführt [1]. Ziel des hier beschriebenen Vorhabens war, diese Arbeiten insbesondere auf dem experimentellen Gebiet zu unterstützen. Die entsprechenden Aktivitäten haben sich auf folgende Schwerpunkte konzentriert:

- a) Qualifikationsuntersuchungen ausgewählter Prototypmeßketten für die Messung von transienten Wegen, Beschleunigungen, relativen Dehnungen, Drücke und Druckdifferenzen in Bedingungen nahe den Blowdownbedingungen;
- b) Vor- und Nachkalibrierung unter Laborbedingungen der am HDR eingesetzten Meßwertaufnehmer;
- c) modalanalytische Auswertung einiger ausgewählter Snapback- und Blowdownversuche mit Bestimmung der Eigenfrequenzen, der Eigenschwingungsformen und der modalen Dämpfungsquotienten des am HDR eingesetzten Modellkernbehälters;
- d) Entwicklung der für die oben genannten Unteraufgaben benötigten Testanlagen, Kalibrierungsvorrichtungen und Rechenprogramme.

Über die erzielten Ergebnisse wurde regelmäßig in den Jahresberichten des Projektes Nukleare Sicherheit berichtet. Das Vorhaben wurde nun im Berichtszeitraum abgeschlossen. Abschließend wurden die Blowdown-Versuche V31.2 und

V32 der zweiten HDR-Blowdownversuchsreihe modalanalytisch ausgewertet und der Abschlußbericht des Vorhabens konzipiert. Das in vorhergehenden Jahren entwickelte Rechenprogramm EVA wurde um neue Subroutinen MODAP und NETPLT ergänzt.

2. Ergebnisse

Der Versuchsaufbau der zweiten HDR-Blowdown-Versuchsreihe ist in Abb. 1 schematisch dargestellt. Der Reaktordruckbehälter mit dem installierten Modellkernbehälter wurde mit Wasser gefüllt und auf die Anfangstemperatur θ_0 und den Anfangsdruck p_0 des jeweiligen Blowdown-Versuchs elektrisch aufgeheizt (V31.2: $\theta_0 \approx 300^\circ\text{C}$, $p_0 \approx 112$ bar; V32: $\theta_0 \approx 237^\circ\text{C}$, $p_0 \approx 111$ bar). Der jeweilige Blowdown-Vorgang wurde durch das Bersten einer im Blowdown-Stutzen installierten Berstscheibe eingeleitet (Einzelheiten über die zweite Blowdown-Versuchsreihe mit den gemessenen und vorausgerechneten Zeitverläufen sind im Tagungsbeitrag [1] zusammengefaßt). Die durch die Ausströmvorgänge verursachte dynamische Antwort des HDR-Modellkernbehälters wurde unter anderem mit 24 induktiven Wegaufnehmern gemessen. Die auf Magnetband registrierten transienten Wegsignale wurden mit dem Rechenprogramm EVA [2] modalanalytisch ausgewertet. Dabei wurden 21 Eigenschwingungsmodes des HDR-Modellkernbehälters identifiziert. Ihre modalen Kenndaten sind in Tabelle I zusammengefaßt und den modalen Kenndaten früher identifizierter Eigenschwingungsmodes gegenübergestellt. Die zweite und die dritte Spalte der Tabelle I beinhaltet die Axialordnung μ bzw. die Umfangsordnung ν der identifizierten Modes. Dann folgt die Eigenfrequenz f bzw. der modale Dämpfungsquotient ζ , die bei den Snapback-Versuchen V59.2.3 und V59.4.3 identifiziert wurden [2]. Die sechste bzw. die siebente Spalte beinhalten die Eigenfrequenzen f bzw. den modalen Dämpfungsquotient ζ aus dem Snapback-Versuch V59.05, der als Vorversuch zum Blowdown-Versuch V32 durchgeführt wurde [3, 4]. Die bei den einzelnen Versuchen nicht mit ausreichender Zuverlässigkeit identifizierten Modes sind in der Tabelle mit der Abkürzung "n i" gekennzeichnet. In den letzten zwei Spalten der Tabelle I sind die Eigenfrequenzen f angegeben, die aus den Meßsignalen der oben erwähnten Blowdown-Versuche V32 und V31.2 extrahiert wurden.

Bevor die in der Tabelle I zusammengefaßten modalen Kenndaten diskutiert werden, empfiehlt es sich, einige charakteristische Merkmale des für die Auswertung benutzten Rechenprogrammes EVA vorzuschicken (theoretische Grundlagen dieses Rechenprogrammes sind im Bericht [2] wiedergegeben). Dieses Rechenprogramm basiert auf der Voraussetzung, daß das Antwortsignal $\chi_r(t)$ der r-ten Meßposition als eine Überlagerung von Beiträgen von N Eigenschwingungsmodes der Struktur betrachtet werden kann. Die Struktur wird als ein zeitinvariantes, lineares, gedämpftes fluid/strukturdynamisches System angenommen. Für das Antwortsignal ergibt sich dann die Ausgangsgleichung

$$\chi_r(t) = \sum_{n=1}^{2N} C_{rn} \exp(\lambda_n t) \quad (1)$$

mit den komplexen Eigenwerten

$$\lambda_n = -\zeta_n \omega_n + i\Omega_n = \omega_n (-\zeta_n + i\sqrt{1-\zeta_n^2}) \quad (2)$$

und den komplexen Anfangswerten C_{rn} . In der Gl. (2) bezeichnet ω_n bzw. $\Omega_n = 2\pi f_n$ die Eigenkreisfrequenz des ungedämpften bzw. gedämpften Eigenmodes, ζ_n ist der modale Dämpfungsquotient, t die Zeit und R die Anzahl der Meßstellen. Außer der durch den modalen Dämpfungsquotient ζ spezifizierten Energiedissipation wird kein Energietransport zwischen dem Kernbehälter und seiner Umgebung vorausgesetzt. Diese Voraussetzung ist im Falle der Snapback-Versuche gut erfüllt. Demgegenüber findet im Falle der Blowdown-Versuche ein kontinuierlicher Energieaustausch zwischen dem schwingenden Modellkernbehälter und dem ausströmenden Wasser-Wasserdampf-Gemisch statt. Die Bestimmung der modalen Dämpfungsquotienten entsprechend der Gl. (1) und (2) ist deshalb nicht mehr physikalisch begründet. Aus diesem Grund sind in Tabelle I in der Rubrik V32 und V31.2 keine Dämpfungsquotienten angegeben. Die dort angegebenen Eigenfrequenzen wurden aus den Meßsignalen der ersten zwei Sekunden des jeweiligen Blowdown-Vorganges extrahiert. Inwieweit diese Eigenfrequenzen für den Modellkernbehälter charakteristisch sind, kann anhand eines Vergleiches zwischen den in der sechsten und der achten Spalte der Tabelle I angegebenen Werte abgeschätzt werden. Die entsprechenden Versuche (V59.05 und V32) wurden am gleichen Tag unmittel-

bar hintereinander durchgeführt, so daß die mechanischen Randbedingungen und der thermodynamische Anfangszustand in der Wasservorlage als identisch angenommen werden dürfen. Der Tabelle I kann entnommen werden, daß auch die entsprechenden Eigenfrequenzen völlig konsistent sind; die eventuellen Abweichungen liegen innerhalb der Fehlergrenzen des Extraktionsverfahrens. Die in der letzten Spalte angegebenen Eigenfrequenzwerte liegen systematisch etwas höher. Der entsprechende Blowdown-Versuch (V31.2) wurde an einem anderen Tag und bei unterschiedlichen Anfangsbedingungen durchgeführt, so daß geringfügig abweichende mechanische Randbedingungen (z.B. unterschiedliche Einspannung des Modellkernbehälters zwischen den Flanschen des Reaktordruckbehälters) angenommen werden dürfen. Die aus den Meßsignalen der "Hochtemperaturversuche" (V59.05, V32 und V31.2) extrahierten Eigenfrequenzen sind ihrerseits einige Prozent höher als die Eigenfrequenzen der "Raumtemperaturversuche" (V59.2.3 und V59.4.3 - s. die vierte Spalte in Tabelle I). Der Grund dafür ist die wesentlich kleinere Dichte des Wassers im Reaktordruckbehälter, wodurch auch die angekoppelten modalen Fluidmassen des gegebenen fluid/strukturdynamischen Systems kleiner werden.

Alle in Tabelle I zusammengefaßten Eigenfrequenzen sind in Abb. 2 über der Umfangsordnung ν aufgetragen und mit den entsprechenden theoretischen Voraussagen verglichen. Die theoretischen Eigenfrequenzen (Symbol \bullet) wurden mit dem Rechenprogramm FLUX [5] vorausberechnet. Die vorausgerechneten und die extrahierten Eigenfrequenzen der Biegemodes ($\mu = 1, 2$ und $3, \nu = 1$) und der Schalenmodes vierter und fünfter Umfangsordnung ($\nu = 4$ und 5) stimmen miteinander gut überein; bei anderen Modes sind Abweichungen feststellbar.

In Abb. 3 wird der Einfluß der abnehmenden Dichte in der Wasservorlage auf die Eigenfrequenzen des Modellkernbehälters illustriert. Die entsprechende modale Auswertung bezieht sich auf jeweils 2 s lange Zeitintervalle in den ersten 12 s der Blowdown-Versuche V31.2 und V32. Die dabei extrahierten Eigenfrequenzen sind in Abb. 3 über der vom Anfang des Blowdown gemessenen Zeit t aufgetragen. Genügend lange Beiträge wurden bei dem fundamentalen Biegemode ($\mu = 1; \nu = 1$) und bei drei Schalenmodes erster axial- und zweiter, dritter und vierter Umfangsordnung ($\mu = 1; \nu = 2, 3$ und 4) festgestellt. In allen vier Fällen kann eine deutliche Zunahme der Eigenfrequenzen mit zunehmender Zeit beobachtet werden. Dieses Phänomen bietet die Möglichkeit, Rückschlüsse auf die Ausströmrates des Wasser-Wasserdampf-Gemisches aus dem Reaktordruckbehälter zu ziehen.

Die aus den Meßsignalen des Blowdown-Versuchs V31.2 extrahierten Eigenschwingungsformen der zwei ersten Biegemodes ($\mu = 1$ und 2 , $\nu = 1$) und der drei ersten Schalenmodes ($\mu = 1$, $\nu = 2, 3$ und 4) sind als Beispiel in Abb. 4 dargestellt. Links ist jeweils ein vertikaler Schnitt durch die gegebene Eigenschwingungsform, rechts ein horizontaler Schnitt. Die gleichen Modes, die jedoch aus den Meßsignalen der Snapback-Versuche V59.2.3 und V59.4.3 extrahiert wurden [2], sind für Vergleichszwecke in Abb. 5 präsentiert. Beide Diagramme sind miteinander gut konsistent, eventuelle kleine Abweichungen können auf die niedrigere Anzahl der relevanten Meßstellen des Blowdown-Versuches V31.2 zurückgeführt werden.

Der wesentliche Nachteil des Instrumentierungsplans der Blowdown-Versuchsreihe bestand in der Verteilung der Meßwertaufnehmer auf mehrere Linien, die ihrerseits mit kleiner Anzahl von Meßwertaufnehmern (max. 6) bestückt wurden. Um diesen Nachteil bei der Modeidentifikation kompensieren zu können, wurde die Subroutine MODAP entwickelt. Diese Subroutine approximiert jeden Satz von R Anfangswerten C_{rn} aus Gl. (1) durch eine dreidimensionale Fläche $C_n(z, \varphi)$. Diese Approximation basiert auf der Annahme

$$C_n(z, \varphi) = \sum_{m=1}^M Z_m(z) \varphi_m(\varphi). \quad (3)$$

Jede der beiden separierten Funktionen $Z_m(z)$ und $\varphi_m(\varphi)$ wird durch eine separate Fourier-Reihe repräsentiert,

$$Z_m(z) = \sum_{\ell=L_1}^{L_1+L-1} a_{\ell,m} e^{i2\pi\ell z/z_p} + b_{\ell,m} e^{-i2\pi\ell z/z_p} \quad (4)$$

bzw.

$$\varphi_m(\varphi) = \sum_{k=K_1}^{K_1+K-1} \alpha_{k,m} e^{ik\varphi} + \beta_{k,m} e^{-ik\varphi} \quad (5)$$

In den Gl. (3) bis (5) bezeichnet z die vertikale Koordinate ($0 \leq z \leq z_p$) und φ den Umfangswinkel ($0 \leq \varphi \leq 2\pi$). L_1 bzw. K_1 sind variable Summationsindizes, $0 \leq L_1 \leq 8$ und $0 \leq K_1 \leq 7$. M , L , K und z_p sind variable Eingabeparameter (für die weiter unten erwähnte modale Auswertung wurden folgende Eingabe-

werte benutzt: $M=1$, $L=3$, $K=1$ und $z_p=30000$ mm). Die Subroutine NETPLT wird für die graphische Darstellung der mit der Subroutine MODAP approximierten modalen Flächen $C_n(z, i')$ benutzt. Als Anwendungsbeispiel der beiden neuen Subroutinen werden in Abb. 6 die in Abb. 4 dargestellten fünf Eigenschwingungsformen nochmals präsentiert, diesmal in Form von Reliefdarstellungen. Eine weitere Anwendungsmöglichkeit der beiden neuen Subroutinen bietet die Rekonstruierbarkeit der globalen dynamischen Antwort, wie es in Abb. 7 und 8 illustriert ist. Beide Abbildungen wurden im Rahmen der modalen Auswertung des Snapback-Versuches V59.05 gewonnen [4]. Das obere linke Diagramm in Abb. 7 zeigt die Position der Zugstange der zur Einleitung des Snapback-Vorganges benutzten Snapback-Vorrichtung (150 kN-Zugvorrichtung in Abb. 1). Die übrigen fünf Diagramme illustrieren die Eigenschwingungsformen der an der Gesamtantwort stark beteiligten Modes. Abb. 8 zeigt die mit der Subroutine NETPLT rekonstruierte dynamische Antwort des HDR-Modellkernbehälters. Sie wurde anhand der extrahierten Eigenwerte f_n und ζ_n und der Anfangswerte C_{rn} für sechs aufeinander folgenden Zeitpunkte nachgerechnet. Die Rekonstruierbarkeit der dynamischen Antwort bietet die Möglichkeit, die Richtigkeit der vorausgerechneten Zeitverläufe auch an solchen Positionen zu überprüfen, für die keine direkt gemessenen Zeitverläufe vorliegen.

3. Schlußbemerkung

Die im Laufe des nun abgeschlossenen Vorhabens erzielten Ergebnisse können folgendermaßen zusammengefaßt werden:

1. Die Messung von transienten Wegen, Beschleunigungen, relativen Dehnungen, Drücken und Druckdifferenzen in erschwerten Bedingungen innerhalb eines DWR-Druckbehälters während eines Blowdown-Vorganges hat sich als machbar herausgestellt; die dabei gewonnenen Meßsignale sind zuverlässig und reproduzierbar.
2. Die Durchführung der experimentellen Modalanalyse eines Bauteils, welches in erschwerten Umgebungsbedingungen untergebracht ist, zeigte sich als realisierbar.

3. Das für die experimentelle Modalanalyse des HDR-Modellkernbehälters entwickelte Rechenprogramm EVA hat sich gut bewährt und wurde auch bei anderen modalanalytischen Aufgaben erfolgreich eingesetzt [6]. Seine Verifikation erfolgte anhand eines Laborexperimentes. Die dabei extrahierten Eigenfrequenzen, Eigenschwingungsformen und modalen Dämpfungsquotienten der untersuchten Teststruktur stimmen mit denjenigen modalen Kenndaten weitgehend überein, die mit anderen, allgemein benutzten Verfahren der experimentellen Modalanalyse gewonnen wurden [7].
4. Für die Verifikationszwecke von fluid/strukturdynamischen Rechenprogrammen, über die in [1] berichtet wurde, wurde ein konsistenter Satz von Eigenfrequenzen, Eigenschwingungsformen und modalen Dämpfungsquotienten des HDR-Modellkernbehälters für folgende drei Bedingungen bestimmt:
a) RDB-leer; b) RDB gefüllt mit Wasser 20 °C, 20 bar; c) RDB gefüllt mit Wasser 270-310 °C, 110 bar.

Literatur

- [1] L. Wolf: Overview of the experimental and analytical results for the HDR-RPV-1 main test series. Trans. 7th Int. Conf. on Structural Mechanics in Reactor Technology, Chicago, USA, August 22-26, 1983, Paper B6/1
- [2] F. Eberle, J. Kadlec: Extraction of Eigenfrequencies, Modes-Shapes and Critical Damping Ratios of HDR Core Barrel Mockup from Step Relaxation Response Signals measured in the Snapback Test Series V59. KfK 3408, Oktober 1982
- [3] J. Kadlec, et al.: Meßtechnische Erfassung und Auswertung des dynamischen Verhaltens der Versuchseinbauten im Reaktordruckbehälter (RDB) des HDR im Rahmen der HDR-Blowdown-Versuche. Projekt Nukleare Sicherheit. Jahresbericht 1982. KfK 3350, Juli 1983, Seite 4100-25 bis 4100-36.

- [4] F. Eberle, J. Kadlec: Experimental modal analysis of the HDR core barrel. Trans. 7th Int. Conf. on Structural Mechanics in Reactor Technology, Chicago, USA, August 22-26, 1983, Paper B7/4
- [5] A. Ludwig, et al.: Progress in fluid-structure analysis with FLUX for the HDR-RPV-I blowdown experiments. Trans. 7th Int. Conf. on Structural Mechanics in Reactor Technology, Chicago, USA, August 22-26, 1983, Paper B6/2
- [6] F. Eberle, J. Kadlec, G. Hailfinger: Eigenoscillations of a horizontal cylindrical shell partly filled with water. Proc. 7th Int. Conf. on Structural Mechanics in Reactor Technology, Chicago, USA, August 22-26, 1983, Paper B8/5
- [7] F. Eberle, J. Kadlec: Optimization of procedures for the experimental modal analysis of fluid/structure-interaction systems. Trans. 7th Int. Conf. on Structural Mechanics in Reactor Technology, Chicago, USA, August 22-26, 1983, Paper B7/11

| Mode- nummer | μ | ν | (V59.2.3, V59.4.3) | | V59.05 | | V32 | V31.2 |
|-----------------|-------|-------|--------------------|----------------|-----------|----------------|-----------|-----------|
| | | | f [Hz] | ζ [%] | f [Hz] | ζ [%] | f [Hz] | f [Hz] |
| 1 | 1 | 1 | 6.42 | 1.5 | n.i. | n.i. | n.i. | n.i. |
| 2 | 1 | 1 | 6.48 | 0.46 | 6.78 | 0.16 | 6.79 | 6.89 |
| 3 | 1 | 3 | 12.66 | 0.094 | 13.25 | 0.15 | 13.20 | 13.39 |
| 4 | 1 | 2 | 12.99 | 0.14 | 13.59 | 0.16 | 13.61 | 13.88 |
| 4a | 1 | 0 | n.i. | n.i. | n.i. | n.i. | n.i. | 15.10 |
| 5 | 1 | 4 | 20.31 | 0.073 | 21.27 | 0.095 | 21.19 | 21.49 |
| 6 | 2 | 1 | 26.58 | 0.48 | 27.34 | 0.36 | 27.31 | 27.66 |
| 7 | 2 | 1 | 26.73 | 0.24 | n.i. | n.i. | n.i. | n.i. |
| 8 | 2 | 3 | 27.90 | 0.095 | 29.07 | 0.18 | 29.12 | 29.56 |
| 9 | 2 | 4 | 28.92 | 0.069 | 30.03 | n.i. | n.i. | n.i. |
| 10 | 2 | 2 | 32.85 | 0.34 | 34.62 | 0.35 | 34.67 | 34.99 |
| 11 | 2 | 2 | 32.97 | 0.40 | n.i. | n.i. | n.i. | 35.19 |
| 12 | 1 | 5 | 35.28 | 0.061 | 36.77 | 0.067 | 36.74 | 37.19 |
| 13 | 2 | 5 | 40.01 | 0.083 | 41.48 | 0.16 | 41.53 | 42.05 |
| 14 | 1 | 2 | 41.02 | 0.57 | n.i. | n.i. | n.i. | n.i. |
| 15 | 3 | 4 | 45.35 | 0.079 | 47.16 | n.i. | 47.07 | 48.03 |
| 16 | 3 | 3 | 49.98 | 0.094 | 51.88 | 0.13 | 51.91 | 52.79 |
| 17 | 3 | 5 | 50.67 | 0.097 | 52.45 | n.i. | 52.70 | n.i. |
| 18 | 1 | 6 | 56.57 | 0.072 | 58.45 | 0.09 | n.i. | n.i. |
| 19 | 3 | 1 | 57.37 | 0.45 | n.i. | n.i. | n.i. | 58.87 |
| 20 | 3 | 1 | 58.00 | 0.35 | n.i. | n.i. | 59.14 | n.i. |
| 21 | 2 | 6 | 59.71 | 0.064 | n.i. | n.i. | 61.72 | 62.41 |
| 22 | 3 | 2 | 60.02 | 0.19 | 61.67 | 0.15 | 62.62 | 63.25 |
| 23 | 4 | 5 | 65.96 | 0.074 | 68.23 | 0.14 | 68.01 | 68.49 |
| 24 | 4 | 4 | 66.18 | 0.087 | 69.00 | n.i. | n.i. | n.i. |
| 25 | 3 | 6 | 66.75 | 0.11 | n.i. | n.i. | n.i. | n.i. |
| 26 | 4 | 3 | 74.60 | 0.30 | n.i. | n.i. | n.i. | 75.03 |
| 27 | 4 | 6 | 77.43 | 0.072 | 79.94 | 0.088 | n.i. | 80.91 |
| 28 | 2 | 2 | 79.60 | 1.1 | n.i. | n.i. | n.i. | n.i. |
| 29 | 1 | 7 | 83.75 | 0.044 | 86.27 | 0.079 | n.i. | n.i. |
| 30 | 2 | 7 | 86.29 | 0.062 | 88.87 | 0.11 | n.i. | n.i. |
| 31 | 3 | 7 | 91.80 | 0.10 | 94.45 | n.i. | n.i. | n.i. |
| 32 | 4 | 7 | 99.79 | 0.12 | n.i. | n.i. | n.i. | n.i. |

Tabelle I: Extrahierte Eigenfrequenzen und modale Dämpfungsquotienten
(n.i. = nicht identifiziert bei diesem Experiment)

Blowdown-Stutzen

$\varphi = 90^\circ$, $Z = 8850$ mm

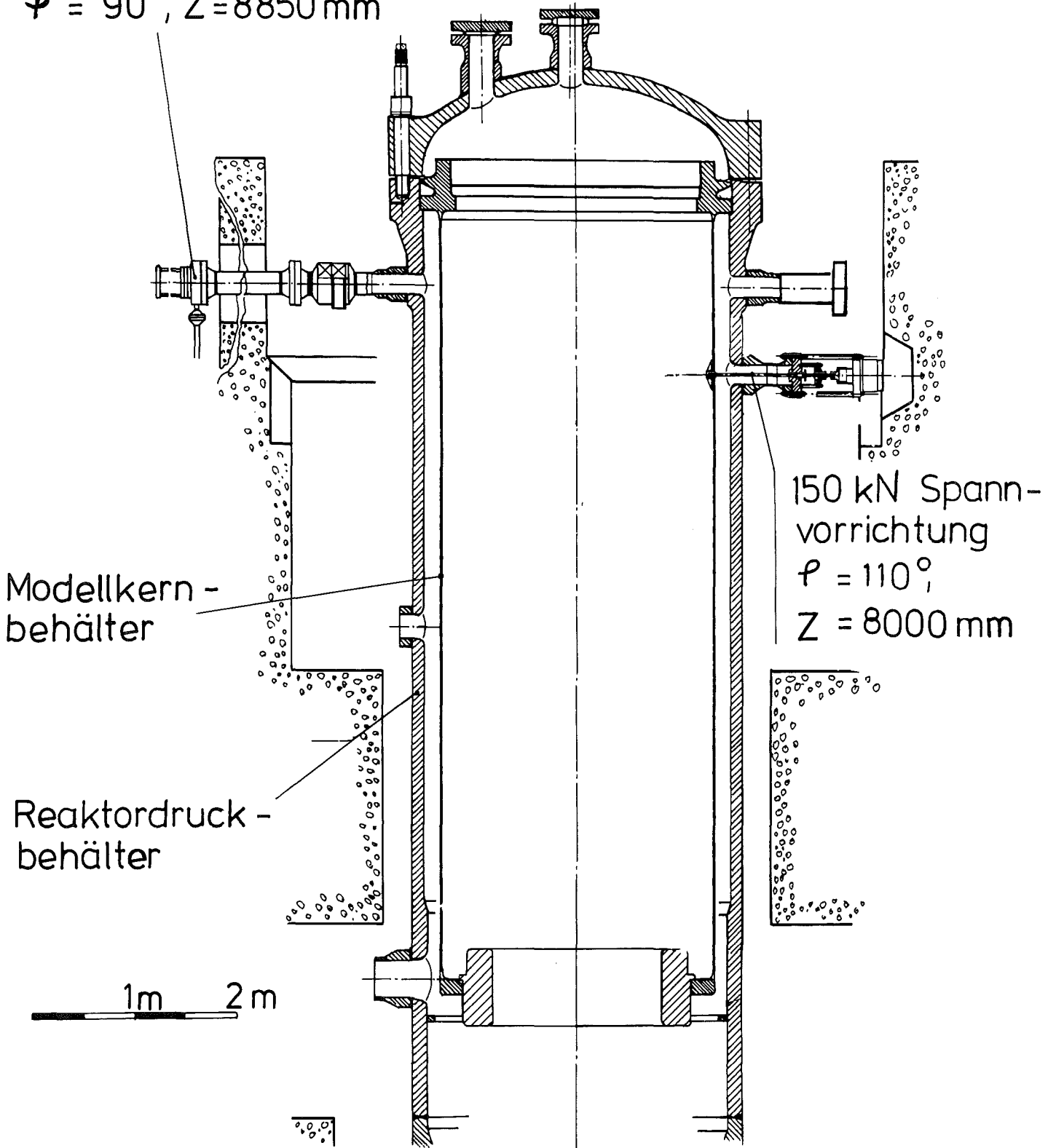


Abb. 1: HDR - Versuchsaufbau

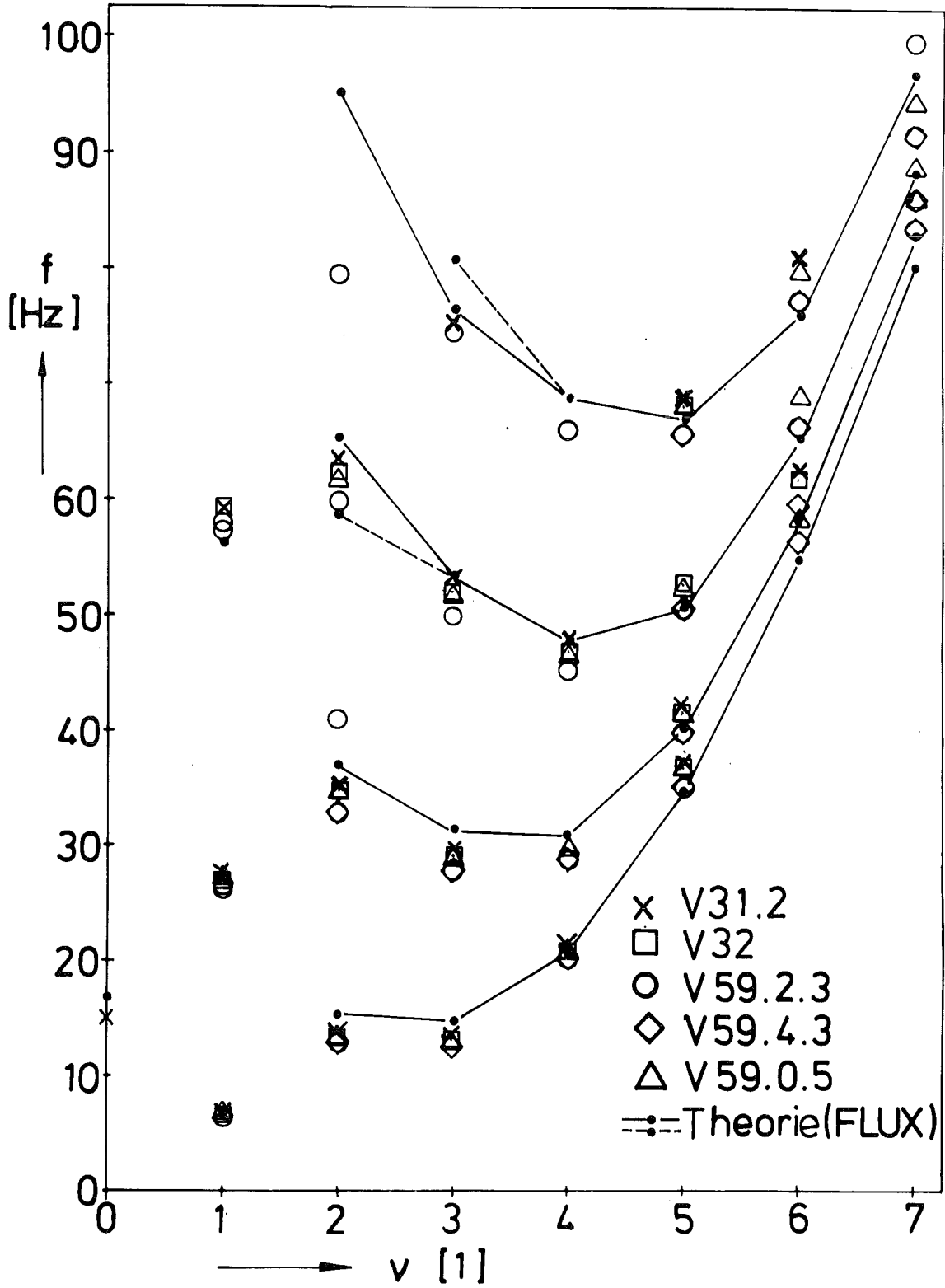


Abb. 2: Vorausberechnete und extrahierte Eigenfrequenzen des HDR-Modellkernbehälters

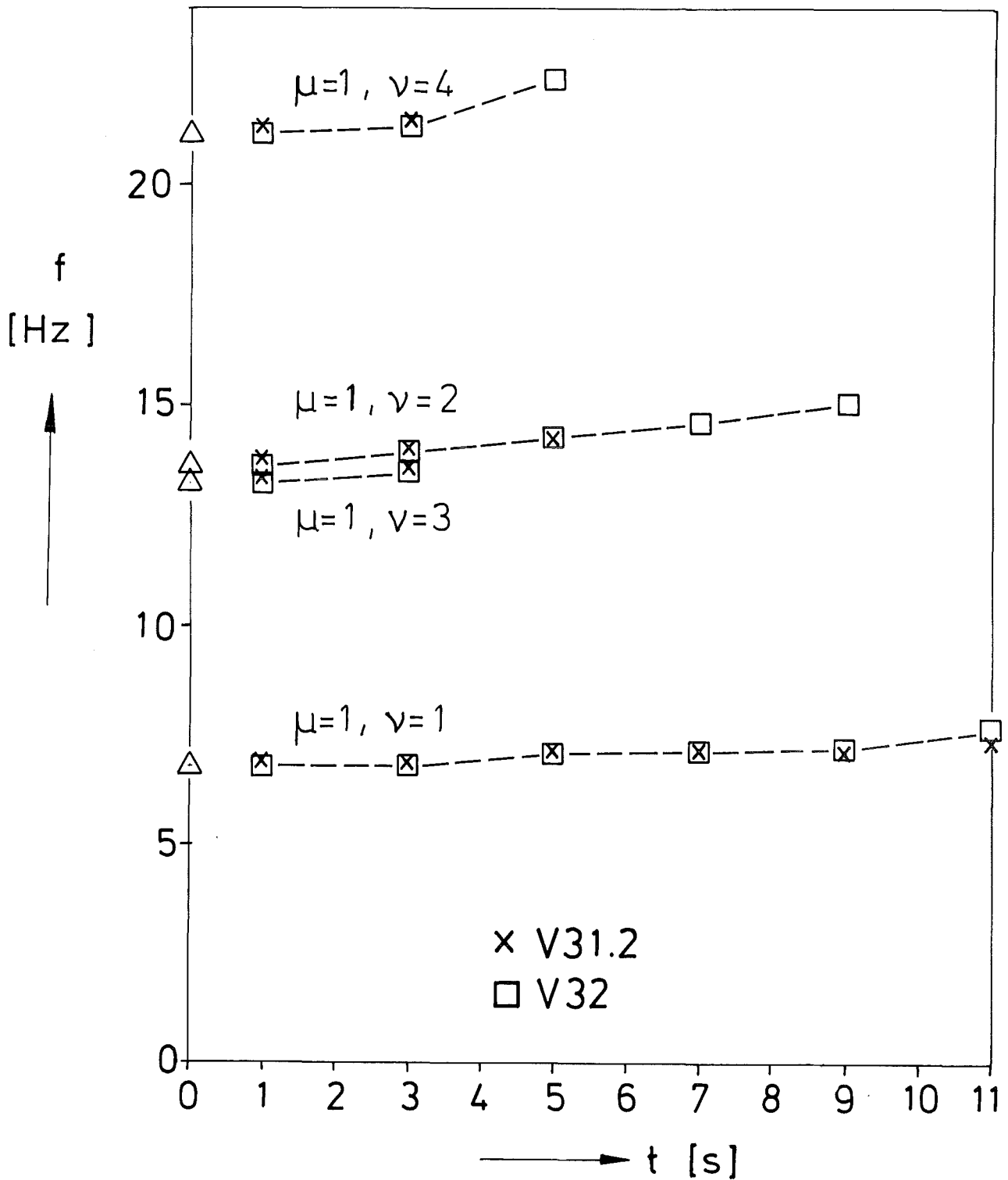


Abb. 3: Zeitliche Abhängigkeit der Eigenfrequenzen des HDR-Modellkernbehälters während Blowdowns

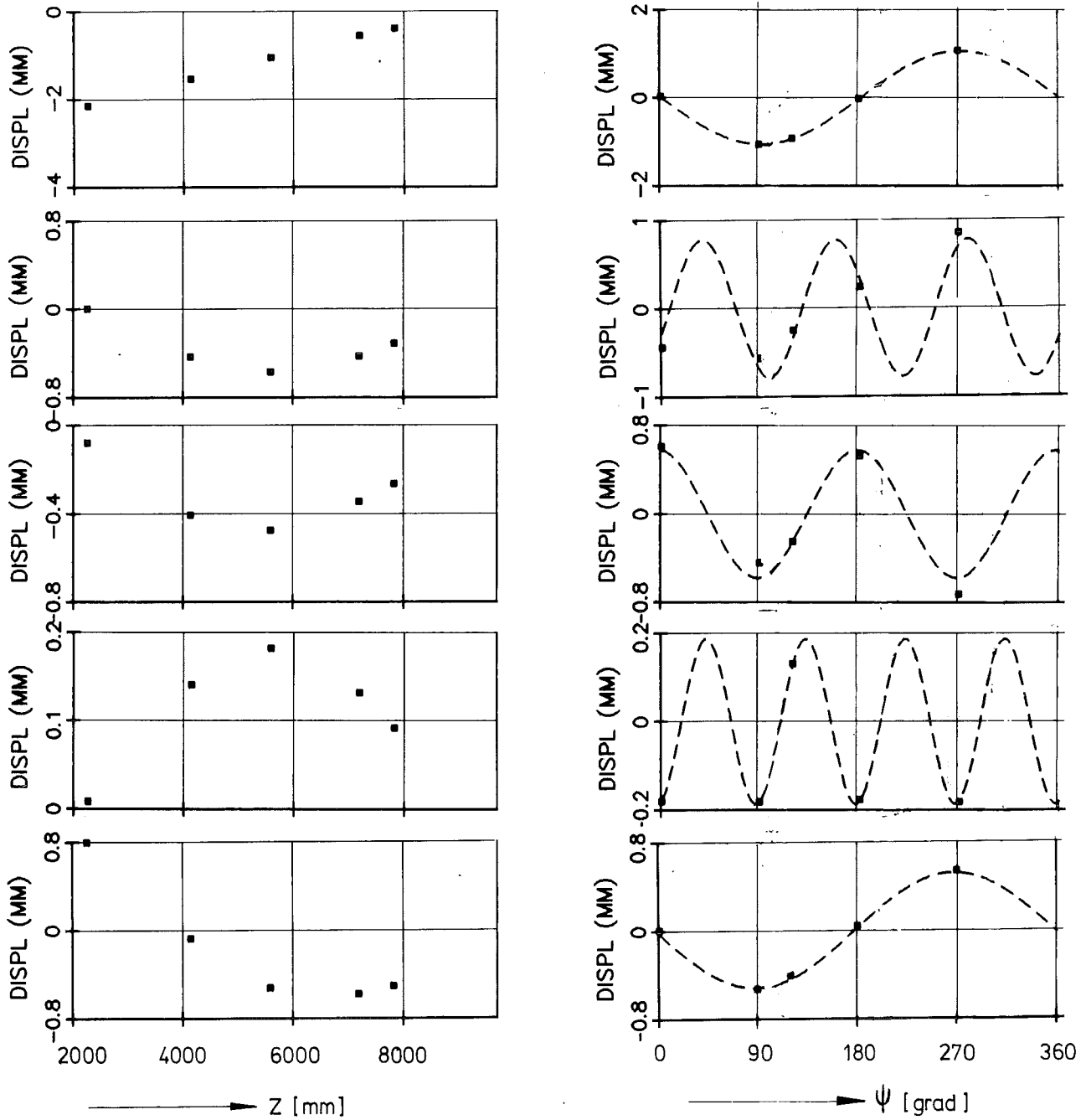


Abb. 4 : Typische Eigenschwingungsformen des HDR-Modellkernbehälters
(Blowdown - Versuch V31.2 ; geplottet mit MODPLT)

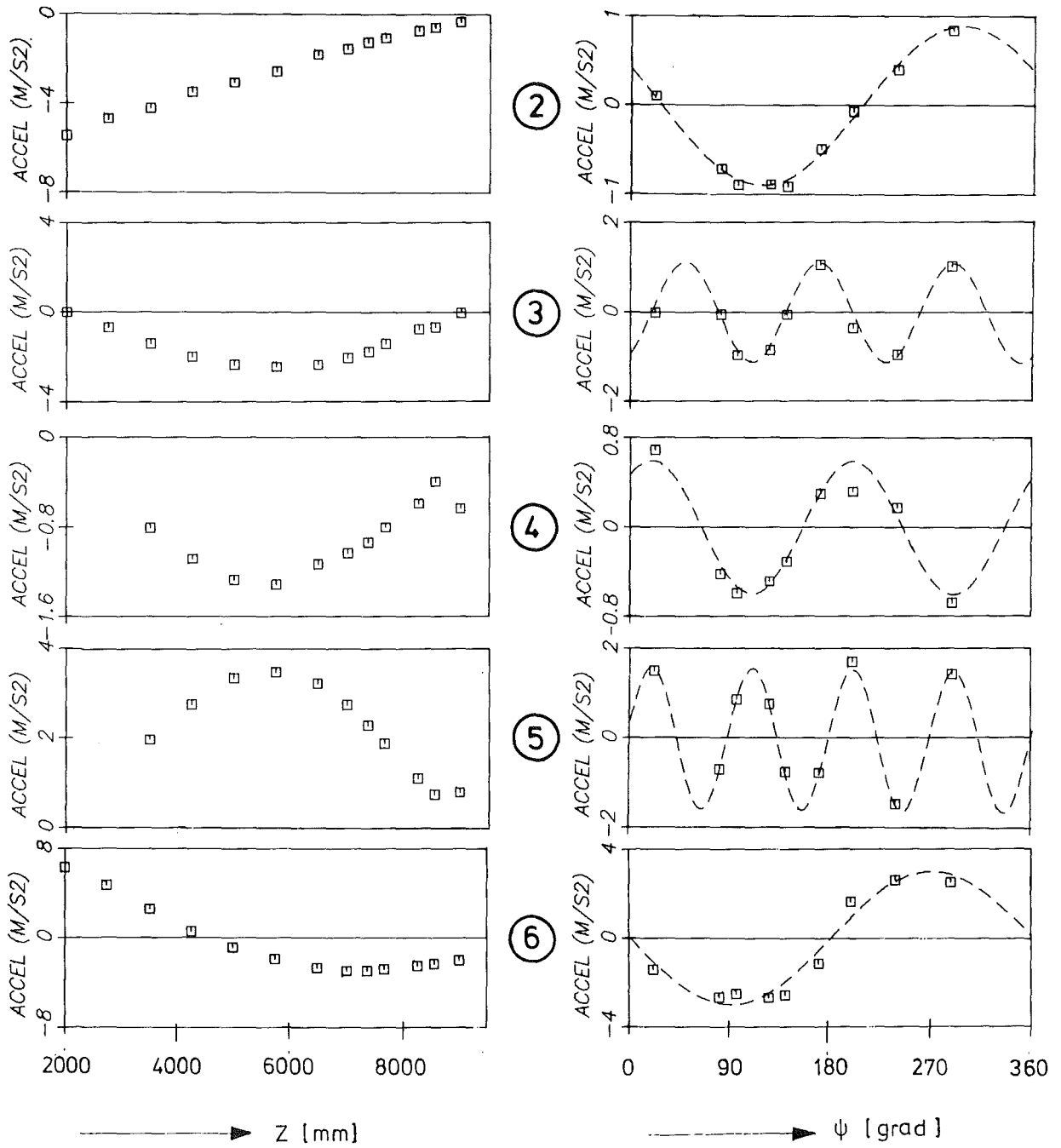
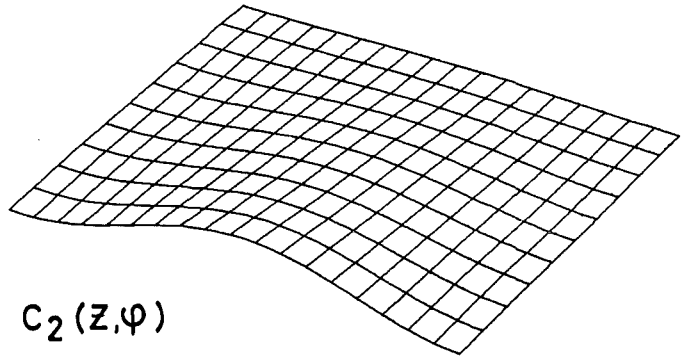
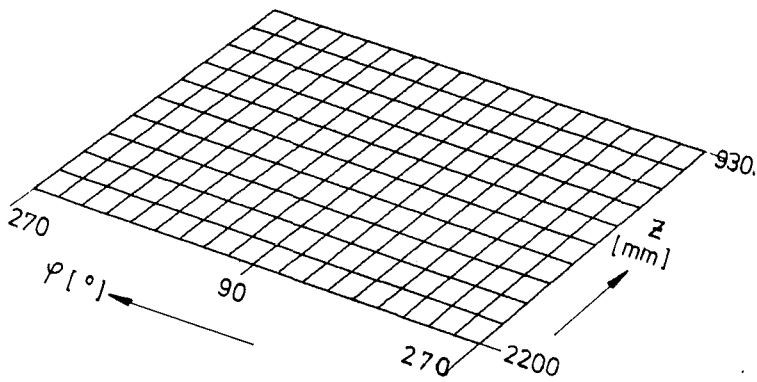


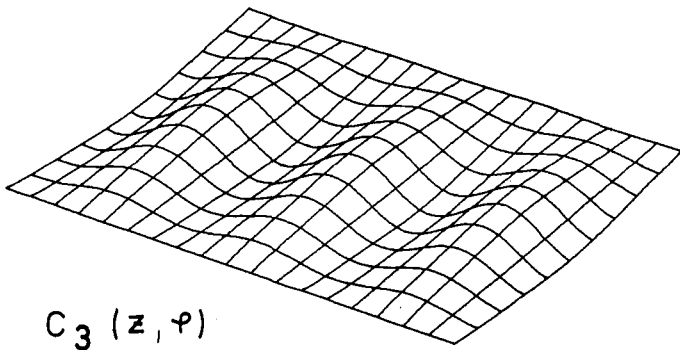
Abb. 5: Typische Eigenschwingungsformen des HDR-Modellkernbehälters (Snapback-Versuche V59.2.3 und V59.4.3, geplottet mit MODPLT)

$f = 6,89\text{Hz}$, $\mu = 1$, $\nu = 1$



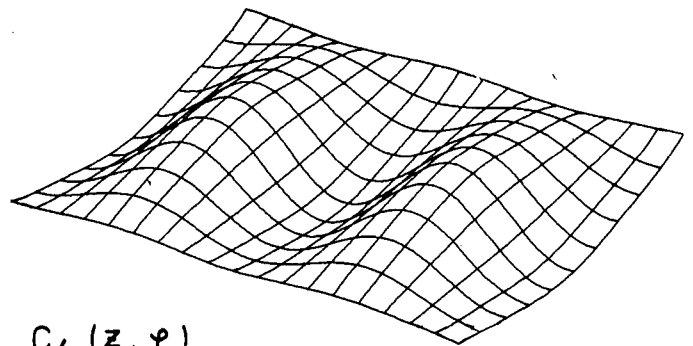
$C_2(z, \varphi)$

$f = 13,39$, $\mu = 1$, $\nu = 3$



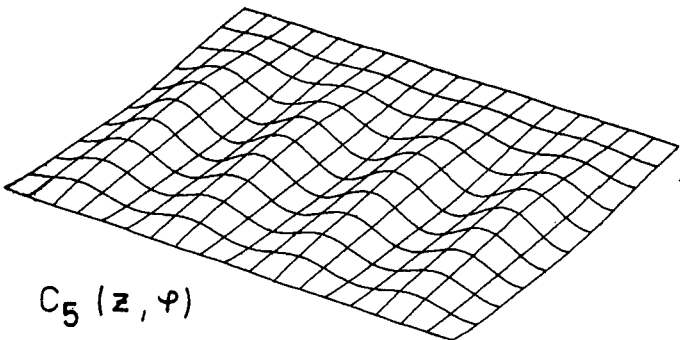
$C_3(z, \varphi)$

$f = 13,88$, $\mu = 1$, $\nu = 2$



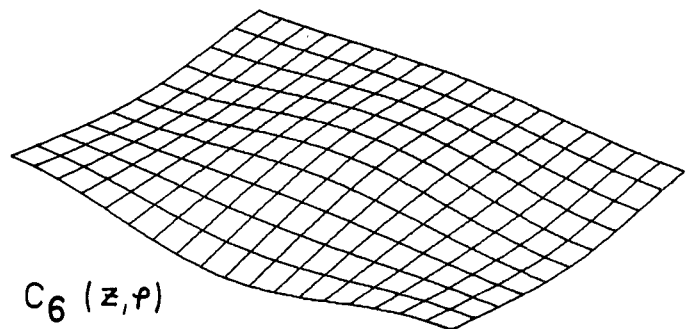
$C_4(z, \varphi)$

$f = 21,49$, $\mu = 1$, $\nu = 4$



$C_5(z, \varphi)$

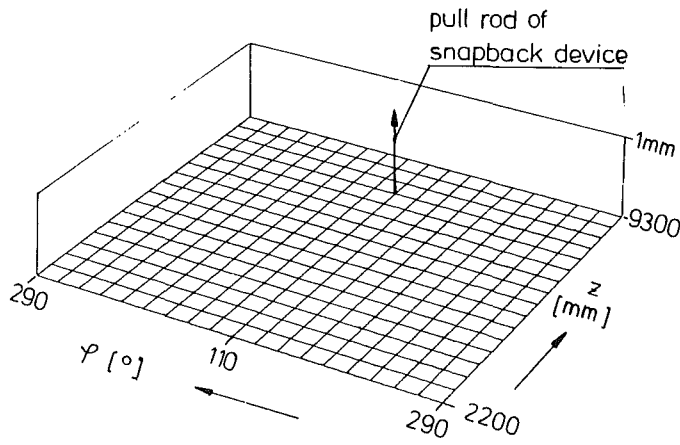
$f = 27,66$, $\mu = 2$, $\nu = 1$



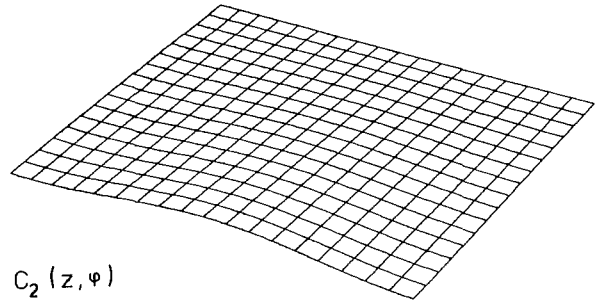
$C_6(z, \varphi)$



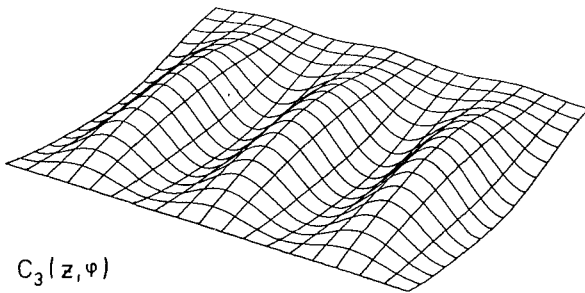
Abb. 6: Typische Eigenschwingungsformen des HDR-Modellkernbehälters (Blowdown-Versuch V31.2, geplottet mit NETPLT)



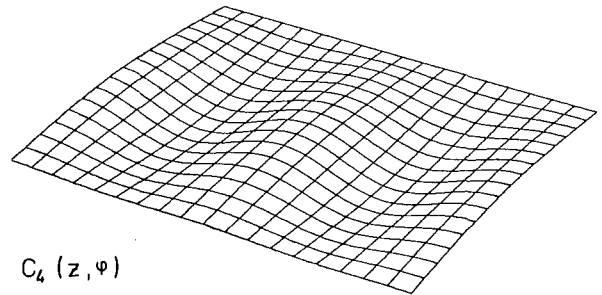
$f = 6.78 \text{ Hz}$, $\mu = 1$, $\nu = 1$



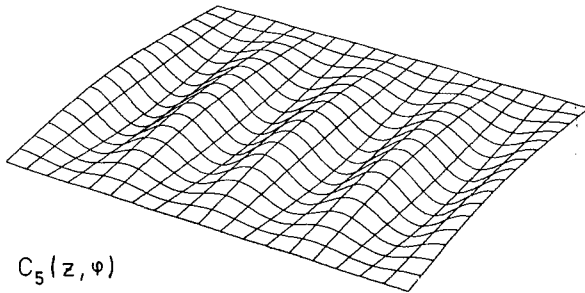
$f = 13.25 \text{ Hz}$, $\mu = 1$, $\nu = 3$



$f = 13.59 \text{ Hz}$, $\mu = 1$, $\nu = 2$



$f = 21.27 \text{ Hz}$, $\mu = 1$, $\nu = 4$



$f = 29.07 \text{ Hz}$, $\mu = 2$, $\nu = 3$

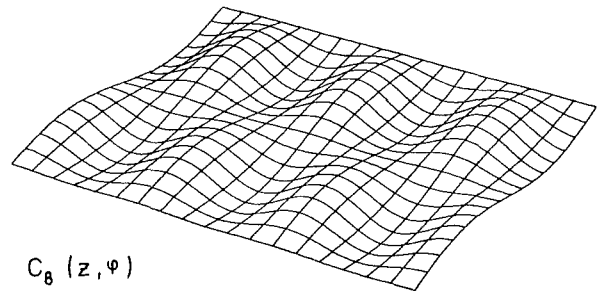


Abb. 7 : Typische Eigenschwingungsformen des HDR-Modellkernbehälters (Snapback -Versuch V59.05; geplottet mit NETPLT)

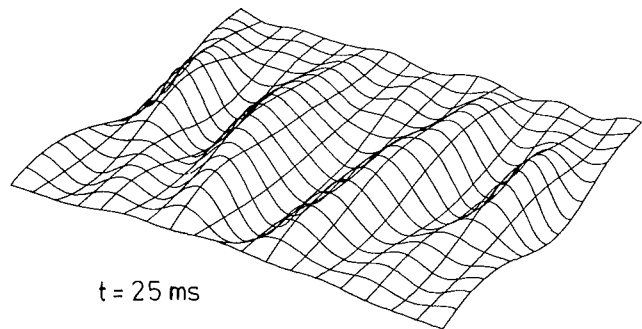
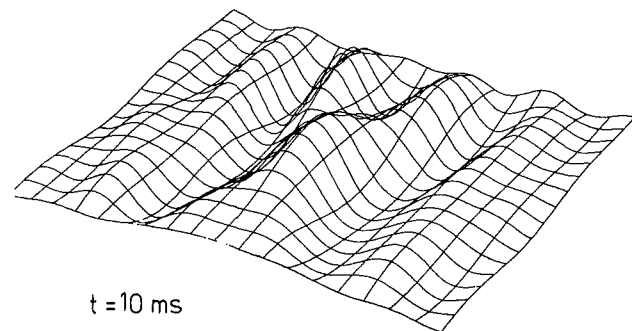
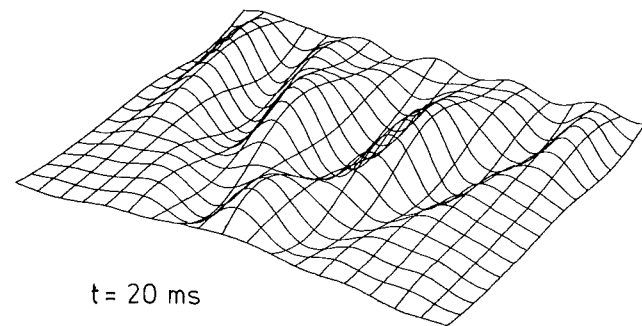
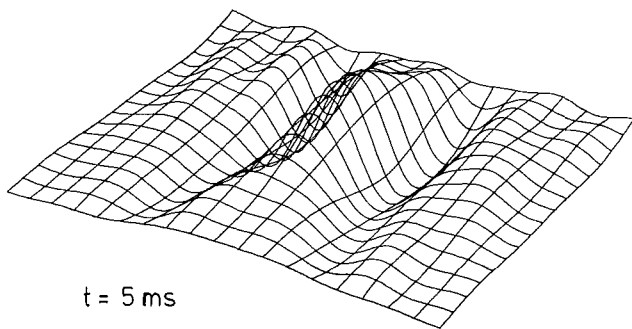
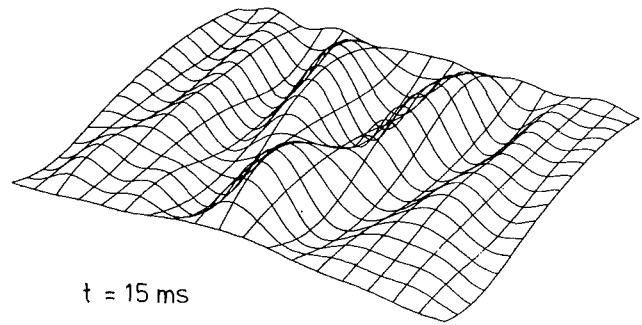
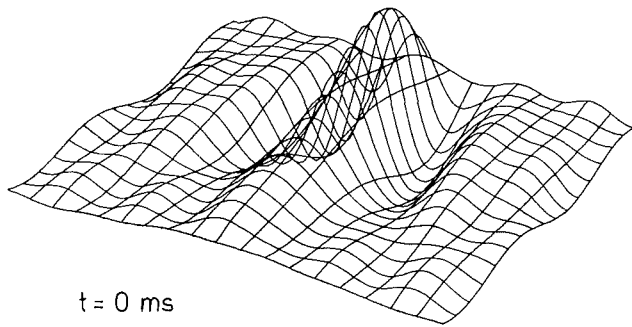


Abb. 8: Rekonstruierte dynamische Antwort des HDR -
Modellkernbehälters (Snapback-Versuch V59.05)

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

06.01.02/15A Numerische Simulation der Blowdownbeanspruchungen
PNS 4125 von DWR mit gekoppelten fluid-strukturdynamischen
Rechenverfahren

(J. Benner, M. Geiß, H. Knüppel, R. Krieg,
A. Ludwig, E.G. Schlechtendahl; IRE)

1. Übersicht über die durchgeführten Arbeiten

Im Berichtszeitraum wurde der Blowdown eines DWR unter Berücksichtigung der wichtigsten Einflüsse untersucht. Hierzu wurden die in der Vergangenheit entwickelten theoretischen Modelle eingesetzt. Als wesentliches Ergebnis wurden die vorhandenen Sicherheitsmargen bei diesem Störfall quantifiziert. Die Arbeiten auf diesem Sektor sind damit abgeschlossen.

2. Einleitung und Problemstellung

Seit mehreren Jahren werden umfangreiche experimentelle und theoretische Untersuchungen schwerer Kühlmittelverluststörfälle beim Druckwasserreaktor (DWR) durchgeführt. Dabei wird ein plötzlicher Bruch einer Primärkühlmittelleitung an einem Reaktoreinlaßstutzen postuliert. Die dadurch verursachte schnelle Druckentlastung des Primärsystems (Blowdown) führt zu einer transienten Beanspruchung der Reaktordruckbehälter-Einbauten. Die hierbei auftretenden Verformungen dürfen die Abschaltbarkeit und Nachkühlbarkeit des Reaktors nicht in unzulässiger Weise beeinträchtigen. Eine besondere Rolle spielt dabei der Kernbehälter. Hält er den Blowdownbeanspruchungen stand, so sind im Reaktorkern keine größeren radialen Kühlmittel- und Brennelement-Bewegungen möglich. Kritische Biegebeanspruchungen der Brennstäbe sind dadurch ausgeschlossen.

Für diesen Nachweis wurden an verschiedenen Stellen - unter anderem auch im Kernforschungszentrum am Institut für Reaktorentwicklung - fortgeschrittene Rechenprogramme entwickelt, welche die dynamischen Vorgänge im flüssigen Kühlmittel und in den angrenzenden Strukturen während der ersten hochtransienten Phase des Blowdowns (ca. 100 ms) beschreiben. Die Analyse dieses Zeitbereichs ist für die Beurteilung der Strukturintegrität ausreichend, da in dieser Phase die größten Beanspruchungen auftreten.

Zur Verifikation der Rechenprogramme dienten Blowdownversuche, die am stillgelegten Heißdampfreaktor (HDR) in Karlstein in wirklichkeitsnahem Maßstab durchgeführt wurden /1/. Im Mittelpunkt dieses Untersuchungsprogramms stand das dynamische Verhalten des Kernbehälters aufgrund der im Kühlmittel laufenden Druckwellen. Besonderes Interesse galt dabei dem gekoppelten Schwingungsverhalten von Kernbehälter und Fluid (Fluid-Struktur-Wechselwirkung). Die Anwendung der neu entwickelten Rechenprogramme auf die HDR-Versuche zeigte, daß mit fortgeschrittenen Methoden die Vorgänge beim Blowdown in befriedigender Weise beschrieben werden können. Insbesondere können Eigenfrequenzen und Schwingungsamplituden des gekoppelten Systems Kernbehälter-Kühlmittel recht genau berechnet werden /2/.

Die mit Hilfe dieser Experimente gewonnenen Ergebnisse sind allerdings nicht unmittelbar auf die Verhältnisse in einem Druckwasserreaktor übertragbar, da die HDR-Anlage in einigen entscheidenden Punkten nicht für einen Druckwasserreaktor repräsentativ ist. Abb. 1 zeigt Schnittzeichnungen durch den HDR und einen 1300 MW-DWR. Die HDR-Versuchsanlage unterscheidet sich einmal rein geometrisch von einem DWR, zum anderen wurden bei der Planung der Einbauten bewußt vom DWR abweichende Bedingungen geschaffen, um die eigentlich interessierenden Phänomene (z.B. Fluid-Strukturkopplung) in ausgeprägter Form und möglichst ungestört von schwer faßbaren Randeffekten untersuchen zu können.

Die wichtigsten Unterschiede zwischen HDR und DWR sind:

- Der Einfluß des Reaktorkerns auf die Dynamik des Systems wurde bei den HDR-Versuchen nur näherungsweise mit Hilfe eines Masserings berücksichtigt, weil die Herstellung eines geometrisch ähnlichen Modellkerns zu aufwendig gewesen wäre und die vielen Freiheitsgrade eines realistischen Modellkerns die Interpretation der ohnehin komplexen Experimente zusätzlich erschwert hätten.
- Beim DWR-Blowdown haben Flexibilität und Lagerbedingungen des oberen Kernbehälterflansches erheblichen Einfluß auf die Dynamik des Systems. Dieser Effekt wurde bei den HDR-Versuchen durch eine speziell konstruierte, stülpsteife Flanschkonstruktion ausgeschlossen, um definierte Randbedingungen für den Kernbehälter zu realisieren.
- Die Lösung von Problemen mit Fluid-Struktur-Wechselwirkung macht erfahrungsgemäß erhebliche Schwierigkeiten. Bei den HDR-Versuchen war diese Wechselwirkung deshalb ein wesentliches Untersuchungsziel und wurde durch besondere konstruktive Gestaltung bewußt betont. Dies wurde mit dem Einbau eines dünnwandigen Modellkernbehälters erreicht.

Die anhand der HDR-Versuche überprüften Rechenprogramme wurden inzwischen so erweitert, daß sie auch die speziellen DWR-Gegebenheiten zu beschreiben gestatten. Unter anderem wurden detaillierte Modelle für den Reaktorkern und die flexible Einspannung des Kernbehälters im Reaktordruckbehälter (RDB) erstellt.

Unter Verwendung dieser Modelle wurde eine Blowdown-Analyse für einen 1300 MW-Druckwasserreaktor durchgeführt. Diese Untersuchung wurde durch eine detaillierte Festigkeitsanalyse für die hoch beanspruchte Kernbehältereinspannung ergänzt. Die Ergebnisse erlauben eine Quantifizierung der vorhandenen Versagensabstände.

3. Rechenmodelle

Für die Blowdown-Analysen wurde das Rechenprogramm FLUX /3/ eingesetzt. Es beschreibt die Reaktorgeometrie voll dreidimensional und erfaßt die Fluid-Struktur-Wechselwirkung explizit. Dazu berücksichtigt es die Belastung der Kernbehälterschale durch das Druckfeld und die Rückwirkung der Schalenbeschleunigung und Geschwindigkeit auf das Fluid unter der Annahme kleiner Verformungen. Das Fluidmodell beruht auf einem kompressiblen Potentialströmungsansatz. Die konvektiven Terme werden nichtlinear behandelt. Das Modell ist für die unterkühlte Blowdownphase konzipiert, daher ist die Beschränkung auf Fluide mit bereichsweise konstanter Schallgeschwindigkeit zulässig. Die komplexen Ausströmvorgänge an der Bruchstelle werden näherungsweise dadurch erfaßt, daß hier der Druck innerhalb einer charakteristischen Bruchöffnungszeit auf den Sattedampfdruck abgesenkt wird.

Speziell für die Anwendung auf den DWR wurde das Modell so erweitert, daß spielbehaftete Kernbehältereinspannung mit Anschlagen des Kernbehälters an den Reaktordruckbehälter berücksichtigt werden kann /4/. Außerdem wurden Modelle für den Reaktorkern und die verschiedenen Tragoste und Gitterplatten entwickelt /5/. Die heterogene Geometrie dieser Komponenten wird mit Homogenisierungsansätzen beschrieben, die z.B. das gekoppelte System Fluid-Brennstäbe als ein spezielles 2-Phasengemisch mit anisotropen Stoffeigenschaften behandeln. Die Wechselwirkung des Kühlmittels mit den (im Modell periodisch angeordneten) Brennstabbündeln wird mit einem Tensor der "virtuellen Fluidichte" beschrieben. Das Kernmodell berücksichtigt ferner die elastische Biege- und axiale Dehnsteifigkeit der Brennstäbe sowie die direkte, nichtlineare Wechselwirkung benachbarter Brennelemente.

Das von FLUX benötigte Strukturmodell für den Kernbehälter wurde mit dem Schalenprogramm CYLDY3 /6/ erstellt. Dieses Programm beschreibt das dynamische Verhalten dünner, elastischer Kreiszy-

linderschalen. Es berechnet die Eigenfrequenzen und entsprechenden Eigenschwingungsformen auf der Basis der Flügge'schen Schalendifferentialgleichungen. Diese partiellen Differentialgleichungen werden durch geeignete Reihenentwicklungen in gewöhnliche Differentialgleichungen überführt, deren quasi-exakte Lösung aus den Wurzeln einer nichtlinearen, algebraischen Gleichung folgt. Diese Wurzeln lassen sich aber mit hoher Genauigkeit bestimmen. Die Lösungen hängen wesentlich von den Randbedingungen der Schale ab, die vom Verhalten der Flansche bestimmt werden. Deshalb wurde zusätzlich ein Modell für den Kernbehälterflansch entwickelt. Es basiert auf einer einfachen Ringtheorie mit gewissen Restriktionen der Verformungsfähigkeit. Das elastische Verhalten des Flansches wird dabei vollständig durch lineare Beziehungen zwischen den kinematischen Größen am Schalenrand beschrieben. Daneben wurde zusätzlich ein Finite-Element-Modell (Abb. 2) für den Kernbehälterflansch und den angrenzenden Schalenbereich erstellt. Mit Hilfe dieses Modells konnte das Ringmodell für den Flansch überprüft werden. Abb. 3 zeigt die berechneten Eigenfrequenzen des Kernbehälters.

Außerdem konnte mit dem Finite-Element-Modell für den Flanschbereich, in dem die größten Strukturbeanspruchungen auftreten, eine detaillierte Spannungsanalyse durchgeführt werden. Sie erlaubt eine exaktere Bestimmung der Beanspruchungsspitzen als dies mit den strukturmechanischen Globalmodellen bei der gekoppelten Analyse möglich ist. Für die Finite-Element-Analysen wurden das Programm ADINA /7/ eingesetzt. Es erlaubt die Berücksichtigung plastischer Verformungen. Damit konnte das Verhalten der Kernbehältereinspannung auch unter überhöhter Belastung untersucht werden, was für eine zuverlässige Aussage über die vorhandenen Versagensabstände notwendig ist.

Abb. 4 zeigt schematisch den Ablauf der Blowdown-Analyse. Das Modell besitzt insgesamt 233 Strukturfreiheitsgrade (Eigenlösungen bis 1000 Hz). Es enthält 3618 Fluidmaschen sowie 22 dis-

krete Anschlagpositionen. Damit hat es insgesamt 12821 Freiheitsgrade. Die Rechenzeit für die untersuchten 80 ms Realzeit betrug 136 min auf der SIEMENS-7890-Anlage des Kernforschungszentrums.

Bei der Rechnung wurde eine Bruchöffnungszeit von 5 ms bei vollständiger Öffnung des Rohrleitungsquerschnitts vorausgesetzt. Die Bruchstelle wurde 3 m von der RDB-Wand entfernt angenommen. Der Satttdampfdruck im Bruchstutzen beträgt 72 bar. Damit ergibt sich mit dem Systembetriebsdruck (160 bar) eine treibende Druckdifferenz von 88 bar. In Abb. 5 sind Position und Größe der axialen und radialen Spiele am oberen Flansch sowie am unteren Rost gezeigt. Hierbei wurde angenommen, daß der Kernbehälter zu Beginn in einer extremen Position 3 mm exzentrisch vom Blowdownstutzen entfernt liegt. In der ersten Phase des Störfalls, in der er in Richtung des Blowdownstutzens beschleunigt wird, legt er deshalb einen größeren Weg bis zum erstmaligen Anschlagen zurück und kann hierbei viel kinetische Energie aufnehmen. Dies führt, zusammen mit der Vernachlässigung der Reibkräfte und der Abstützung an den Auslaßstutzen, zu einer gewissen Konservativität.

4. Ergebnisse

Abb. 6 und Abb. 7 zeigen den verformten Kernbehälter zu verschiedenen Zeitpunkten nach Blowdown-Beginn. Das Koordinatenkreuz gibt die Ausgangsposition der Kernbehälterachse an. In der allerersten Phase des Blowdowns dominieren die Schalenschwingungen des Kernbehälters, die durch die plötzliche lokale Druckabsenkung in dem Bereich des Blowdownstutzens angeregt werden. Sie sind vorwiegend mit Biegespannungen in der Struktur verbunden. Anschließend hebt der Kernbehälter am oberen Flansch auf der dem Blowdownstutzen gegenüberliegenden Seite ab und beginnt gegen den Blowdownstutzen zu kippen. Infolge dieser Kippbewegung schlägt er oben am Reaktordeckel an. In der Folge dominiert die translatorische Starrkörperbewegung des Kernbehälters in Richtung auf den

Blowdownstützen. Dabei eilt der obere Teil des Kernbehälters etwas voraus, so daß dieser trotz der unterschiedlichen Größe der Radialspeile nach 30 ms dort fast gleichzeitig oben und unten anschlägt. Hierbei löst er sich für kurze Zeit auf der gegenüberliegenden Seite vom axialen Anschlag. Im Zeitbereich von 30 ms bis 60 ms liegt der Kernbehälter auf der Seite des Blowdownstützens an. Dabei schwingt er zunächst balkenartig durch. Im Anschluß daran dominieren wieder die hochfrequenten Schalenschwingungen. Nach 60 ms löst er sich von diesen radialen Anschlägen und hat nach 80 ms fast wieder die Ausgangsposition erreicht. Abb. 8 bis Abb. 10 zeigen entsprechende Zeitverläufe der Verschiebungen an einigen diskreten Punkten des Kernbehälters. Abb. 9 und Abb. 10 veranschaulichen das Verhalten beim Anschlagen des Kernbehälters gegen den RDB.

Abb. 11 zeigt den zeitlichen Verlauf des globalen Biegemoments, das der Kernbehälter auf die Einspannung ausübt. Abb. 12 zeigt die berechneten Membranvergleichsspannungen, wobei der Maximalwert über alle diskreten Punkte des Kernbehälters als Funktion der Zeit dargestellt ist. Das Maximum der Vergleichsspannung tritt zum Zeitpunkt $t = 45$ ms auf. Zu diesem Zeitpunkt liegt der Kernbehälter an der Seite des Blowdownstützens an und biegt sich balkenartig durch. Das Maximum tritt am oberen Schalenrand auf. Es liegt in der Nähe der Werkstofffließgrenze von 175 N/mm^2 .

An dieser Stelle sei jedoch betont, daß allein mit Kenntnis dieser Maximalspannung nur beschränkte Aussagen zum Versagensabstand möglich sind. Die Spannungsspitzen werden nämlich wesentlich von den Anfangs- und Randbedingungen des Problems bestimmt, die in Realität nicht exakt bekannt sind, weil sie von verschiedenen mehr zufälligen Faktoren (Montage, Betriebszustand etc.) abhängen. Die gezeigten Ergebnisse stellen aus diesem Grunde nur einen exemplarischen - und zwar recht konservativen - Störfallablauf dar. Sie demonstrieren bis in welches Detail diese Abläufe heute analysierbar sind.

Daneben ist zu berücksichtigen, daß die auf elastischer Basis ermittelten Spannungsspitzen ohnehin wenig aussagekräftig sind, da bei höheren Beanspruchungen plastische Verformungen auftreten, die diese Spannungsspitzen begrenzen. Für zuverlässige Aussagen hierzu sind Analysen notwendig, die das elastisch-plastische Werkstoffverhalten explizit berücksichtigen.

Eine solche Analyse wurde für den Einspannbereich des Kernbehälters, wo plastische Verformungen am ehesten zu erwarten sind, mit dem erwähnten Finite-Element-Modell durchgeführt. Dabei wurde auf eine detaillierte Beschreibung der Belastungsverteilung entlang des Kernbehälterumfangs durch die axialen Membranspannungen verzichtet, weil lediglich die erste Fourierordnung dieser Verteilung von wesentlicher Bedeutung ist. Sie ist nämlich proportional einer aufgeprägten Belastung, beschrieben durch das globale Biegemoment auf die Kernbehälterereinspannung. Dies ist in Abb. 13 angedeutet. Abb. 14 zeigt die ermittelte nichtlineare Einspanncharakteristik des Kernbehälterflansches, d.h. den Zusammenhang zwischen Biegemoment auf die Einspannung und einer charakteristischen Verschiebung (größte Axialverschiebung am Umfang des Flansches). Abb. 15 zeigt einen Radialschnitt durch die Einspannung an der Umfangsposition mit der höchsten Beanspruchung. Man erkennt die mit zunehmendem globalen Biegemoment M fortschreitenden plastischen Verformungen. Diese Ergebnisse wurden mit einer separaten zweidimensionalen Finite-Element-Analyse mit sehr feiner Nodalisation über die Schalendicke gewonnen.

Es zeigt sich, daß bis zu einem Biegemoment von ca. 100 MNm nur kleinere plastische Verformungen am Übergang von der Kernbehälterschale zum Flansch auftreten. Bei weiterer Laststeigerung kommt es zu plastischen Verformungen auf der Flanschoberseite und am Übergang zur Schale bildet sich ein Fließgelenk. Bei 190 MNm Belastung hat sich der gesamte Einspannbereich in diesem Radialschnitt plastisch verformt. Weitere Tragreserven können dann nur

noch aus der Werkstoffverfestigung geschöpft werden. Erst oberhalb 200 MNm Belastung wäre mit dem Versagen der Einspannung zu rechnen. Dabei wäre ein Abriß der Schale vom Flansch wegen der großen Dehnungskonzentration in diesem Bereich wahrscheinlich.

Wie Abb. 11 zeigt, beträgt beim Blowdown das maximale Biegemoment auf die Einspannung aber nur ca. 90 MNm. Der Vergleich mit den Ergebnissen der Finite-Element-Analyse ergibt, daß bei dieser Belastung zwar lokale plastische Verformungen am Übergang vom Kernbehälter zum Flansch auftreten. Allerdings ist erst bei mehr als dem doppelten dieser Belastung mit dem Versagen der Einspannung zu rechnen.

5. Zusammenfassung

Die obigen Ausführungen zeigen, daß wir heute nach einigen Jahren intensiver Forschungsarbeit - sowohl theoretischer als auch experimenteller Arbeiten am HDR-Reaktor - in der Lage sind, die dynamischen Vorgänge beim Blowdown im Detail zu beschreiben. Insbesondere konnten wir die vorhandenen Versagensabstände abschätzen. Die Ergebnisse zeigen, daß selbst bei einem schnellen und vollständigen Bruch der Hauptkühlmittelleitung die Belastungen doppelt so groß sein müßten, um die Strukturintegrität zu gefährden.

6. Literatur

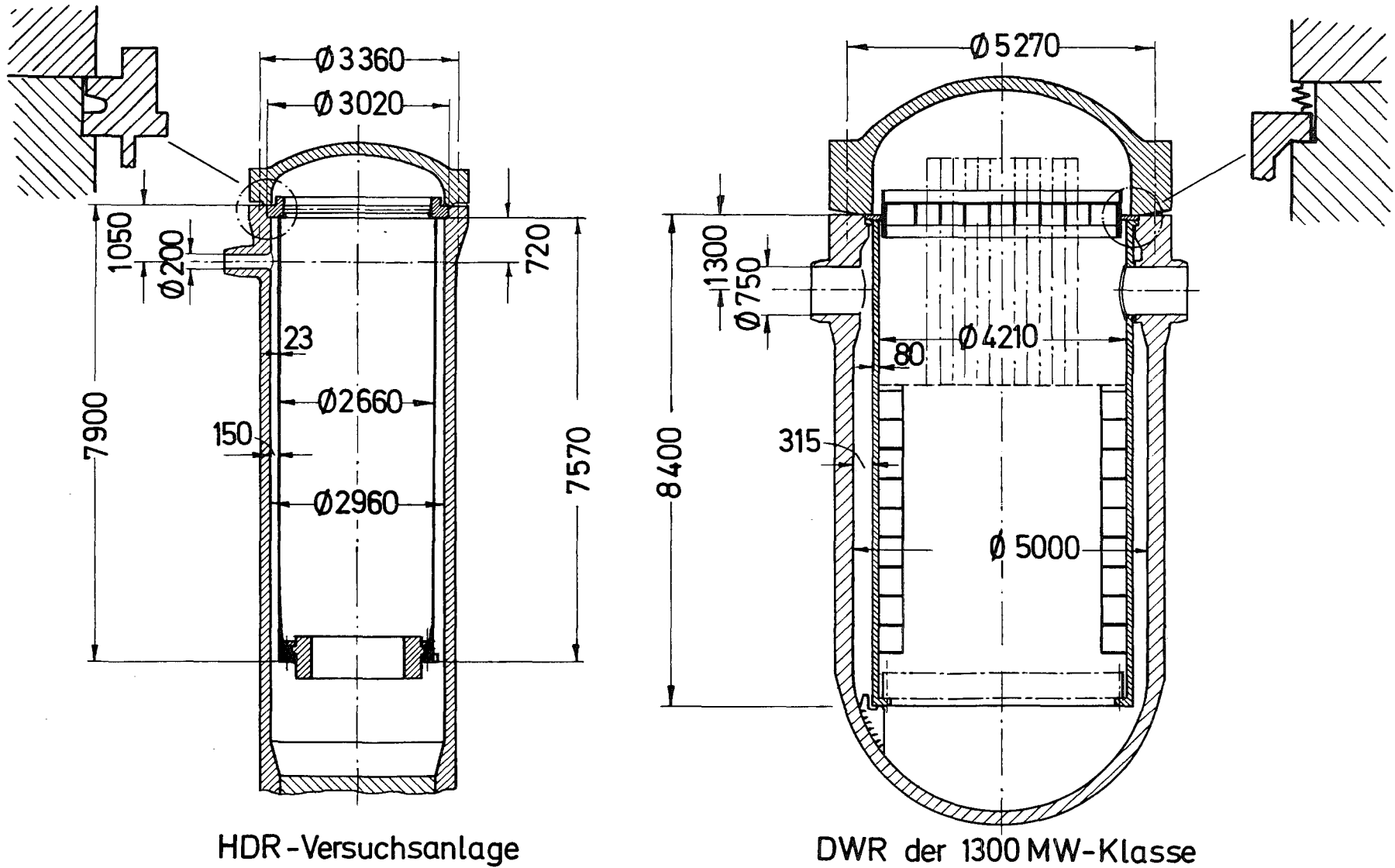
- /1/ R. Krieg, E.G. Schlechtendahl, K.-H. Scholl:
Design of the HDR experimental program on blowdown loading and dynamic response of PWR-vessel internals,
Nuclear Engineering Design 1977, 43, 419-435
- /2/ L. Wolf:
Overview of the Experimental and Analytical Results for the HDR-RPV-I Main Test Series (V31.2 - V34), Proceedings 7th Int. Conf. on Structural Mechanics in Reactor Technology, Chicago, Illinois, USA, Aug. 22-26, 1983, Paper B6/1*
- /3/ U. Schumann:
Effektive Berechnung dreidimensionaler Fluid-Struktur-Wechselwirkung beim Kühlmittelverluststörfall eines Druckwasserreaktors - FLUX,
KfK 2645 (1979)
- /4/ U. Schumann:
Impacts and Fluid-Structure Interactions in Pressurized Water Reactor Safety Analysis,
Nuclear Engineering Design 69 (1982), 313-326
- /5/ J. Benner:
Numerical Simulation of Fluid-Structure Interactions in a Pressurized Water Reactor Core, in: P. Lascaux (Ed.): Proc. Third Int. Symp. on Numerical Methods in Engineering, Paris, 13.3. - 16.3.1983, 337-347
- /6/ A. Ludwig, R. Krieg:
An Analytical Quasi-Exact Method for Calculating Eigen-vibrations of thin Circular Cylindrical Shells,
Journal of Sound and Vibration 74 (1981) 2, 155-174

/7/

ADINA

A Finite Element Program for Automatic Dynamic Incremental Non-linear Analysis, 1981

ADINA Engineering, Inc., 71 Elton Avenue, Watertown, Mass. 02172, U.S.A.



- 4100-29 -



Abb.1: Grössenvergleich von HDR und DWR

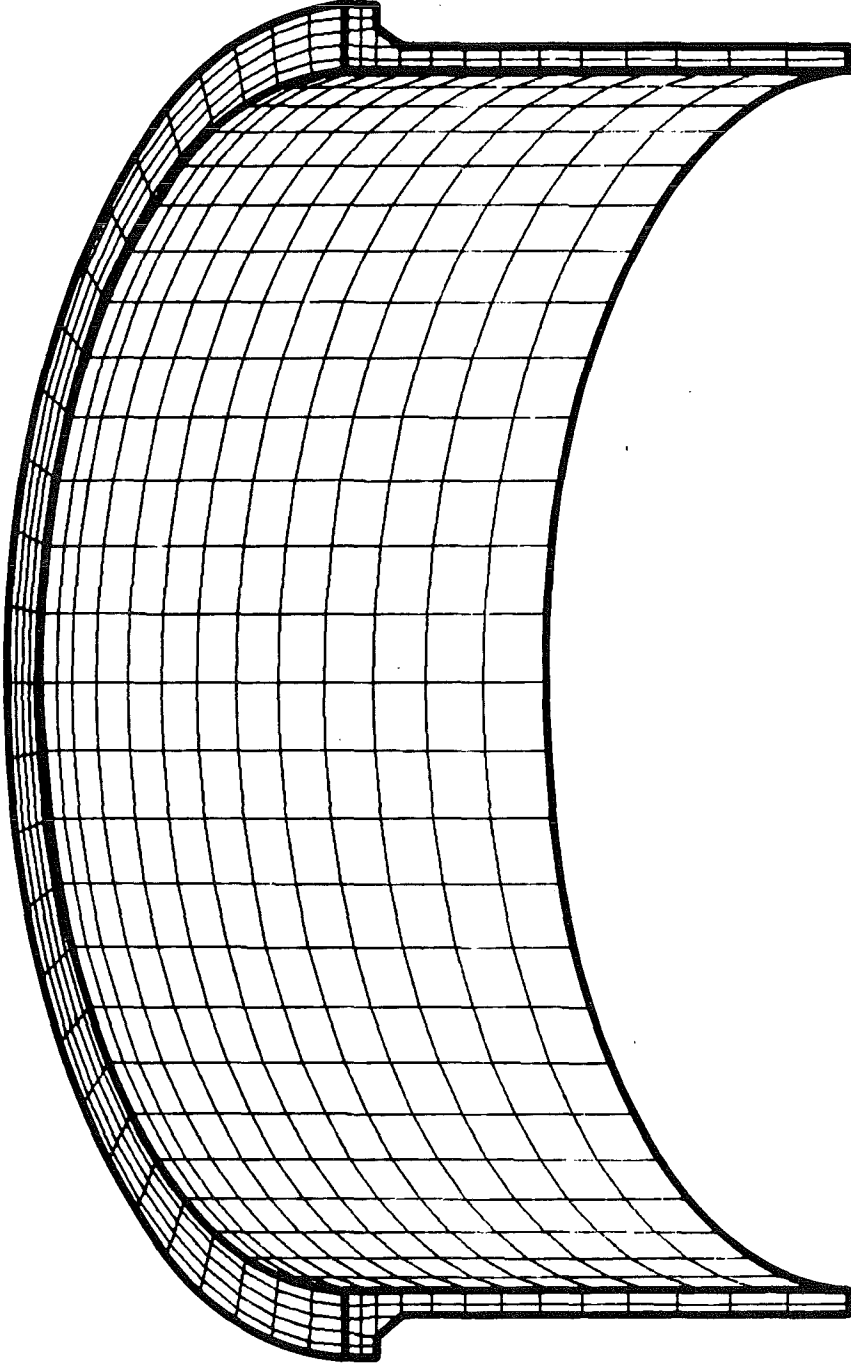


Abb. 2: Finite- Element Modell der Kernbehältereingspannung

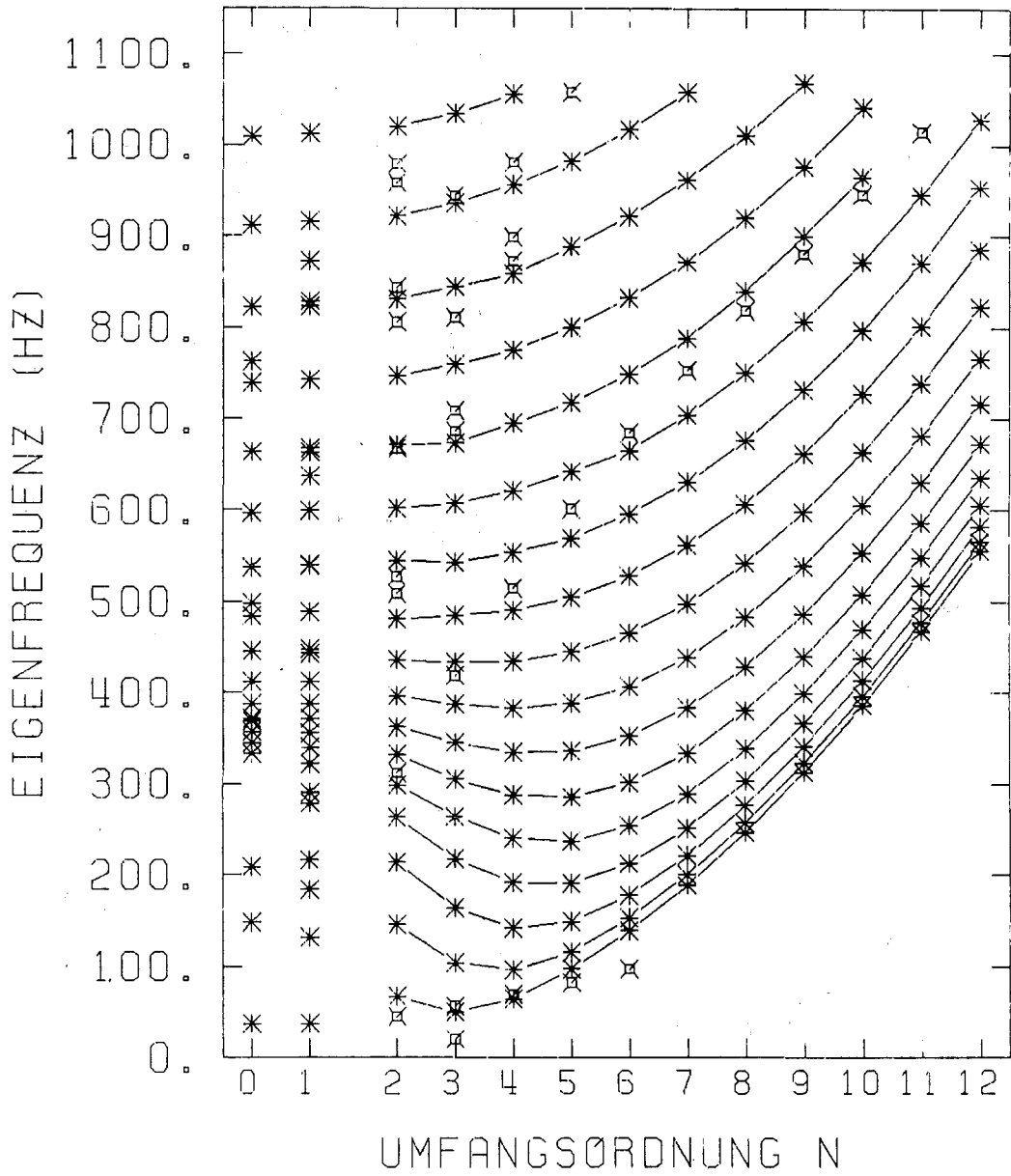


Abb.3: Eigenfrequenzen des Kernbehälters

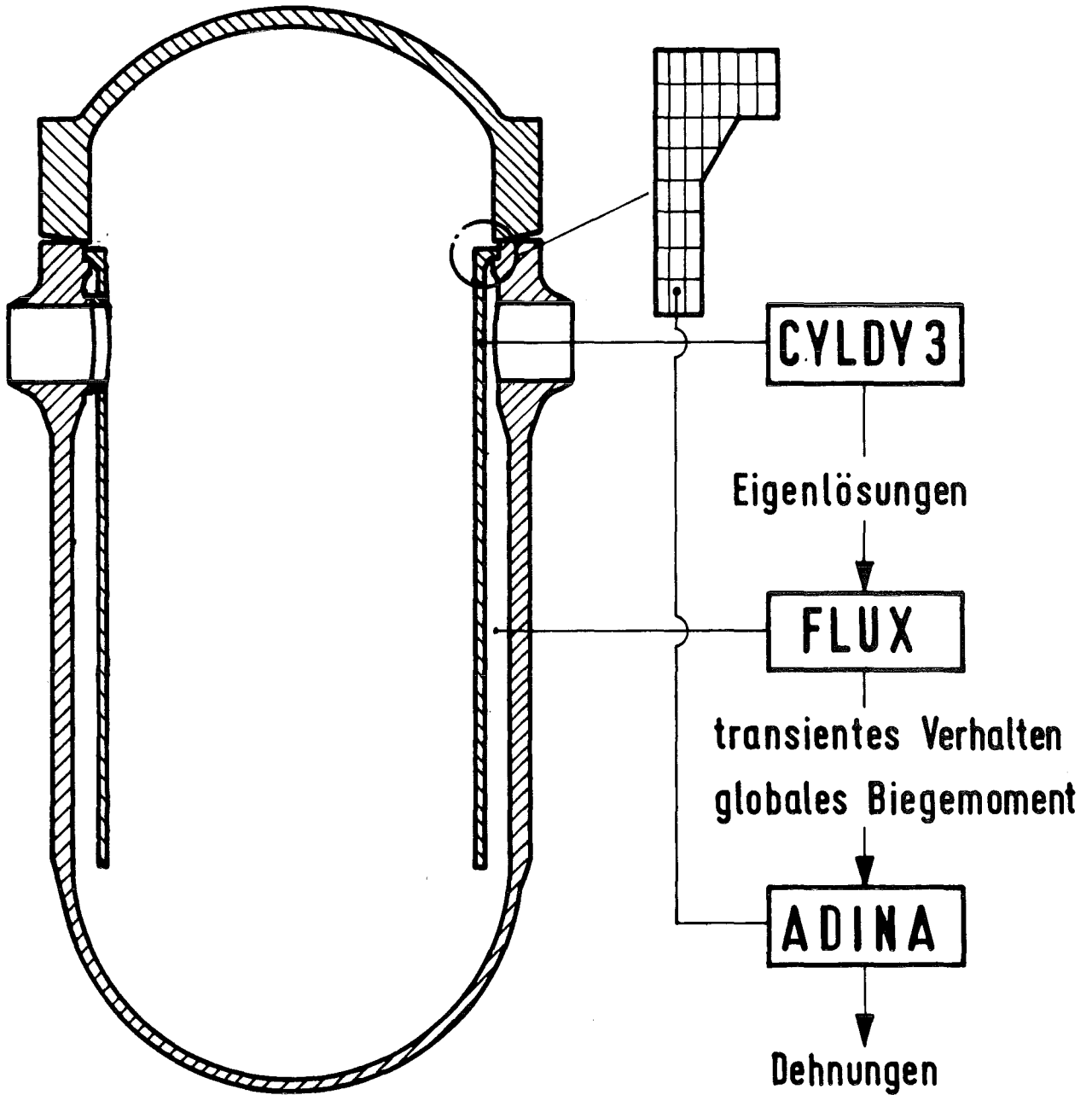
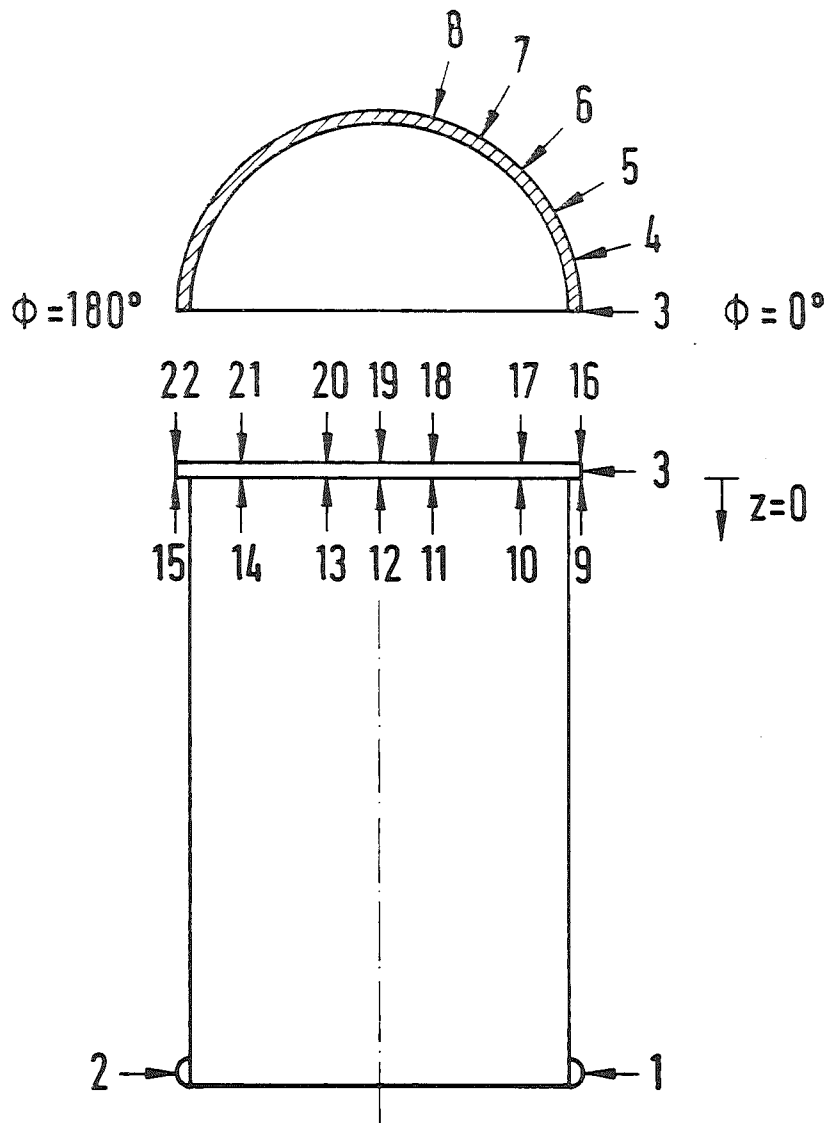


Abb.4: Ablauf der Blowdownanalyse

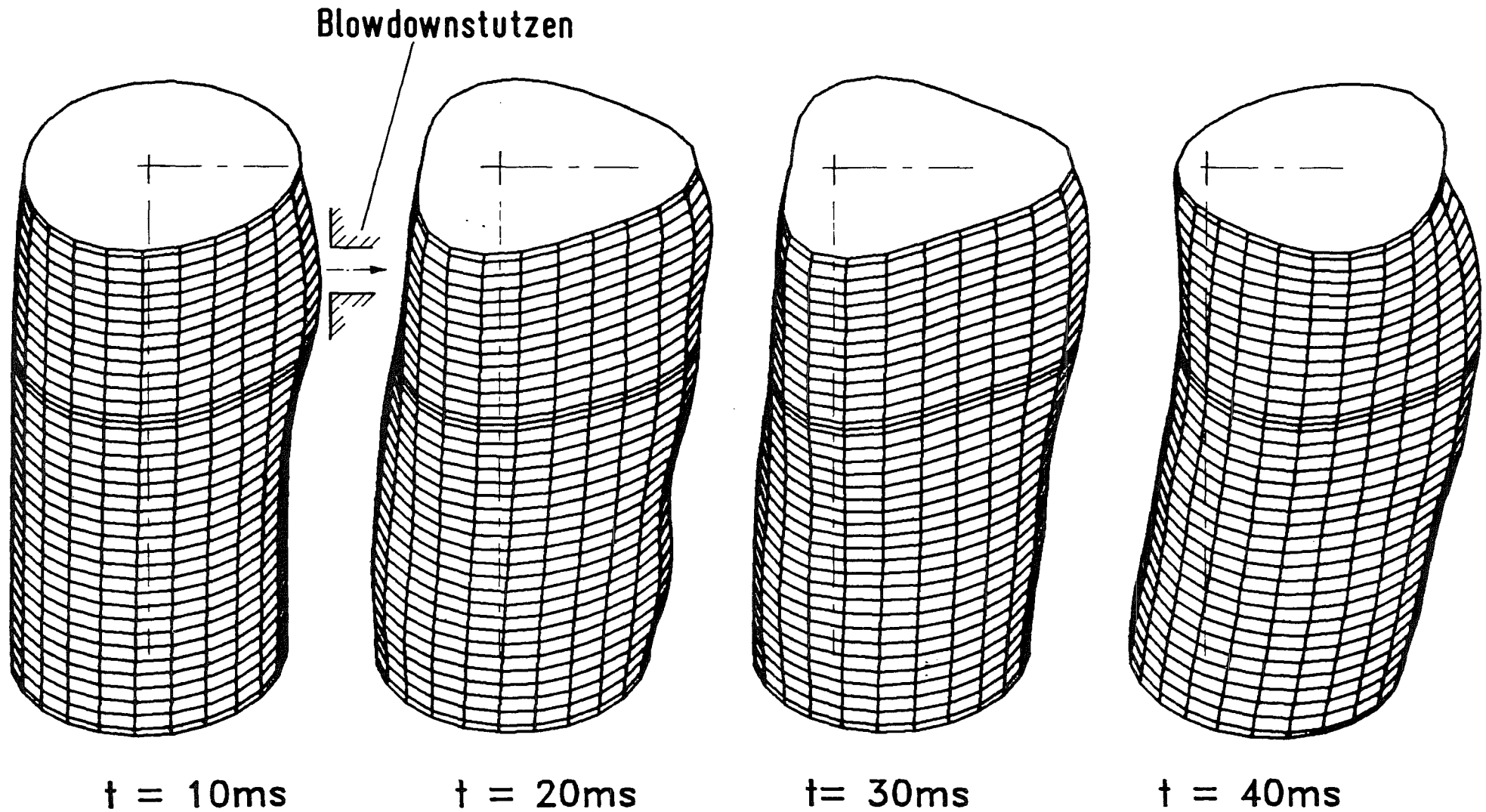


| | | | | | | | | | | | |
|---------------------------------|-----|------|------|-------|------|------|------|------|------|------|------|
| Anschlag | 1 | 2 | 3 | 4 | 5 | 6 | 7 | 8 | 9 | 10 | 11 |
| z | 630 | 7630 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 |
| Anfangsspiel [mm] | 6 | 0 | 10.5 | 10.45 | 10.2 | 9.85 | 9.36 | 8.77 | 0 | 0 | 0 |
| Flexibilität [10^{-11} m/N] | 5 | 5 | 5 | 5 | 5 | 5 | 5 | 5 | 0 | 0 | 0 |
| Vorspannkraft [10^5 N] | - | - | - | - | - | - | - | - | 2.31 | 4.62 | 4.62 |
| ϕ | 0 | 180 | 0 | 15 | 30 | 45 | 60 | 75 | 0 | 30 | 60 |

| | | | | | | | | | | | |
|---------------------------------|------|------|------|------|-----|-----|-----|-----|-----|-----|-----|
| Anschlag | 12 | 13 | 14 | 15 | 16 | 17 | 18 | 19 | 20 | 21 | 22 |
| z | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 |
| Anfangsspiel [mm] | 0 | 0 | 0 | 0 | 0.4 | 0.4 | 0.4 | 0.4 | 0.4 | 0.4 | 0.4 |
| Flexibilität [10^{-11} m/N] | 0 | 0 | 0 | 0 | 1 | 1 | 1 | 1 | 1 | 1 | 1 |
| Vorspannkraft [10^5 N] | 4.62 | 4.62 | 4.62 | 2.31 | - | - | - | - | - | - | - |
| ϕ | 90 | 120 | 150 | 180 | 0 | 30 | 60 | 90 | 120 | 150 | 180 |



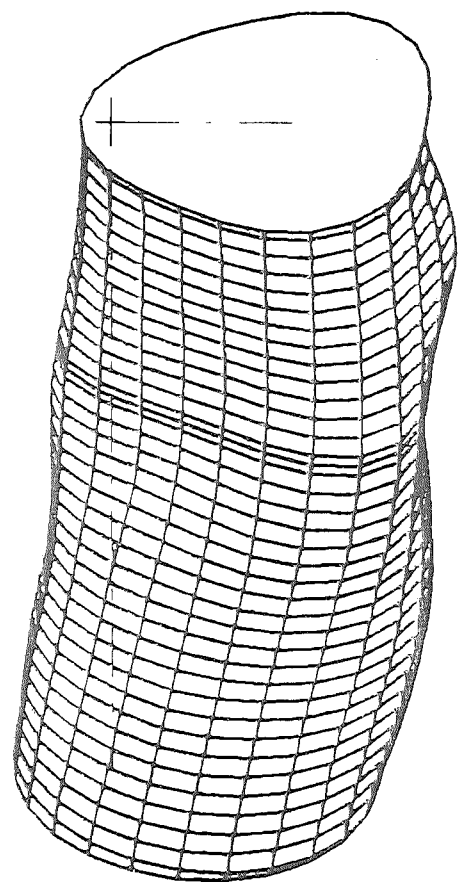
Abb.5: Axiale und radiale Spiele



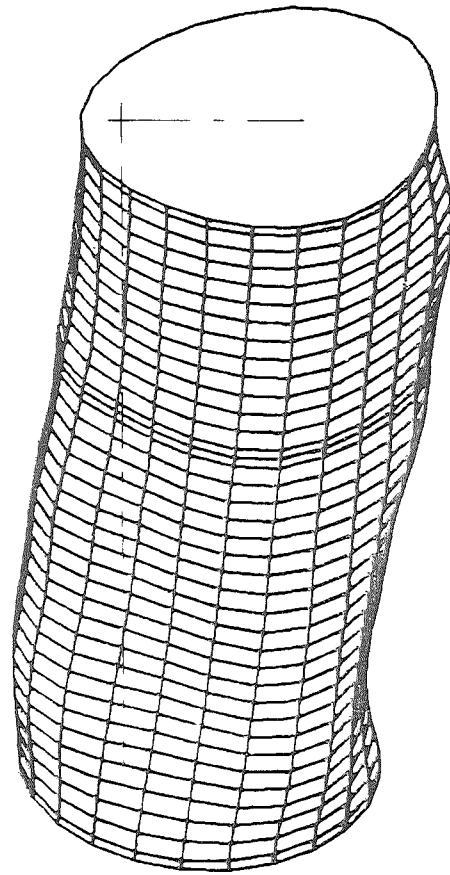
- 4100-34 -



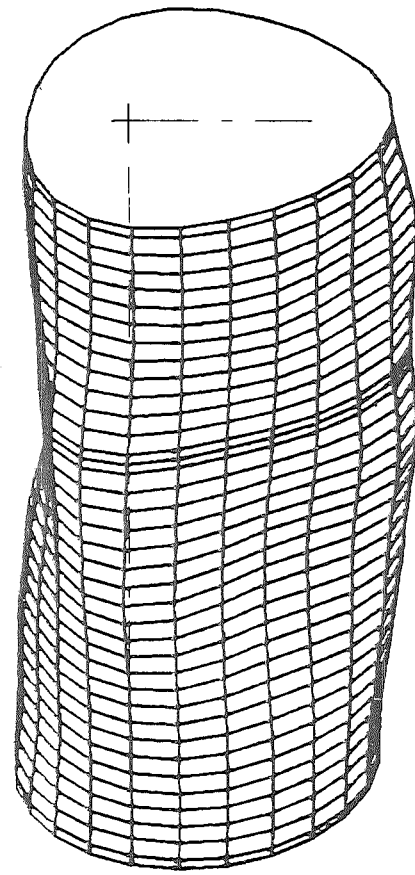
Abb.6: Verformung des Kernbehälters (150fach vergrössert)



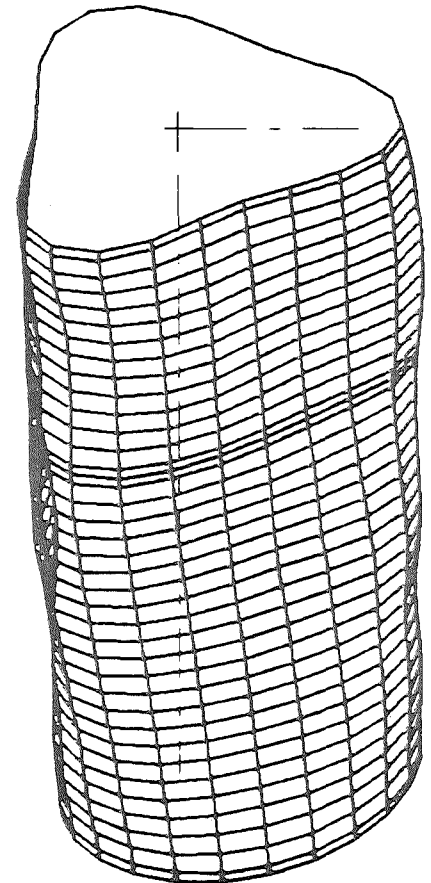
$t = 50\text{ms}$



$t = 60\text{ms}$

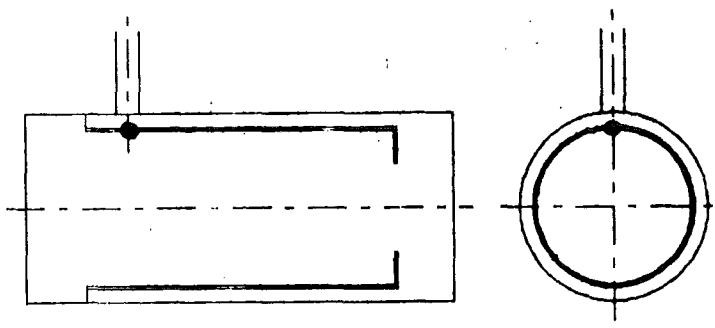
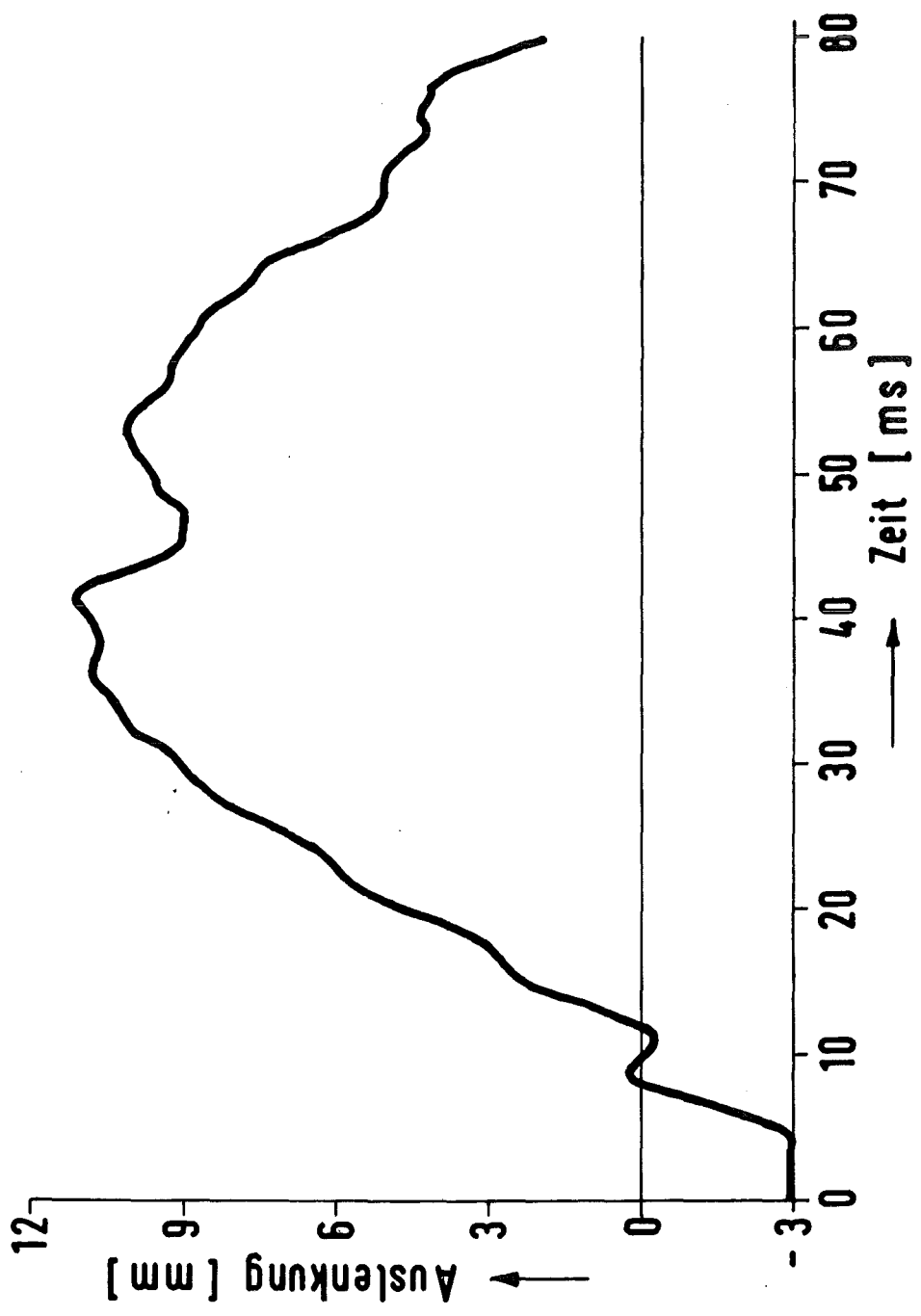


$t = 70\text{ms}$



$t = 80\text{ms}$

Abb. 7: Verformung des Kernbehälters (150fach vergrössert)



KfK

Abb.8: Radiale Kernbehälterauslenkung am Stutzen

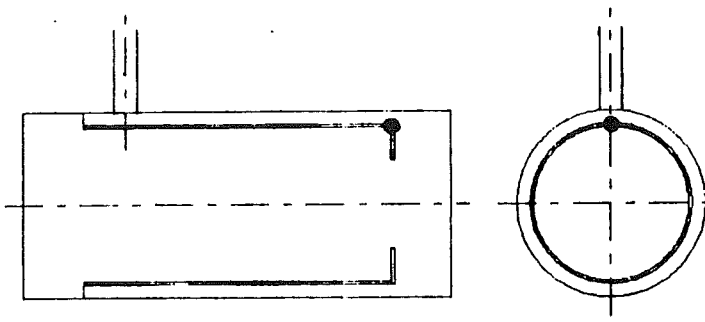
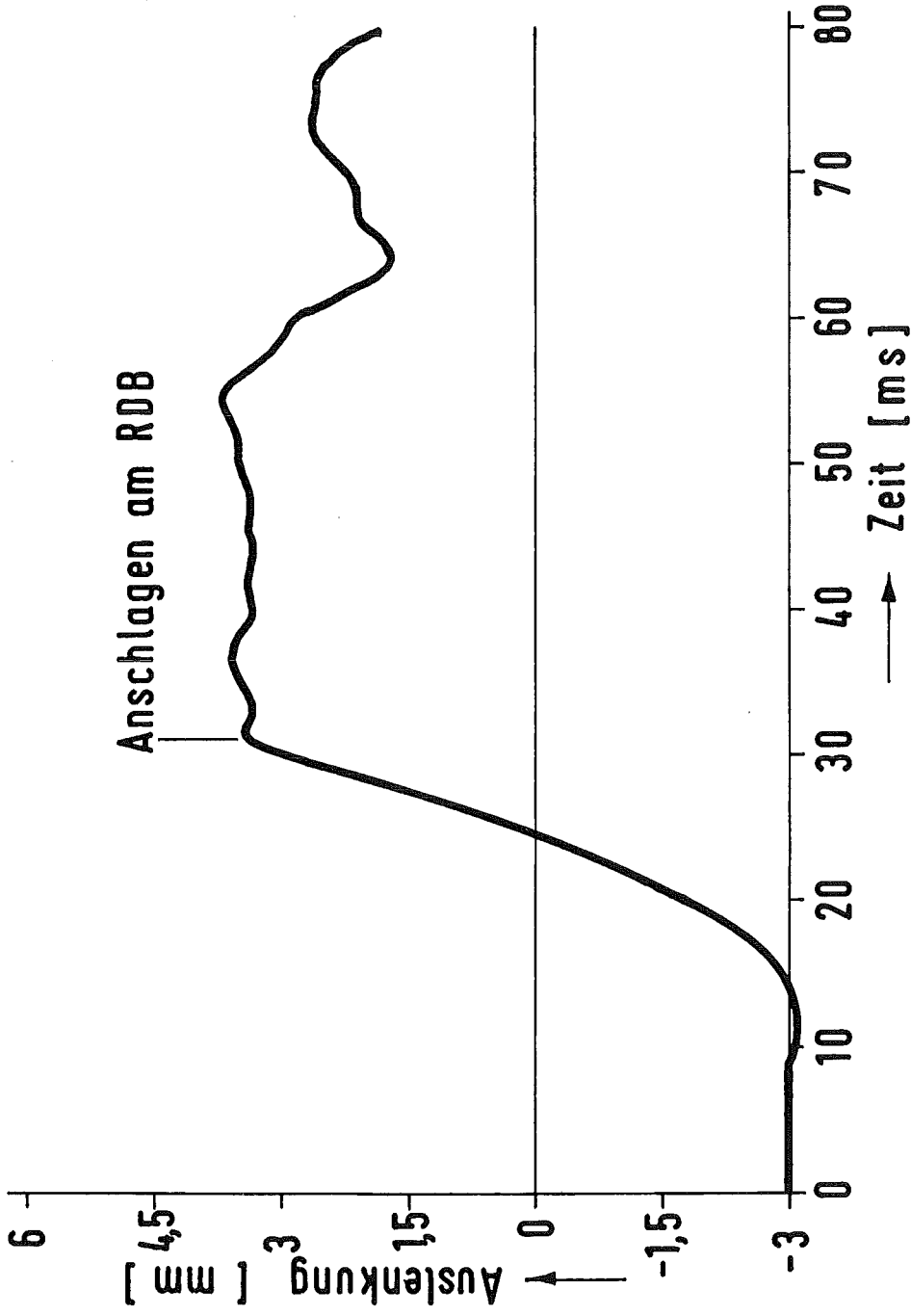


Abb.9: Radiale Kernbehälterauslenkung am unteren Rost

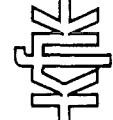
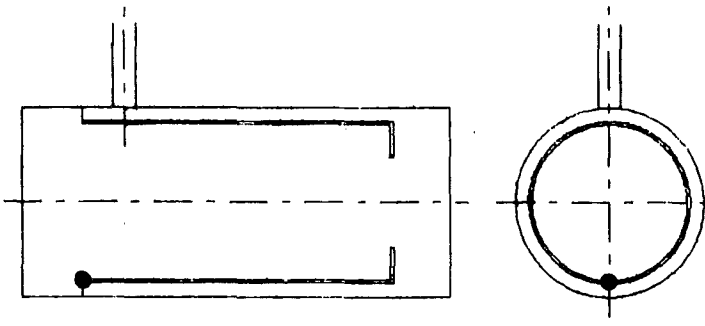
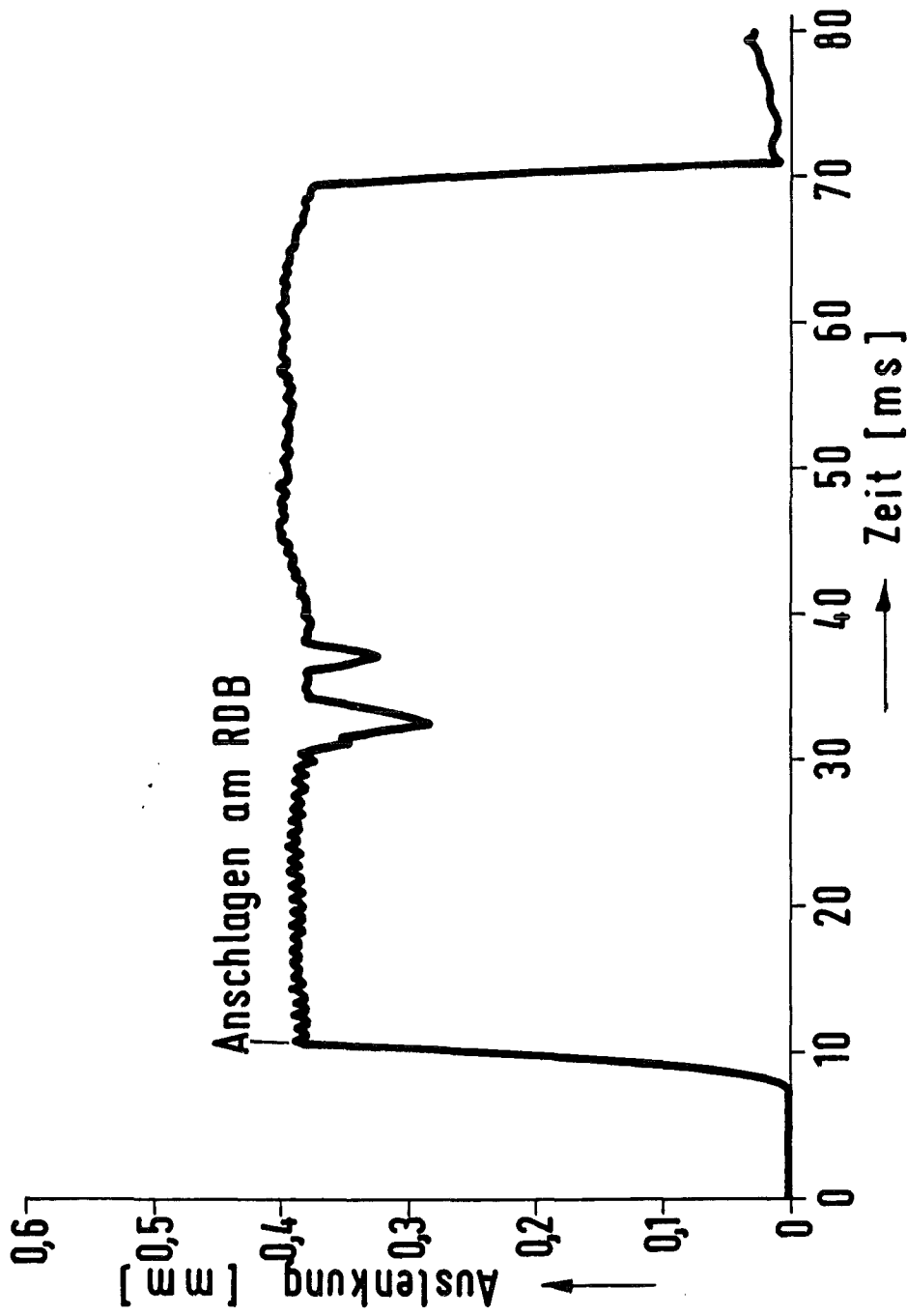
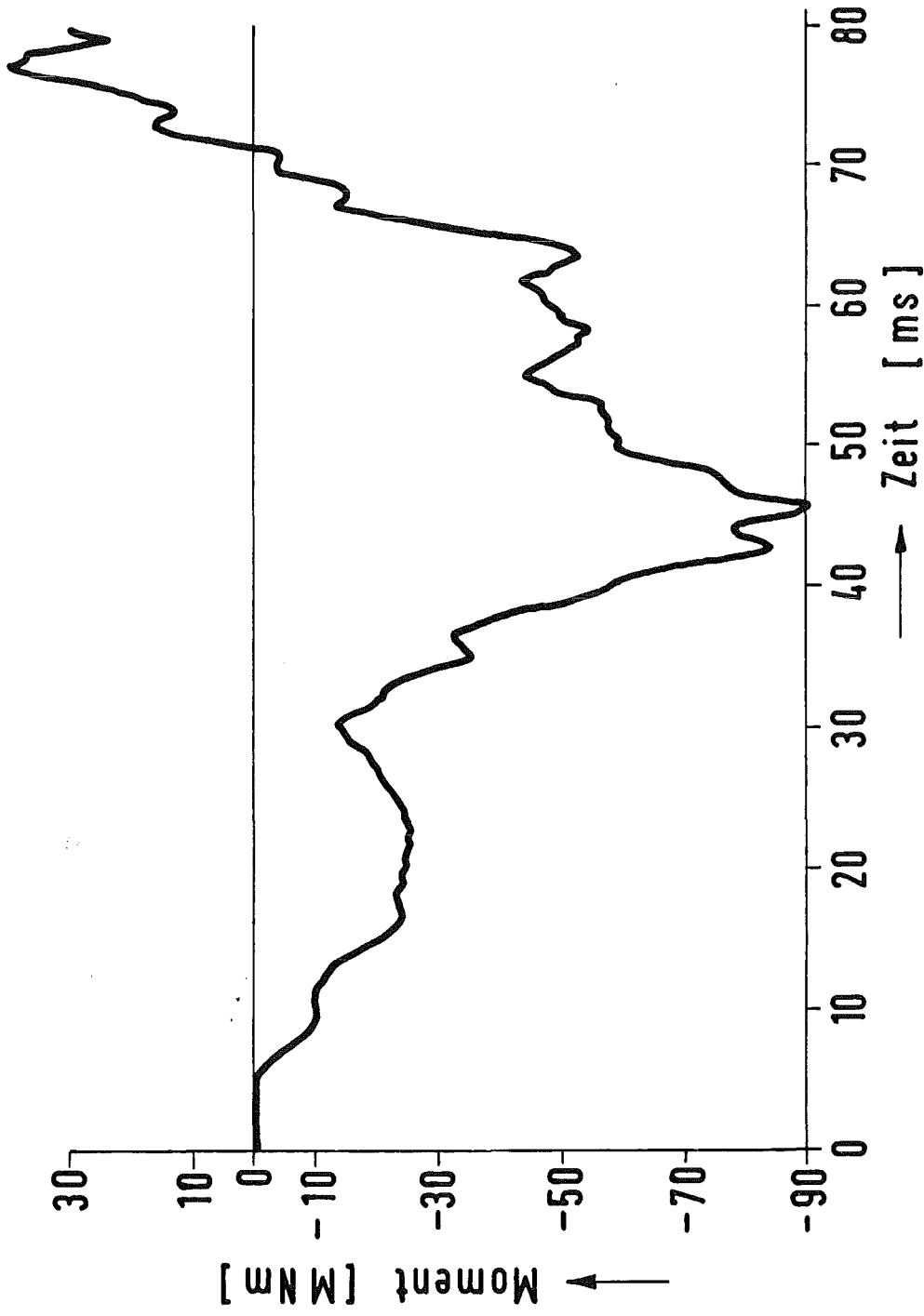
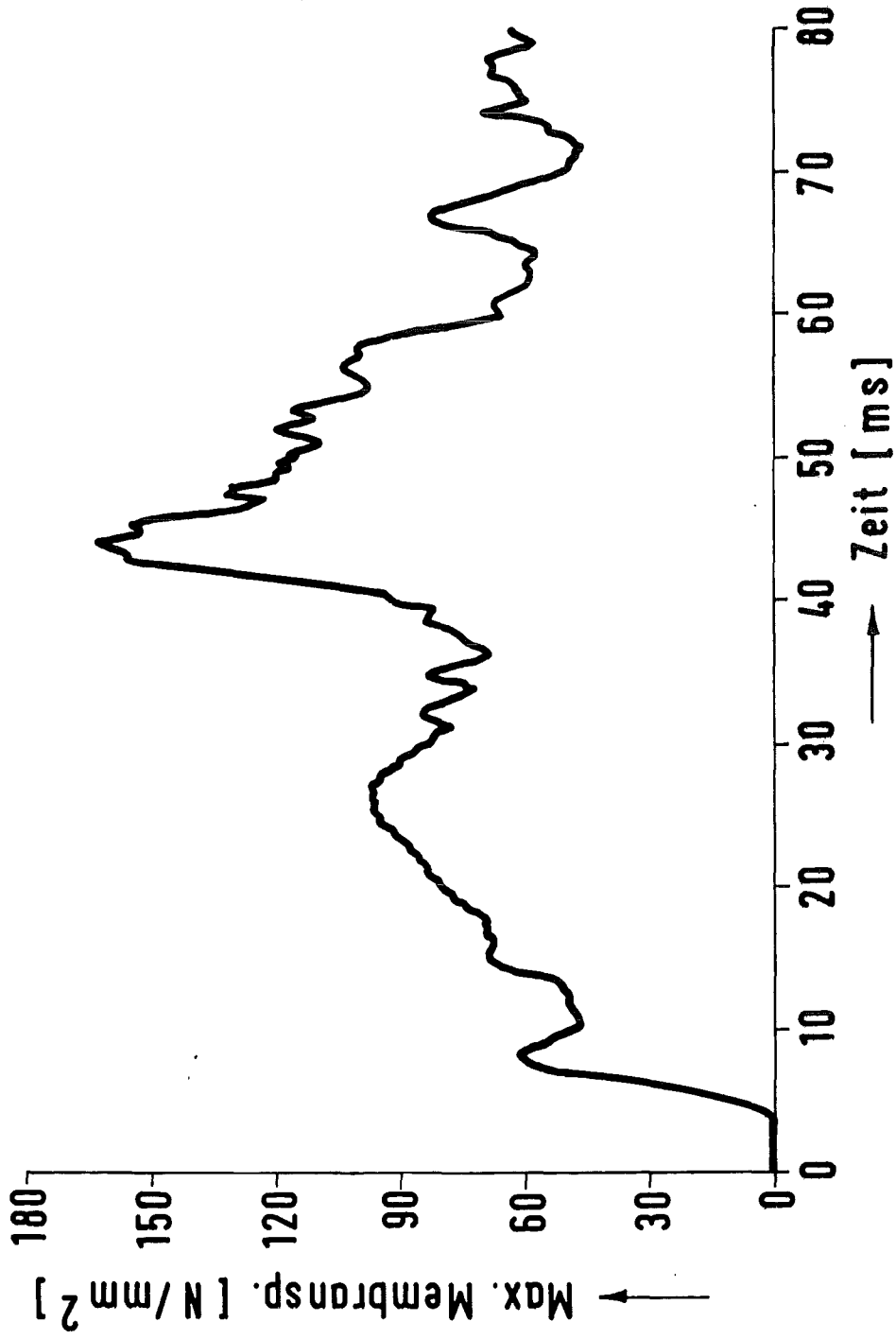


Abb.10: Axiale Auslenkung am Kernbehälterflansch



KJK

Abb.11: Integrales Biegemoment auf den Kernbehälterflansch



KJK

Abb.12: Maximale Membranvergleichsspannung

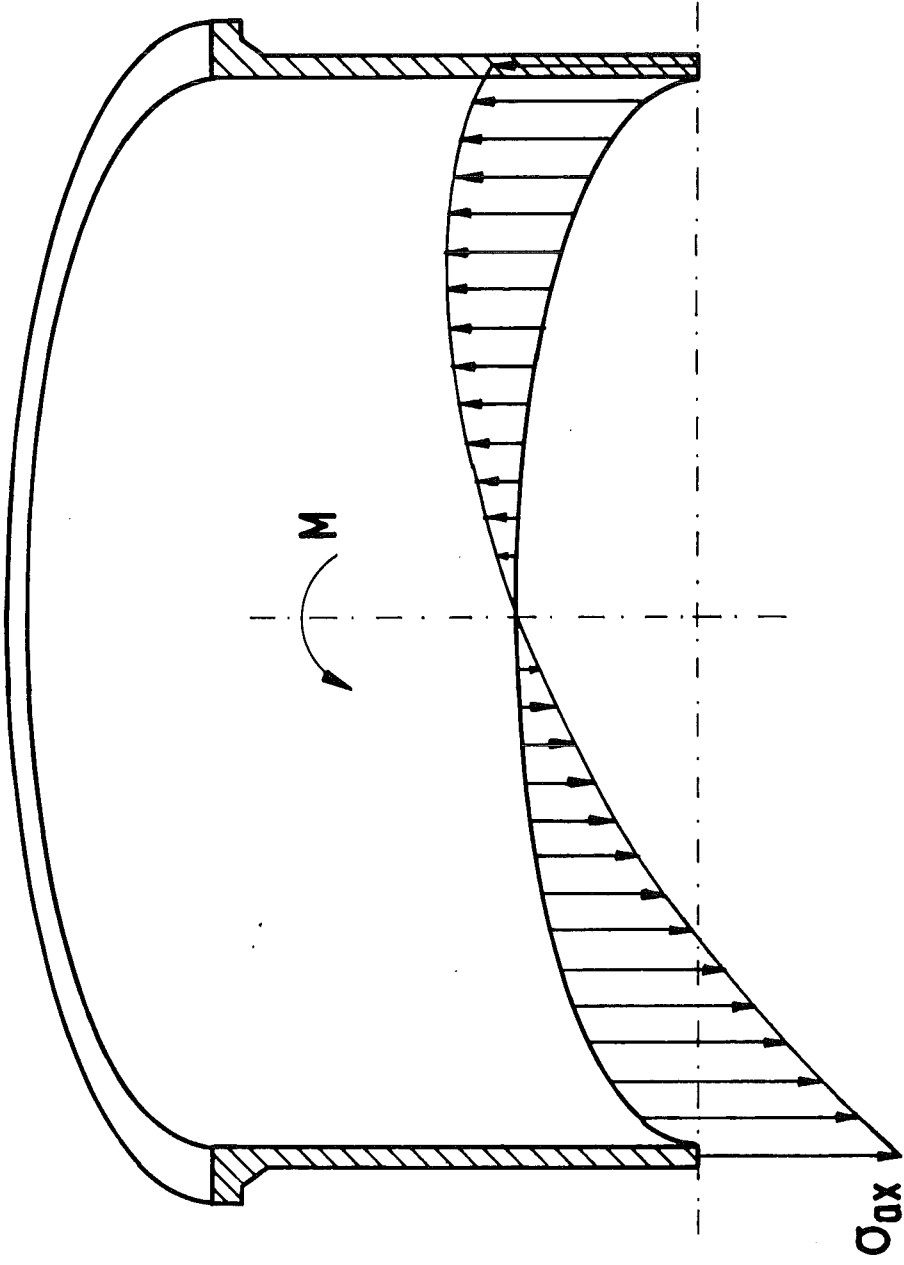


Abb.13: Belastung der Kernbehälterereinspannung

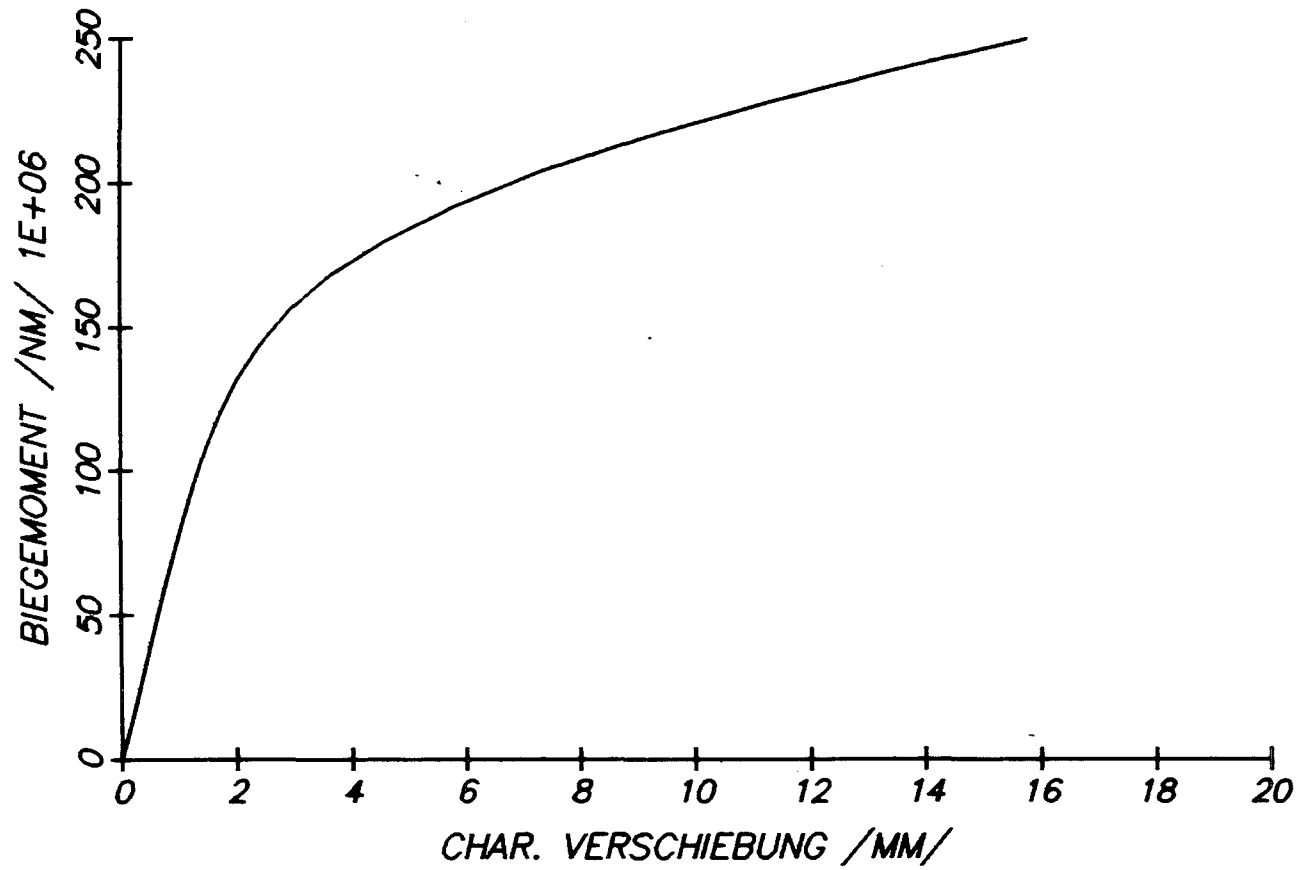


Abb.14: Einspannungscharakteristik des Kernbehälterflansches

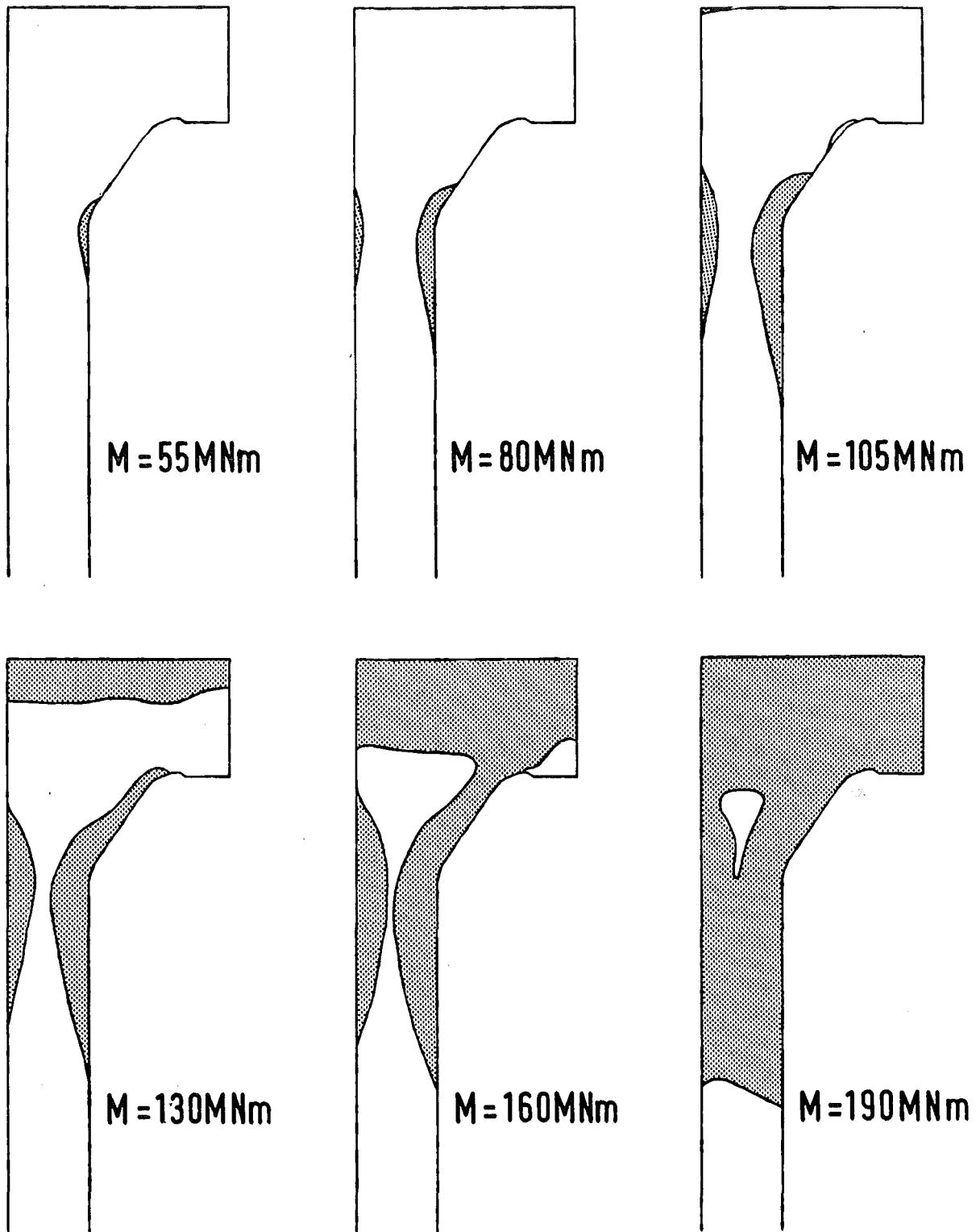


Abb. 15:
Plastische Verformungen an der Einspannung

06.01.02/16A Laborversuche zur Abstützung von fluid-strukturdynamischen
PNS 4126 Rechenprogrammen zur Beschreibung der Anfangsphase bei
Kühlmittelverluststörfällen

(K.H. Lang, E. Wolf; IRE)

Im Berichtszeitraum wurde das 49-Stabbündel montiert. Der durchgeführte Dichtigkeitstest und die Inbetriebnahme verliefen erfolgreich. Daneben wurden die Versuche mit dem 16-Stabbündel zur Erstellung einer geeigneten Meßtechnik für die Erfassung des Bewegungsablaufes der Einzelstäbe weitergeführt. Dabei konnte die bisherige Technik, mit einer Spiegelvorrichtung unter Zuhilfenahme einer Filmkamera die Bahn der unteren Stabenden aufzunehmen, nur unwesentlich verbessert werden. Das Problem stellt sich so dar, daß die Filmaufnahmen zwar einen qualitativen Einblick in die Bewegungsverhältnisse der Einzelstäbe erlauben, jedoch in quantitativer Hinsicht trotz hohem Aufwand nur eine mäßige Auswertung zulassen. Deshalb wurde nach einer Möglichkeit gesucht, die Bewegung der Einzelstäbe mit Wegmeßaufnehmern zu erfassen. Dem standen als Hauptschwierigkeiten die engen Platzverhältnisse und die Tatsache entgegen, daß die Stäbe keine ebene sondern eine räumliche Bewegung ausführen. Inzwischen konnte ein erfolgversprechendes Konstruktionskonzept erarbeitet werden, das vorzieht, mit jeweils zwei Wegmeßaufnehmern die Bewegung eines Einzelstabes zu erfassen. Die Wegaufnehmer messen berührungslos und sind über der Stabaufhängung in zwei zueinander senkrechten Ebenen außerhalb des das Stabbündel begrenzenden Rechteckrohres angeordnet. Dadurch ergeben sich auf die Stäbe weder Rückwirkungen durch Reibung noch durch Störung im Fluid. Der Einsatz der Meßaufnehmer erfordert allerdings eine Änderung der Stabaufhängung. Um den Aufwand für das Wegmeßsystem in Grenzen zu halten, ist vorgesehen, nur die Bewegung eines Teiles der Einzelstäbe gleichzeitig zu messen und die Meßaufnehmer dann auf andere Stabpositionen umzusetzen. Eine wesentliche Anforderung an die Wegmeßaufnehmer besteht darin, daß bei einer räumlichen Stabbewegung nur der in Aufnehmerrichtung entfallende Weganteil angezeigt wird, die Normalkomponente dazu jedoch keinen Meßeffect ergibt. Erste Versuche deuten auf diese Eigenschaft der Meßaufnehmer hin,

doch können erst nach einer noch durchzuführenden quantitativen Untersuchung zuverlässige Aussagen über die Meßgenauigkeit und den zu verwendenden Aufnehmertyp gemacht werden.

Literatur

K.D. Tulke: Konzeption eines Schwingungsexperiments zur Fluid/Struktur-Dynamik.

Diplomarbeit am Institut für Reaktortechnik der Universität (TH) Karlsruhe,

Prof. Dr. D. Smidt, November 1980

Zugänglichkeit zu den Arbeiten

Kernforschungszentrum Karlsruhe GmbH, IRE

Institut für Reaktortechnik der Universität (TH) Karlsruhe

Prof. Dr. D. Smidt

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

06.01.15/04A Das mechanische Verhalten von Druckwasserreaktor-Sicherheitsbehältern bei schweren Unfällen
PNS 4127

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

Das Untersuchungsprogramm zum Verhalten des Sicherheitsbehälters beim Druckaufbau während eines postulierten Kernschmelzunfalles und zum Verhalten des Sicherheitsbehälters bei Schwingungsanregung durch schwere Erdbeben wird diskutiert. Erste Ergebnisse theoretischer und experimenteller Untersuchungen zum Versagensdruck und zur Versagensart des Sicherheitsbehälters beim Kernschmelzunfall werden vorgestellt. Die Rechnungen ergaben, daß der Sicherheitsbehälter bei einem inneren Überdruck von rund 14 bar im Übergangsbereich zu den verdickten Ronden durch plastische Instabilität versagt. In weiteren Untersuchungen muß noch geklärt werden, ob nicht ein früheres Versagen an einer anderen Schwachstelle einen derartig hohen Druckanstieg verhindert.

1. Sicherheitsbehälter beim Kernschmelzunfall

Bei Risiko-Abschätzungen werden auch sehr unwahrscheinliche schwere Unfälle untersucht, die im Genehmigungsverfahren normalerweise unbeachtet bleiben. Ein solcher sehr unwahrscheinlicher Fall ist der Kernschmelzunfall beim Druckwasserreaktor. Er verursacht im Inneren des Sicherheitsbehälters einen allmählichen Druckaufbau, der nach einigen Tagen den Auslegungsdruck überschreitet und schließlich zum Versagen des Sicherheitsbehälters führt. Für die Abschätzung der radiologischen Umweltbelastung bei einem solchen Unfall ist entscheidend, bei welchem Druck der Sicherheitsbehälter versagt und auf welche Weise er versagt.

Treten erhebliche Behälterundichtigkeiten oder Brüche erst bei hohen Innendrücken auf, die erst nach mehreren Tagen erreicht werden und führen eventuelle Brüche nur zu lokalen Behälteröffnungen ohne großräumige mechanische Zerstörungen und ohne hochtransiente Strömungsvorgänge im Behälterinneren, so sind die zu erwartenden Umweltschäden weiter geringer als früher angenommen [1, 2].

Allerdings, von der Mechanik her gesehen, haben die Forderungen nach hohem Versagensdruck und glimpflicher lokaler Versagensart gegenläufigen Charakter. Hoher Versagensdruck erfordert nämlich eine Konstruktion, bei der die Festigkeit an Schwachstellen nur wenig hinter der Festigkeit in den übrigen Bereichen zurücksteht. Dies ist bei den heutigen, sorgfältig ausgelegten und gefertigten Sicherheitsbehältern der Fall. Je geringer aber die Ausprägung von Schwachstellen desto größer die Tendenz, daß ein Bruch an einer solchen Schwachstelle in die nur wenig festeren Nachbarbereiche weiter läuft und so zu einem großräumigen Versagen führt.

Von der Mechanik her gesehen, machen deswegen die Fragen nach dem Versagensdruck und der Versagensart von Sicherheitsbehältern erhebliches Kopfzerbrechen. Hinzu kommt, daß in der klassischen Festigkeitslehre der eigentliche Versagensvorgang bisher nicht im Mittelpunkt des Interesses stand und deswegen auf diesem Gebiet vergleichsweise geringe Erfahrungen vorliegen.

Die Frage nach dem Versagensdruck und der Versagensart von Sicherheitsbehältern werden deswegen im Rahmen des Projektes Nukleare Sicherheit mit einigem Aufwand untersucht [3]. Im Mittelpunkt steht hierbei der in Deutschland bei den Druckwasserreaktoren übliche freistehende, kugelförmige Sicherheitsbehälter aus Stahl. Die bisher erzielten Ergebnisse werden in Kapitel 3 diskutiert.

Dieselben Fragen werden auch in den USA für die dort üblichen Sicherheitsbehälter aus Stahl und Beton diskutiert [4]. Da in den USA viele verschiedene und auch kompliziertere Behältertypen vorkommen, ist der dort erforderliche Untersuchungsaufwand jedoch wesentlich größer als bei uns.

2. Sicherheitsbehälter bei Erdbebenbeanspruchung

Die Reaktorauslegung gegen schwere, sehr selten auftretende Erdbeben ist Stand der Technik. Um die sehr komplizierten Strukturen in der Rechnung beschreiben zu können, sind jedoch gewisse, oft erhebliche Vereinfachungen unumgänglich. So wird in Deutschland bei der Erdbebenanalyse des Sicherheitsbehälters in der Regel eine ideale Kugelschale zugrunde gelegt. In Wirklichkeit enthält der Sicherheitsbehälter jedoch zahlreiche Imperfektionen, zu denen nicht nur Stützen und Schleusen, sondern auch unvermeidliche Fertigungs-genauigkeiten gehören.

Von Schwingungsexperimenten mit dünnen Zylinderschalen ist bekannt, daß kleine Imperfektionen mitunter starken Einfluß auf das Schalenverhalten haben. So wurden beispielsweise Schwingungsformen beobachtet, die bei idealer Geometrie gar nicht auftreten können [5]. Entsprechende Experimente mit dünnen Kugelschalen sind leider nicht bekannt. Offensichtlich scheuen viele Experimentatoren den Aufwand zur Herstellung geeigneter Versuchsmodelle.

Um den Einfluß von Imperfektionen auf das Erdbeben-Verhalten kugelförmiger Sicherheitsbehälter zu untersuchen, wurden deswegen entsprechende theoretische und experimentelle Arbeiten in Angriff genommen [3]. Von besonderer Bedeutung ist hierbei die Herstellung eines geeigneten Kugelschalenmodells. Es wird einen Durchmesser von etwa 1,3 m und eine Wandstärke von 1 mm haben. Um die erforderliche Formgenauigkeit und Materialhomogenität zu erreichen, muß diese Schale aus einem dickwandigen, geschmiedeten Rohling gedreht werden. Die verschiedenen, recht aufwendigen Fertigungsschritte sind in Abb. 1 dargestellt. Zur Zeit der Erstellung dieses Berichts wird gerade die Außenkontur der Kugelschale gedreht.

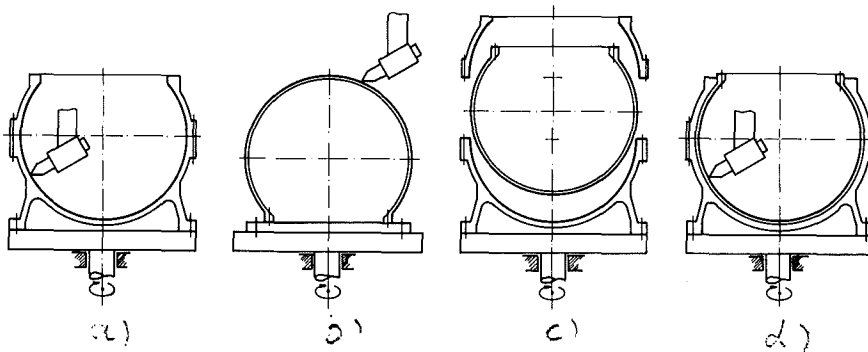


Abb. 1: Herstellung einer dünnwandigen, formgenauen Kugelschale

- a) Aus zwei Halbkugelböden zusammengeschweißte Kugel außen abdrehen
- b) Zweiteiliges Stützgehäuse innen kugelig drehen
- c) Kugel in Stützgehäuse spannen
- d) Kugel von innen fertig drehen

Nur an einem sehr genauen Kugelschalenmodell mit gezielt angebrachten kleinen Imperfektionen läßt sich der Einfluß dieser Imperfektionen auf das dynamische Verhalten des Modelles ermitteln. Bei einem weniger genauen Modell würde der Einfluß der Fertigungsungenauigkeiten denjenigen der zu untersu-

chenden Imperfektionen überwiegen und eine vernünftige Auswertung verhindern.

3. Beanspruchung und Versagen des Sicherheitsbehälters bei überhöhtem Innendruck

Der Sicherheitsbehälter der deutschen Druckwassereaktoren besteht aus einer gasdichten Stahlkugel von 56 m Durchmesser mit 38 mm Wandstärke, die 40° unterhalb ihres Äquators in Betonfundamente eingegossen ist (Abb. 2). Er ist

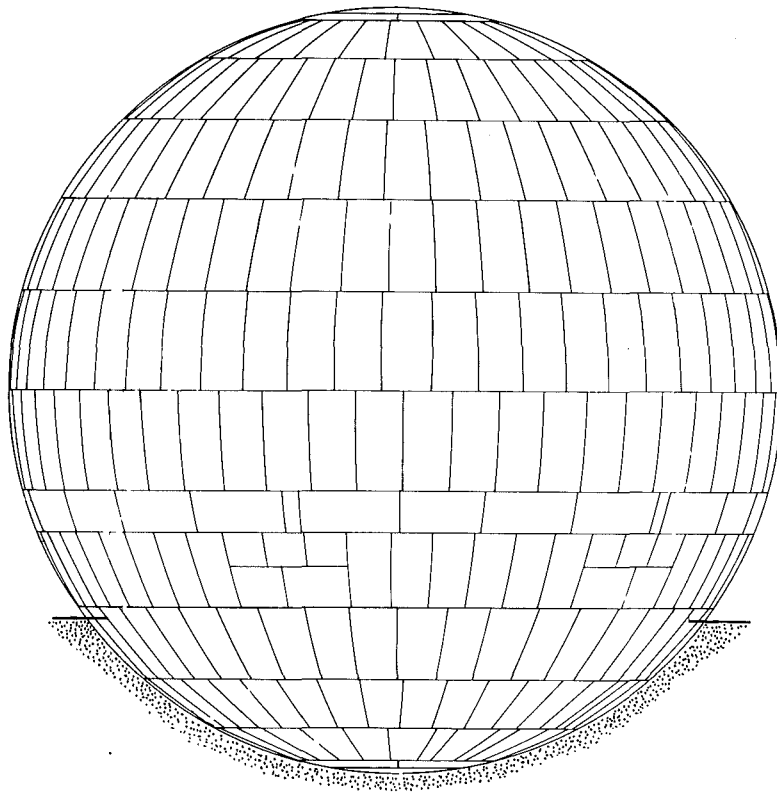


Abb. 2: Der Sicherheitsbehälter der deutschen Druckwasserreaktoren besteht aus einer Stahlkugelschale von 56 m Durchmesser und 38 mm Wanddicke. Er ist 40° unterhalb des Äquators in Betonfundamente eingegossen.

hergestellt aus rund 500 vorgekrümmten, miteinander verschweißten Blechen. Die Materialeigenschaften in den Schweißnähten unterscheiden sich nicht nennenswert von denen des Grundmaterials. Die Stahlkugel enthält zahlreiche Durchführungen für Rohre, elektrische Leitungen und Schleusen. Um das Beanspruchungsniveau in den Durchführungen selbst niedrig zu halten, sind die Durchführungen im allgemeinen in verdickte Bleche, sogenannte Ronden, eingesetzt (Abb. 3). Nach den gegenwärtigen Abschätzungen stellen die Kugelschalenbereiche in der Nähe dieser Ronden die am stärksten ausgeprägten Schwach-

stellen dar. Sie stehen deswegen bei den Überlegungen zum Versagen im Mittelpunkt.

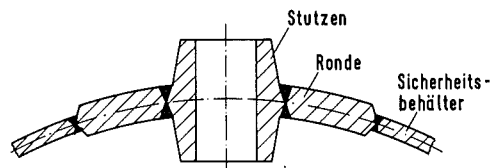


Abb. 3: Typische Durchführung durch die Sicherheitsbehälterwand. Um die Beanspruchungen im Stutzen selbst klein zu halten, ist er in eine verstärkte Ronde eingeschweißt.

Bei einer Belastung durch Innendruck stellt sich in der Kugelschale ein nahezu gleichmäßiger Spannungszustand ein. Abweichend davon treten in der Nähe der Durchführungen mit den verdickten Ronden Störungen dieses Spannungszustandes auf. Bei einer Steigerung des Innendruckes weit über die Auslegungsgrenzen hinaus, kommt es dann an diesen Störstellen wegen des nichtlinearen Materialverhaltens zu stärker ausgeprägten Beanspruchungs- und Dehnungskonzentrationen. Überschreiten diese Werte gewisse Schranken, die von den Materialeigenschaften und den Vorschädigungen durch fertigungsbedingte Fehlstellen und Risse abhängen, so bricht das Material.

Bei dem heute verwendeten Werkstoff, dem zähen ferritischen Stahl 15MnNi63, und den heute üblichen sehr sorgfältigen Fertigungsverfahren sind die Dehnungen beim Versagen des Materials sehr hoch. Häufig kommt es daher, bevor die Versagensdehnungen erreicht werden, beim Überschreiten einer gewissen Verformung zur plastischen Instabilität. Das heißt, beim Überschreiten einer gewissen Verformung nimmt die Tragfähigkeit des Systems bei weiter wachsender Verformung nicht weiter zu, da die Abnahme der tragenden Querschnitte durch die Querkontraktion stärker ist als die Zunahme der Spannungen in den Querschnitten. Bleibt dabei die äußere Belastung erhalten, so kann sie statisch nicht mehr aufgenommen werden. Es setzen stark beschleunigte, meist lokale Verformungsvorgänge ein und die Bruchgrenzen werden in wenigen Millisekunden erreicht. Die Versagensgrenze des Systems ist damit durch die plastische Instabilität und nicht durch die erreichbaren Dehnungen an der Bruchstelle gegeben. Das Eintreten der plastischen Instabilität hängt nicht nur von den Werkstoffeigenschaften, sondern in starkem Maße auch von der Geometrie des Bauteiles ab.

3.1 Rechenmodell für den Sicherheitsbehälter

Zur Durchführung der theoretischen Untersuchungen wurde das Rechenprogramm ROTMEM entwickelt [6]. Es erlaubt, die Membranspannungen und -dehnungen einer rotationssymmetrischen Schale unter rotationssymmetrischer Innendruckbelastung zu bestimmen. Beliebiges elastisch-plastisches Materialverhalten wird berücksichtigt. Der zweiachsige Spannungszustand wird entweder nach den Werkstoffmodellen von Hencky oder nach denen von Prandtl-Reuß behandelt. Große Verformungen werden berücksichtigt, d.h. die Gleichgewichtsbedingungen werden für die verformte Schale erfüllt. Biegebeanspruchungen werden außer acht gelassen, da in der dünnen Schale nennenswerte Biegemomente bei dem hohen plastischen Beanspruchungsniveau nicht auftreten können.

Die Gleichgewichtsbedingungen einer rotationssymmetrischen Membran in ihrem momentanen Verformungszustand lauten:

$$p = \frac{N}{r_\varphi} + \frac{N_\theta}{r_\theta}$$
$$p_\varphi = (N_\theta - N_\varphi) \cdot \frac{\cos \varphi}{r} - \frac{\partial N_\varphi}{r \partial \varphi}$$

Die auf die Fläche bezogenen Belastungen p und p_φ und die Spannungsergebenden N_θ und N_φ sind in Abb. 4a, die Krümmungsradien r , r_φ und r_θ und der Neigungswinkel φ in Abb. 4b dargestellt.

Die aktuelle Konfiguration der Membran wird in ROTMEM durch diskrete Punkte entlang des Meridians beschrieben. Aus den Koordinaten dieser Punkte können die erforderlichen Krümmungsradien und Neigungswinkel der benachbarten Schalenbereiche ermittelt werden. Durch Vergleich mit der spannungsfreien Konfiguration der Membran ergibt sich der Verzerrungszustand und mit einem geeigneten Werkstoffmodell ergeben sich daraus die Spannungsergebenden. Damit sind alle Variablen auf der rechten Seite der Gleichgewichtsbedingungen bekannt, so daß die Belastungen p und p_φ ermittelt werden können, die der aktuellen Konfiguration das Gleichgewicht halten. Stimmen p und p_φ mit der vorgegebenen Belastung überein, so ist die Lösung gefunden. Stimmen sie nicht überein, so wird eine neue Konfiguration mit Hilfe einer Newton-Raphson-Iteration ermittelt und die Rechnungen werden wiederholt.

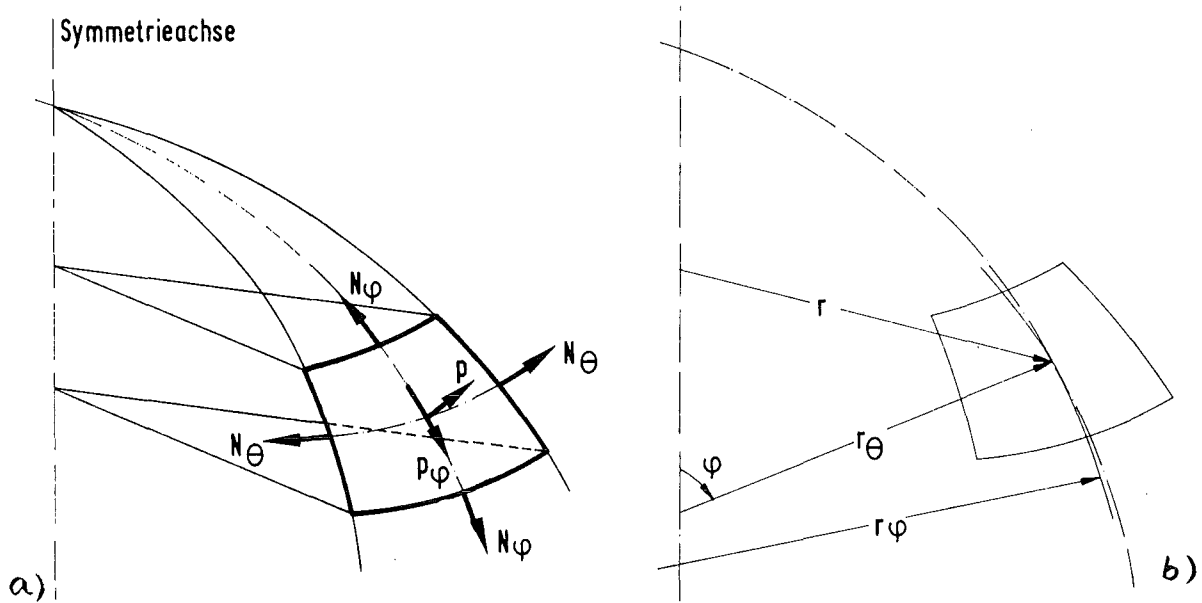


Abb. 4: Beschreibung der rotationssymmetrischen Membran im Rechenprogramm ROTMEM

- a) Gleichgewichtskräfte am Element der Membran
- b) Krümmungsradien und Winkel

Die auf der einen Seite eingeführten Vernachlässigungen erlauben auf der anderen Seite einen höheren Aufwand für die Beschreibung wichtiger Effekte. So ermöglicht ROTMEM eine hohe örtliche Auflösung in der Nähe von Störstellen und die Berücksichtigung von vielen kleinen Lastschritten, wie es im elastisch-plastischen Übergangsbereich bei Werkstoffen mit ausgeprägter Fließgrenze und auch bei Annäherung an den Punkt der plastischen Instabilität erforderlich ist.

Für einfachere Fälle mit kleinen plastischen Dehnungen konnten Ergebnisse von ROTMEM mit bekannten Lösungen und Ergebnissen anderer Rechenprogramme verglichen werden. Die Abweichungen waren vernachlässigbar klein. Für Verformungen mit großen plastischen Dehnungen sind jedoch Experimente erforderlich, um insbesondere die Werkstoffmodelle zur Beschreibung des plastischen Materialverhaltens zu verifizieren.

3.2 Materialverhalten beim einachsigen Zugversuch

Der untersuchte Sicherheitsbehälter besteht aus dem zähen ferritischen Stahl 15MnNi63. Abb. 5 zeigt das "wahre" Spannungs-Dehnungs-Diagramm dieses Werkstoffes. Die Spannungen sind darin nicht wie sonst üblich auf den Ausgangsquerschnitt der Probe, sondern auf den gerade vorliegenden, durch die Querkontraktion reduzierten Querschnitt bezogen. Bis zum Ende des Bereiches der Gleichmaßdehnung bei 14 % wurde das Diagramm aus Standard-Zugversuchen ermittelt. Oberhalb dieser Dehnung kam es zu einer örtlichen Einschnürung, was die weitere Auswertung verhinderte. Lediglich ein weiterer Punkt des Diagramms ergab sich durch Auswerten von Bruchquerschnitt und Bruchbelastung. Der Kurvenverlauf zwischen dem Bruchpunkt und dem Ende der Gleichmaßdehnung wurde linear interpoliert.

Mit Hilfe geeigneter Werkstoffmodelle kann man aus dieser einachsigen Spannungs-Dehnungsbeziehung auf das Materialverhalten unter einem zweiachsigen Beanspruchungszustand schließen, wie er in der Schale des Sicherheitsbehälters vorliegt.

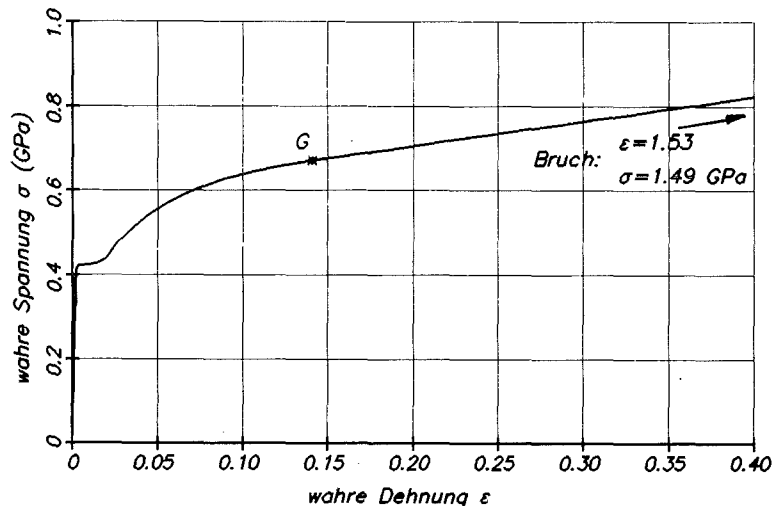


Abb. 5: "Wahres" Spannungs-Dehnungs-Diagramm des Sicherheitsbehälterwerkstoffes 15MnNi63 aus dem einachsigen Zugversuch

3.3 Materialverhalten beim zweiachsigen Membranversuch

Zur Überprüfung der Werkstoffmodelle bei zweiachsiger Beanspruchung wurden Experimente durchgeführt, in denen speziell solche Spannungszustände auftreten, die für den Sicherheitsbehälter typisch sind. Es handelt sich dabei

um den Spannungszustand im ungestörten Kugelschalenbereich und im Schalenbereich in der Nähe einer dickeren Ronde. Solche Spannungszustände lassen sich am einfachsten nachbilden, indem eine runde, ebene Membran am Rand fest eingespannt und dann einseitig mit Flüssigkeitsdruck beaufschlagt wird (Abb. 6).

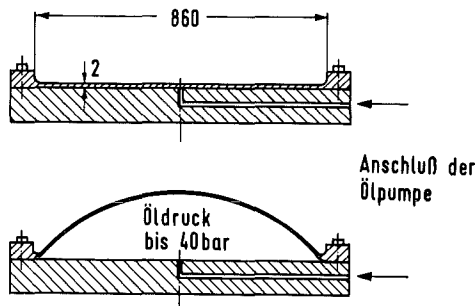


Abb. 6: In Membranversuchen wird der Werkstoff des Sicherheitsbehälters unter zweiachsiger Beanspruchung bei großen plastischen Verformungen untersucht (Maße in mm).

Um den Einfluß der Walzgutdicke auf die Festigkeitseigenschaften auszuschließen, wurden die Membranen aus Blechtafeln des Sicherheitsbehälterwerkstoffes mit der Originaldicke von 38 mm spanabhebend hergestellt. Der aufwendige und schwierige Bearbeitungsprozeß erlaubt es, zukünftig auch Membranen mit verdickten Ronden herzustellen, ohne daß eine Schweißnaht erforderlich wird. Eine solche Miniaturschweißnaht könnte nämlich nicht mit derselben Güte hergestellt werden wie bei der Originalwandstärke des Sicherheitsbehälters.

Während der Versuchsdurchführung wurde der Druck langsam in Stufen von rund 5 bar erhöht. Nach jedem Lastschritt wurden die Koordinaten von zahlreichen auf der Membran markierten Punkten mit einer 3-Koordinaten-Meßmaschine vermessen (Abb. 7). Um diese Punkte mit der Meßspitze möglichst genau anfahren zu können, wurde über eine Fernsehkamera auf einem Monitor ein vergrößertes Bild erzeugt. Zusätzlich wurde für jeden Punkt die Wandstärke mit einem Ultraschall-Meßkopf ermittelt. Aus diesen Daten lassen sich sämtliche drei Dehnungskomponenten und die Komponenten des zugehörigen zweiachsigen Spannungszustandes ermitteln.

Abb. 7b zeigt die schon stärker verformte Membran bei einem Druck von 35 bar. Abb. 8 zeigt die Membran, nachdem sie bei einem Druck von 42,8 bar versagte. Die Aufwölbung der Membran betrug rund 250 mm; die größten Vergleichsdehnungen lagen bei 50 %, die Wandstärke hatte von 2 mm auf 1,2 mm abgenommen. Eine zweite Membran versagte bei genau demselben Druck.

Aus den Daten des zweiachsigen Membranversuches lassen sich unter Verwendung von Beanspruchungshypothesen einachsige Spannungs-Dehnungs-Beziehungen ermitteln. War die verwendete Hypothese richtig, so muß diese Beziehung mit

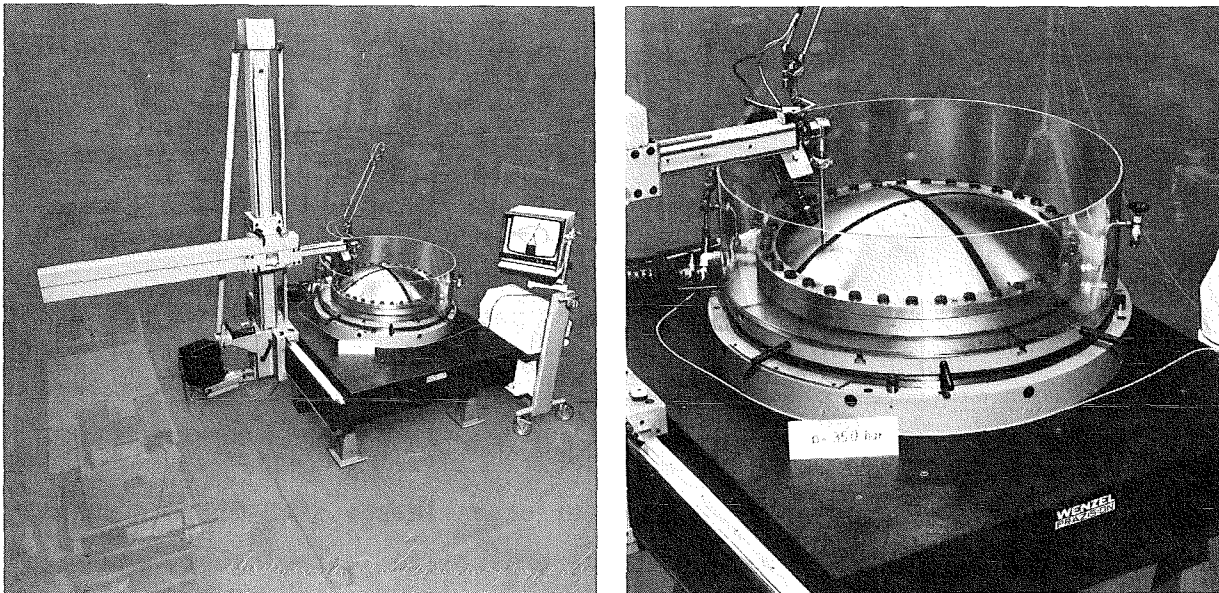


Abb. 7: Drei-Koordinaten-Meßmaschine zur genauen Vermessung der Membranverformungen. Um die auf der Membran angerissenen Punkte mit der Meßspitze anfahren zu können, wird über eine Fernsehkamera ein vergrößertes Bild erzeugt.

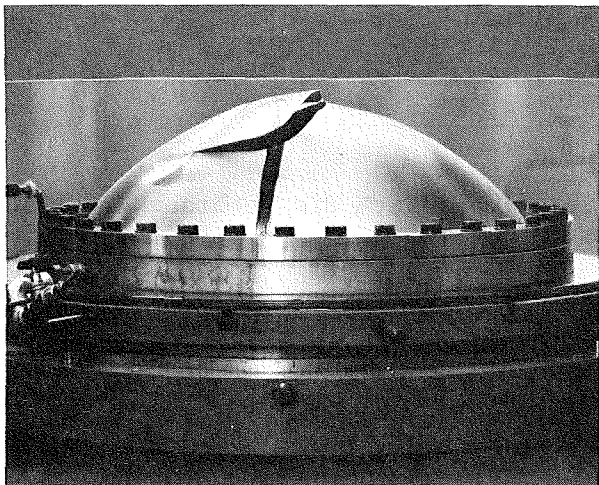


Abb. 8: Die anfangs völlig ebene Membran versagte bei einem Überdruck von 42,8 bar. Die Aufwölbung betrug rund 250 mm, die größte Vergleichsdehnung rund 40 %. Der berechnete Druck für Versagen durch plastische Instabilität lag bei 45 bar.

der im einachsigen Zugversuch gemessenen Kurve übereinstimmen. Abb. 9 zeigt, daß bei der Verwendung der gebräuchlichsten Hypothese nach v. Mises keine sehr gute Übereinstimmung vorliegt. Bei Umrechnung von zweiachsigen auf den einachsigen Spannungszustand liefert sie ein zu weiches und bei der Umrechnung von einachsigen auf den zweiachsigen Spannungszustand dann folgerichtig ein zu hartes Materialverhalten.

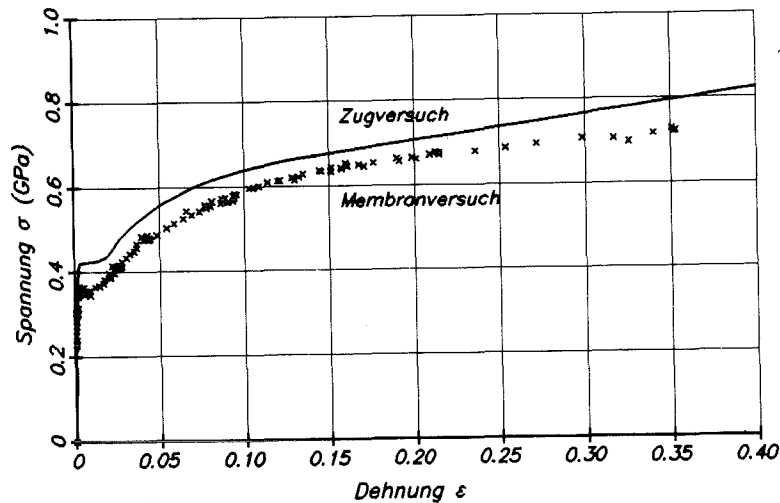


Abb. 9: Aus den Ergebnissen des Membranversuches lassen sich mit der Beanspruchungshypothese nach v. Mises einachsige Vergleichsgrößen berechnen. Die Übereinstimmung mit den Ergebnissen des einachsigen Zugversuches ist nicht sehr gut.

Um diesen Mangel zu beheben, wird gegenwärtig versucht, eine andere Beanspruchungshypothese zu finden, die eine bessere Beschreibung des Sicherheitsbehälterwerkstoffes gestattet.

3.4 Vergleich des Membranversuchs mit Rechenergebnissen

Die Auswertungen der Membranversuche zeigten, daß sich die Membranen in recht guter Näherung rotationssymmetrisch verhalten. Daher reicht es, die Ergebnisse eines gemittelten Meridians darzustellen. In den begleitenden Rechnungen mit dem Programm ROTMEM wurde das Verhalten des Materials unter dem zweiachsigen Beanspruchungszustand nach den Werkstoffmodellen von Hencky unter Verwendung der v. Mises'schen Beanspruchungshypothese aus dem einachsigen Zugversuch (Abb. 5) berechnet.

Abb. 10 zeigt für verschiedene Druckstufen einen Vergleich zwischen experimentell ermittelten und berechneten Werten. Die gemessenen Vertikalverschiebungen sind rund 10 % größer als die berechneten (Abb. 10a). Folglich sind auch die hier nicht gezeigten experimentellen Krümmungen größer als die berechneten. Damit sind bei vorgegebenem Druck die experimentellen Spannungen kleiner als die berechneten (Abb. 10b). Obwohl sich experimentelle und rechnerische Spannungen deutlich voneinander unterscheiden, stimmen die Dehnungen in Membranmitte recht gut überein (Abb. 10c). Demnach sind die in der Rech-

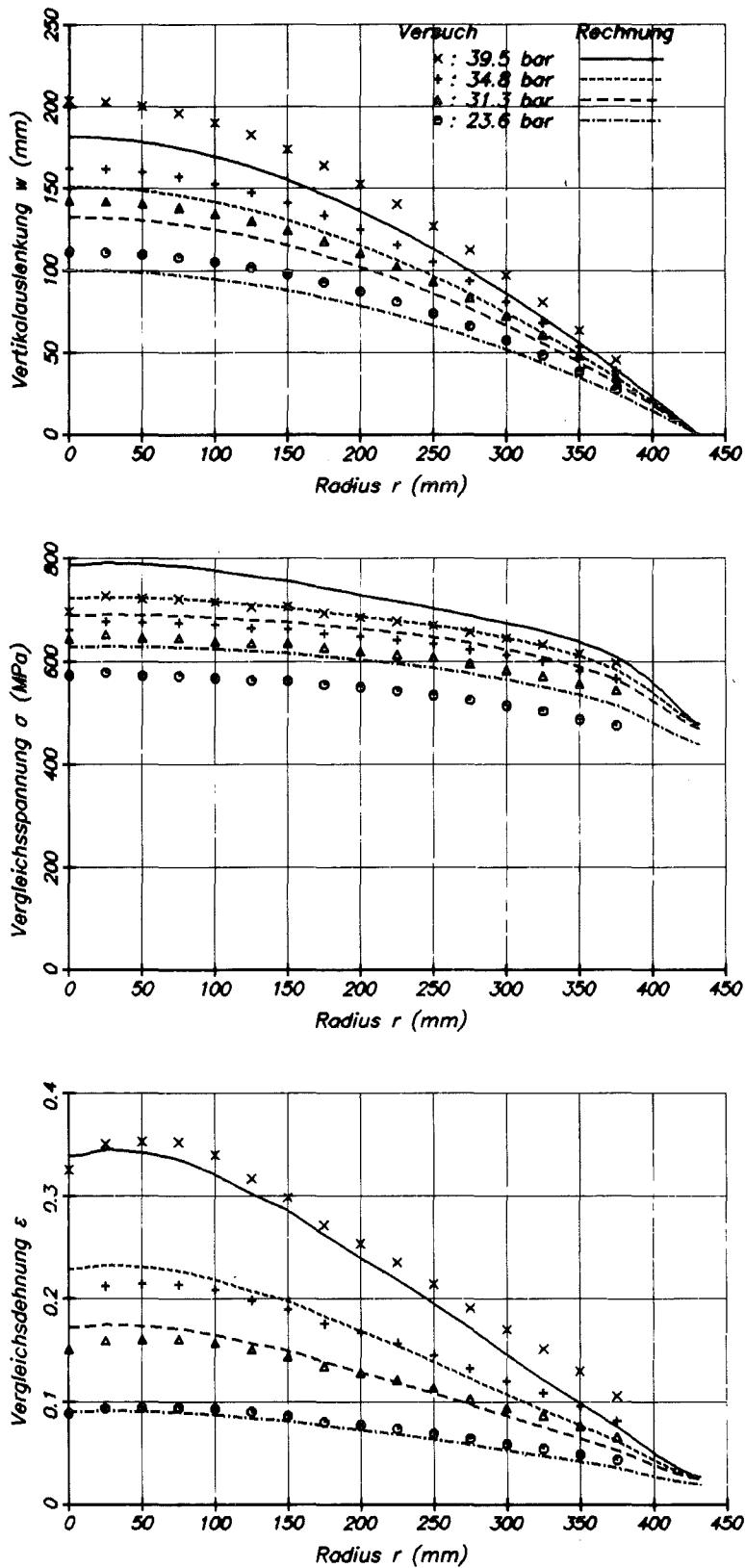


Abb. 10: Vergleich zwischen rechnerischen und experimentellen Ergebnissen für den Membranversuch bei den vier Druckstufen von 23.6, 31.3, 34.8 und 39.5 bar. In den Rechnungen ergab sich mit den Werkstoffmodellen nach v. Mises-Hencky ein zu hartes Materialverhalten.

nung für den zweiachsigen Beanspruchungszustand ermittelten Membransteifigkeiten zu groß. Dies deckt sich mit der zuvor gewonnenen Erkenntnis, daß unter Verwendung der Beanspruchungshypothese die Umrechnung von einachsigen Zugversuchen auf einen zweiachsigen Spannungszustand ein zu hartes Materialverhalten liefert.

Abb. 11 zeigt, wie sich die Wanddicke an der höchst beanspruchten Stelle der Membran während der Drucksteigerung allmählich reduziert. Bei einem Druck von 45 bar nimmt in der Rechnung die Wanddicke sehr stark ab, eine weitere Druckerhöhung ist nicht möglich. Die Rechnung liefert also beginnende plastische Instabilität bei einem Druck von 45 bar. Beide bisher durchgeführte Experimente lieferten ein Versagen der Membran bei 42,8 bar. Damit wird die Vermutung bekräftigt, daß plastische Instabilität für das Versagen entscheidend war.

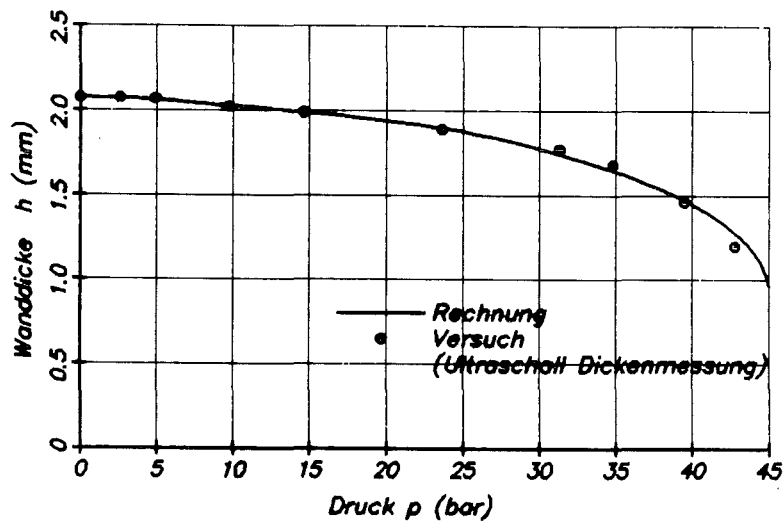


Abb. 11: Abnahme der Wanddicke der höchstbeanspruchten Stelle der Membran bei zunehmendem Innendruck. Die Membran versagte bei 42,8 bar. In der Rechnung trat plastische Instabilität bei 45 bar ein.

3.5 Erste Rechenergebnisse für den Sicherheitsbehälter

Die bisher vorgestellten Ergebnisse haben gezeigt, daß die im ROTMEM benutzten Werkstoffmodelle verbesserungsbedürftig sind. Außerdem stehen bis jetzt nur die Werkstoffeigenschaften bei Raumtemperatur zur Verfügung. Beim Kernschmelzunfall werden dagegen in der Sicherheitsbehälterwand Temperaturen von 150 °C erwartet. Bei diesen Temperaturen ist die Festigkeit des Materials etwas geringer, die Zähigkeit aber etwas höher. Trotzdem sollen die bisher

benutzten Werkstoffmodelle auch für die Untersuchung des Sicherheitsbehälters eingesetzt werden. Die Ergebnisse haben dann aber nur orientierenden Charakter.

Als Beispiel wurde der Sicherheitsbehälter mit einer Durchführung für die Speisewasserleitung betrachtet. Um das Programm ROTMEM anwenden zu können, wurde die Durchführung an den Nordpol des Behälters verlegt. Die elastischen Eigenschaften der Ronde mit Stutzen wurden einer linearen Finite-Element-Rechnung entnommen und als Randbedingung in ROTMEM benutzt. Stutzen und Ronde sind so auf den Sicherheitsbehälter abgestimmt, daß es bei linear-elastischem Materialverhalten nicht zu einer Überhöhung des Beanspruchungsniveaus im Schalenbereich vor der Ronde kommt. Diese Eigenschaft bleibt bis zu einem Überdruck von 11 bar erhalten, wo bereits kleine plastische Verformungen auftreten. Die Membrandehnungen liegen bei 0,2 % (Abb. 12a), die Aufweitungen des Sicherheitsbehälters bei 40 mm. Bei 11,4 bar jedoch hat sich der Beanspruchungszustand deutlich verändert. In einem schmalen Ringbereich um die Ronde ist es zu starken Dehnungsüberhöhungen gekommen. Die Dehnungen unmittelbar vor der Ronde erreichen Werte von 2,4 %, die Dehnungen im übrigen Schalenbereich Werte von 1,4 % (Abb. 12b). Die Aufweitung des Sicherheitsbehälters beträgt jetzt rund 200 mm.

Außerdem wurde festgehalten, wie sich die Wandstärke der Schale am Übergang zur Ronde mit wachsendem Innendruck verringert (Abb. 13, ausgezogene Linie). Bei einem Überdruck von 14,3 bar tritt plastische Instabilität auf. Die Vergleichsdehnungen im ungestörten Schalenbereich betragen bei diesem Druck etwa 5 - 6 % (Umfangs- und Meridiandehnungen je rund 2,5 - 3 %). Die starke Abnahme der Wandstärke ist auf einen sehr schmalen Ringbereich um die Ronde konzentriert, so daß man von einer Einschnürung sprechen kann. Die gestrichelte Linie in Abb. 13 zeigt im Vergleich dazu die Wandstärke eines Punktes, der sich 250 mm vor der Ronde befindet.

Die hier berechneten Daten, insbesondere der berechnete Versagensdruck, müssen wegen der oben erwähnten Unzulänglichkeiten beim Werkstoffmodell sicher noch korrigiert werden. Gewisse Aussagen zur Versagensart des Sicherheitsbehälters können dagegen jetzt schon gemacht werden: Wenn der Druck im Sicherheitsbehälter immer weiter ansteigt, ist ein Versagen durch plastische Instabilität in einem schmalen Ringbereich um eine Ronde zu erwarten. Das heißt, die Ronde wird aus dem Sicherheitsbehälter herausgetrennt werden. Die Spannungen um das entstandene Loch im Sicherheitsbehälter werden dann aber so stark

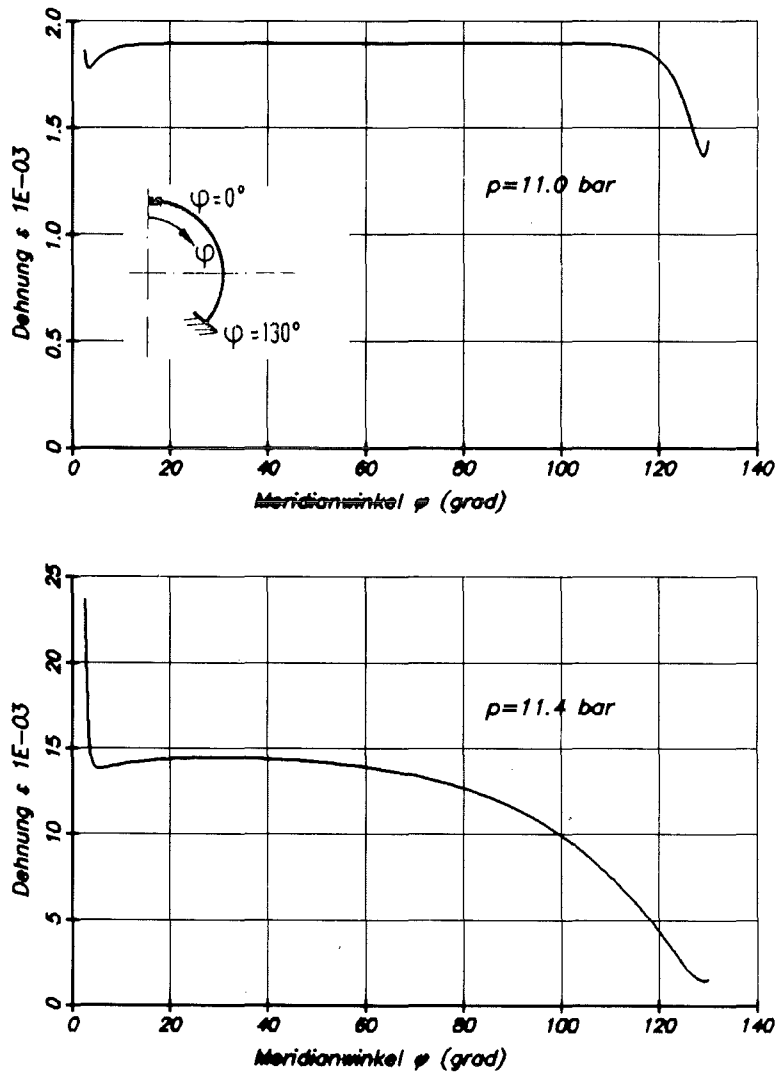


Abb. 12: Vergleichsdehnungen im Sicherheitsbehälter mit einer Durchführung am Nordpol bei $\varphi = 0^\circ$. Bei $\varphi = 130^\circ$ befindet sich die Einspannung des Sicherheitsbehälters. Bis zu einem Druck von 11 bar ergibt sich ein recht gleichmäßiger Beanspruchungszustand. Bei 11,4 bar stellen sich jedoch in einem schmalen Ringbereich um die Ronde starke Dehnungsüberhöhungen ein.

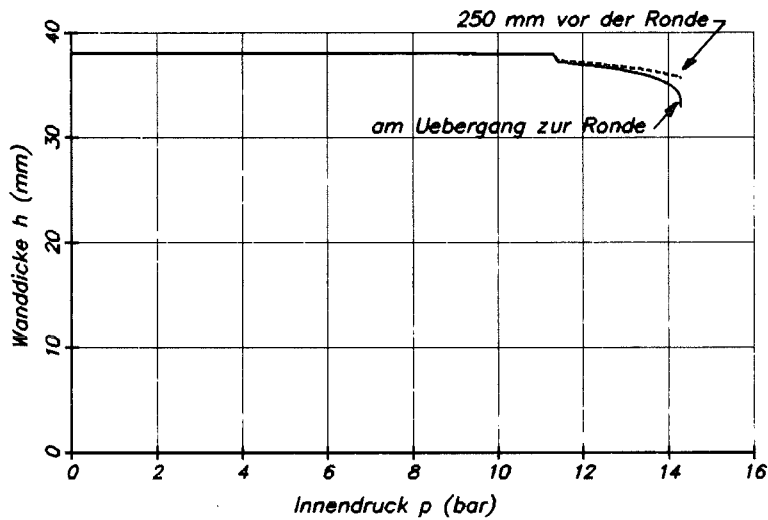


Abb. 13: Die Abnahme der Wanddicke des Sicherheitsbehälters nach Überschreiten der Materialfließgrenze ist in einem schmalen Bereich vor der Ronde besonders stark. Bei 14,3 bar kommt es an dieser Einschnürzone zur plastischen Instabilität.

anwachsen, daß eine großräumige Ausbreitung plastisch instabiler Zonen mit nachfolgenden Brüchen zu erwarten ist.

Diese unerwünschte Versagensart des Sicherheitsbehälters kann nur dann ausgeschlossen werden, wenn weitere Schwachstellen identifiziert werden können, die bei niedrigeren Drücken als den oben berechneten zu Leckagen oder Versagen führen. Einige dieser möglichen Schwachstellen, wie z.B. die Befestigung der Materialschleuse am Sicherheitsbehälter, werden zur Zeit genauer untersucht.

4. Literatur

- [1_] Gesellschaft für Reaktorsicherheit:
Deutsche Risikostudie Kernkraftwerke,
Fachband 5: Untersuchung von Kernschmelzunfällen
TÜV Rheinland GmbH, 1980
- [2_] J.P. Hosemann
Wechselwirkungen mit der Containmentstruktur und Spalt-
produktfreisetzung
Atomwirtschaft, Oktober 1982, 516-522
- [3_] R. Krieg, F. Eberle, B. Göller, J. Kadlec, G. Messemer, E. Wolf,
W. Gulden, St. Müller:
Investigation Program on PWR-Steel-Containment Behaviour under
Accident Conditions
KfK-Bericht 3589, 1983
- [4_] T.E. Blejwas, R.L. Woodfin, A.W. Dennis, D.S. Morschel:
Containment Integrity :
Sandia National Laboratories, SANDIA 83-0417, March 1983
- [5_] R.W. Clough, et.al.:
Experimental Seismic Study of Cylindrical Tanks
J. of the Structural Division, Proceedings of the ASCE,
Vol. 105, No. ST9, Dec. 79, 2565-2590
- [6_] B. Göller, unveröffentlichter Bericht, KfK-1982

06.01.18 Reaktor - Störfalltrainer

06.01.18/01A Der Störfalltrainer, ein Hilfsmittel zur Vertiefung
PNS 4130 des kenntnisbedingten Handelns beim Führungspersonal
 (K. Leinemann, R. Meyder, H. Schnauder; IRE)

Für die Weiterbildung des technischen Führungspersonals in Kernkraftwerken wurde im IRE, in Zusammenarbeit mit zwei Kernkraftwerksbetreibern, ein Gerät zur Präsentation von Störfällen entwickelt und gebaut.

Im Berichtszeitraum wurde mit dem Aufbau einer Störfallbibliothek begonnen. Sie enthält z.Z. für zwei Kraftwerke je zwei tatsächlich abgelaufene Störfälle. Mit diesen Störfällen wurden verschiedene Demonstrationen und Übungssitzungen durchgeführt. Dabei hat sich die grundsätzliche Eignung eines solchen Gerätes zur Darstellung auch komplexer Situationen in einem Kernkraftwerk erwiesen. Die Einführung dieses Konzepts scheitert im Moment jedoch an dem zu kleinen damit schulbaren Personenkreis in einem Kernkraftwerk. Eine Vergrößerung der Zielgruppe ist aber zu erwarten, wenn in den Warten der Kernkraftwerke moderne, auf Bildschirme gestützte Informationssysteme Eingang finden. Dann kann auch Schichtpersonal mit dem Störfalltrainer geschult werden. Inzwischen wenden wir uns der Aufnahme 'synthetischer' Störfälle zu.

06.01.19 Thermoermüdung und Thermoschockverhalten von
Reaktorkomponenten

06.01.19/02 A Rißausbreitung unter zyklischer Thermoschock-
PNS 4160 belastung

(G. Czuck, H. Stamm; IRB/ZSM)

1. Einleitung

Wird bei Störfällen in Leichtwasserreaktoren eine Notkühlung erforderlich, so werden Teile des Reaktordruckbehälters einem starken Thermoschock ausgesetzt. Aber auch im Normalbetrieb treten bei bestimmten Reaktortypen aufgrund von Leistungsänderungen beim Einspeisen von kaltem Wasser in den Speisewasserleitungen wiederholte Temperaturtransienten auf. Eine Reihe von Forschungsprogrammen /1/ - /6/ beschäftigt sich derzeit mit der Auswirkung derartiger Thermoschocks auf Rißentstehung und Rißausbreitung in besonders gefährdeten Komponenten des Reaktordruckbehälters. Bei Rißausbreitungsuntersuchungen wird angestrebt, das Wachstum von Rissen sowohl unter einmaligem Thermoschock zusammen mit überlagerter mechanischer Zugbelastung (pressurized thermal shock) als auch unter zyklischer thermischer Belastung (Thermoermüdung) experimentell und theoretisch zu erfassen.

Die hier beschriebenen Untersuchungen beschränken sich derzeit auf den Fall der Thermoermüdung. Ausgehend von einem definierten Oberflächenriß in einer Kleinprobe wird das Ermüdungswachstum unter zyklischer thermischer Belastung gemessen. Ziel der begleitenden bruchmechanischen Analyse ist es, den Rißfortschritt unter Verwendung von Werkstoffparametern, die aus Laborproben mit geeigneter Versuchsführung gewonnen wurden, mit derselben Genauigkeit wie bei Ermüdungsversuchen

mit mechanischer Wechselbelastung vorherzusagen. Um die Ursachen möglicher Abweichungen aufgrund der besonderen Gegebenheiten bei Thermoschockbelastung erkennen zu können, ist es notwendig, den Werkstoffzustand der Versuchsprobe möglichst gut zu erfassen sowie die äußeren Belastungsbedingungen durch die mathematischen Randbedingungen im physikalischen Modell hinreichend genau zu beschreiben.

Ein voller Thermoschockzyklus besteht aus einer Kühlphase, bei der die Probe mittels eines Wasserstrahls gekühlt wird und einer Heizphase. Bei dem im folgenden beschriebenen Versuch ist die Größe des gekühlten Bereiches durch die experimentellen Gegebenheiten genau bekannt. Die zur Berechnung der Thermospannungen benötigten Temperaturen im Inneren der Probe werden an einer mit Thermoelementen bestückten Referenzprobe während des gesamten Zyklus gemessen. Somit stehen genügend Daten zur Verfügung, um die zur Reißfortschrittsberechnung benötigten Thermospannungen zu berechnen.

Die Verwendung von Kleinproben bietet den Vorteil der Variation von Versuchsparametern, z.B. der Ausgangsrißgeometrie, der äußeren Belastungsbedingungen, des untersuchten Werkstoffs, und liefert somit genügend Möglichkeiten, die theoretischen Modellvorstellungen zu überprüfen. Zum anderen besteht hinsichtlich des Spannungszustandes und der Temperaturverteilung im Reißbereich durchaus Ähnlichkeit mit den Verhältnissen in realen Bauteilen, so daß der Übergang von der Kleinprobe zum Bauteil leichter ist als der Übergang von der Laborprobe zur Kleinprobe.

2. Das Thermoschockexperiment

2.1 Beschreibung des Versuchsablaufs

Anhand der Prinzipskizze (Abb.1) wird die Funktionsweise des Prüfstandes erläutert. In einem Prüftopf befindet sich eine kreiszylindrische Platte in einem Durchmesser von 150 mm und

einer Dicke von 20 mm (s. Abb.2). Diese Probe wird mittels eines Heißluftgebläses auf eine über die Ablaufsteuerung frei vorwählbare Temperatur gebracht. Nach Erreichen der homogenen Ausgangstemperatur, die zwischen 200 und 400°C liegt, wird über einen Linearversteller ein Spritzstempel einseitig zentrisch mit einer Kraft von 2700 N gegen die Platte gedrückt. Der Kühlbereich wird dadurch eindeutig auf einen Durchmesser von 30 mm beschränkt. Abb. 3 zeigt den Prüftopfquerschnitt mit Probe und angefahrenem Spritzstempel. Nach dem Öffnen eines Magnetventils wird vollentsalztes, kaltes Wasser unter einem Druck von 38 bar auf die Platte gespritzt. Das Kühlwasser wird im äußeren Ringquerschnitt der Spritzvorrichtung abgeführt. Nach Ablauf der Kühldauer (bis zu 40 s) wird der Stempel von der Probe weggefahren. Die Heißluft umströmt die Probe wieder vollständig. Nach Ende der Wiederaufheizphase beginnt mit der Kühlung der Probe ein neuer Thermoschockzyklus. Die Zykluszeiten liegen je nach Kühldauer bei 3 bis 5 min.

2.2 Versuchsdurchführung und Ergebnisse

Um die äußere thermische Belastung im Verlauf eines Thermoschockzyklus zu erfassen, muß zunächst die räumliche und zeitliche Temperaturverteilung in der Platte gemessen werden. Hierzu wurde eine ungerissene Referenzprobe mit 15 1mm NiCr-Ni Thermoelementen bestückt. Die Thermoelementpositionen sind in Tabelle 1 angegeben. Typische an verschiedenen Thermoelementpositionen gemessene Temperaturkurven sind in Abb. 4 dargestellt. Sie werden in Abschnitt 3 mit theoretisch ermittelten Werten verglichen.

Zur Rißausbreitungsuntersuchung wurde in mehreren Proben, deren Materialkennwerte in Tabelle 2 aufgeführt sind, einseitig zentrisch ein halbelliptischer Oberflächenriß funkenerosiv eingebracht. In einer Resonanzmaschine wurde ausgehend von diesem Riß ein Ermüdungsriß durch Dreipunktbiegebelastung erzeugt. Nach der sich anschließenden zyklischen Thermoschockbelastung wird die Probe wieder mechanisch bis zum Bruch wechselbelastet.

Die mikroskopische Auswertung der Bruchflächen zeigte (s. Abb. 5), daß eine Rißverlängerung entlang der gesamten Rißfront stattgefunden hat. Die Rißgeometrie - und Belastungsverhältnisse sind in Tabelle 3 angegeben. Die Ermittlung der Rißverlängerung an der Oberfläche bereitet Schwierigkeiten, da sich einerseits die Risse verzweigen und aus der Ausgangsebene herauslaufen, andererseits hier teilweise extrem schnelles Rißwachstum beobachtet wird. Der Vergleich zwischen theoretischen und experimentellen Ergebnissen wird im Abschnitt 4 durchgeführt.

3. Theoretische Berechnung des Rißfortschritts

Das Ziel der theoretischen Untersuchung ist unter Anwendung bruchmechanischer Methoden das experimentell festgestellte Rißwachstum vorherzusagen. Der entscheidende äußere Belastungsparameter in Gesetzen zur phänomenologischen Beschreibung der Ermüdungsrißausbreitung ist die Differenz $\Delta K = K_{\max} - K_{\min}$ zwischen dem maximalen (K_{\max}) bzw. minimalen (K_{\min}) Wert des Spannungsintensitätsfaktors (SIF) während eines Belastungszyklus. Zur Bestimmung von ΔK muß daher der zeitliche Verlauf des SIF innerhalb eines Zyklus bekannt sein. In dieser Arbeit werden die SIF mit der Methode der Gewichtsfunktionen berechnet, wozu die in der ungerissenen Struktur wirkenden Spannungen im Bereich des prospektiven Risses benötigt werden. Da in dem in Abschnitt 2 beschriebenen Experiment nur Thermospannungen basierend auf der momentanen Temperaturverteilung eine wesentliche Rolle spielen, ist es wichtig, eine gute Übereinstimmung zwischen gemessenem und berechneten Temperaturverlauf zu erzielen.

3.1 Berechnung der Temperaturverteilung

Die Temperaturberechnung erfolgt mit dem Finite Elemente-(FE-) Programm ADINAT /7/ unter Verwendung eines linearen Materialmodells. Da im folgenden nur Risse, die durch den Kühlfleckmittelpunkt verlaufen und bezüglich der z-Achse (s. Abb. 2) symmetrisch sind, betrachtet werden, ist ein rotationssymmetrisches 2D-FE-Modell zur Temperaturberechnung aufgrund der Symmetrie der Versuchsanordnung ausreichend. Dabei wird ange-

nommen, daß im Bereich der Rißflanken keine Kühlung erfolgt. Die dem FE-Modell zugrunde liegende Geometrie kann zusammen mit dem verwendeten Koordinatensystem Abb.2 entnommen werden. Außerdem werden hier die thermischen Randbedingungen skizziert. Aufgrund der Strömungsverhältnisse im Kühlwasser ist im Bereich des Kühlflecks kein gleichmäßiger Wärmeübergang zu erwarten, was durch die Temperaturmessungen bestätigt wird. Die Ortsabhängigkeit der Wärmeübergangszahl h wird bei den Berechnungen durch den einfachen Ansatz

$$h(r) = \begin{cases} h_1 & \text{für } 0 < r < R_h \\ h_2 > h_1 & \text{für } R_h < r < R_K \end{cases} \quad (3.1)$$

berücksichtigt, wobei die Werte für h_1 , h_2 sowie R_h durch Vergleich mit gemessenen Temperaturverteilungen gewonnen werden. Die beste Übereinstimmung wurde für die Wahl

$$\begin{aligned} h_1 &= 20 \frac{\text{kW}}{\text{m}^2 \text{K}} \\ h_2 &= 100 \frac{\text{kW}}{\text{m}^2 \text{K}} \\ R_h &= 6 \text{ mm} \end{aligned} \quad (3.2)$$

erzielt. Für die Wärmeübergangszahl h_L Metall-Luft wird der Wert

$$h_L = 0,05 \frac{\text{kW}}{\text{m}^2 \text{K}}$$

eingesetzt. Abb. 4b zeigt für eine Auswahl von Thermoelementen den Vergleich zwischen dem gemessenen und mit den Werten von (3.2) berechneten zeitlichen Temperaturverlauf während der Kühlphase. Es ist zu beachten, daß durch das einfache Modell für den Wärmeübergang das von den räumlichen Koordinaten r und z sowie von der Zeit t abhängende Temperaturfeld $T(r, z, t)$ recht gut beschrieben wird.

3.2 Berechnung der Spannungsverteilung

Auf der Basis der mit ADINAT ermittelten Temperaturtransienten wird mit dem FE-Programm ADINA /8/ der räumliche und zeitliche Spannungsverlauf in der ungerissenen Probe berechnet. Da die mechanischen Spannungen, infolge des Spritzwasserdrucks und der Reaktionskräfte in den Plattenlagern verglichen mit den thermisch induzierten Spannungen sehr klein sind, werden sie im folgenden vernachlässigt. Der Spannungsberechnung wurde ein linear elastisches Materialmodell zugrunde gelegt. Aufgrund der Symmetrie der betrachteten Rißkonfiguration tritt nur eine Modus-I-Belastung auf, für welche die Spannungskomponente $\sigma_{\varphi\varphi}$ verantwortlich ist. Der räumliche und zeitliche Verlauf von $\sigma_{\varphi\varphi}(r, z, t)$ während der Kühlphase kann den Abb. 6 und 7 entnommen werden.

Die höchsten Spannungen treten kurz nach Kühlbeginn an der gekühlten Seite der Oberfläche auf. Eine anfängliche Druckzone im Inneren der Platte bei $\rho = 0$ wird schnell abgebaut, so daß nach etwa 5s in dem zylindrischen Probenteil mit $r < R_K$ nahezu überall Zugbeanspruchung herrscht. Charakteristisch ist der Übergang Zug-Druck am Rand des Kühlbereichs (Abb. 7). Das Absinken der Zugspannungen zur Mitte der Platte hin wird durch den geringeren Wärmeübergang in diesem Bereich verursacht.

3.3 Spannungsintensitätsfaktoren

Zur Berechnung des Rißfortschrittes werden die durch Einbringen einer erosiven Kerbe und nachfolgendem Anschwingen erzeugten Ausgangsrisse durch halbelliptische Risse der Tiefe a und Länge $2c$ (siehe Abb. 2 und 8) idealisiert. Die Rißverlängerung am tiefsten Punkt A der Halbellipse und dc am Oberflächenpunkt C während eines Lastwechsels wird mit Hilfe der Paris-Beziehung

$$\frac{da}{dN} = C (\Delta K_A)^n \quad \text{bzw.} \quad \frac{dc}{dN} = C (\Delta K_C)^n \quad (3.4)$$

berechnet. Untersuchungen der Rißausbreitung in Proben unter

Zug- und Biegewechselbelastung /9,10/ ergaben, daß bei der Berechnung des Rißfortschrittes bessere Ergebnisse erzielt werden, wenn anstelle von lokalen SIF K_A bzw. K_C an den Punkten A und C die gemäß Cruse und Besuner gemittelten SIF

$$\bar{K}_A^2 = \frac{4}{\pi} \int_0^{\pi/2} K^2(\gamma) \sin^2 \gamma \, d\gamma \quad (3.5a)$$

$$\bar{K}_C^2 = \frac{4}{\pi} \int_0^{\pi/2} K^2(\gamma) \cos^2 \gamma \, d\gamma \quad (3.5b)$$

verwendet werden. Die Definition des Winkels γ kann Abb. 8 entnommen werden.

Die SIF \bar{K}_A und \bar{K}_C werden mit Hilfe der Gewichtsfunktionsmethode aus der in Abschnitt 2.2 angegebenen Spannungsverteilung $\sigma_{\varphi\varphi}(r,z,t)$ mittels der Beziehung

$$\bar{K}_{A,C}(a,c,t) = \int_S \sigma_{\varphi\varphi}(r,z,t) H_{A,C}(r,z,a,c) \, dS \quad (3.6)$$

bestimmt, wobei sich die Integration über die gesamte Rißoberfläche erstreckt. Die Gewichtsfunktionen $H_{A,C}(r,z,a,c)$ können aus einem Referenzlastfall mit bekanntem SIF $\bar{K}_{RA,C}(a,c)$ und Rißöffnungsverschiebungsfeld $u_R(r,z,a,c)$ nach |6| gemäß

$$H_{A,C}(r,z,a,c) = \frac{E}{(1-\nu^2) \bar{K}_{RA,C}(a,c)} \frac{\partial u_R(r,z,a,c)}{\partial S_{A,C}} \quad (3.7)$$

berechnet werden. Die Differentiale dS_A und dS_C sind durch

$$dS_A = \frac{\pi}{2} c \, da \quad \text{und} \quad dS_C = \frac{\pi}{2} a \, dc \quad (3.8)$$

gegeben und bedeuten die differentielle Ausdehnung der Rißfläche in Tiefen- bzw. Längsrichtung allein. Das Rißöffnungsverschie-

bungsfeld u_R ist im allgemeinen nicht bekannt und wird nach einer modifizierten Methode von Petroski und Achenbach [12] in [13] näherungsweise bestimmt.

Den zeitlichen Verlauf der SIF \bar{K}_A und \bar{K}_C während einer Kühlphase von 40 s Dauer und zu Beginn der Heizphase wurde in Abb. 9 aufgetragen. Bei kleinen Rißtiefen ($a/w=0.1$) weisen sowohl \bar{K}_A als auch \bar{K}_C unmittelbar nach Kühlbeginn ein zeitliches Maximum auf, während dies bei etwas tieferen Rissen nur noch für \bar{K}_C der Fall ist. Da bei einem Riß der Tiefe $a/w = 0.5$ mit $a/c=0.5$ der Punkt C außerhalb des Kühlbereiches im Bereich niedriger Zugspannungen liegt, verläuft die $\bar{K}_C(t)$ -Kurve deutlich unterhalb der $\bar{K}_A(t)$ -Kurve. Bemerkenswert ist das bei dieser Rißgeometrie geringfügige Ansteigen des \bar{K}_A -Wertes nach dem Abschalten der Kühlung, während bei kleineren Rißtiefen beide \bar{K} -Werte sofort stark abfallen.

Aus $K(t)$ -Kurven entsprechend den in Abb. 9 gezeigten wird der für die Rißfortschrittsberechnung benötigte ΔK -Wert entnommen. Bei der homogenen Temperaturverteilung am Ende der Aufheizphase verschwinden die Thermospannungen, daher gilt $K_{\min} = 0$ und somit $\Delta K = K_{\max}$.

Da sich die Rißgeometrie während der Rißausbreitung laufend verändert, wird ein hinreichend feines "Raster" von $\Delta K(\frac{a}{c})$ -Werten, zwischen denen dann interpoliert werden kann, benötigt. Abb. 10 zeigt die Abhängigkeit von $\Delta \bar{K}_A$ von der Rißtiefe für verschiedene Halbachsenverhältnisse a/c . Aufgrund der geringeren seitlichen Stützwirkung des Ligamentes nimmt der $\Delta \bar{K}_A$ -Wert am tiefsten Punkt der Halbelipse mit abnehmendem $\frac{a}{c}$ -Verhältnis bei konstanter Rißtiefe zu, abgesehen von Fällen, in denen der Riß in die niedrig beanspruchten Zonen außerhalb des Kühlbereiches läuft. Die in Abb. 11 dargestellten $\Delta \bar{K}_C$ -Werte hängen nur schwach vom a/c -Verhältnis ab. Liegt der Oberflächenpunkt C jedoch außerhalb des Kühlbereiches, so fällt $\Delta \bar{K}_C$ stark ab.

3.4 Berechnung des Rißfortschrittes

Durch Integration der Paris-Beziehung (3.4) unter Verwendung der errechneten ΔK_A - und ΔK_C - Werte, wird der Rißfortschritt $\Delta a(N)$ in Tiefenrichtung und $\Delta c(N)$ in Längsrichtung in Abhängigkeit von der Lastwechselzahl N berechnet. Die in die Beziehung eingehenden Materialparameter C und n hängen vom verwendeten Material, dem Umgebungsmedium an der Rißspitze, dem Verhältnis $R=K_{\min}/K_{\max}$ sowie von Zyklenform bzw.-frequenz ab. Sie werden mit Hilfe von Standardbruchmechanikproben, die aus dem Plattenwerkstoff gefertigt wurden, unter den dem Thermochockversuch entsprechenden Umgebungsbedingungen bestimmt. Es wird angenommen, daß mit dieser Vorgehensweise geeignete Werte von C und n für die Rißfortschrittsberechnung von halb-elliptischen Oberflächenrissen gewonnen werden.

4. Vergleich von Theorie und Experiment

Da im Augenblick geeignete Rißwachstumskennwerte C und n für den Probenwerkstoff unter den entsprechenden Umgebungsbedingungen noch nicht zur Verfügung stehen, wurden für die Rißfortschrittsberechnung die im ASME-Code [14] angegebenen Kennwerte eingesetzt:

- | | | |
|---------------------------|----------------------------|---|
| a) ASME Luft | $C = 4.771 \cdot 10^{-10}$ | $n = 3.726$ |
| b) ASME Wasser $R < 0,25$ | $C = 1.377 \cdot 10^{-11}$ | $n = 5.95$ für $\Delta K < 19.5 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ |
| | $C = 2.134 \cdot 10^{-6}$ | $n = 1.95$ für $\Delta K > 19.5 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ |

Diese Daten gelten in ferritischen Stählen unter Thermochockbelastung. Beim Datensatz a) bleibt der Einfluß der Druckwasser-randbedingungen unberücksichtigt, während er im Datensatz b) für kleine R -Verhältnisse berücksichtigt wird.

In den Abb. 12 und 13 werden die experimentellen und theoretischen Ergebnisse an zwei untersuchten Proben einander gegen-

übergestellt. Der dabei durch zyklische Thermoschockbelastung erzeugte Rißfortschritt wurde schraffiert eingezeichnet.

Die in Abb. 12 dargestellte Probe wurde insgesamt 3744 Thermoschockzyklen mit unterschiedlichen Differenzen ΔT zwischen der Plattentemperatur zu Beginn der Kühlphase und der Kühlwassertemperatur (s. Tabelle 3) ausgesetzt. Verwendet man zur Rißfortschrittsberechnung die Kennwerte der ASME-Wasser Kurve, die unter Druckwasserbedingungen für kleine R-Werte in ferritischen Stählen gilt, so erhält man für das Rißwachstum im Oberflächenpunkt C befriedigende Ergebnisse, wenn man dabei berücksichtigt, daß die ASME-Werte in Bezug auf unsere Versuchsführung als obere Grenzwerte aufzufassen sind. Am Scheitelpunkt A der Halbellipse wird jedoch ein viel zu starkes Rißwachstum vorhergesagt. Ein besseres Ergebnis wird erzielt, wenn man aufgrund der beim vorliegenden Versuch fehlenden mechanischen Belastung annimmt, daß die Rißspitze im Bereich des Punktes A von Luft umgeben ist, und das Kühlwasser wegen der im Vergleich zu Druckwasserrandbedingungen geringeren Rißöffnung nicht bis zum tiefsten Punkt des Risses vordringen bzw. dort seine korrosive Wirkung entfalten kann. Setzt man am Punkt A die ASME-Luft und am Oberflächenpunkt C, um die Korrosionswirkung des Wassers mitzuerfassen, nach wie vor die ASME-Wasser Kennwerte ein, so wird der Rißfortschritt am Punkt A gut, wenn auch geringfügig zu niedrig, vorhergesagt.

Entsprechendes gilt für die in Abb. 13 gezeigte Probe, die 4592 Zyklen mit $\Delta T = 371,5$ K ausgesetzt war. Das maximale Rißwachstum an der Oberfläche wird recht gut vorhergesagt, sieht man einmal von der Bildung eines Anrisses am Rand des rechten Rißufers ab.

Die der Rißfortschrittsberechnung zugrunde liegende Theorie setzt einen homogenen und isotropen Werkstoff voraus. Daher können asymmetrisches Rißwachstum, wie es bei der Probe in

Abb. 13 aufgetreten ist, Rißverzweigungen im oberflächennahen Bereich sowie lokale Anrißbildungen nicht vorhergesagt werden. Hierzu muß untersucht werden inwiefern Werkstoffinhomogenitäten vor allem nahe der Oberfläche ursächlich mit diesen Erscheinungen zusammenhängen. Begleitende Untersuchungen des Werkstoffzustands in der Probe sollen hierüber Aufschluß geben. In erster Linie werden jedoch weitere Thermoschockversuche unter Variation der Ausgangsrißgeometrie, des Plattenmaterials und der Belastungsbedingungen durchgeführt, um noch mehr experimentelle Fakten zur Klärung der offenen Fragen zur Verfügung zu stellen.

5. Zusammenfassung

Es wurde eine Übersicht über den derzeitigen Stand der Untersuchungen in Karlsruhe zum Problem der Thermoermüdung gegeben. Aufgrund der komplizierten Belastungsverhältnisse wird beim Experiment besonders auf:

- definierte Rand- und Anfangsbedingungen,
- Messung der thermischen Belastung (Temperaturen),
- Charakterisierung des Werkstoffzustandes,
- definierte Ausgangsrißgeometrie
- Möglichkeiten der Variation von Versuchsparametern durch Verwendung von Kleinproben,
- hinreichende Einfachheit für Modellbildung

Wert gelegt.

Die Berechnung der Schwingbreite des SIFs erfolgt durch Einsatz der FEM in Verbindung mit der Gewichtsfunktionsmethode, deren Anwendung bei Rissen in thermisch belasteten Bauteilen besonders vorteilhaft ist. Verbesserungen der bereits befriedigenden Übereinstimmung mit dem Experiment werden von

- der genauen Messung der Rißwachstumsparameter C und n an geeigneten Laborproben,
- Untersuchungen des Werkstoffzustandes im oberflächennahen Bereich,

- Untersuchungen des Einflusses der korrosiven Umgebung,
- Berücksichtigung überelastischer Beanspruchung bei den Berechnungen

erhofft.

6. Literaturverzeichnis

- /1/ R.D. Cheverton, S.K. Iskander, G.D. Whitman; "Behavior of Surface Flaws in Reactor Pressure Vessels under Thermal Shock Loading Conditions", Experimental Mechanics 155-162, April 1981
- /2/ R.D. Cheverton, S.K. Iskander, G.D. Whitman "Integrity of PWR Pressure Vessels During Overcooling Accidents", Nuclear Safety 24 (1983) 196-204
- /3/ T.U. Marston, K.E. Stahlkopf, V.K. Chexal; "Applied Research at Reactor Vessel Integrity", Berichtsband des 9. MPA-Seminars Bruchsicherheit und Verfügbarkeit, Stuttgart, Okt. 1983
- /4/ J. Jansky, K-H. Herter, J.G. Blauel, D. Munz, H. Stamm " Versuchsergebnisse und Berechnungen zum Rißfortschritt bei zyklischer Thermoschocklast an einem Druckbehälterstutzen", HDR-Sicherheitsprogramm, 7. Statusbericht, 14. Dezember 1983, PHDR-Arbeitsbericht 05.18/83
- /5/ A. Pellissier-Tanon, P. Sollogoub, B. Houssin, F. Robisson; "Crack Initiation and Arrest in a SA 508 cl 3 Cylinder Under Liquid Nitrogen Thermal Shock Experiment", Transactions of the 7th SMIRT, Paper G/F1/8, Chicago 1983
- /6/ J. Jansky, J. Föhl, A. Sauter, S.K. Iskander; "Einfluß der Werkstoffzähigkeit auf Schädigung durch Thermoschock", Berichtsband des 9. MPA-Seminars Bruchsicherheit u. Verfügbarkeit Stuttgart, Oktober 1983.

- /7/ ADINAT, " A Finite Element Program for Automatic Dynamic Increment Nonlinear Analysis of Temperatures", Report AE 81-2, ADINA Eng. Inc. Watertown Mass. USA(1981)

- /8/ ADINA, " A Finite Element Program for Automatik Dynamik Incremental Nonlinear Analysis", Report AE 81-1, ADINA Eng. Inc. Watertown Mass. USA(1981)

- /9/ F. Görner, C. Mattheck und D.Munz; "Change in geometry of surface cracks during alternating tension and bending", Z. Werkstofftechnik 14 (1983) 11-18,

- /10/ F. Görner, S. Müller and D. Munz; "Ausbreitung von Oberflächenrissen in Platten unter Biegewechsel- und Zugwechselbelastung", DVM-Berichtsband der 14. Sitzung des Arbeitskreises Bruchvorgänge, Mühlheim (FRG), May 11-13,1983

- /11/ T.A.Cruse and P.M. Besuner; "Residual life prediction for surface cracks in complex structural details", J. of Aircraft 12 (1975) 369-375

- /12/ H.J. Petroski and J.D. Achenbach;"Computation of the Weight-Function from a Stress Intensity Facktor", Engng. Fract. Mech. 10 (1978) 257-266

- /13/ C.Mattheck, P. Morawietz and D. Munz; "Stress Intensity Factor at the Surface and at the Deepest Point of a Semi-Elliptical Surface Crack in Plates under Stress Gradients", to be published in Int. J. of Fracutre

- /14/ ASME, Boiler and Pressure Vessel Code, Sec. XI,ed.1980

Tabelle 1 : Thermoelementpositionen in Zylinderkoordinaten
(s. Abb. 2)

| Thermoelement Nr. | Lage bezüglich Kühlfleckmittelpunkt | | |
|----------------------|-------------------------------------|----------------------|--|
| | Radius /mm/ | Winkellage /Grad/ | Entfernung von Kühlfleck- oberfläche z /mm/ |
| 1 | 0 | 0 | 1 |
| 2 | 15 | 0 | 1 |
| 3 | 15 | 180 | 1 |
| 4 | 30 | 0 | 1 |
| 5 | 50 | 0 | 1 |
| 6 | 5 | 45 | 4 |
| 7 | 10 | 135 | 4 |
| 8 | 15 | 90 | 4 |
| 9 | 15 | 270 | 4 |
| 10 | 20 | 225 | 4 |
| 11 | 5 | 225 | 7 |
| 12 | 10 | 315 | 7 |
| 13 | 5 | 135 | 10 |
| 14 | 5 | 315 | 18 |
| 15 | 25 | 0 | 0 |

Tabelle 2: Werkstoffkenndaten 22 NiMoCr 37 (1.6751)

| | Temperatur °C | | | | | |
|--|-----------------|------|------|------|------|-------------|
| | 20 | 100 | 200 | 300 | 400 | 0... 800 |
| Dichte g/cm ³ | 7.85 | | | | | |
| Wärmeausdehnungs- koeffizient 10 ⁻⁶ m/m °C | | 11.1 | 12.1 | 12.9 | 13.5 | |
| Wärmeleitfähig- keit W/m °C | 44.4 | 44.4 | 43.2 | 41.8 | 39.4 | |
| spezifische Wärme J/g °C | 0.45 | | | | | 0.55 |
| Elastizitäts- modul 10 ³ N/mm ² | 206 | 199 | 190 | 181 | 172 | |

Tabelle 3: Belastungsbedingungen und Rißgeometrie

| | Specimen 35 | | | Specimen 50 |
|--|---------------------------------|-------|-----------------------------------|----------------------------------|
| Zyklenzahl | 303 | 1000 | 2441 | 4592 |
| mittlere Temperaturdifferenz | 170.6 | 195.9 | 298.1 | 371.5 |
| Anfangsrißgeometrie nach zyklischer me- chanischer Belastung | a (mm) 2c (mm) a/c a/w | | 4.456 13.154 0.678 0.223 | 2.410 6.054 0.796 0.121 |
| gemessene Rißgröße nach zyklischer Ther- moschockbelastung | a (mm) 2c (mm) | | 4.738 16.555 | 3.308 20.499 |

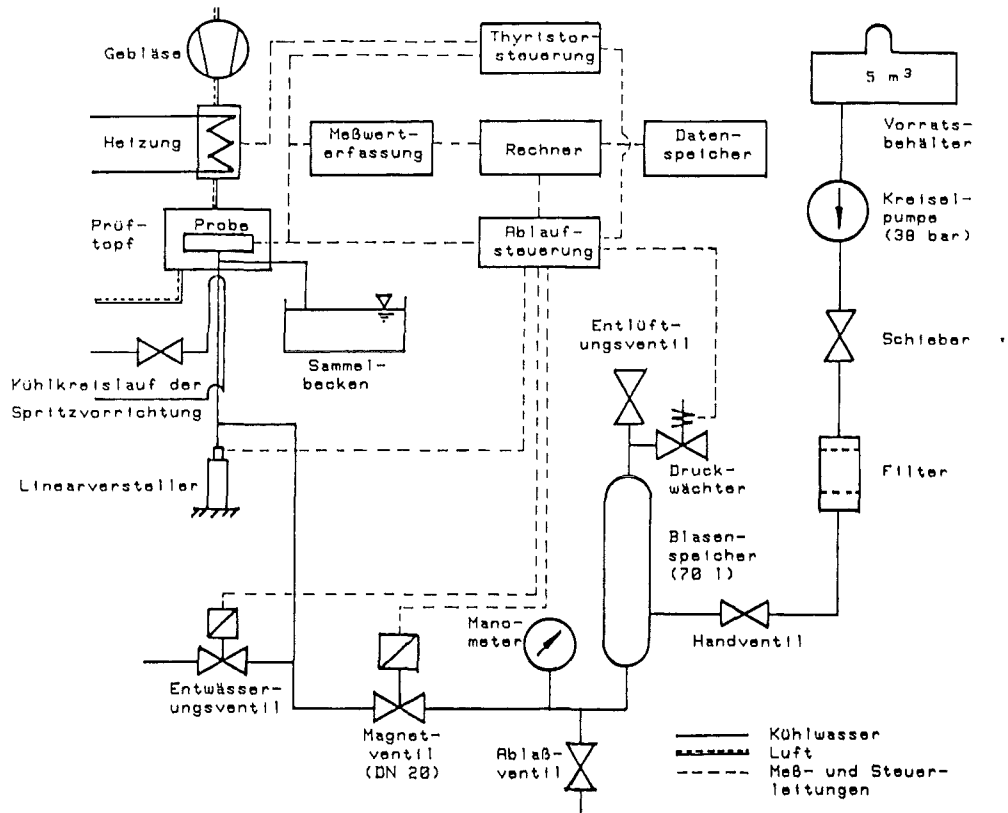


Abb. 1: Prinzipskizze

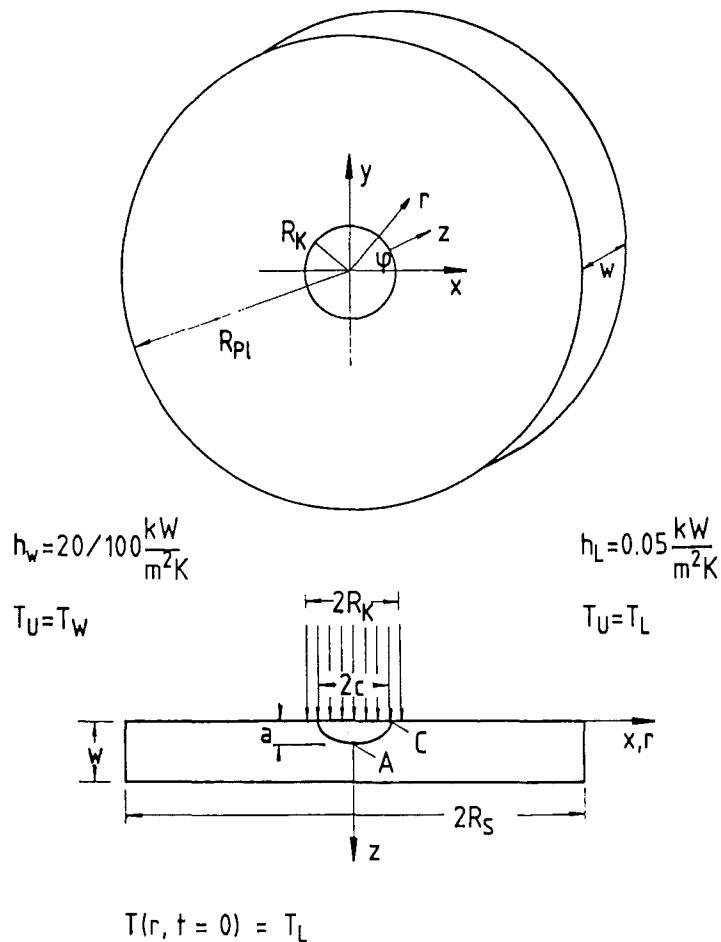


Abb. 2: Geometrie und thermische Randbedingungen

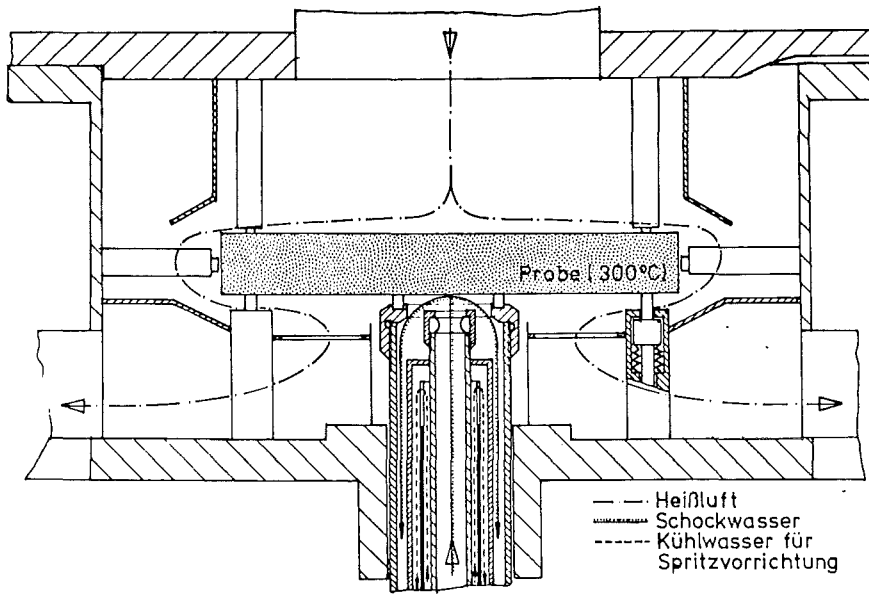


Abb. 3: Prüftopfquerschnitt

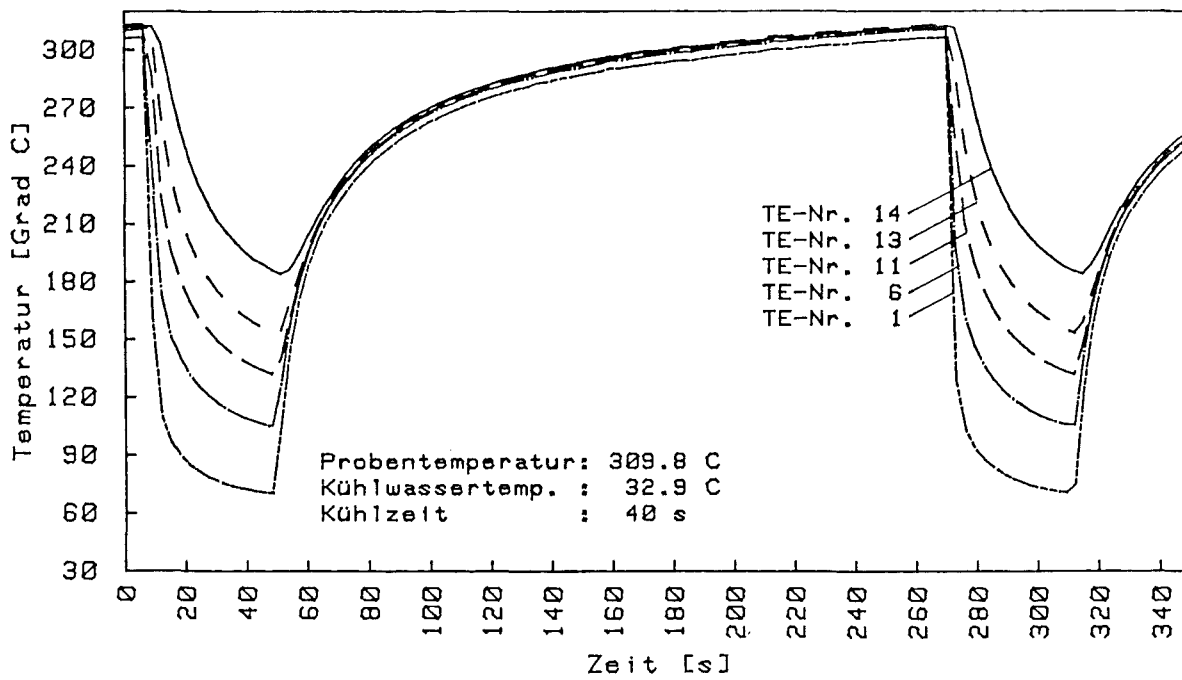
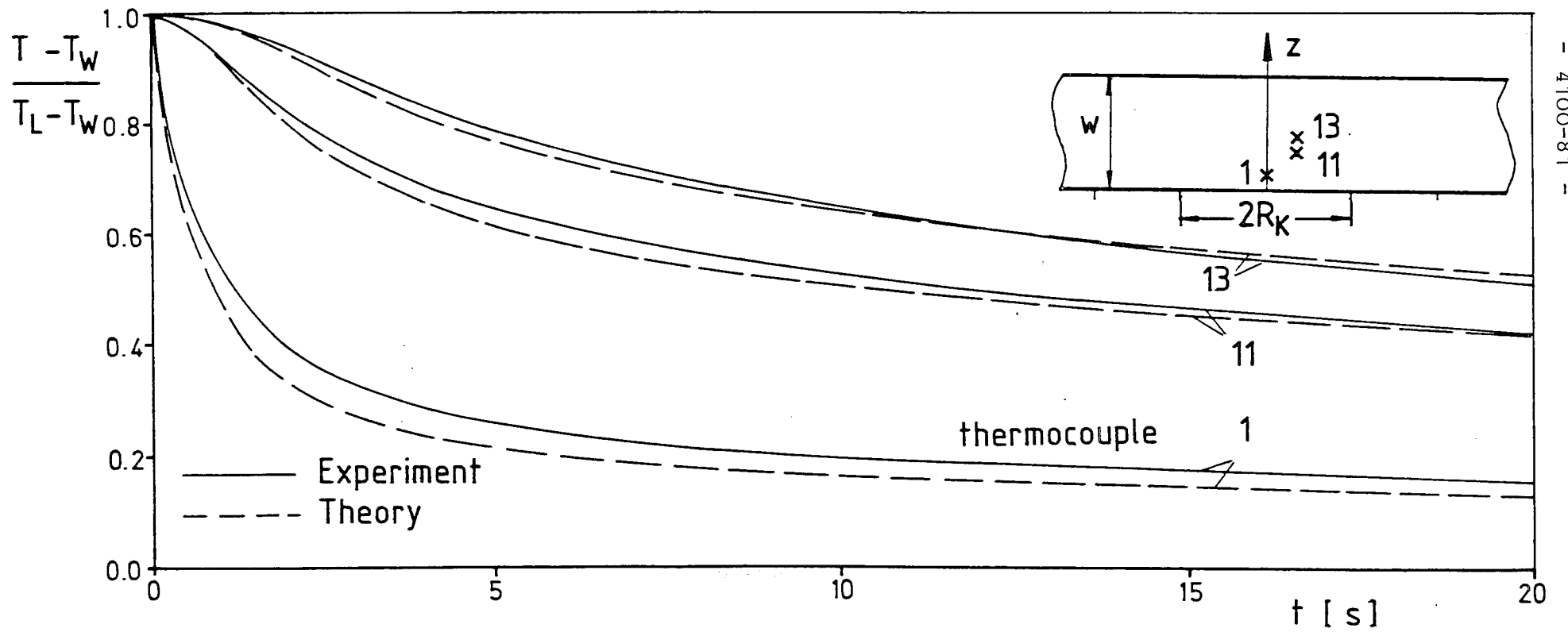


Abb. 4a: Zwei aufeinanderfolgende Thermoschockzyklen für variable Tiefen bezüglich Kühlfleckoberfläche

Abb. 4b : Vergleich von gemessenem und berechnetem Temperaturverlauf



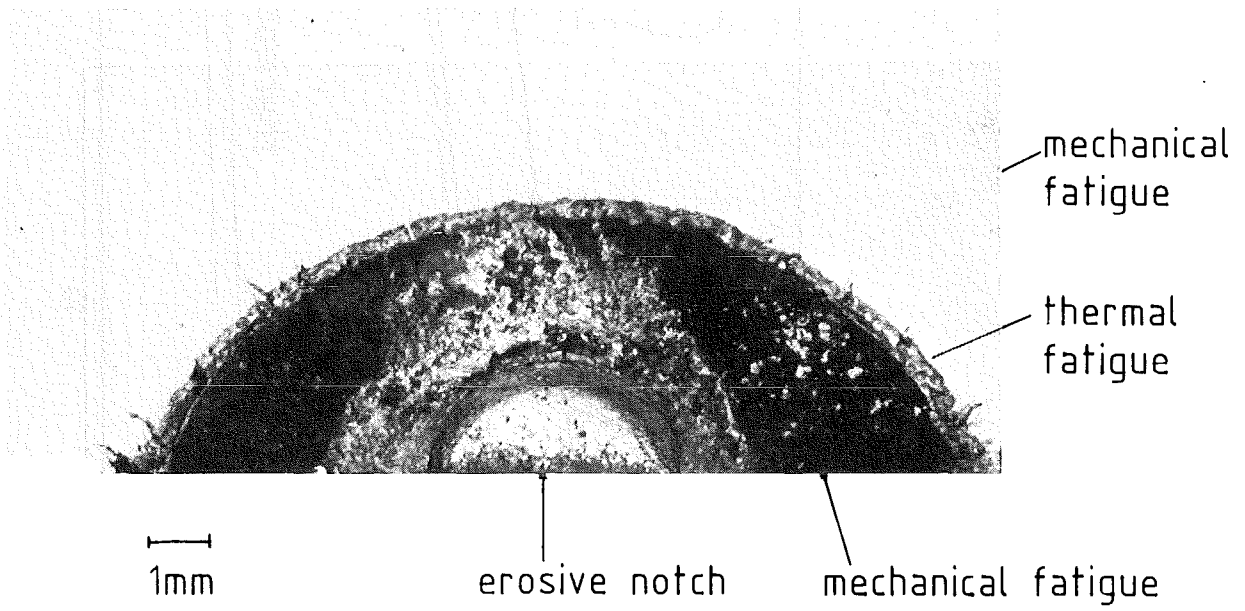


Abb. 5 : Bruchfläche (Probe 35)

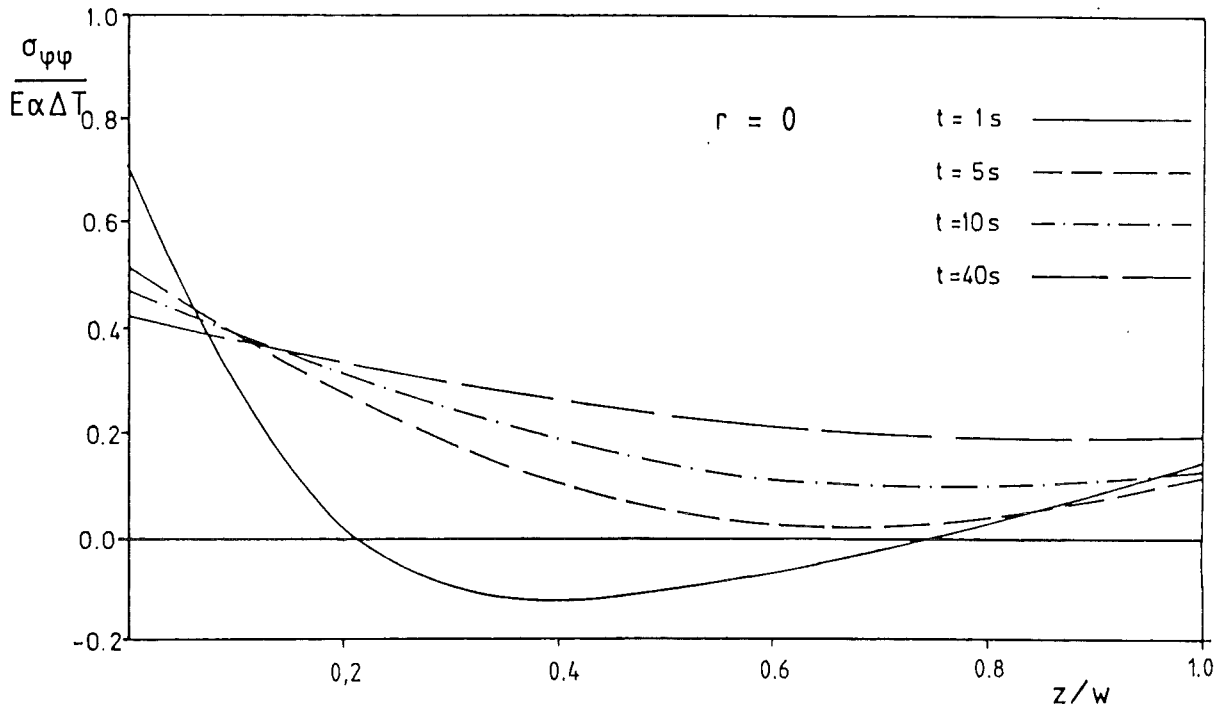


Abb. 6: Spannungsverlauf $\sigma(z)$ im Zentrum der Platte ($r=0$) für verschiedene Zeiten nach dem Kühlbeginn

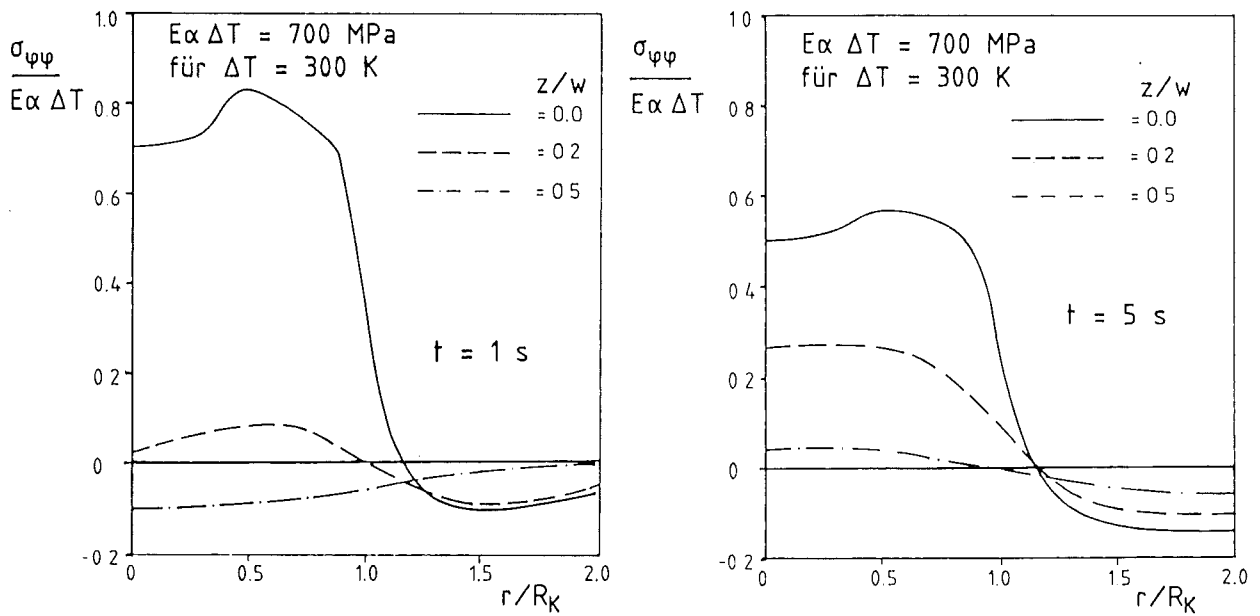


Abb. 7a: Spannungsverlauf $\sigma(r)$ in der Platte zu verschiedenen Zeiten nach dem Kühlbeginn

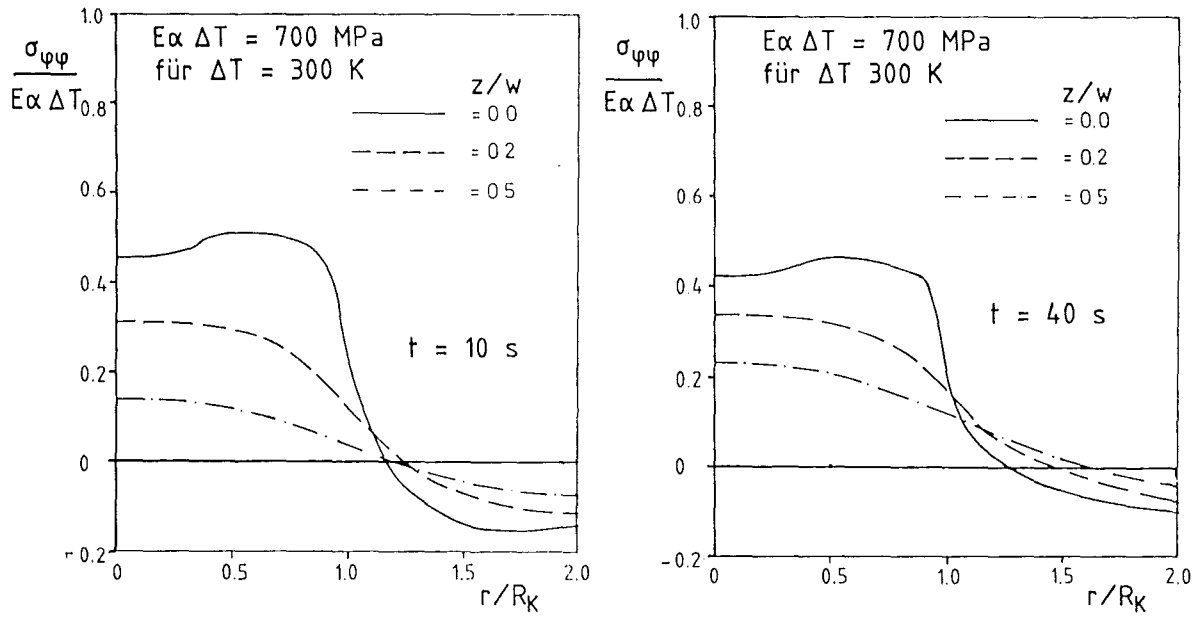


Abb. 7b: Spannungsverlauf $\sigma(r)$ in der Platte zu verschiedenen Zeiten nach dem Kühlbeginn

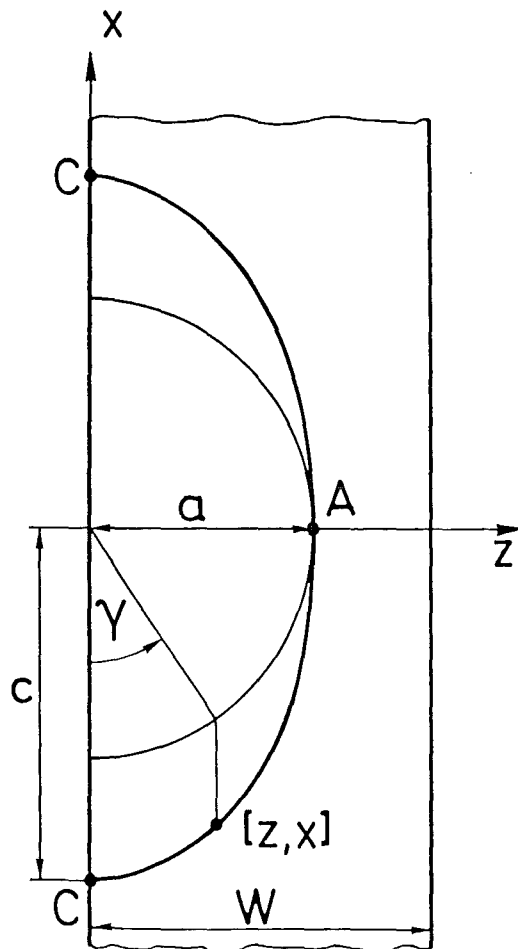


Abb. 8: Geometrie des idealisierten Oberflächenrisses

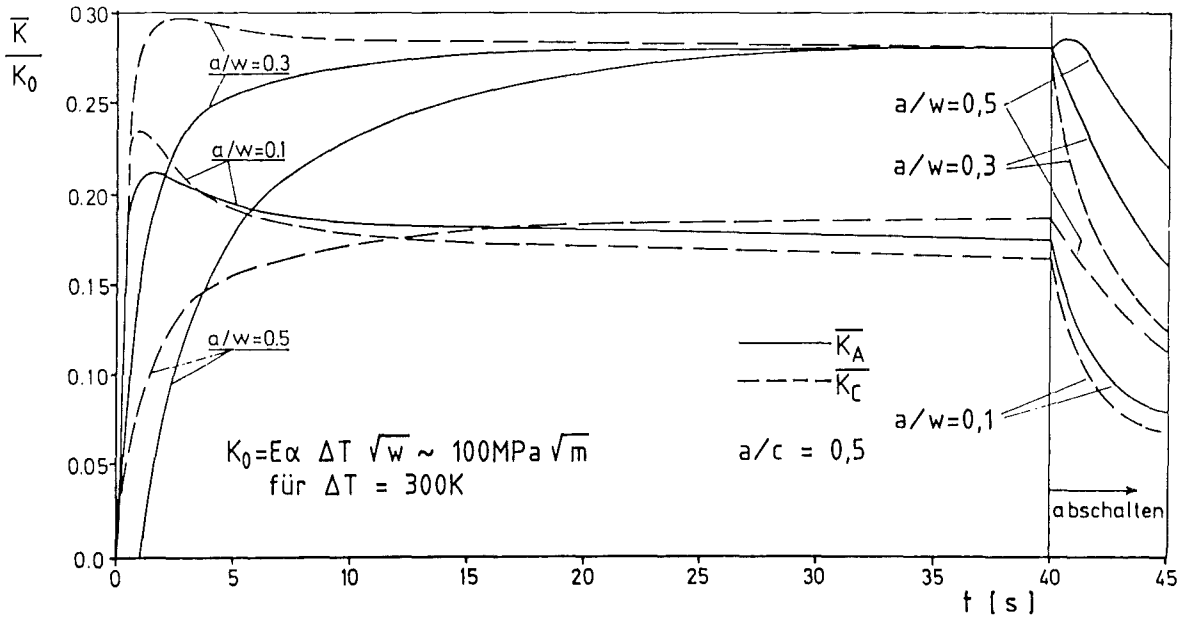


Abb. 9: Zeitabhängigkeit des Spannungsintensitätsfaktors für verschiedene Rißtiefen

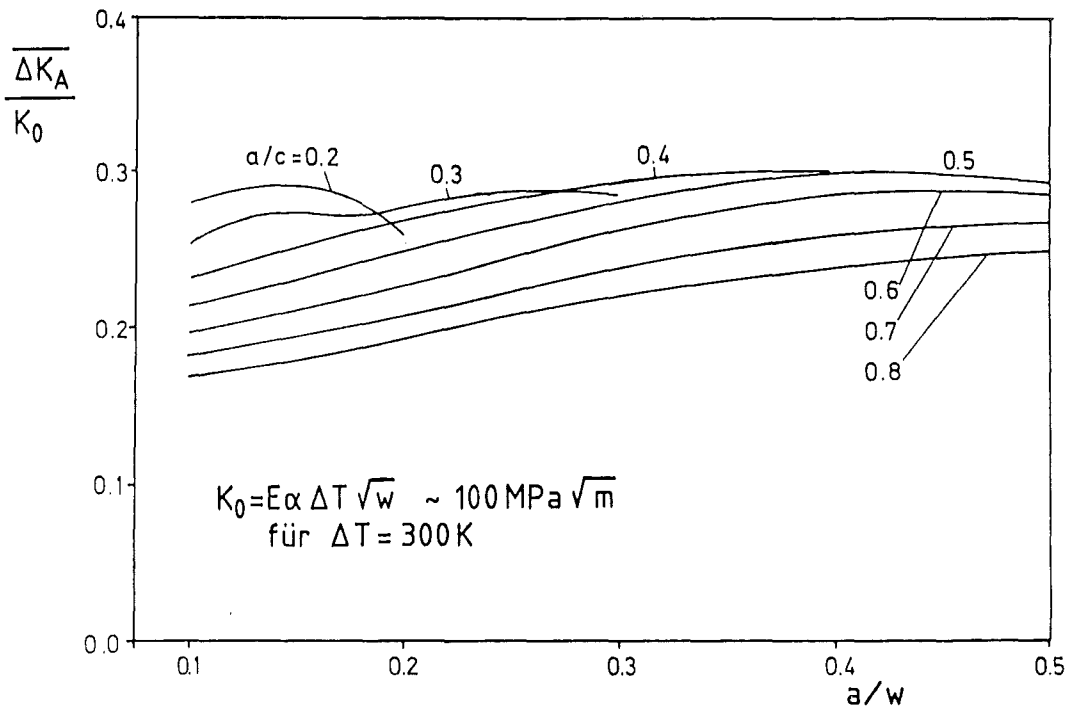


Abb. 10: $\Delta \bar{K}_A$ in Abhängigkeit von der Rißtiefe für verschiedene Halbachsenverhältnisse a/c bei einer Kühldauer von 40 s

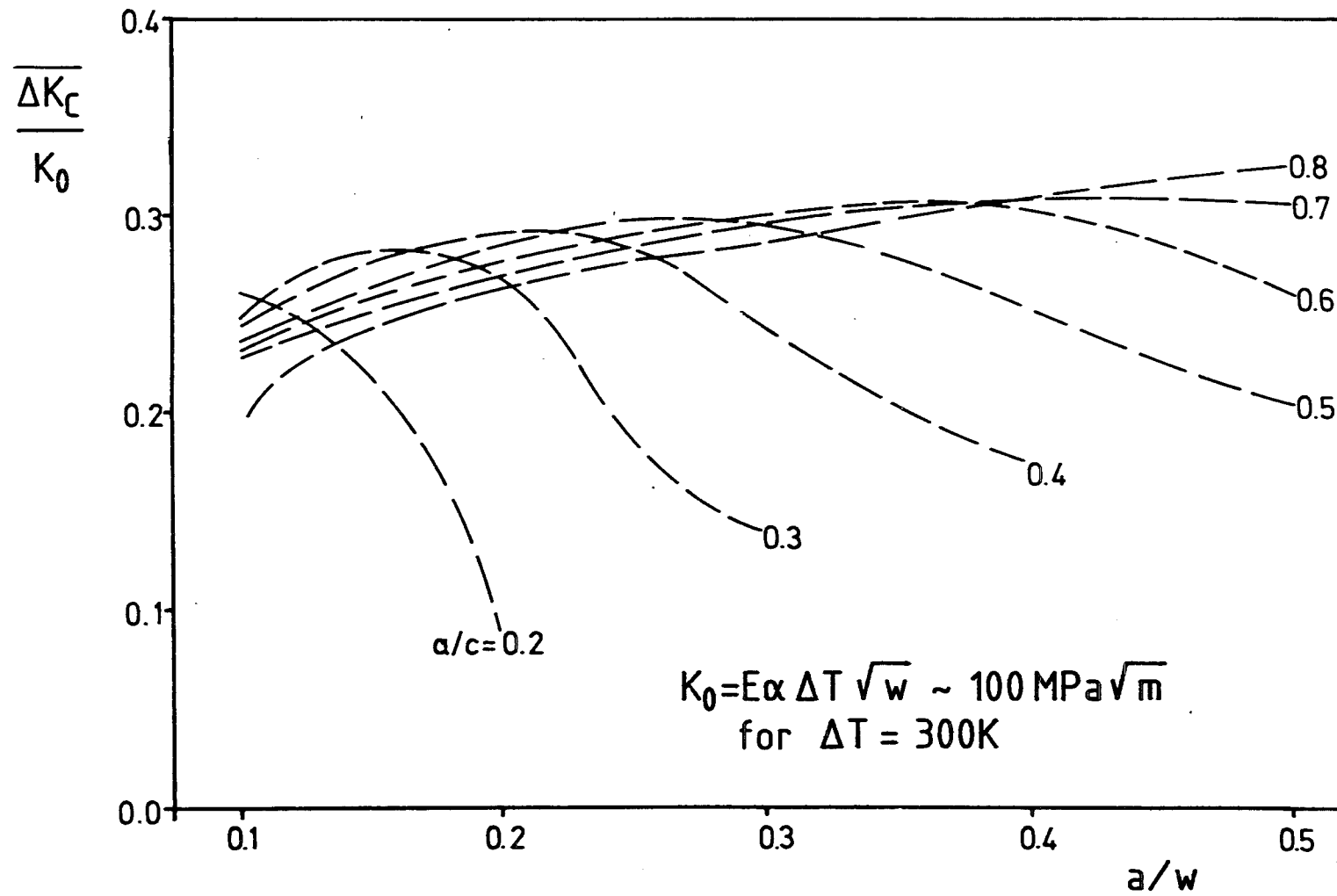


Abb. 11 : $\overline{\Delta K_C}$ in Abhängigkeit von der Rißtiefe für verschiedene Halbachsenverhältnisse a/c bei einer Kühltdauer von 40 s.

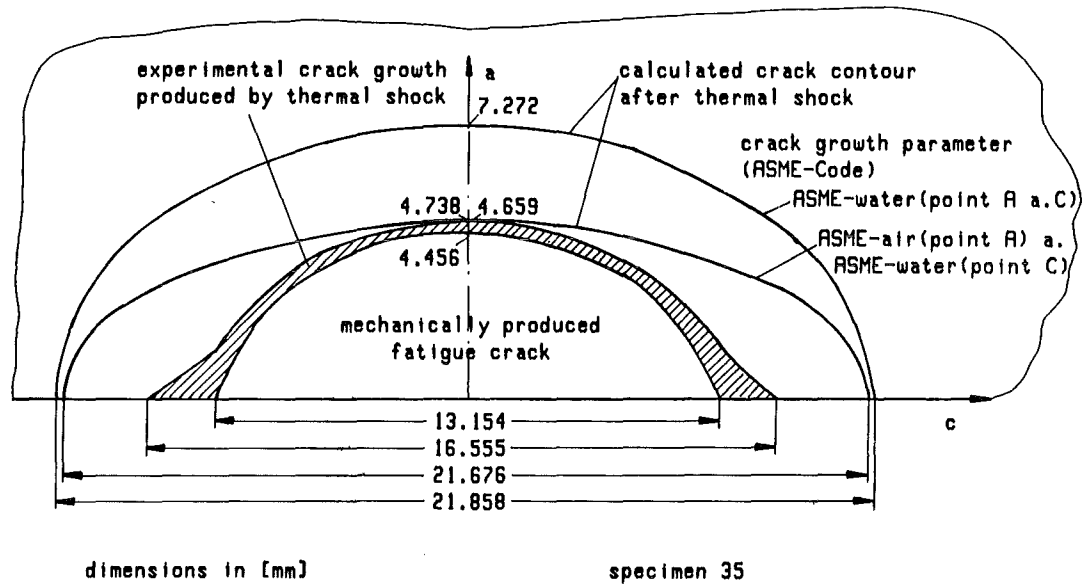


Abb. 12 : Vergleich von experimentell und theoretisch ermitteltem Rißfortschritt

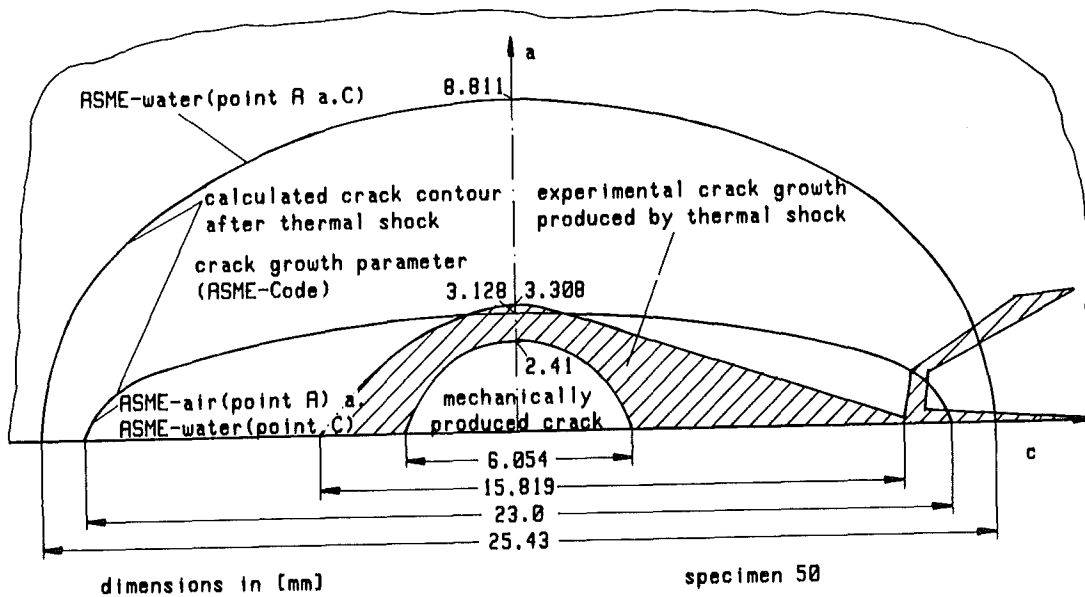


Abb. 13 : Vergleich von experimentell und theoretisch ermitteltem Rißfortschritt

- 06.01.21 Thermo- und fluiddynamische Analysen von LWR-Störfällen
(H. Borgwaldt, G. Jacobs, W. Baumann, G. Willerding; INR
K.H. Bechler; IRE, B.C.J. Chen, Gastwissenschaftler; ANL
J. Kallfelz; Georgia Institute of Technology, USA,
C. Ferrero; EURATOM-Stipendiat)
- 06.01.21/01A Arbeiten an der IBM-Version des Leichtwasserreaktor-
PNS 4270 Primärsystemprogramms RELAP5/MOD1 und deren Anwendung
(G. Jacobs, G. Willerding; INR, K.H. Bechler; IRE,
J.Kallfelz; Georgia Institute of Technology, USA,
C. Ferrero; EURATOM-Stipendiat)

1. Einführung

Das Reaktor Exkursions- und Leck-Analyse Programm Nr. 5 (RELAP5) /1/ zur Simulation von Kühlmittelverlust-Transienten eines Leichtwasserreaktors wird am Idaho National Engineering Laboratory (INEL) entwickelt. Die erste Fassung des Programms wurde 1979 veröffentlicht. Das Programm besteht zwar überwiegend aus FORTRAN IV, ist jedoch wegen Zuschnitts auf CDC-Maschinen (CDC 7600, CYBER 176) nicht lauffähig auf der KfK-eigenen Rechenanlage. RELAP5 benötigt zusätzlich eine Programmbibliothek, die eine ganze Reihe von COMPASS-Programmen enthält. Da RELAP5 außerdem umfangreich ist, bedeutet die Umstellung des Programms auf IBM-Maschinen einen großen Aufwand.

1981 wurde bei JAERI die Originalversion RELAP5/MOD1/001 von FUJITSU-Fachleuten auf das Computersystem FACOM M200 (von FUJITSU), das bekanntlich IBM-verträglich ist, umgestellt. Diese Konvertierung wurde auf das Notwendige beschränkt und damit eine verschlechterte Performance des Programms auf FACOM bewußt in Kauf genommen. Diese frühe JAERI-Version wurde Ende 1981 von KfK übernommen und an die KfK-Rechenanlage (IBM 3033, Siemens 7890 baugleich mit FACOM M380) angepaßt. In der Zwischenzeit entwickelte sich hieraus eine KfK-Version, die vor allem in 1983 schrittweise an den aktuellen Stand der Originalversion (Zyklus 19) herangebracht wurde.

2. CDC-IBM-Konvertierung und Implementierung von RELAP5/MOD1

Als Basis für die CDC-IBM-Konvertierung bei JAERI diene die Programmvariante mit den Optionen NOS/BE (Betriebssystem), NO LCM USE (ohne erweiterten Speicher) und TIMED (mit Zeiterfassung). Die Hauptmerkmale dieser CDC-IBM-Konvertierung sind (1) Beibehalten der Bit-Manipulation (Wort-Packen), (2) Übergang auf doppelte Genauigkeit, (3) Übertragung CDC-spezifischer FORTRAN-Syntax in IBM-FORTRAN, (4) Simulation CDC-spezifischer FORTRAN-Funktionen und (5) Nichtimplementierung der internen grafischen Auswertung. Die Programmumgebung von RELAP5, d.h. die angeschlossene Programmbibliothek, war ebenfalls zu konvertieren. Hier erwies sich die Programmbibliothek von RELAP4 in der IBM-Fassung, die im KfK zur Verfügung steht, als wertvolle Programmspenderin. Im einzelnen wurde (6) das Dateneingabe-Programmpaket INP aus der RELAP4-Umgebung übernommen, (7) das COMPASS-Programm CVI für formatfreie Dateneingabe durch ein FORTRAN-Programm ersetzt, (8) das Filemanagement-Programmpaket FTB durch eine Assembler-Routine zur variablen Ausnutzung des Speichers ergänzt, (9) das Programmpaket zur Erzeugung der Wasserdampf tafel STH2XG aus RELAP4 übernommen und modifiziert, (10) die COMPASS-Programme im Matrixinversions-Programmpaket PMINV durch FORTRAN-Programme ersetzt und (11) das COMPASS-Programm für den Seitenumbruch der Druckausgabe durch einen entsprechenden Postprozessor ersetzt.

Die CDC-spezifischen logischen FORTRAN-Funktionen wie .AND., MASK etc, die auf 60-Bit-Worte wirken, werden nachgeahmt durch Assembler-Funktionen und weiteren aus diesen zusammengesetzten FORTRAN-Funktionen. Die Information eines gepackten Wortes auf CDC (60 Bits) wird dabei abgebildet auf ein 8-Byte-Wort auf IBM (64 Bits) in der Weise, daß die höherwertigen ersten 5 Bits des IBM-Wortes den Wert des Vorzeichenbits des CDC-Wortes bekommen.

Beispiel 1:

```
L1 = .NOT. MASK(48) .AND. SHIFT(VCTRL(LX1),30)
```

wird umgewandelt in

```
L1 = IDAND(DNOT(DMASK(48)),SHIFT(VCTRL(LX1),30))
```

Außer den Abänderungen aller Gleitkommakonstanten und Funktionsnamen ist bei dem Übergang auf doppelte Genauigkeit erforderlich, Festkommafelder, die mit Gleitkommefeldern in EQUIVALENCE-Anweisungen gleichgesetzt werden, auf Wortgrenzen entsprechend auszurichten.

Beispiel 2:

```
COMMON /FAST/ A(100)
DIMENSION IA(1)
EQUIVALENCE (A(1),IA(1))
. . .
K = IA(I)
```

wird umgewandelt in:

```
COMMON /FAST/ A(100)
DIMENSION IA(2,1)
EQUIVALENCE (A(1),IA(1,1))
. . .
K = IA(2,I)
```

Weitere wichtige Konvertierungen CDC-spezifischer Syntax sind in Tab. 1 aufgeführt. Die Datum- und Zeitfunktionen (DATE und SECOND) wurden ausgetauscht gegen entsprechende Assemblerroutrinen aus der RELAP4-Bibliothek, die DECODE-Funktion zur speicherinternen Formatierung wird nachgeahmt mithilfe eines Assemblerprogramms aus der RELAP4-Umgebung. Die BUFFER-Anweisungen sowie UNIT-, LENGTH- und EOF-Aufrufe werden simuliert durch asynchrone Lese- und Schreib-Anweisungen.

Die RELAP5-interne grafische Auswertung benötigt das DISSPLA-Plot-system, das im KfK nicht zur Verfügung steht. 30 Unterprogramme in RELAP5, die der grafischen Auswertung dienen, konnten daher von der Implementierung ausgeschlossen werden. Als Ersatz wurde ein bereits für RELAP4 entwickeltes Untersystem des grafischen Systems REGENT modifiziert und vervollständigt. RELAP5PL übernimmt als Postpro-

zessor die RELAP5-Ergebnisse vom Restart-Plot-File und macht anhand einer Benutzereingabe die grafische Auswertung. Neben der Ausgabe auf den üblichen Plotgeräten besteht die Möglichkeit der interaktiven Aufbereitung der Plots am grafischen Arbeitsplatz.

3. Update-Arbeit und Programmtest

Die von der RELAP5-Autorengruppe herausgegebenen Programmkorrekturen und -verbesserungen liegen in Form von Eingaben für das CDC-Dienstprogramm UPDATE vor. Als wichtigstes Handwerkszeug für die Verwendung dieser Updates dient auf der IBM-Maschine der im LANL entwickelte SIMMER-Preprozessor, der die wesentlichen UPDATE-Funktionen simuliert. Die Update-Prozedur auf IBM besteht aus (a) der Konvertierung der Updates, (b) der Umadressierung der einzelnen Update-Anweisungen, (c) dem Einbringen der Updates in eine Programmbibliothek und der Erzeugung eines kompilierbaren Quellprogramms mithilfe des erwähnten Preprozessors und (e) dem Programmtest anhand von ca. 15 Testbeispielen. Die Update-Arbeit ging stufenweise voran über die Programmzyklen 3,6,8,9,14,17 und 19. Parallel zu der Update-Arbeit auf IBM wurden im CYBERNET die verschiedenen Zyklen der Originalversion entsprechend dem Fortschritt auf IBM implementiert und zu Vergleichsrechnungen benützt. Der Arbeitsaufwand war verhältnismäßig groß, weil außer dem Preprozessor keine weiteren Software-Hilfen verfügbar waren.

Die letzten Testrechnungen mit Zyklus 19 ergaben in den meisten Fällen identische Übereinstimmung in der Ausgabe. Als mögliche Ursachen für noch bestehende Abweichungen kommen Unterschiede in der Arithmetik von CDC- und IBM-Maschinen in Betracht (verschiedene Mantissenlängen bei Gleitkommadarstellung, unterschiedliche Rundung). Außerdem können natürlich verbliebene Konvertierungsfehler nicht ausgeschlossen werden. Schließlich ist zu erwähnen, daß im Laufe der Update-Arbeit bereits Programmfehler beseitigt wurden, die in der Originalversion in einem späteren Zyklus als 19 korrigiert wurden. Im Rahmen eines internationalen Workshops bei der NEA Data Bank wurden mit verschiedenen Programmvarianten einschließlich KfK-Version 6 Benchmarkrechnungen verglichen. Aus den Ergebnissen bei den Testrechnungen und den Benchmarkrechnungen läßt sich resümieren: Die Abweichungen sind so geartet, daß aus der Sicht des Anwenders unsere RELAP5/MOD1-Version

(Zyklus19) als gleichwertig zur Originalversion angesehen werden kann. Vor allem durch den Einsatz externer Funktionen zur Simulation des Wort-Packens ist die KfK-Version allerdings drei- bis viermal langsamer als die Originalversion.

Tab. 2 zeigt im Vergleich die Rechenzeiten der verschiedenen maschinenabhängigen Versionen für die erwähnten Benchmarkprobleme. Die neue japanische Version ist schneller als die KfK-Version durch Einsatz weiterer Assemblerrouitinen bei der Matrixinversion und beim Bit-Packen.

4. RELAP5-Anwendung

Als erste Anwendung der KfK-Version von RELAP5/MOD1 wurde ein allgemeines Eingabemodell für einen großen Druckwasserreaktor vom Westinghouse-Typ entwickelt und ein "Anticipated Transient Without Scram" (ATWS) gerechnet. Das verwendete Datenmaterial stellte uns freundlicherweise die USNRC zur Verfügung. Motiviert wurde diese Arbeit durch ATWS-Studien für einen Enggitter-Hochkonverter, einen sog. fortgeschrittenen Druckwasserreaktor (FDWR) /2/. Diese Untersuchungen haben gezeigt, daß bei ATWS zweiphasige Kühlmittelzustände wesentlichen Einfluß haben können, weshalb es vernünftig erscheint, lieber ein echtes 2-Phasen-Programm wie RELAP5 als ein Programm, das auf einem homogenen Modell fußt, für solche Studien einzusetzen. Abb. 1 zeigt das Nodalisierungsschema des Modells mit 85 Volumen, 88 Verbindungen und 16 Wärmestrukturen, das leicht an einen FDWR angepaßt werden kann. Die zunächst gerechnete Transiente wird ausgelöst durch ein defektes Abblaseventil am Druckhalter, das öffnet und dann im geöffneten Zustand hängenbleibt. Ein Druckabfall ist die Folge bis zum Erreichen des Reaktorschutzgrenzwertes von ca. 12 MPa, wo das Sicherheitssystem ausgelöst wird, nicht jedoch die Reaktorschnellabschaltung.

Die RELAP5/MOD1-Rechnungen, die mit Zyklus 9 durchgeführt wurden, zeigen ähnlich wie frühere Rechnungen mit RELAP3B eine hohe Druckspitze nach Austrocknen der Verdampfer, die aber unterhalb der zulässigen Belastungsgrenze des Primärsystems bleibt, und im weiteren Verlauf eine hinreichend große Dichte-Reaktivitätsrückwirkung, die zur Abschaltung des Reaktors führt.

C D C

I B M

| | |
|--|---------------------------------|
| Zeichenkette für Ein- und Ausgabeeinheit | Numerischer Wert |
| 7-Zeichen-Namen | 6-Zeichen-Namen |
| 10 Zeichen pro Wort | 8 Zeichen pro Wort |
| DATA-Anweisung für Variable in COMMON-Blöcken | BLOCK DATA Unterprogramm |
| Zwei-Wege IF-Anweisung | Standard IF-Anweisung |
| Oktale Konstanten | Hexadezimale Konstanten |
| = Spezifikation in FORMAT- Anweisung | Standard-FORTRAN |
| V Spezifikation in FORMAT- Anweisung | Standard-FORTRAN |
| O Spezifikation in FORMAT- Anweisung | Z Spezifikation |
| Nichtstandardmäßige Hollerith Konstanten (nRf,nLf,"f") | 'f' oder nHf |
| Zeichenkette "f" | 'f' oder nHf |
| Mehrfachzuweisung | Standardmäßige Einfachzuweisung |
| LEVEL-Anweisung | - |
| PROGRAM-Anweisung | - |

Tab 1: Konvertierung CDC-spezifischer FORTRAN-Syntax.

| Problem | Prob'zeit | CYBER176 (INEL) | CRAY-1 (UKAEA) | FACOM M380 (JAERI) | SIEMENS 7890 (KfK) |
|---------|-----------|--------------------|-------------------|-----------------------|-----------------------|
| WCREARE | 5 | 187 | 142 | 268 | 398 |
| WFIVEVL | 40 | 17 | 11 | 20 | 35 |
| WEDHTRK | 0.5 | 19 | 12 | 23 | 30 |
| WPROB2 | 120 | 33 | 23 | 44 | 62 |
| WPROB3 | 140 | 103 | 68 | 127 | 192 |
| WPROB4 | 40 | 11 | 8 | 14 | 20 |

Tab.2 RELAP5/MOD1/019 Rechenzeitvergleich verschiedener maschinenabhängiger Programmvarianten.

06.01.21/02A Implementierung und Optimierung der Thermohydraulik-
PNS 4271 Codes BODYFIT-1FE und COMMIX-1A.

(H.Borgwaldt, G.Willerding; INR)

(B.C-J.Chen, Gastwissenschaftler; ANL)

In 1983 wurden dem KfK vom Argonne National Laboratory (ANL) zwei fortgeschrittene Thermohydraulik-Codes verfügbar gemacht, BODYFIT-1FE und COMMIX-1A.

BODYFIT-1FE ist die Einphasen-Version eines 3-dimensionalen Stabbündel-Thermohydraulik-Codes für stationäre und transiente Analysen /3/. In ihm wurde eine spezielle Technik realisiert, nämlich die Transformation der realen (x,y)-Geometrie in eine für die numerische Behandlung günstigere Geometrie, bei der alle physikalischen Grenzflächen durch die Transformation Parallelen zu den Koordinatenachsen werden - 'BODYFIT' steht für 'boundary fitting'. Hierdurch werden nahe den Grenzflächen, wo große Gradienten in den Variablen zu erwarten sind, die numerischen Fehler stark reduziert.

Für den Fall laminarer Strömung kann BODYFIT strenge Lösungen der Erhaltungsgleichungen, frei von Zusatzannahmen, liefern. Hingegen müssen für den Fall der Turbulenz teilweise empirische Beziehungen eingesetzt werden.

Die physikalische Modellierung umfaßt neben den Kühlkanälen u.a. Brennelementstäbe und den Einfluß von Gitterabstandshaltern. Der Code besitzt Stoffwert-Funktionen für Natrium, Wasser und einige Gase als Kühlmittel, woraus sich ein weites potentiell Einsatzgebiet ergibt.

Über den zweiten Code, COMMIX, wird im folgenden Abschnitt ausführlich berichtet. Beide Codes wurden in derselben Gruppe des ANL parallel entwickelt. Während jedoch der Quellcode von COMMIX etwa 25000 Zeilen FORTRAN umfaßt, sind dies bei BODYFIT nur etwa 8000 Zeilen. Es lag daher nahe, die notwendige Code-Optimierung zunächst an BODYFIT durchzuführen, um später möglichst viel in die Optimierung von COMMIX zu übernehmen. Daher kann im folgenden auch mehr über die Fortschritte bei BODYFIT berichtet werden.

Die Notwendigkeit einer Code-Optimierung folgt aus der Erfahrung, insbesondere mit COMMIX, daß reale Anwendungen oft sehr hohe Rechenzeiten erfordern. Möglichkeiten, diese teilweise untragbaren Rechenzeiten zu reduzieren, bestehen einerseits in der Einführung effizienterer Lö-

sungs-Algorithmen, andererseits in der Verwendung besserer Techniken der Datenverarbeitung. Von uns wird zunächst dieser zweite Weg vorrangig verfolgt. Von besonderer Bedeutung sind dabei Techniken der sog. Vektorisierung, welche es erlauben, die auf modernen Vektorcomputern, wie der CYBER-205 oder der CRAY-1, erzielbaren hohen Rechengeschwindigkeiten weitgehend zu nutzen.

Um das Potential der uns an der Uni Karlsruhe zugänglichen CYBER-205 einzuschätzen, wurde in einer Vorstudie als anwendungstypisches Testproblem eine 2-dimensionale Diffusionsgleichung auf einem quadratischen Gitter der Kantenlänge 21 behandelt.

Vergleichsrechnungen mit einem elementaren ADI-Verfahren auf den Computern IBM-3033, SIEMENS-7890 und CYBER-205 zeigten, daß für einen derartigen unangepaßten Algorithmus sich die Performance-Werte (relative CPU-Leistung in Millionen Gleitkomma-Operationen/sec, MFlops) etwa wie $1/3 : 1 : 2/3$ verhalten.

Bei schrittweiser Optimierung dieses ADI-Verfahrens auf der CYBER-205 konnte übereinstimmend mit theoretischen Abschätzungen eine maximale Performance von 2,35 erreicht werden (SIEMENS-7890 = 1).

Anschließend wurden auf der CYBER-205 einige günstigere Algorithmen getestet, darunter ein einfaches und ein 2-zyklisches Jacobi-Verfahren, mit und ohne Relaxation, sowie eine weitgehend optimierte Methode der konjugierten Gradienten. Letztere Methode zeigt die absolut niedrigsten Rechenzeiten und die beste Performance von 7,40, entsprechend 54,6 MFlops.

Auffallend ist die extreme Variationsbreite. Dabei ist zu bemerken, daß die CYBER-205 der Uni Karlsruhe nur eine Vektor-Pipe hat. Für die Standard-CYBER-205 mit 2 Pipes liegt bei gut vektorisiertem Code mit langen Vektoren die maximale Performance um einen Faktor 2 höher.

Während eines kurzen Gastwissenschaftler-Aufenthalts wurde BODYFIT-1FE von einem der Code-Autoren auf den neuesten Stand gebracht. Die wesentlichsten Verbesserungen betreffen die physikalische Modellierung und Numerik der Turbulenz-Routine, die Bereitstellung einer sehr gut konvergierenden Option für Anwendungen mit voll ausgebildeter Strömung sowie insbesondere die mit einer erheblichen Konvergenzbeschleunigung verbundene ebenenweise Iteration des Druckfeldes. Während dieses Aufenthalts wurden auch die Maßnahmen zur Vektorisierung des Codes abgestimmt.

Die Optimierung (Vektorisierung) von BODYFIT erfolgt, seit August 1983,

parallel auf den KfK-Rechenanlagen und der CYBER-205. Wir streben an, eine auf IBM-kompatiblen Computern mit doppelter Genauigkeit lauffähige Basis-Version in Standard-FORTRAN 77 zu erstellen, von der die für die CYBER-205 optimierte Version nur wenig abweichen soll. In der Endstufe sollen die notwendigen Abweichungen über Quellcode-Verwaltungsprogramme (z.B. UPDATE von Control Data, HISTORIAN der Fa. Opcode) einzubringen sein.

Die Vektorisierung von BODYFIT erfolgt zur Hauptsache durch folgende Reorganisations-Maßnahmen:

- (a) Ablösung indirekter Adressierung von Variablen in 3-dimensionalen Unterbereichen durch ebenenweise Umspeicherung in linear adressierte Hilfsfelder (Vektoren).
- (b) Zerlegung der globalen Iteration von mehreren Variablen in Teilschritte für die einzelnen Variablen. Dies kann u.U. die Konvergenz etwas beeinträchtigen.
- (c) Elimination von Abfragen auf Rand- oder Symmetrie-Bedingungen aus inneren Code-Schleifen. Statt dessen nachträgliche Behandlung spezieller Gitterpunkte im Anschluß an die reguläre Behandlung aller Gitterpunkte einer Ebene.
- (d) Ebenenweise statt punktweise Berechnung aller Stoffwert-Funktionen. Diese, im Prinzip einfach zu implementierende, Maßnahme zeigte den größten positiven Einzeleffekt.

Zur Beurteilung des Fortschritts dient ein stationäres Testproblem mit 55 Gitterpunkten in der (x,y)-Ebene und 32 axialen Schritten. Die Basis-Vektorlänge von 55 liegt im unteren Bereich realer Anwendungen des Codes und liefert damit für die CYBER-205 eine eher konservative Beurteilung.

Die erste direkte Implementierung von BODYFIT vor der Optimierung ergab wie in der Vorstudie Performance-Verhältnisse von $1/3 : 1 : 2/3$ auf den Anlagen IBM-3033, SIEMENS-7890 und CYBER-205. Die im Zuge der Code-Reorganisation beobachteten Performance-Gewinne waren anfangs gering, um später deutlich zuzunehmen. Obwohl noch einige weitere Verbesserungen einzubringen sind, liegt jetzt die relative Performance der CYBER-Version bei einem Faktor 1,7 gegenüber der SIEMENS-7890, oder 5,1 zur IBM-3033. Zudem wurde der Code durch die Reorganisation auch auf den KfK-Rechenanlagen um etwa 25 % schneller, sodaß für die CYBER-Version im Bezug zur ersten Implementierung der Performance-Gewinn bei einem Faktor größer 3 liegt. Bei BODYFIT-1FE streben wir eine relative Performance auf der CYBER-205 von 2 bis 3 gegenüber der SIEMENS-7890 an

für den konservativen Testfall. Wir können dann noch höhere Faktoren bei realen Anwendungen mit mehr Gitterpunkten in der Ebene erwarten.

Eine erste Version 12.0 des Codes COMMIX-1A wurde im Februar 1983 auf den KfK-Rechenanlagen installiert. Zwischenzeitlich wurden einige Code-Revisionen, als UPDATE-Decks von ANL, sowie spezielle von M. Bottoni (IRE) eingebrachte Code-Verbesserungen implementiert. Die aktuelle Arbeitsversion des Codes verwendet auf den KfK-Rechenanlagen doppelte Genauigkeit. Ebenso wie bei BODYFIT wurden die Optionen für ausführliche Test-Ausgaben eliminiert, da sie für Produktionsläufe kaum nutzbar sind, aber jede Vektorisierung verhindern.

Parallel hierzu wurde ein lauffähiger Lademodul auf der CYBER-205 erstellt und ausgetestet. Er zeigte die erwartete relative Performance von etwa 2/3 gegenüber der SIEMENS-7890.

COMMIX hat, durch seine Struktur, im Vergleich zu BODYFIT ein besseres Vektorisierung-Potential. Jedoch führen einige Äußerlichkeiten im Programmier-Stil dazu, daß dem CYBER-Compiler in vielen Fällen die Vektorisierung und teilweise selbst die normale Optimierung nicht möglich ist. Die notwendigen Maßnahmen zur Abhilfe sind identifiziert. Nach Abschluß einiger anderer notwendiger Arbeiten an der CYBER-Version, welche beispielsweise die Übermittlung von Plot-Daten von der CYBER-205 bis zu den KfK-Rechenanlagen betreffen, soll die für die Optimierung notwendige Reorganisation einer 'eingefrorenen' Version von COMMIX-1A durchgeführt werden.

06.01.21/02A Arbeiten zum 3D-Thermohydraulik-Programm COMMIX:
PNS 4271 Einführung und Anwendungen.

(W. Baumann; INR)

COMMIX ist ein Computerprogramm zur thermohydraulischen Analyse von Ein- und Mehrkomponentensystemen bei stationären oder transienten Betriebsbedingungen. Einkomponentensysteme können z.B. Stabbündel, Plena, Rohrleitungen usw. sein; Mehrkomponentensysteme sind Kombinationen dieser Komponenten.

Die Entwicklung des COMMIX-Programmsystems wurde am Argonne National Laboratory (ANL) eingeleitet und wird dort auch weiter betrieben. Im Rahmen einer mehrjährigen Delegation zum ANL war es möglich, an der

Entwicklung der einphasigen Version COMMIX-1A und der zweiphasigen Version COMMIX-2 mitzuarbeiten. Der einphasige COMMIX-1A wurde in 1983 vom ANL übernommen.

Das Programm löst die transienten 3-dimensionalen Navier-Stokes'- und Energiegleichungen in kartesischen und zylindrischen Koordinaten für nahezu beliebige Geometrien. Es besitzt damit größere Anwendungsmöglichkeiten als irgend ein vergleichbarer Code. Die Lösung erfolgt als Randwertproblem im Raum und als Anfangswertproblem in der Zeit.

Die zu betrachtende Konfiguration wird in eine endliche Anzahl von Einzelzellen aufgeteilt und nach einer Grobmaschen-Methode behandelt, wobei die örtlichen Eigenschaften des Systems über die einzelnen Zellen gemittelt werden. Bei der Lokalisierung der Rechenparameter wird nach skalaren und gerichteten Größen unterschieden. Skalare Größen wie Druck, Temperatur, Dichte werden in Zellmitte, gerichtete Größen wie die Geschwindigkeiten am Zellrand angenommen ("staggered mesh").

Grundlage des Codes bildet eine spezielle Formulierung der Erhaltungsgesetze, die sog. "porous-media formulation", bei der das Verhältnis aus dem vom Fluid eingenommenen Zellvolumen zum gesamten Zellvolumen (= Porosität) als Parameter eingeht. Die Formulierung berücksichtigt die 3D-Verteilung von Strömungswiderständen, Wärmequellen oder -senken und Flächen-Durchlässigkeiten (Permeabilitäten) für das Fluid. Das Konzept der richtungsgebundenen Permeabilität ist dabei vollkommen neu und in vergleichbaren Codes nicht enthalten.

Im einzelnen können die innerhalb eines Modells zwischen Fluid und Festkörperstrukturen auftretenden Wechselwirkungen mit COMMIX wie folgt simuliert werden:

a) Strömungsverdrängung

Für die betreffenden Zellen ist das der Strömung zur Verfügung stehende Volumen zu ermitteln und im Verhältnis zum Gesamtvolumen anzugeben (Porosität).

b) Strömungsumlenkung

Für die betreffenden Zelloberflächen ist der freie Strömungsquerschnitt zu ermitteln und im Verhältnis zum Gesamtquerschnitt der einzelnen Zelloberflächen anzugeben (Permeabilität).

c) Strömungswiderstand

Die auf die Strömung einwirkenden Kräfte werden nach Größe

und Richtung - für Einzelzellen oder Zellgruppen - in Form von Druckverlustbeziehungen spezifiziert ("force structure"-Paket). Der Benutzer hat dabei die Möglichkeit, seine eigene Eingabe zu erstellen, d.h. die Koeffizienten vorgegebener Druckverlustbeziehungen aufzufüllen, oder aber, was sich jedoch nur für entsprechende Sonderfälle empfiehlt, die in COMMIX angebotene gebrauchsfertige Bibliothek anzuwenden.

d) Wärmequellen

Die Behandlung von Wärmequellen oder -senken ist generell auf 2 Arten möglich:

Bei Rechnungen zur Ermittlung eines stationären Zustandes genügt es, positive (Quellen) oder negative Werte (Senken) in den betreffenden Zellpositionen zu initialisieren.

Bei transienten Rechnungen spielt das Zeitverhalten und damit die Wärmekapazität von Einbauten eine nicht zu vernachlässigende Rolle. In diesem Fall sind die Wärmequellen zusammen mit der Geometrie und den Materialwerten der Strukturen im sog. "thermal structure" -Paket einzugeben.

e) Wärmekapazität

Die für transiente Rechnungen wichtige Wärmekapazität von Festkörpern kann nur über die "thermal structure"-Eingabe berücksichtigt werden. Da COMMIX sich im Rahmen dieser Eingabe auf 3 Basis-Geometrien (Zylinder, Kugel, Scheibe) zur Simulation von Festkörpern beschränkt, ist es erforderlich, die physikalische Geometrie effektgetreu in die Modellgeometrie zu transformieren.

Im Detail bedeutet dies, daß das speicherfähige Volumen und die mit dem Fluid in Wechselwirkung stehende Oberfläche der Einbauten im Modell betragsmäßig nachzubilden sind.

Innerhalb der Modellgeometrie ist die Unterteilung in beliebige Materialzonen (z.B. zylindr. Ringflächen) unabhängig vom Maschennetz möglich, wobei die Spalte und Wärmewiderstände zwischen den einzelnen Zonen Bestandteil der Eingabe sind.

Die in COMMIX angebotenen Randbedingungen betreffen Strömungsgeschwindigkeit, Temperatur oder Wärmefluß und Druck. Für jede Randfläche eines Systems muß zumindest eine Geschwindigkeits- und eine Temperatur- oder Wärmefluß-Randbedingung angegeben werden.

Folgende Randbedingungen sind möglich:

a) Geschwindigkeit

- spezifizierte konstante Geschwindigkeit, z.B. $v=0$ (Haften)
 - reibungsfreie Strömung (kein Haften)
 - gleichbleib. Austrittsgeschwindigkeit
 - gleichbleib. Austrittsimpuls
 - gleichbleib. Austrittsmassenstrom
 - einheitliche Geschwindigkeit in benachbarten Ausflußzellen
 - transiente Geschwindigkeit.
- } beim Durchlaufen
} von
} Ausflußzellen

b) Temperatur/Wärmefluß

- spezifizierte konstante Temperatur
- spezifizierter konstanter Wärmefluß
- adiabate Randbedingung
- transiente Temperatur
- transienter Wärmefluß
- Wandmodell mit Wärmeübergang zur Umgebung.

b) Druck

- konstant gleichmäßig
 - transient gleichmäßig.
- } im angegebenen
} Zellbereich

COMMIX-1A /4/ beinhaltet zwei Lösungsmethoden, ein halb-implizites und ein voll-implizites Verfahren. Beide Verfahren arbeiten mit zellweiser Iteration und erreichen die Lösung über eine Folge von Zeitschritten.

Im halb-impliziten Fall überwiegen Bezugsgrößen des jeweils vorhergehenden Zeitschrittes. Die Zeitschrittweite ist deshalb durch das Courant-Kriterium nach oben begrenzt. Das Verfahren wird zur Berechnung schneller Transienten empfohlen.

Im voll-impliziten Fall erfolgt eine iterative Anpassung aller Bezugsgrößen auf den neuen Zeitwert. Dieses Verfahren erfordert wegen der Iterationen zwar mehr Kontrollparameter, bietet jedoch gleichzeitig Gelegenheit, die Zeitschrittweite um Größenordnungen über die Courant-Schranke anzuheben. Empfohlen wird das Verfahren für stationäre Rechnungen und weniger schnelle Transienten.

In der vorliegenden Version 12.6 von COMMIX-1A existieren zwei Turbulenzmodelle. Das erste ist eine einfache Konzeption mit konstanten

Eingabewerten für die turbulente Viskosität und die turbulente Wärmeleitfähigkeit; das zweite ist ein Ein-Gleichungsmodell, in dem die Differentialgleichung der turbulenten kinetischen Energie gelöst und ausgewertet wird.

Mit COMMIX-1A mitgeliefert wurden die kompletten Natrium- und Wasser-Stoffwerte, die wahlweise in den Loadmodul eingefügt werden können. Der Benutzer hat darüberhinaus die Möglichkeit, dem Programm per Dateneingabe beliebige andere (vereinfachte) Stoffwerte in Form linear temperaturabhängiger Funktionen zu überschreiben.

In den Abb. 2-7 sind COMMIX-Anwendungen dargestellt. Der einphasige COMMIX-1A wurde zur Ermittlung des Wärmeüberganges an kreisförmigen Probplatten beim Thermoschock-Modellversuch (IRB/ZSM, PNS-Nr. 4160) eingesetzt (Abb.2.), wobei Prüftopf, Spritzstempel und Düse in zylindrischen Koordinaten modelliert wurden. Der Reibungsdruckverlust an der Plattenoberfläche wurde über die Randbedingung, der Druckabfall in der Düse durch einen gesetzten Strömungswiderstand berücksichtigt. Der Wärmeübergang wurde aus der mit dem Code berechneten Strömungsverteilung des auf die Proben auftreffenden Schockwassers (Abb.3.) ermittelt.

Eine vorläufige "two-fluid"-Version des zweiphasigen COMMIX-2 /5/ wurde während der Delegation zum ANL zur Nachrechnung eines FEBA-Blockade-Experimentes (Abb.4) benutzt /6,7/. Die Modellierung erfolgte in kartesischen Koordinaten. Mithilfe von Porosität und Permeabilität war es möglich, Strömungsvolumen und Strömungsquerschnitt innerhalb und außerhalb der Blockadezone angemessen zu simulieren. Aus der berechneten Strömungsverteilung hinter der Blockade (Abb.5) resultiert eine Rekondensation der Dampfphase und zugleich eine Abnahme der Kühlmitteltemperatur an dieser Stelle (Abb.6). Der Vergleich experimentell ermittelter und berechneter Wasseranteile in der Strömung zeigt eine recht gute Übereinstimmung (Abb.7).

Literatur:

- /1/ V.H.Ransom, et al.,
RELAP5/MOD1 Code Manual, Volume 1&2,
NUREG/CR-1826,EGG-2070,INEL,1982
- /2/ H.Amm, et al.,
"ATWS Parameter Studies for a Tight-Lattice PWR",
ANS Topical Meeting, Jackson, Wyoming,1983
- /3/ Brian C-J. Chen et al.,
BODYFIT-1FE: A Computer Code for Three-dimensional Steady-state/
Transient Single-phase Rod-bundle Thermal-Hydraulic Analysis,
Draft Report, NUREG/CR-1874 and ANL-80-127
- /4/ H. M. Domanus, W. T. Sha, R. C. Schmitt, and V. L. Shah,
COMMIX-1A: A Three-Dimensional Transient Single-Phase Computer
Program for Thermal-Hydraulic Analysis of Single and Multicom-
ponent Systems, Draft Report,
NUREG/CR-2896, ANL-82-25 (Sept. 1982).
- /5/ H. M. Domanus, et al.,
COMMIX-2: A Steady/Unsteady Single-Phase/Two-Phase Three-Dimen-
sional Computer Program for Thermal-Hydraulic Analysis of Reactor
Components, Draft Report,
NUREG/CR-1807, ANL-81-10 (Okt. 1980).
- /6/ C. C. Miao, W. L. Baumann, W. T. Sha, and V. L. Shah,
COMMIX-2 Simulation of FEBA-Experiment,
Proc. AICHE Meeting, Los Angeles, Ca., Nov. 15-19, 1982.
- /7/ C. C. Miao, W. L. Baumann, et al.,m
Two-Phase Thermal-Hydraulic Simulations with COMMIX-2,
Nucl. Eng. and Design (Special Issue On LMFBR Two-Phase Rod
Bundle Thermal Hydraulics), im Druck.

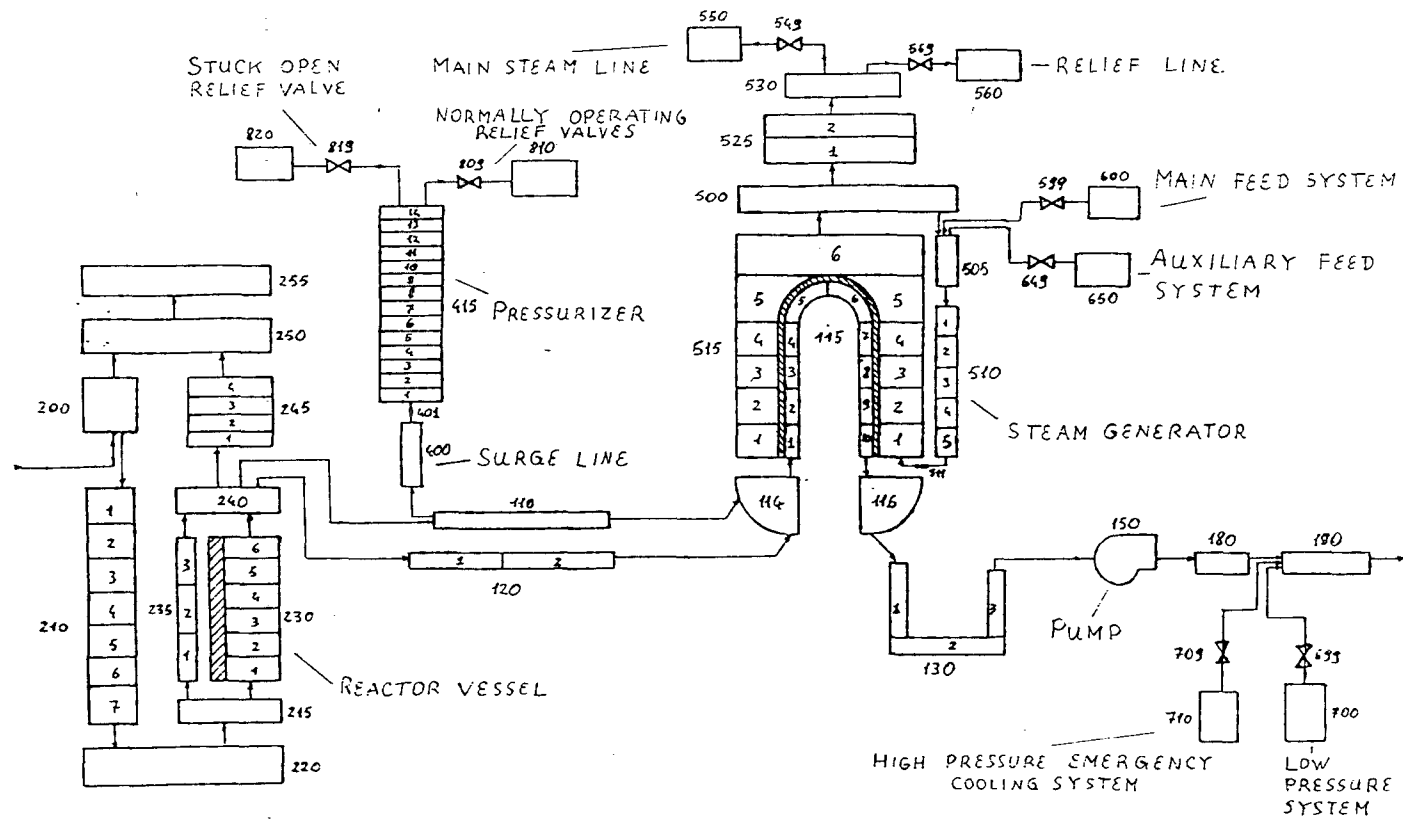


Abb.1: Nodalisierung eines Druckwasserreaktors für RELAP5 (ATWS - SORV).

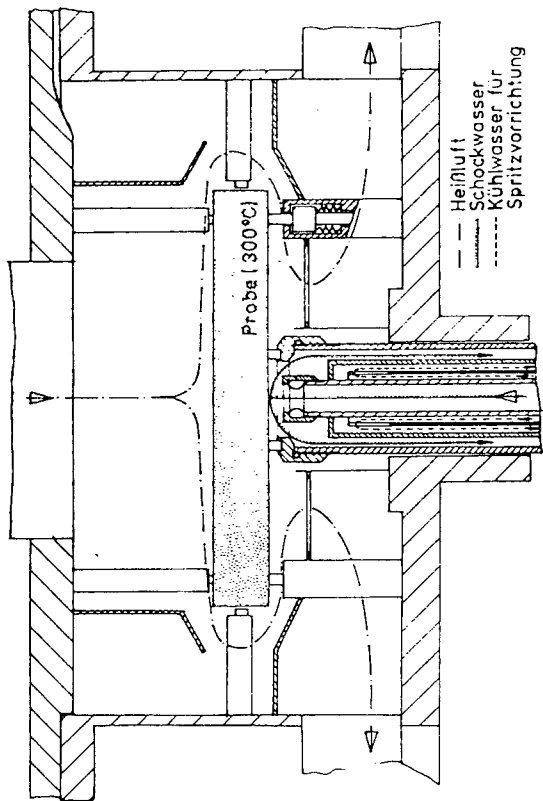


Abb. 2: Prüftopfquerschnitt der Thermoschock-Versuchsanlage

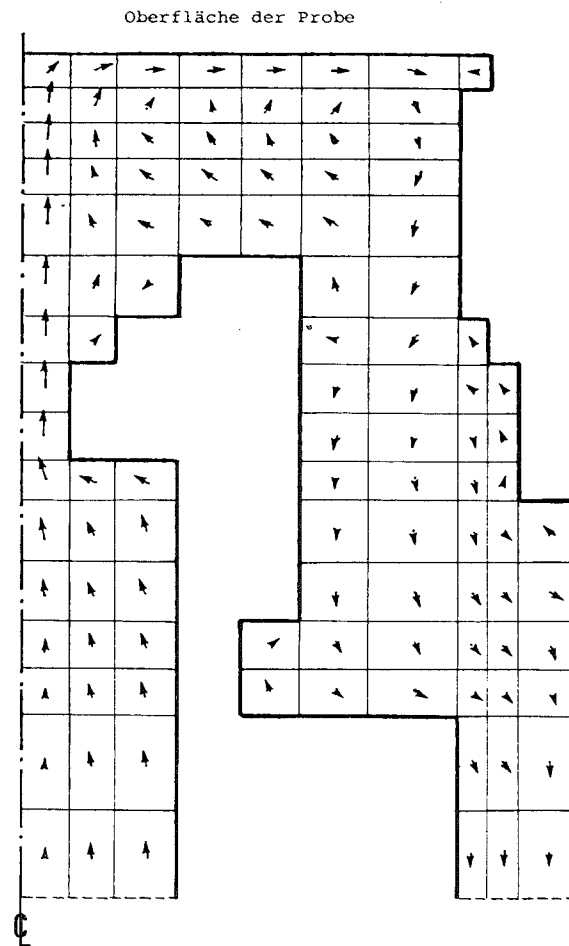
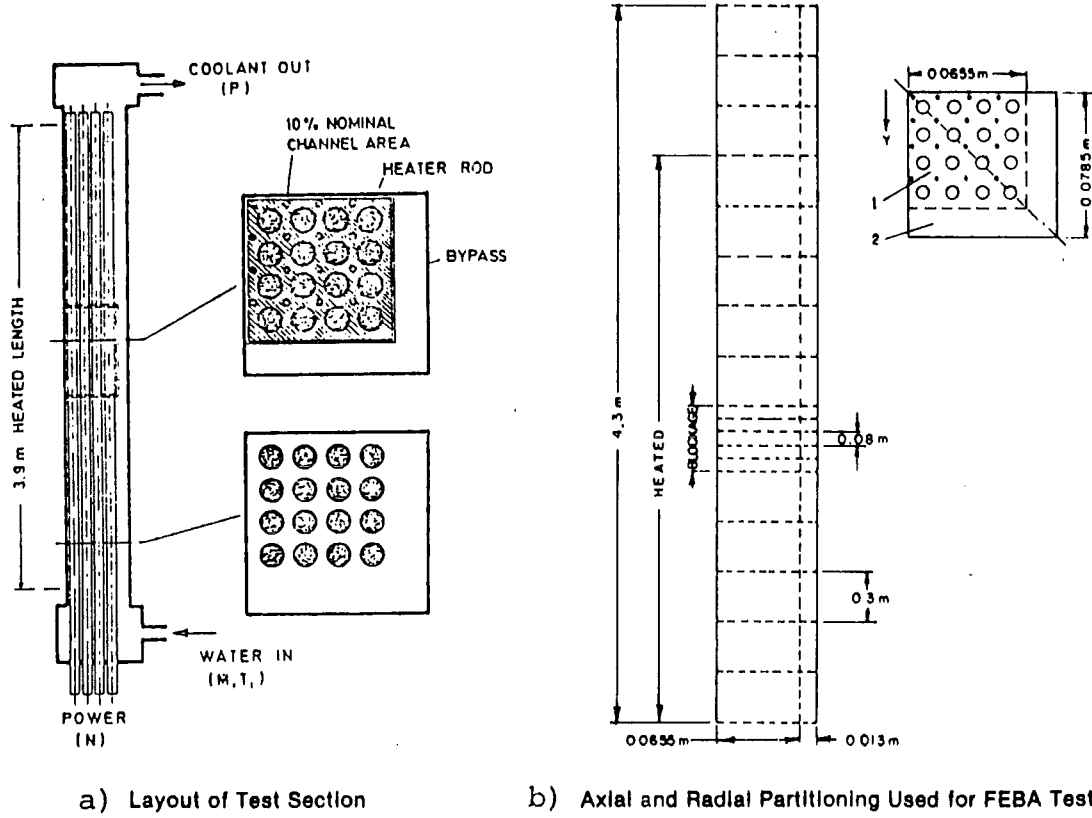


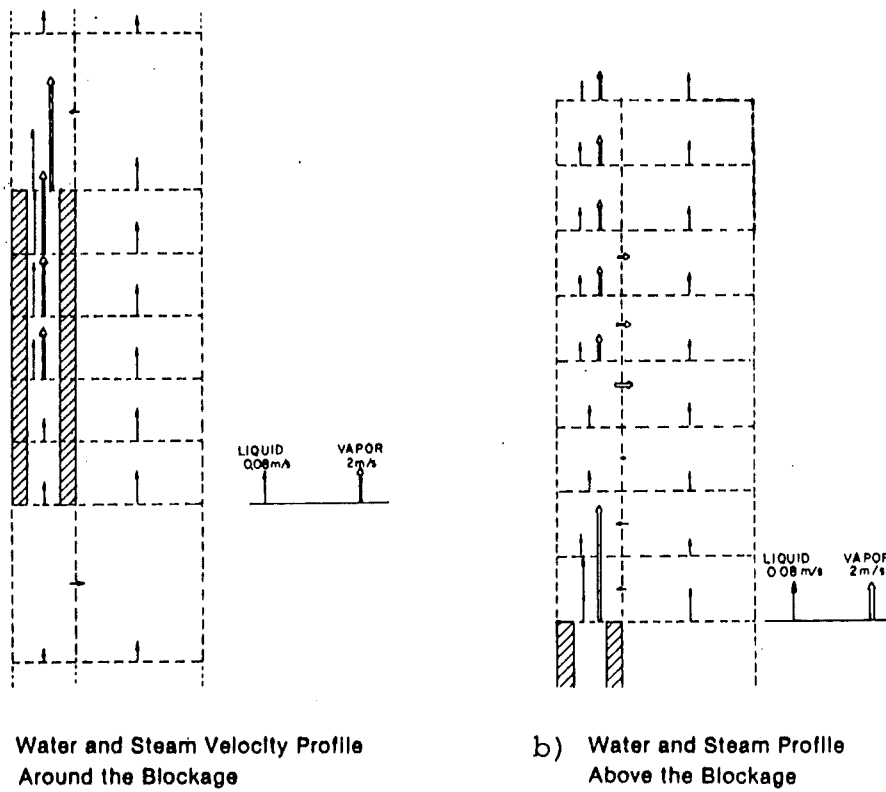
Abb. 3: Geschwindigkeitsverteilung im Prüftopfquerschnitt, berechnet mit COMMIX-1A



a) Layout of Test Section

b) Axial and Radial Partitioning Used for FEBA Test

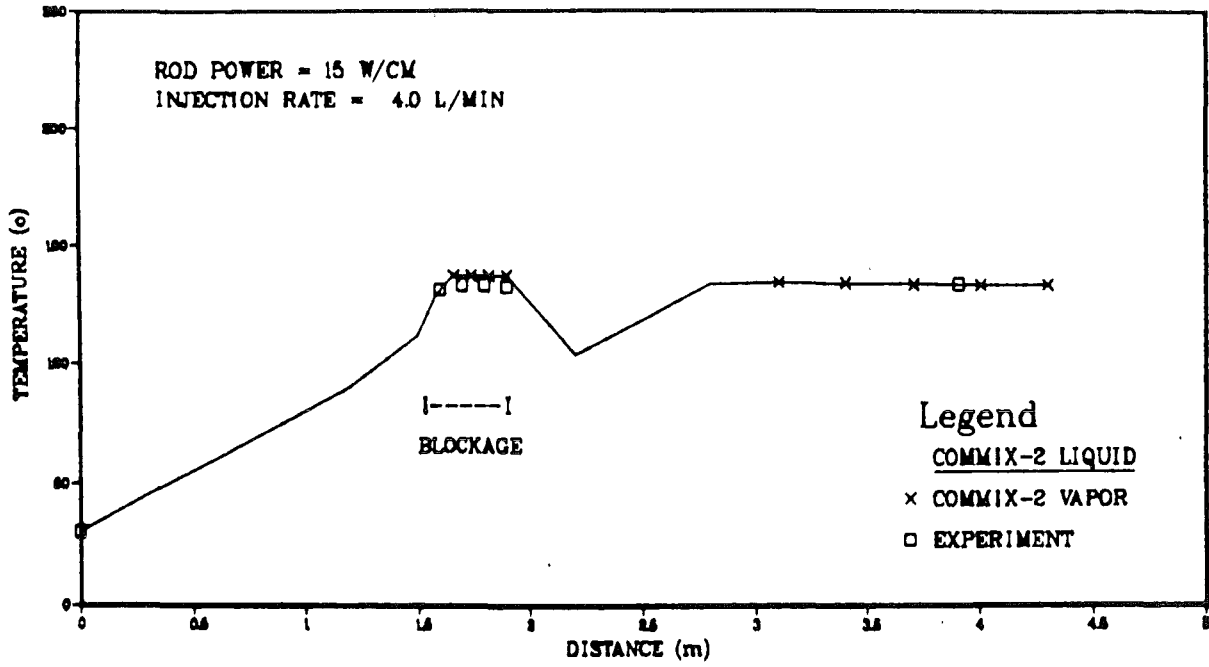
Abb. 4: FEBA-Experiment, Teststrecke (a) und Modell (b)



a) Water and Steam Velocity Profile Around the Blockage

b) Water and Steam Profile Above the Blockage

Abb. 5: Geschwindigkeitsverteilung in (a) und nach (b) der Blockadezone



Comparison of Temperature Distribution along the Channel

Abb. 6: Gemessene und berechnete Temperaturverteilung

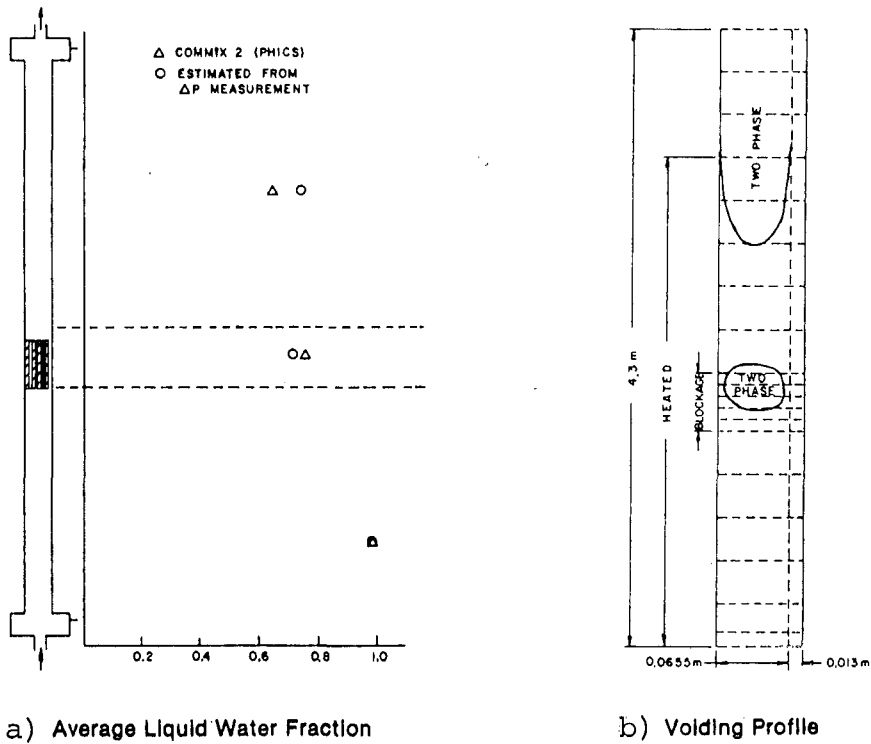


Abb. 7: Wasseranteil in der Teststrecke, Vergleich von experimentellen und berechneten Werten

- 06.01.03 Entwicklung von Zweiphasen-Massenstrom-Meßverfahren
und Anwendung bei Blowdown-Experimenten
- 06.01.03/21A Gemeinsamer Versuchsstand zum Testen und Kalibrieren ver-
PNS 4137 schiedener Zweiphasen-Massenstrom-Meßverfahren
(J. Reimann, H.J. Brinkmann, G. Eisele, H. John, L. Pawlak,
W. Seeger, C. Smoglie, E. Wanner, E. Weinbrecht; IRB)

1. Einleitung

Bei Experimenten zum Kühlmittelverlustunfall ist die genaue Messung des zweiphasigen Massenstroms von großer Bedeutung. Es wurde deshalb weltweit eine Vielzahl von Meßverfahren entwickelt. Eine Reihe dieser Verfahren wurde in den vergangenen Jahren im IRB in stationärer Luft-Wasser- und Dampf-Wasser-Strömung ausführlich getestet und kalibriert (siehe z.B. /1/, /2/). In diesem Beitrag wird über die Eignung eines sehr einfachen Meßgerätes (Prandtl-Sonde) zur Massenstrom-Messung berichtet (Kap. 2). Ergebnisse über den Test von Meßverfahren in instationärer Strömung werden in einem gesonderten PNS-Beitrag (PNS 4139) /3/ vorgestellt.

Im Berichtszeitraum konzentrieren sich die Arbeiten am Versuchsstand für stationäre Zweiphasenströmung auf die Untersuchung der Umverteilung von Zweiphasenströmungen in Rohrverzweigungen. Eine solche Umverteilung kann durch derzeit verwendete Codes nur in unbefriedigender Weise berechnet werden. Über diese Arbeiten wird in Kap. 3 berichtet.

2. Zweiphasenmassenstrom-Messungen mit Prandtl-Sonden und Dichtemessungen

Über die Verwendung von Prandtl-Sonden (englisch: Pitot tubes) in Verbindung mit Dichte- bzw. Dampfvolumenteil-Messungen wurde bereits in einem früheren Beitrag /14/ ausführlich berichtet. Im folgenden werden Ergebnisse aus zusätzlichen Messungen und Analysen vorgestellt (ausführliche Darstellung in /5/).

Die neuen Messungen wurden wiederum bei horizontaler Luft-Wasser Strömung ($p = 0,5$ MPa, Teststreckendurchmesser $D = 50$ mm) mit einer traversierbaren kombinierten Impedanz-Prandtl-Sonde durchgeführt (Abb. 1). Die Impedanz-Sonde diente zur Messung des lokalen Dampfvolumentails α . Außerdem konnte die Dichte- bzw. α -Verteilung aus den Signalen eines 5-Strahl-Gamma-Densitometers /6/ ermittelt werden. Abb. 2 zeigt schematisch die Anordnung der

Gamma-Strahlen. Die lokale Massenstromdichte (ρu) wird auf folgende Weise bestimmt:

$$(\rho u) = (\alpha \rho_g + (1-\alpha) \rho_l) u \quad (1)$$

$$\text{mit } u = (2\Delta p / (\alpha \rho_g + J(1-\alpha) \rho_l))^{0.5} \quad (2)$$

wobei ρ_g und ρ_l die Dichten des Gases und der Flüssigkeit sind, Δp ist der mit der Prandtl-Sonde gemessene Differenzdruck, u die lokale Geschwindigkeit und J der Impulsübertragungsfaktor, für den folgende Beziehung vorgeschlagen wurde /4/:

$$J = 1.5 + 0.5 \tanh (6(\alpha - 0.5)) \quad (3)$$

Die querschnittsgemittelte Massenstromdichte G wurde durch Integration der Gl. (1) bestimmt; hierzu wurden für rotationssymmetrische Strömung folgende Ansätze für die Geschwindigkeits- und Dampfvolumenteilverteilung gemacht:

$$u = U_{\max} (y/R)^{1/m} \quad (4)$$

$$\alpha = \alpha_{\max} (y/R)^{1/n} \quad (5)$$

mit R = Rohrradius, y = Koordinate, von der Wand aus zählend. Die Werte für u_{\max} , α_{\max} , m und n wurden mit Hilfe der verschiedenen Gammastrahlen und 7 verschiedenen Δp -Meßpositionen (in Abb. 2 eingezeichnet) ermittelt.

Die Annahme der Rotationssymmetrie ist in guter Näherung für Massenstromdichten $G \approx 5000 \text{ kg/m}^2\text{s}$ erfüllt (disperse Strömung), wie Abbn. 3 und 4 rechts für das $\sqrt{\Delta p}$ - und α -Profil zeigen. u_{sl} und u_{sg} in den Abbn. 3 und 4 sind die superficial velocities (Leerrohrgeschwindigkeiten) der beiden Phasen.

Abb. 5 zeigt für verschiedene Modelle für den Impulsaustauschfaktor J das Verhältnis von querschnittsgemittelter Gas-, Flüssigkeits- und Gesamtmassenstromdichte zur jeweiligen Referenzmassenstromdichte als Funktion des homo-

genen Dampfvolumenanteils α_h , bestimmt mit Hilfe der Kreislaufinstrumentierung. Die von /7/ vorgeschlagene Beziehung

$$J = 1 + \alpha/2 \quad (6)$$

liefert die besten Ergebnisse, gefolgt von der Beziehung nach Gl. (3). Tabelle I zeigt für die beiden Modelle die entsprechenden Werte und Mittelwerte.

Da bei höheren Werten (>5) von n und m die querschnittsgemittelte Massenstromdichte nur in sehr geringem Maße von n und m abhängt, kann auf eine experimentelle Bestimmung von m und n verzichtet werden und dadurch das Meßverfahren wesentlich vereinfacht werden. Tabelle I enthält ebenfalls die entsprechenden Massenstromverhältnisse bei Verwendung einer einzigen Differenzdruckmessung (Δp_4) und eines einzigen Gamma-Strahles ($\alpha\gamma_3$) (vgl. Abb. 2) bei Annahme von $n = 20$ und $m = 10$.

Mit kleiner werdender Massenstromdichte und nicht zu hohen Werten von u_{sg} ($u_{sg} < 10$ m/s) wird die Phasen- und Geschwindigkeitsverteilung durch Schwerkrafteinfluß zunehmend stärker geschichtet. Abb. 4 links und Abb. 5 zeigen Verteilungen für $G \approx 2000$ kg/m²s. Für diesen Bereich wurde ein Scheibenmodell angenommen, d.h. u und α hängen im wesentlichen von der vertikalen Koordinate y ab. Die Randbedingungen an der Wand ($\alpha = 0$, $u = 0$) wurden berücksichtigt durch Annahme horizontaler Profile analog zu Gl. (1) und (2).

Bei diesen Versuchen wurde der lokale Dampfvolumenanteil α aus den Signalen der Impedanz-Sonde ermittelt. Abb. 7 zeigt die Ergebnisse für verschiedene Annahmen für n und m . Die Genauigkeit ist für beide verwendeten Modelle für J ungefähr gleich. Die Annahme $n=m=\infty$ (ideale Schichtung) verursacht einen mittleren Fehler von +4 %. Bei der Annahme $n=20$ $m=10$ ist die Streuung der Werte um den mittleren Wert kleiner, abgesehen von den Punkten bei hohem α_h . Diese Versuchspunkte lagen im Bereich des Übergangs zur Ringströmung ($u_{sg} \approx 20$ m/s); die Annahme geschichteter Strömung ist nicht mehr gut erfüllt.

Zusammenfassend kann gesagt werden, daß bei Verwendung eines geeigneten Impulsübertragungsmodells die Prandtl-Sonde in Verbindung mit einer Messung des lokalen Dampfvolumenanteils ein einfaches Meßverfahren darstellt, um bei sehr verschiedenartigen Phasenverteilungen den Massenstrom mit guter Ge-

nauigkeit zu messen. Über den Einsatz dieses Verfahrens in instationärer Strömung wird in /3/ berichtet.

3. Umverteilung von Zweiphasenströmungen in T-Stücken

3.1 Versuchsprogramm

Rohrverzweigungen treten sehr häufig in Rohrleitungssystemen der Energie- und Verfahrenstechnik auf. So enthält z.B. die Rohrleitung eines Primärkreises eines Standard-Druckwasserreaktors ca. 80 Rohrverzweigungen mit Durchmesserhältnissen von Abzweig zu Hauptrohr von $D_3/D_1 = 0.03 - 0.5$. Auch die Strömungsgeometrie, die sich beim Ausströmen von Flüssigkeit durch einen Riß in einer Rohrwand ergibt, kann als eine Verzweigung angesehen werden.

Während bei Normalbetrieb die Rohrleitungen des Primärkreises von Wasser durchströmt werden, kann bei einem Kühlmittelverluststörfall eine zweiphasige Strömung auftreten. Bei der Strömung eines Gas-Flüssigkeit-Gemisches durch eine solche Verzweigung ist mit der Aufteilung des Massenstroms eine Umverteilung der Phasen verbunden (Abb. 8). Die schwerere Flüssigkeit strömt bevorzugt geradeaus; die leichtere Gasphase kann besser der Umlenkung folgen. Diese Umverteilung ist abhängig vom Massenstrom und Dampfgehalt der Zuströmung, den charakteristischen Stoffgrößen, den Druckdifferenzen und geometrischen Größen wie Durchmesserhältnis und Strömungsrichtung in den einzelnen Schenkeln der Verzweigung. Neben der Phasenumverteilung ist der zweiphasige Druckverlust über die Verzweigung von Bedeutung; beide Größen lassen sich derzeit nur ungenügend berechnen; zur Entwicklung entsprechender Modelle sind daher geeignete Experimente erforderlich.

Aufgrund der Vielzahl der vorhandenen Einflußgrößen können Experimente nur einen begrenzten Parameterbereich überdecken. Im Hinblick auf die Bedeutung für die Reaktorsicherheit wurde das in Tab. 2 (aus /8/) dargestellte Versuchsprogramm aufgestellt: die Verzweigungen sind T-Stücke verschiedener Geometrie; die Zuströmung erfolgt horizontal.

Der Schwerpunkt liegt auf der Untersuchung der Durchströmung eines T-Stücks mit gleichen Durchmessern (Teststrecke a). Hier werden bei weiter Variation der Zuströmwerte und verschiedenen Abzweigorientierungen die Umverteilung und Druckverluste gemessen. Zusätzlich werden in der Nähe des Abzweigs lo-

kale Messungen des Impulsflusses und des Dampfvolumenanteils durchgeführt.

Bei der Teststrecke b) ist von besonderem Interesse die Umverteilung bei kritischer Strömung im Abzweig.

Die Teststrecke c) ist von Bedeutung für den sog. Kühlmittelverlustunfall verursacht durch ein Leck in der Rohrleitung. Hier interessiert insbesondere der Fall, daß im Hauptrohr eine geschichtete Zweiphasenströmung vorliegt. Die Strömung durch das Leck (simuliert durch zylindrische Abzweige mit $D_3/D_1 \ll 1$) ist stark abhängig von der Lecklage und der Wasserspiegellhöhe.

Die für 1984 geplanten Untersuchungen mit der Teststrecke d) stehen im Zusammenhang mit der Entwicklung eines Leck-vor-Bruch-Kriteriums: hier ist das Ziel die Bestimmung des kritischen Massenstroms durch reale Rohrrisse und der Vergleich mit diversen Berechnungsmodellen.

Der Luft-Wasser- und Dampf-Wasser-Kreislauf sowie die apparativ und meßtechnisch notwendigen Erweiterungen für die Versuche mit den diversen Rohrverzweigungen wurden in früheren Berichten ausführlich beschrieben, (/9/-/11/). Im folgenden wird über die Arbeiten mit den Teststrecken a) und c) berichtet.

3.2 Umverteilung und Druckverlust in einem T-Stück mit gleichen Durchmessern (Teststreckengeometrie a)

Abb. 9 zeigt ein Beispiel für die Umverteilung der Strömung bei verschiedenen Abzweigorientierungen jedoch gleichen Zustromwerten in einer Darstellung mit dem Verhältnis der Dampfgehalte von Abstrom x_3 zu Zustrom x_1 als Ordinate und dem Verhältnis der Massenstromdichte von Abstrom G_3 zu Zustrom G_1 als Abszisse: Eine Kurve entsteht durch Durchfahren einer Drosselkurve: ausgehend von einem Zustand mit vollgeöffnetem Abstromventil und geschlossenem Abzweigventil wird schrittweise das erste Ventil geschlossen und das zweite geöffnet. Würde keine Phasenumverteilung auftreten, so würden alle Punkte auf der waagerechten Gerade $x_3/x_1 = 1$ liegen. Die experimentellen Ergebnisse zeigen jedoch i.a. eine starke Abweichung von diesem Wert. Während bei nach unten gerichtetem Abzweig zum Teil ein erhöhter Wasseranteil auftritt, stellt sich bei nach oben gerichtetem Abzweig ein wesentlich

erhöhter Gasanteil ein; die Punkte liegen hier in einem weiten Bereich nahe der Kurve der totalen Phasenseparation, die den Fall beschreibt, daß der gesamte Gasvolumenstrom des Zustroms in den Abzweig strömt. Entsprechende Ergebnisse wurden für eine Vielzahl von Luft-Wasser- und Dampf-Wasser-Versuchen erhalten; eine empirische Korrelation zur Beschreibung aller Ergebnisse wird derzeit entwickelt.

Zur Beschreibung des Druckverlustes Δp_{1-3} zwischen Zustrom und Abzweig werden in der Literatur meist zwei Modelle verwendet, das sog. Homogene Modell (HM) (vgl. z.B. /12/) oder das Chisholm-Modell (CM)/13/. Der Druckverlust Δp_{1-3} wird dabei aufgeteilt in einen irreversiblen und einen reversiblen Anteil

$$\Delta p_{1-3} = (\Delta p_{1-3})_{irr} + (\Delta p_{1-3})_{rev} \quad (7)$$

Die beiden Modelle geben folgende Beziehungen für $(\Delta p_{1-3})_{irr}$:

$$\text{HM: } (\Delta p_{1-3})_{irr} = K_{1-3} \frac{G_1^2}{2\rho_{h1}} \quad (8)$$

$$\text{CM: } (\Delta p_{1-3})_{irr} = K_{1-3} \frac{G_1^2}{2\rho_\ell} (1-x_1)^2 \left(1 + \frac{C_{1-3}}{X_{tt}} + \frac{1}{X_{tt}^2}\right) \quad (9)$$

mit

$$\frac{1}{X_{tt}} = \left(\frac{x_1}{1-x_1}\right) \left(\frac{\rho_\ell}{\rho_g}\right)^{0.5} \quad (10)$$

und

$$C_{1-3} = (1 + 0.75(\rho_\ell - \rho_g)^{0.5} / \rho_\ell^{0.5}) ((\rho_\ell / \rho_g)^{0.5} + (\rho_g / \rho_\ell)^{0.5}) \quad (11)$$

wobei K_{1-3} der einphasige Druckverlustkoeffizient ist, der als Funktion von G_3/G_1 , bestimmt wurde (vgl. z.B. /11/):

$$K_{1-3} = 1.0117 - 0.7478 \frac{G_3}{G_1} + 1.175 \left(\frac{G_3}{G_1}\right)^2 \quad (12)$$

Bei Annahme einer homogenen Strömung (ρ_h = homogene Dichte) ergibt sich für die reversible Druckänderung (vgl. z.B. /12/):

$$(\Delta p_{1-3})_{rev} = \frac{\rho_{h3}}{2} \left(\frac{G_3^2}{\rho_{h3}} - \frac{G_1^2}{\rho_{h1}}\right) \quad (13)$$

Im Rahmen der hier durchgeführten Untersuchungen wurde ein neues Druckverlustmodell entwickelt /14/, das bei Annahme homogener Strömung (Present Homogeneous Model: PHM) folgende Beziehung ergibt:

$$(\Delta p_{1-3})_{\text{irr}} = \frac{\rho_{h3}}{\rho_{h1}} K_{1-3} \frac{G_1^2}{2\rho_{h1}} \quad (14)$$

wobei K_{1-3} wiederum aus einphasigen Messungen entnommen wird; allerdings als Funktion von V_3/V_1 , mit V = Volumenstrom.

Das HM und das PHM unterscheiden sich durch die Abhängigkeit von K_{1-3} und den Faktor ρ_{h3}/ρ_{h1} ; beide Modelle werden gleich für den Fall, daß der gesamte Zustrommassenstrom in den Abzweig gelangt ($G_3/G_1 = 1$, "full flow" Punkt). Für diesen Fall ist zudem $(\Delta p_{1-3})_{\text{rev}} = 0$.

Abb. 10 enthält Ergebnisse von Zweiphasenmessungen für $G_3/G_1 = 1$. Das Verhältnis von vorausgesagtem zu gemessenem Druckverlust ist aufgetragen über der Eintrittsmassenstromdichte G_1 . Kein Modell beschreibt die Messungen zufriedenstellend; die Werte streuen jedoch in erster Näherung um einen konstanten Wert C , unabhängig von G_1 und dem Dampfgehalt x_1 (hier nicht dargestellt). Der Gesamtdruckverlust Δp_{1-3} wird deshalb im folgenden nach folgender Beziehung ermittelt:

$$\Delta p_{1-3} = C^{-1} (\Delta p_{1-3})_{\text{irr}} + (\Delta p_{1-3})_{\text{rev}} \quad (15)$$

Abb. 11 zeigt Ergebnisse für $G_3/G_1 < 1$. Bei Werten von $G_3/G_1 < 0.6$ ergeben das HM und das CM zunehmende Abweichungen mit abnehmendem G_3/G_1 . Das PHM zeigt ein sehr viel besseres Verhalten im gesamten Bereich G_3/G_1 .

Ähnliche Tendenzen ergab ein Vergleich der 3 Modelle mit Messungen anderer Autoren /12/.

Derzeit werden in ähnlicher Weise die Messungen des Druckverlustes Δp_{1-2} zwischen Zustrom und Abstrom analysiert.

3.3 Ausströmung aus Leck bei geschichteter Strömung im waagerechten Rohr (Teststreckengeometrie b)

Je nach Zuströmbedingung und Lage des Lecks (= Abzweig) treten sehr verschiedenartige Ausströmformen auf: Befindet sich das Leck an der Unterkante des Rohres, so strömt bei kleiner Druckdifferenz und hohem Wasserspiegel nur

Wasser aus. Ab einem bestimmten Wert der Druckdifferenz bzw. des Wasserspiegels wird Gas mitgerissen. Abb. 12c zeigt, daß sich für den Fall, daß der Zuströmmassenstrom gleich dem Abzweigmassenstrom ist, eine drallbehaftete Strömung einstellt. Strömt nur ein Teil des zuströmenden Fluids durch das Leck, so ergibt sich eine drallfreie Ausströmung (vgl. 16).

Bei nach oben gerichtetem Leck kann ein Wassermiatriß erfolgen (Abb. 12a). Aufgrund des starken Dralls der Luftströmung gelangt nur ein kleiner Teil dieses Wassers in den Abzweig.

Bei waagerechtem Abzweig sind je nach Wasserspiegelhöhe beide Fälle möglich. Abb. 12b zeigt den Flüssigkeitsmiatriß für den Fall, daß der Abzweig sich oberhalb des Wasserspiegels im Zustrom befindet.

In früheren Arbeiten wurde das nach oben oder unten gerichtete Ausströmen behandelt /15/ bis /17/. Von besonderem Interesse ist jedoch ein waagrecht angeordnetes Leck, da dieser Fall bei den meisten Experimenten zum Kühlmittelverlustunfall angenommen wird.

Die folgenden Ergebnisse gelten für die horizontale Ausströmrichtung. Das Leck wurde durch Rohrstopfen simuliert (Länge 75 mm, Durchmesser $d = 16; 12$ oder 20 mm). Der Durchmesser des waagerechten Rohres betrug 206 mm, die Experimente wurden mit Luft-Wasser-Strömung ($p = 0.5$ MPa) durchgeführt.

Abb. 13 zeigt Meßergebnisse für den Beginn des Gasmitrisses (begin of gas entrainment, Index bge) und Flüssigkeitsmitrisses (begin of liquid entrainment, Index ble). Zur Beschreibung der Ergebnisse ist die schon früher verwendete Beziehung geeignet (vgl. auch /15/ bis /17/).

$$K = h_b (g \rho_b (\rho_l - \rho_g))^{0.2} / \dot{m}_b^{0.4} \quad (16)$$

wobei K für Gas- und Flüssigkeitsmiatriß jeweils einen konstanten Wert besitzt. g ist die Erdbeschleunigung, h_b die Höhe des Wasserspiegels bei Beginn des Mitrisses; ρ_b und \dot{m}_b sind die Dichte und der Massenstrom der kontinuierlichen Phase bei Beginn des Mitrisses.

Die Gleichung (16) enthält nicht explizit den Abzweigdurchmesser d ; dies wird in Abb. 13 experimentell dadurch bestätigt, daß keine Abhängigkeit der

Konstanten K von h_b/d besteht.

Von weiterem Interesse sind der Dampfanteil x und Gesamtmassenstrom m durch den Abzweig für $h < h_b$. Sowohl x als auch m sind abhängig von h und der vorhandenen Druckdifferenz Δp_{1-3} . Die Meßergebnisse liegen jedoch mit recht geringer Streubreite auf einer einzigen Kurve falls h mit h_b normiert wird und m mit m_b , wobei m_b und h_b mit dem gleichen Δp_{1-3} berechnet werden (Abb. 14).

Es wird folgende Beziehung für den Dampfgehalt x vorgeschlagen:

$$x = x_o \frac{(1+C h/h_b)}{(1-\frac{1}{2}(\frac{h}{h_b} + 1)x_o)^{0.5}} \quad (17)$$

mit $x_o = 1.15/(1 + \sqrt{\rho_l/\rho_g})$

und $C = 1$ für $h \leq 0$
 $C = h_{bge}/h_{ble}$ für $h > 0$

Einen entsprechenden Ausdruck für das Verhältnis m/m_b erhält man, wenn Gl. (17) mit einem homogenen Modell kombiniert wird.

Bei Experimenten zum Kühlmittelverlustunfall ist anstelle der Luft-Wasser-Strömung eine geschichtete Dampf-Wasser Strömung bei hohem Druck vorhanden. Um entsprechend die Ausströmgrößen zu berechnen, werden wiederum die Gln. (16) und (17) verwendet; allerdings müssen m und m_b mit geeigneten Modellen für den kritischen Massenstrom bestimmt werden. Abb. 15 zeigt als Beispiel den Abzweigdampfgehalt x und die Abzweigmassenstromdichte für reaktortypische Abmessungen bei einem Systemdruck von 5 und 10 MPa; der Einfachheit halber wurde das Homogene Gleichgewichtsmodell für den kritischen Massenstrom benutzt.

Literatur

- /1/ Reimann, J.; John, H.; Müller, U.: "Measurements of Two-Phase Mass Flow Rate: A Comparison of Different Techniques"; Int. J. Multiphase Flow,

Vo. 8, No. 1, 1982, S. 33

- /2/ Reimann, J.: "Developments in Two Phase Mass Flow Rate Instrumentation", Advances in Two-Phase Flow and Heat Transfer, Ed. by S. Kakac and M. Ishii, Martinus Nijhoff Publishers, Vol. 1, p. 338-402, 1983

- /3/ John, H., Barth, S., Demski, A., Eisele, G., Hitzig, K., Huy, G., Lechner, H., Megerle, A., Pawlak, L., Reimann, J., Wanner, E. und Weinbrecht, R.: "Versuchsstand für instationäre Zweiphasenströmung", Projekt Nukleare Sicherheit, Jahresbericht 1983, KfK 3450, 1984, S. 4100-131.

- /4/ Reimann, J., John, H., Demski, A., Pawlak, L., und Seeger, W., und Weinbrecht, R.: "Gemeinsamer Versuchsstand zum Testen und Kalibrieren verschiedener Zweiphasen-Massenstrom-Meßverfahren". Projekt Nukleare Sicherheit, Jahresbericht 1980, KfK 2950, 1981, S. 4100/75

- /5/ Reimann, J., Kusterer, H., und John, H.: "Two-Phase Mass Flo Rate Measurement with Pitot Tubes and Density Measurements", I.U.T.A.M Symposium, Nancy, July 5-8, 1983

- /6/ John, H., Reimann, J., Alsmeyer, H., und Megerle, A.: "Seriellles 5-Strahl-Gamma-Densitometer zur Dichtemessung einer Zweiphasenströmung". KfK 2783, 1979

- /7/ Adorni, N., Casagrande, J., Cravarolo, L., Hassid, A., und Silvestri, H.: "Experimental data on two-phase adiabatic flow liquid film thickness, phase and velocity distribution, pressure drops in vertical gas liquid flow". Cise R-35, 1961.

- /8/ Reimann, J., John, H., Seeger, W. und Smoglie, C.: "Zweiphasenströmungen in Rohrverzweigungen". Beiträge zu thermo- und fluiddynamischen Problemen der Kerntechnik. Herausgeber: U. Müller, K. Rust, KfK 3630, Februar 1984

- /9/ John, H. und Reimann, J.: "Gemeinsamer Versuchsstand zum Testen und Kalibrieren verschiedener Zweiphasen-Massenstrommeßverfahren". Anlagenbeschreibung, KfK 2731 B.

- /10/ Reimann, J., John, H., Brinkmann, B., Demski, A., Pawlak, L., Seeger, W., Wanner, E., und Weinbrecht, R.: "Gemeinsamer Versuchsstand zum Testen und Kalibrieren verschiedener Zweiphasen-Massenstrom-Meßverfahren", PNS-Jahresbericht 1981, KfK 3250, 1982
- /11/ Reimann, J., Brinkmann, H.J., Demski, A., John, H., Pawlak, L., Seeger, W., Smoglie, C., Wanner, E., Weinbrecht, E.: "Gemeinsamer Versuchsstand zum Testen und Kalibrieren verschiedener Zweiphasen-Massenstrom-Meßverfahren", PNS Jahresbericht 1982, KfK 3350, 1983.
- /12/ Saba, N., und Lahey, R.T.: "Phase Separation Phenomena in Branching Conduits", NUREG/CR-2590, 1982.
- /13/ Chisholm, D., "Pressure Loss in Bends and Tees During Steam/Water Flow", NEL Report Nr. 318, 1967
- /14/ Reimann, J., Seeger, W.: "Two-Phase Pressure Drop in a Deviding T-Junction". The Mechanics of Gas Liquid Flow Systems, Euromech Colloquium 176, Villard de Lans, France, Sept. 21-23, 1983
- /15/ Reimann, J., Khan, M.: "Flow Through a Small Pipe at the Bottom of a Large Pipe with Stratified Flow". Annual Meeting of the European Two-Phase Flow Group, Paris la Defense , June 2-4, 1982
- /16/ Reimann, J., Khan, M.: "Flow Through a Small Pipe at the Bottom of a Large Pipe with Stratified Flow". ISBN Number 0-89448-110-X, Vol. 1, (Jan. 1983), pp. 170-177 , ASN, Ill./USA.
- /17/ Reimann, J., Smoglie, C.: "Flow Through a Small Pipe at the Top of a Large Pipe with Stratified Flow". Annual Meeting of the European Two-Phase Flow Group, Zürich, Switzerland, June 14-16, 1983.

| reference values (loop instrumentation) | | | 5 beam gamma dens. | 7 Δp measurement positions, 5 α meas.pos. a) $J = 1+\alpha$ b) $J = 1,5+0,5\tanh 6(\alpha-0,5)$ | | | | | | $\Delta p_3, \bar{\alpha}_3$; $n = 20, m = 10$ a) b) | | | | $\Delta p_3, \alpha_h$ n=20 m=10 a) b) | |
|--|-------------------|------------------------------------|--------------------------|---|------------------------|---------------------|------|------------------------|---------------------|---|---------------------|------------------------|---------------------|--|---------------------|
| u_{sl} (m/s) | u_{sg} (m/s) | G_{Ref} (kg/m ² s) | n | m | $\frac{G_g}{G_{gRef}}$ | $\frac{G}{G_{Ref}}$ | m | $\frac{G_g}{G_{gRef}}$ | $\frac{G}{G_{Ref}}$ | $\frac{G_g}{G_{gRef}}$ | $\frac{G}{G_{Ref}}$ | $\frac{G_g}{G_{gRef}}$ | $\frac{G}{G_{Ref}}$ | $\frac{G}{G_{Ref}}$ | $\frac{G}{G_{Ref}}$ |
| 4.97 | 1.91 | 4978 | 20 | 8.0 | 1.02 | 0.97 | 8.0 | 1.11 | 1.06 | 1.05 | 1.0 | 1.15 | 1.10 | 1.01 | 1.11 |
| 9.98 | 1.97 | 9976 | 9 | 12.0 | 1.09 | 1.01 | 11.1 | 1.17 | 1.09 | 1.06 | 0.99 | 1.15 | 1.07 | 1.07 | 1.07 |
| 4.97 | 4.72 | 4993 | 10.3 | 10.3 | 1.05 | 1.03 | 15.4 | 1.06 | 1.04 | 1.04 | 0.99 | 1.02 | 0.97 | 1.00 | 0.99 |
| 5.02 | 5.67 | 5041 | 7.3 | 5.3 | 1.11 | 1.03 | 6.0 | 1.06 | 0.99 | 1.21 | 1.065 | 1.16 | 1.01 | 1.11 | 1.07 |
| 9.31 | 5.44 | 9329 | 20 | 8.9 | 1.08 | 1.02 | 9.7 | 1.16 | 1.10 | 1.10 | 1.03 | 1.16 | 1.10 | 1.05 | 1.12 |
| 5.18 | 9.93 | 5229 | 8.0 | 4.8 | 1.08 | 1.04 | 4.6 | 1.02 | 0.97 | 1.13 | 1.07 | 1.07 | 1.00 | 1.09 | 1.02 |
| 8.37 | 10.08 | 8418 | 8.8 | 5.7 | 1.00 | 1.00 | 6.7 | 0.97 | 0.98 | 1.08 | 1.05 | 1.03 | 1.00 | 1.06 | 1.01 |
| 9.31 | 13.4 | 9354 | 12.6 | 6.8 | 0.94 | 1.05 | 7.5 | 0.91 | 1.01 | 0.99 | 1.08 | 0.94 | 1.03 | 1 | 1.05 |
| 5.02 | 19.42 | 5127 | 8.2 | 3.8 | 0.95 | 1.01 | 3.5 | 0.91 | 0.96 | 0.95 | 0.965 | 0.92 | 0.93 | 0.96 | 0.93 |
| mean value | | | 11.58 | 7.3 | 10.4 | 1.02 | 8.1 | 1.04 | 1.02 | 1.07 | 1.03 | 1.07 | 1.02 | 1.03 | 1.04 |
| standard deviation | | | 5.02 | 2.7 | 0.06 | 0.02 | 3.6 | 0.10 | 0.06 | 0.08 | 0.04 | 0.10 | 0.06 | 0.05 | 0.06 |

Table A I : High Mass Fluxes, D = 50 mm, d = 1 mm, Air-Water Flow at p \approx 0.5 MPa



TAB. I ERGEBNISSE FÜR HOHE MASSENSTROMDICHTEN (LUFT-WASSER-STRÖMUNG, P \approx 0.5 MPa)

| Teststrecke | Geometrie | Untersuchungsprogramm | Fluidsystem | Abzweigung |
|-------------|--|---|---|---|
| a) | <p>$D_1 = D_3 = 50 \text{ mm}$</p> | <p>Phasenumverteilung und Druckverlust für $0 \leq G_3/G_1 \leq 1$ bei weiter Variation von G_1 und x_1</p> <p>Verteilung des Impulsflusses und Dampfanteils in 1, 2 und 3</p> | <p>Luft-Wasser: $p_{\text{max}} = 0.8 \text{ MPa}$</p> <p>Dampf-Wasser: $p_{\text{max}} = 10 \text{ MPa}$</p> | <p>nach oben (no)</p> <p>nach unten (nu)</p> <p>waagrecht (w)</p> |
| b) | <p>$D_1 = 50 \text{ mm}$ $D_3 = 10 \text{ mm}$ $G_3 \text{ krit}, x_3 \text{ krit}$</p> | <p>Phasenumverteilung bei kritischem Massenstrom im Abzweig</p> | <p>Luft-Wasser; Dampf-Wasser</p> | <p>no, nu, w</p> |
| c) | <p>$D_1 = 200 \text{ mm}$ $D_3 = 6, 8, 12, 20 \text{ mm}$ G_3, x_3</p> | <p>Kriterien für Beginn des Luft-(bzw. Wasser-) Mitrisses sowie Bestimmung von G_3 und x_3 für geschichtete Strömung im waagerechten Rohr</p> | <p>Luft-Wasser; Frigen</p> | <p>no, nu, w</p> |
| d) | <p>$D_h \approx 1 \text{ mm}$ $G_3 \text{ krit}$</p> | <p>Kritischer Massenstrom aus realen kleinen Lecks (Rohrisse) bei unterkühlter Zuströmung</p> | <p>Wasser $p_{\text{max}} = 10 \text{ MPa}$</p> | <p>kein Einfluß</p> |

TAB. II EXPERIMENTELLE UNTERSUCHUNGEN ZUR ZWEIPHASENSTRÖMUNG IN T-STÜCKEN

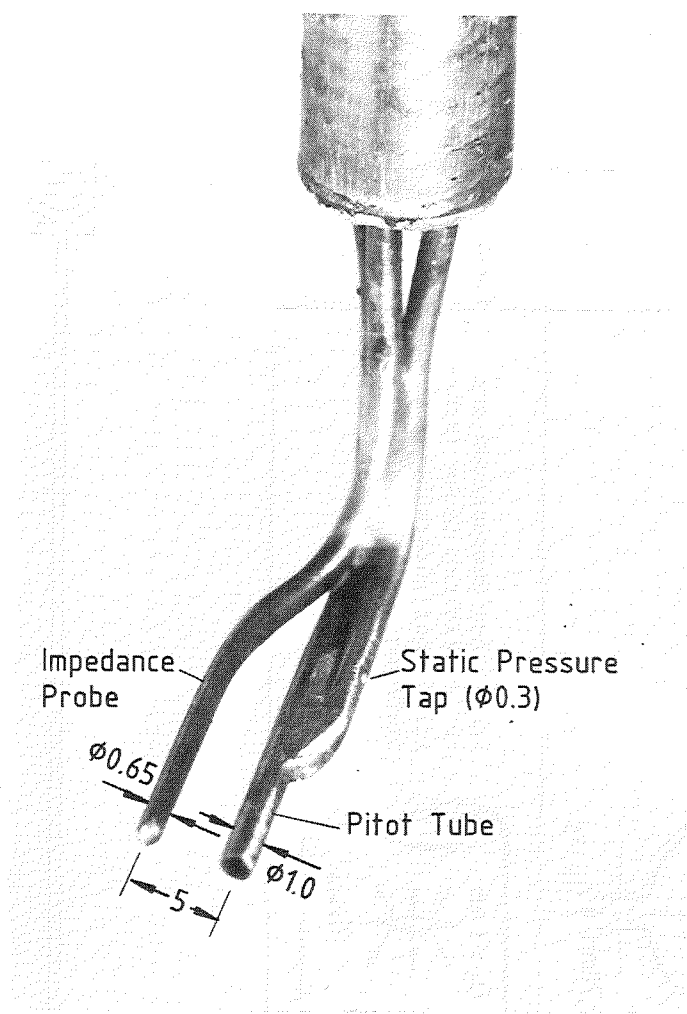
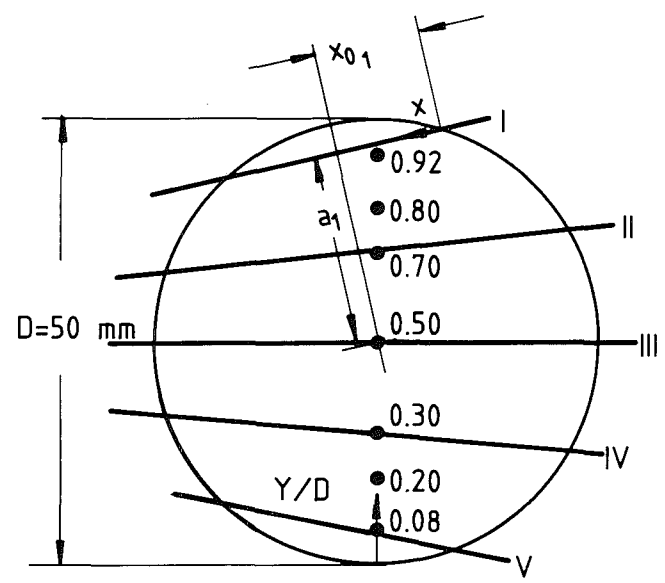


ABB. 1 PRANDTL-IMPEDANZ-SONDE



I - V: γ -Beams $a_I = a_V = 21.5$ $a_{II} = a_{IV} = 10$
 $a_{III} = 0$ mm

● : Δp -Measurement positions

- 4100-120 -



ABB. 2 GAMMASTRAHL ANORDNUNG UND Δp -MESSPOSITIONEN

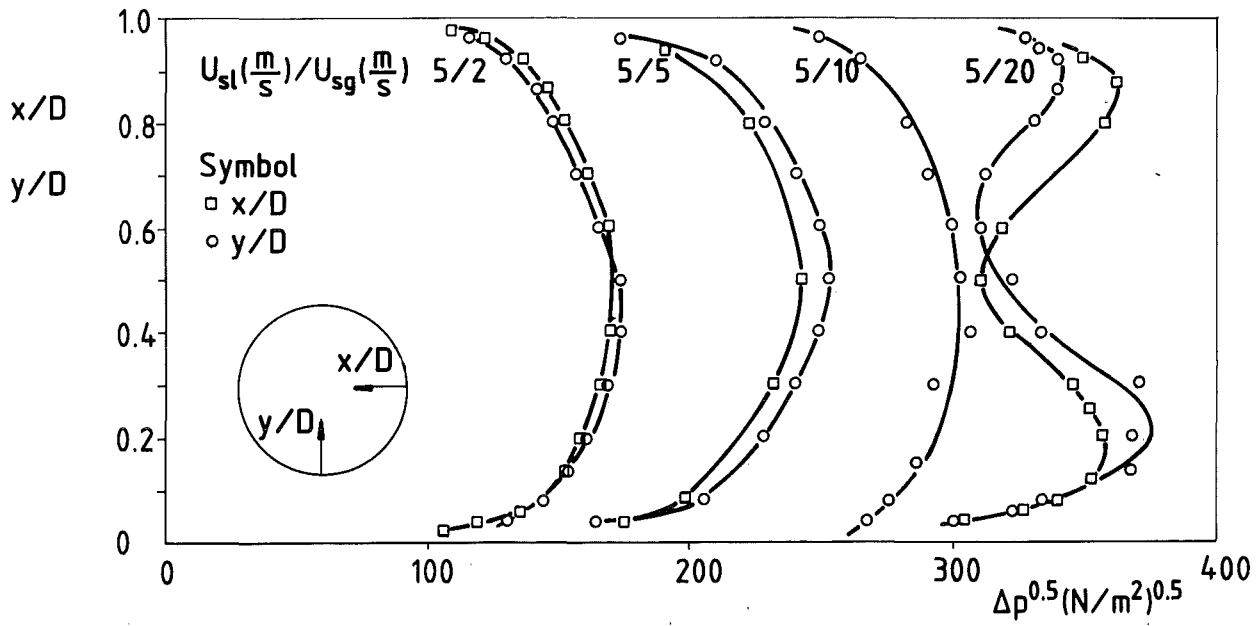


ABB. 3 $\sqrt{\Delta P}$ -VERTEILUNGEN FÜR $G \approx 5000 \text{ kg/m}^2\text{s}$

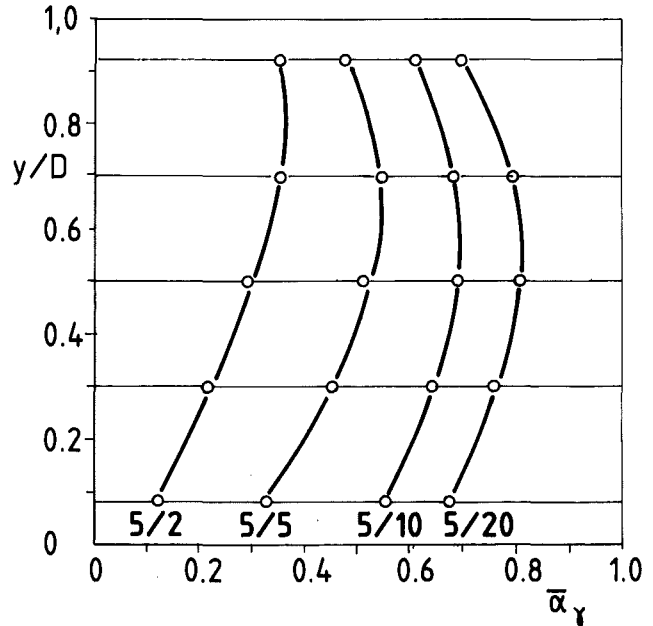
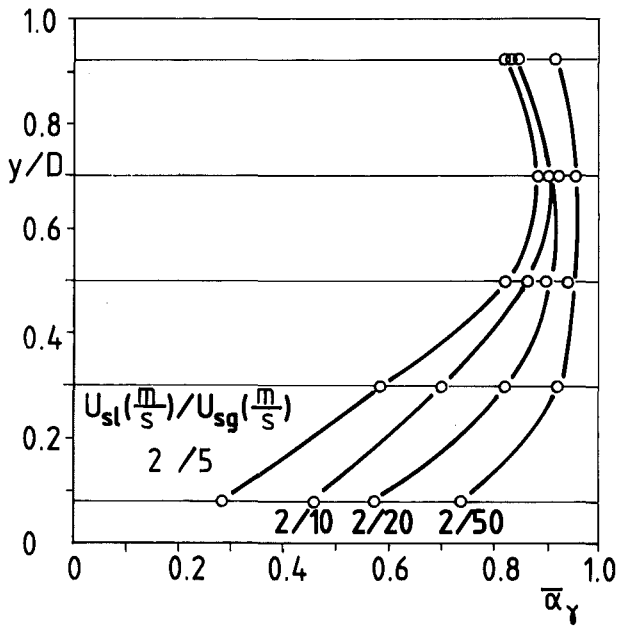


ABB. 4 α - VERTEILUNGEN FÜR $G \approx 2000 \text{ kg/m}^2\text{s}$ (LINKS)
UND $G \approx 5000 \text{ kg/m}^2\text{s}$ (RECHTS)

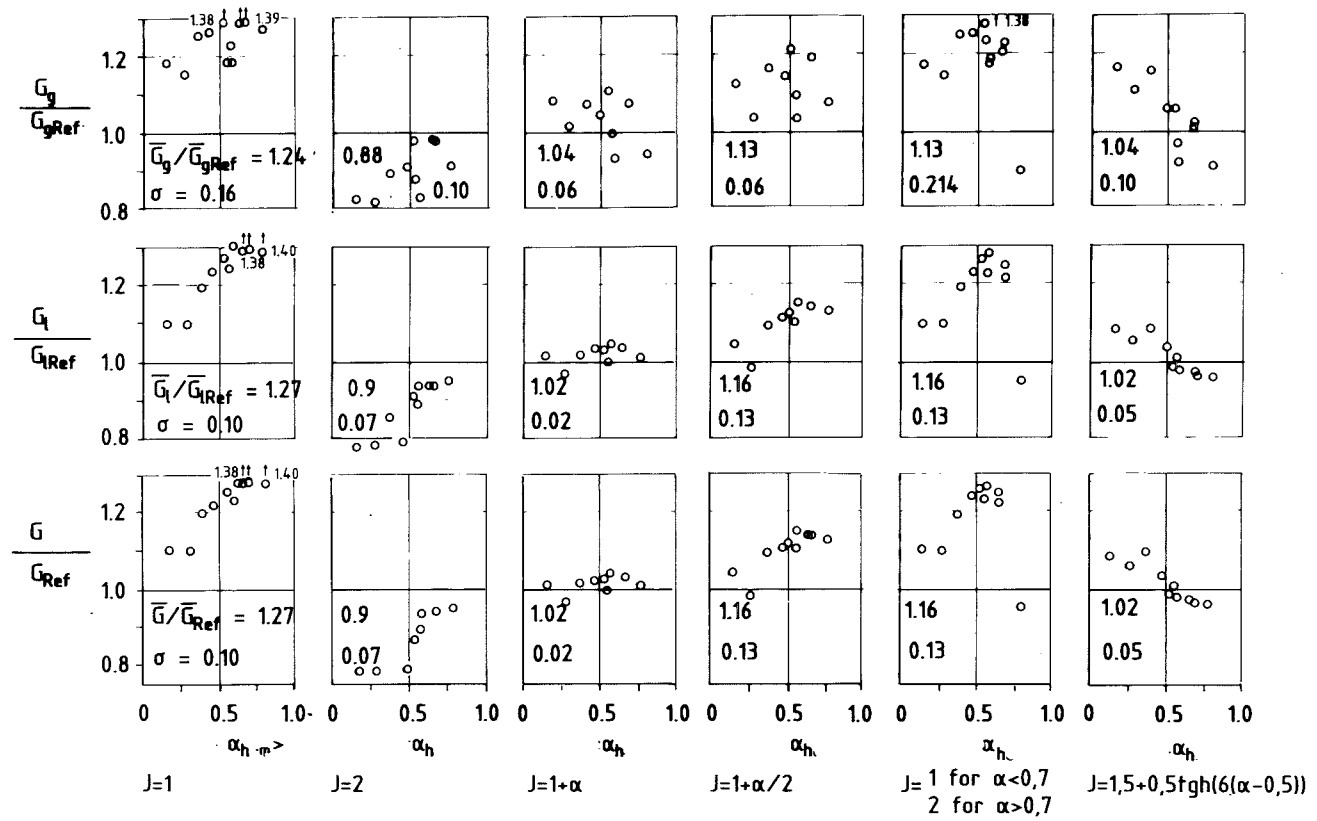


ABB. 5 VERHÄLTNISSE DER MASSENSTROMDICHTEN FÜR VERSCHIEDENE MODELLE DES IMPULS-AUSTAUSCHFAKTORS (D = 50 MM, P = 0,5 MPa)



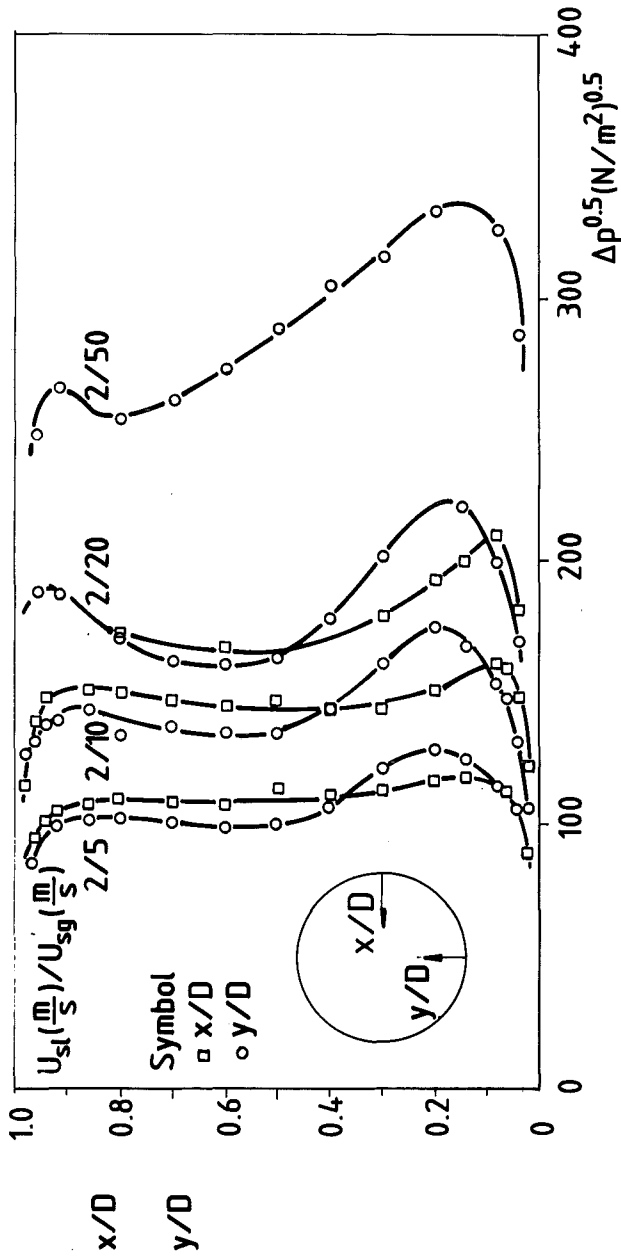


ABB. 6 $\sqrt{\Delta p}$ - VERTEILUNGEN FÜR $G \approx 2000 \text{ kg/m}^2\text{s}$

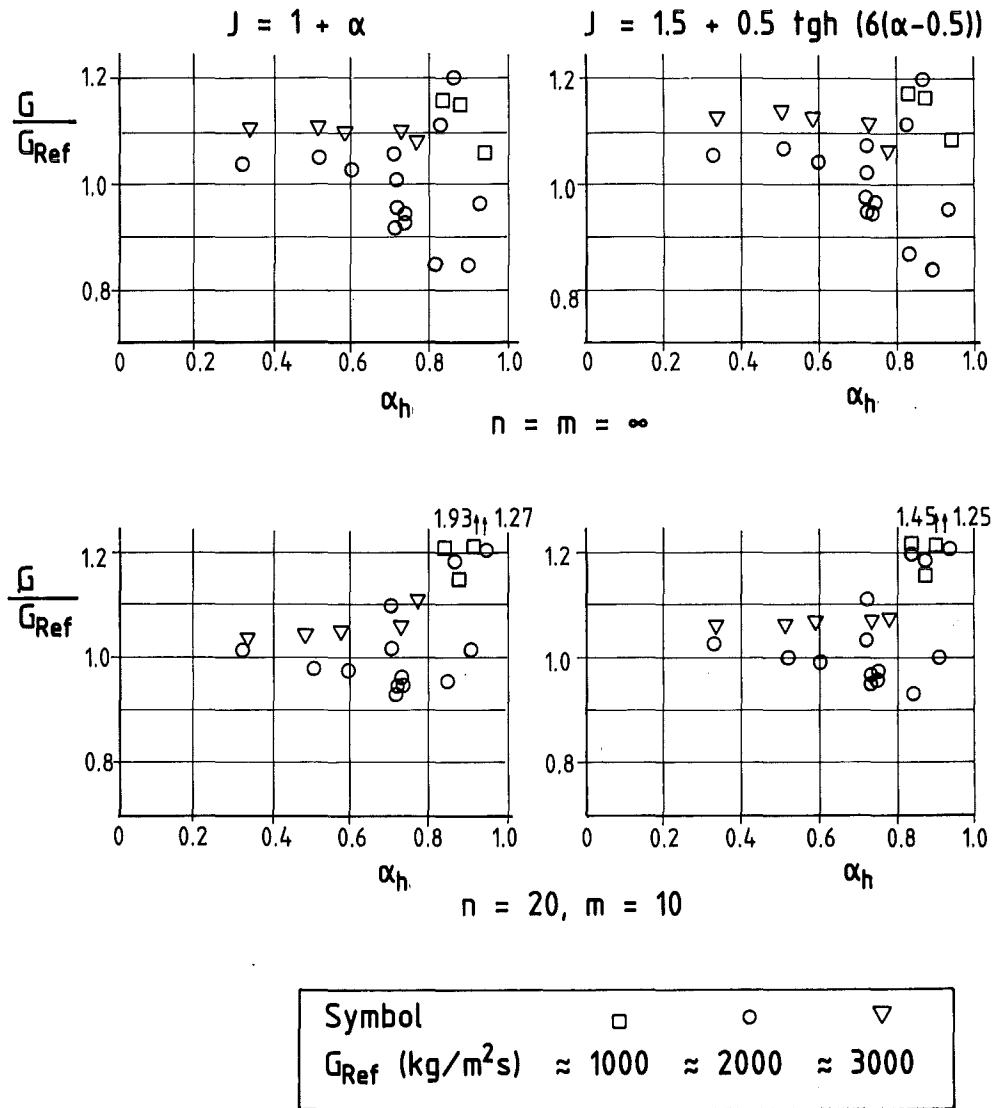


ABB. 7 MASSENSTROMDICHTE AUS TRAVERSIERBARER PRANDTL-IMPEDANZ-
 SONDE ($G < 5000 \text{ kg/m}^2\text{s}$)

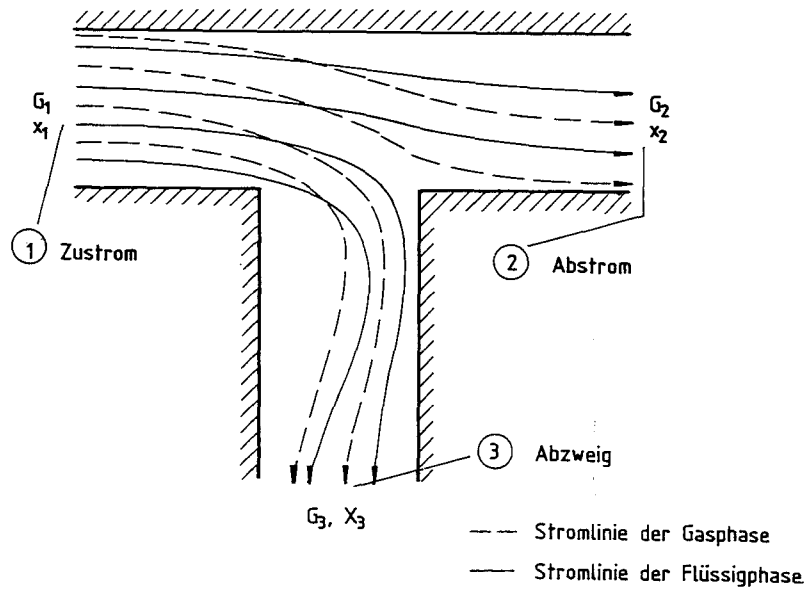


ABB. 8 SCHEMATISCHE UMVERTEILUNG EINER ZWEIFASENSTRÖMUNG IN EINEM T-STÜCK

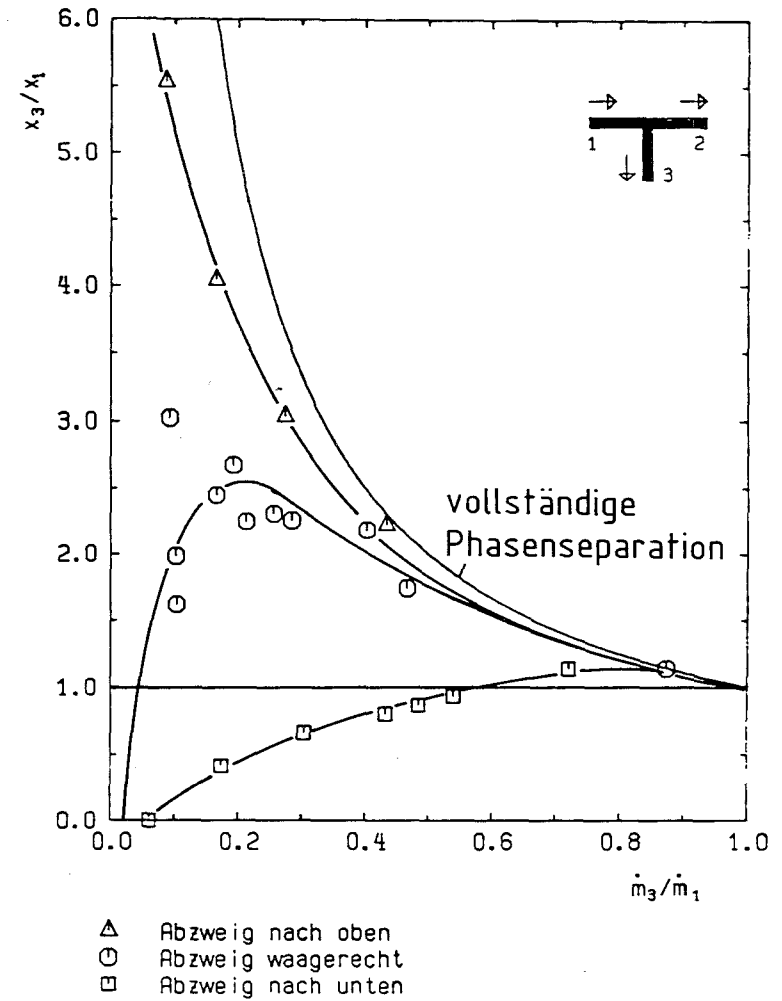


ABB. 9 MASSENSTROMUMVERTEILUNG: LUFT-WASSERSTRÖMUNG $p = 7 \text{ BAR}$, $G = 2000 \text{ KG/M}^2\text{S}$, $x = 2 \%$

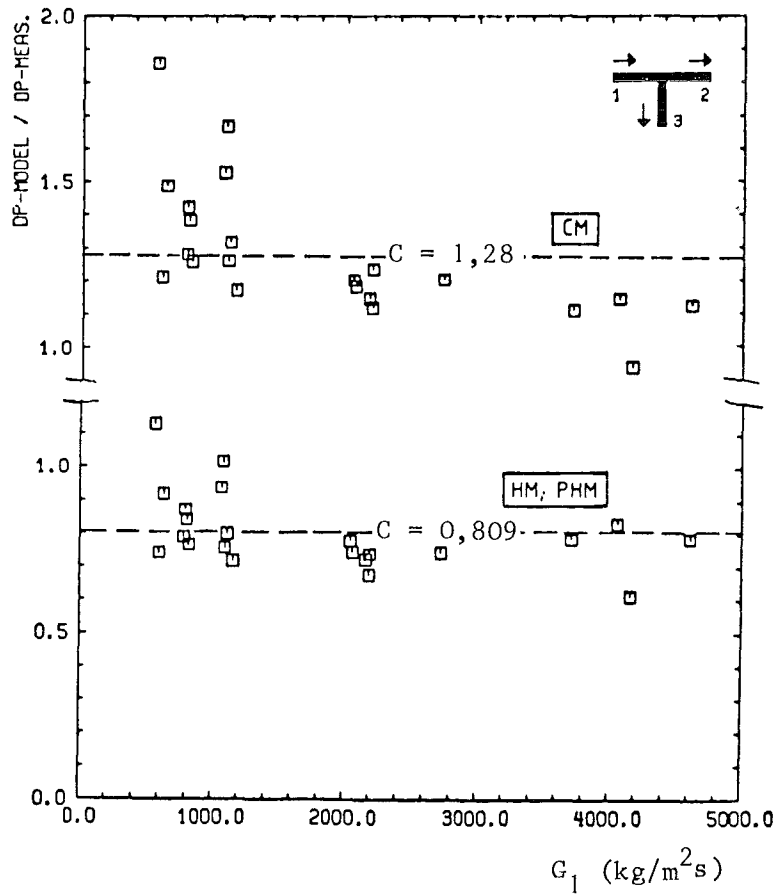
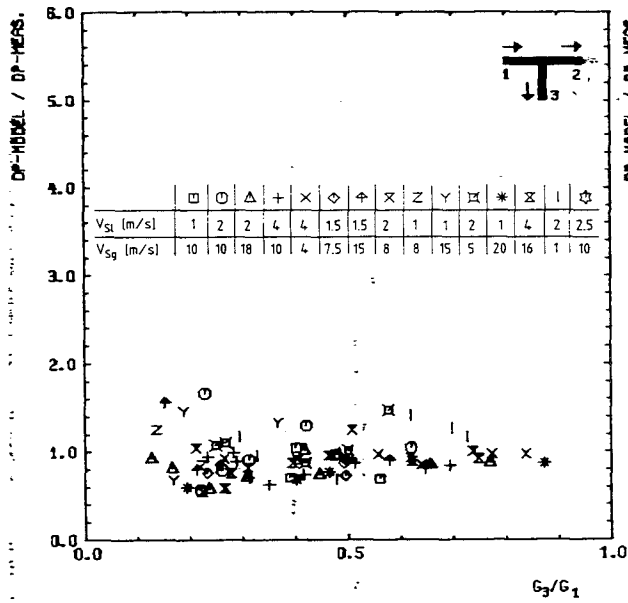
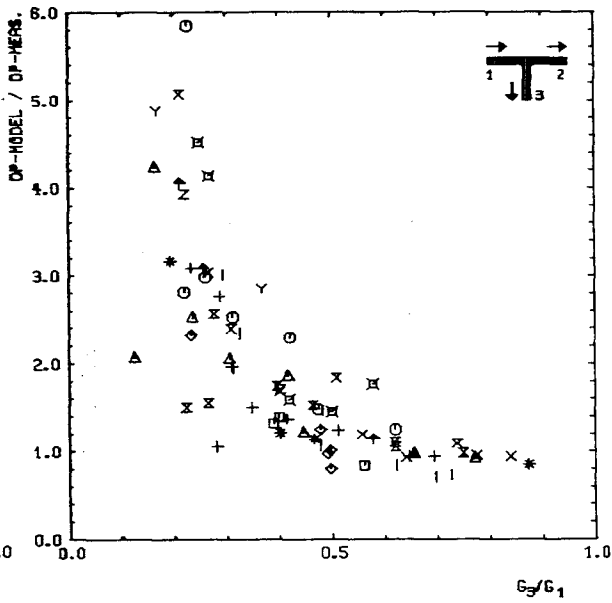


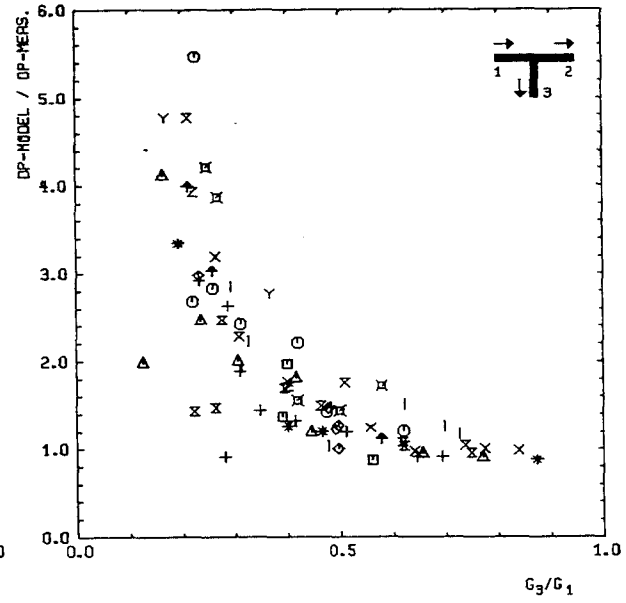
ABB. 10 VERHÄLTNIS VON BERECHNETEM ZU GEMESSENEM DRUCKVERLUST
 $G_3/G_1 = 1$



PRESENT HOMOGENEOUS MODEL (PHM)



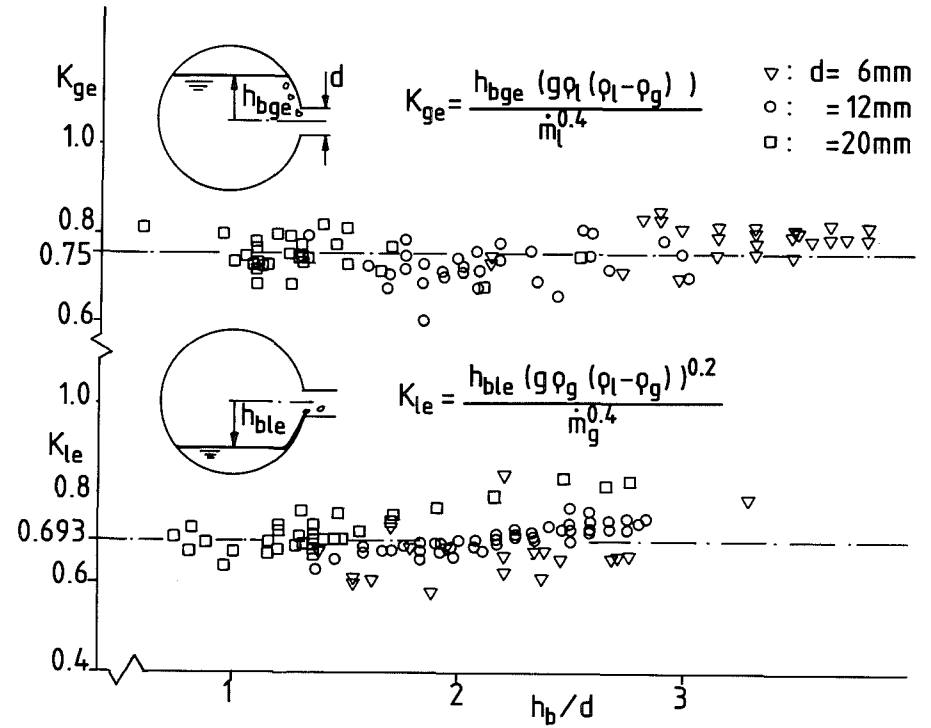
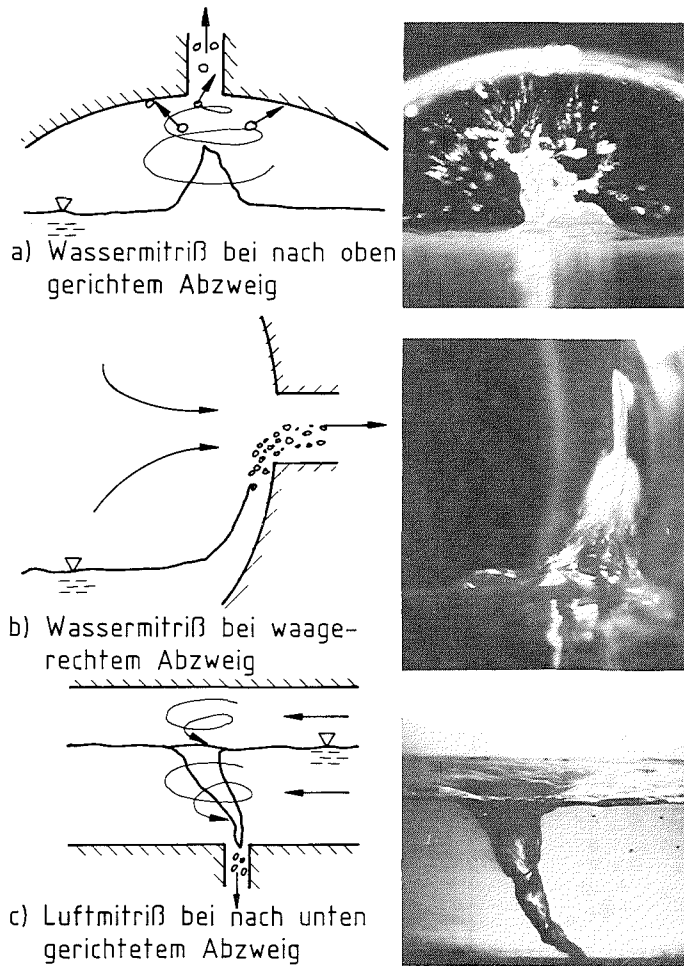
CHISHOLM MODEL (CM)



HOMOGENEOUS MODEL (HM)



ABB. 11 VERGLEICH VON VERSCHIEDENEN MODELLEN FÜR DEN DRUCKVERLUST ZWISCHEN ZUSTROM UND ABZWEIG (LUFT-WASSER-STROMUNG, $p \approx 0,5$ MPa, WAAGERECHTER ABZWEIG)

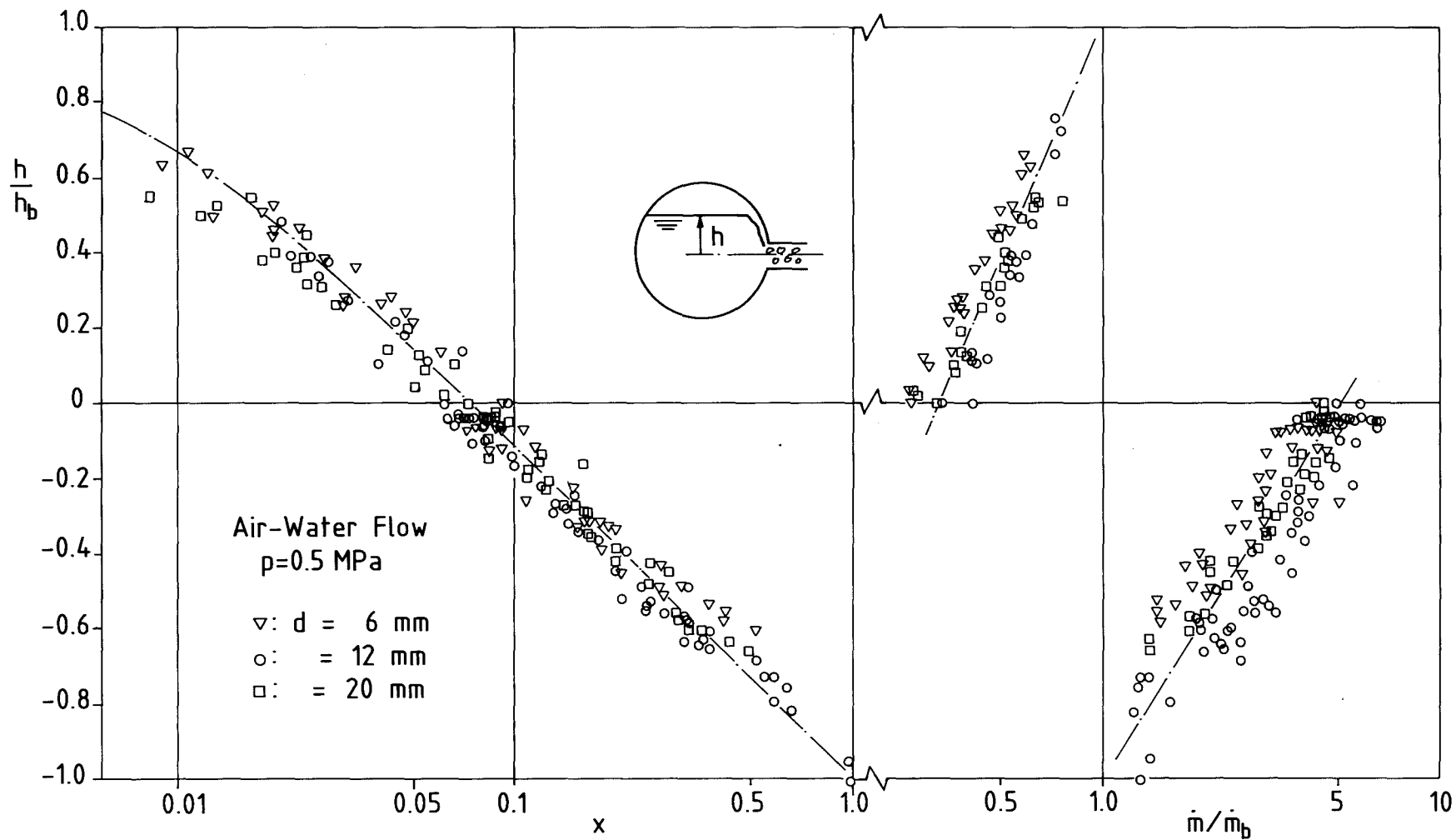


- 4100-128 -



ABB. 12 WASSER- BZW. LUFTMITRISS BEI VERSCHIEDENEN ABZWEIGRICHTUNGEN

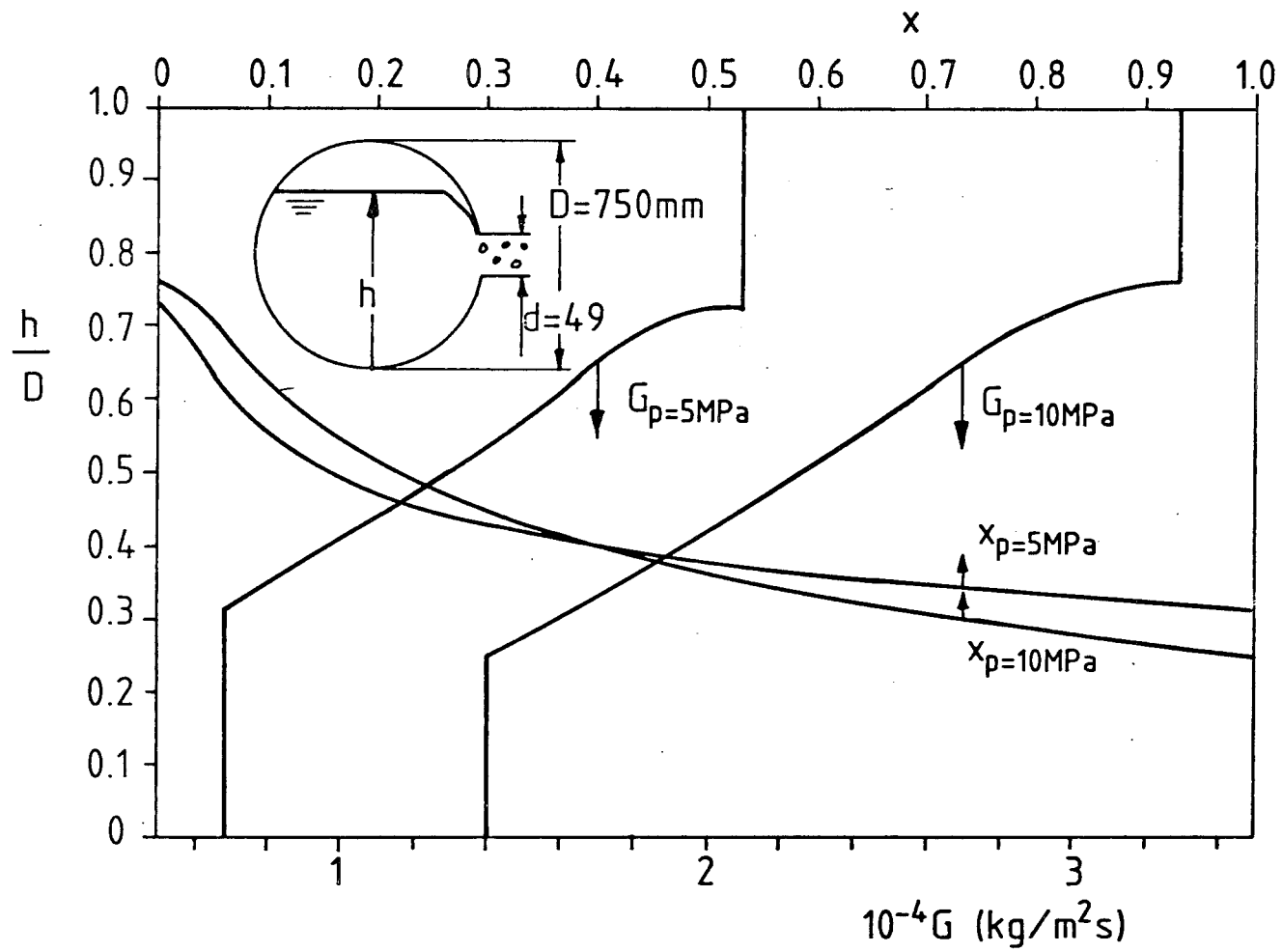
ABB. 13 BEGINN DES GAS- BZW. FLÜSSIGKEITSMITRISS



- 4100-129 -

ABB. 14 EXPERIMENTELLE ERGEBNISSE FÜR ABZWEIGDAMPFGEHALT UND -MASSENSTROM
 (LUFT-WASSER-STRÖMUNG, $p = 0.5 \text{ MPa}$)





- 4100-130 -



ABB. 15 BERECHNUNG DER MASSENSTROMDICHTE UND DES DAMPFGEHALTES FÜR DAMPF-WASSER-STRÖMUNG

06.01.03/22A Versuchsstand für instationäre Zweiphasenmeßtechnik
PNS 4139 (H. John, S. Barth, H.J. Brinkmann, A. Demski, G. Eisele, K.
Hitzig, S. Kleiber, A. Megerle, L. Pawlak, J. Reimann, E.
Wanner, R. Weinbrecht; IRB)

1. Einleitung

Der Versuchsstand für instationäre Zweiphasenmeßtechnik, dessen Aufgabe es ist, Massenstrommeßverfahren, die im KfK oder anderen Institutionen entwickelt wurden, zu testen und zu kalibrieren, wurde in seinem konstruktiven Aufbau in den PNS-Jahresberichten 1981 und 1982 ausführlich beschrieben. An dieser Stelle soll über die Durchführung der Versuche berichtet werden und zwar besonders über den Genauigkeitstest der Referenzmassenstrommessung, die Experimente mit Massenstrom-Meßgeräten, die im LOBI-Kreislauf zum Einsatz kommen, und über Experimente und deren Ergebnisse mit einem Rechen aus 4 Pitot-Sonden zur Messung von Massenstrom zusammen mit einem 5-Strahl-Gamma-Densitometer. Die Meßergebnisse mit den LOBI-Meßgeräten werden in Kürze veröffentlicht.

2. Genauigkeitstest der Referenzmassenstrommessung

Als Referenzmassenstrom-Meßgerät für den Versuchskreislauf dient ein von KfK-IT /1, 2, 3/ entwickeltes True Mass Flow Meter (TMFM). Das Gerät, das für 50 kg/s ausgelegt ist, wurde im Kreislauf für stationäre Zweiphasenströmung /4/ in Luft-Wasser Strömung getestet und kalibriert. Wie die Abb. 2 zeigt, ergaben sich für die Kennlinie des TMFM über dem Referenzmassenstrom zwei parallele Linien mit ca. 1 kg/s Abstand. Die obere wurde von den einphasigen Wasserpunkten und die untere von den Zweiphasenströmen mit einem Gasgehalt $x \geq 1$ % gebildet. Nimmt man bei Unkenntnis des Strömungszustandes eine mittlere Kennlinie an, so liegt, bezogen auf diese, die maximale Fehlerbandbreite unter $\pm 1,5$ %. Abb. 3 zeigt für diese Kennlinie den systematischen mittleren Fehler in Abhängigkeit vom Gasgehalt x oder Dampfvolumenteil α . Danach sinkt das TMFM Signal beim Übergang von einphasiger Wasserströmung zur Zweiphasenströmung ($\alpha \geq 0,6$), was beim typischen Blowdown in den ersten 6 bis 8 sec geschieht um ca. 2 % (auf 50 kg/s bezogen). Auf dieser Basis wurde ein Teil der Korrektur durchgeführt, die, wie die folgenden Betrachtungen zeigen, bei Blowdown Aufzeichnungen notwendig ist. Abb. 1 zeigt eine Massenstrom-Auf-

zeichnung des TMFM für einen typischen Blowdown. Der Anfang des Blowdown zeigt eine positive und das Ende eine negative Abweichung des Massenstromes von Null, was vermutlich auf Driften der Dehnungsmeßstreifengeber zurückzuführen ist. Nach dem folgenden Schema, das in Abb. 4 dargestellt ist, wurde daher eine Korrektur vorgenommen: Zur Zeit 0 muß der Massenstrom 0 sein, weil der Blowdown erst nach 2,5 s beginnt und vorher alle Ventile geschlossen sind. Also wird die gesamte Massenstromaufzeichnung rechnerisch um den Betrag des Drifts $\Delta \dot{m}_0$ durch Subtraktion auf 0 verschoben. Damit wurde die Kennlinie des TMFM auf einphasiges Wasser (obere Kennlinie) korrigiert. Nach etwa 6 sec ist der Strömungszustand für die untere Kennlinie erreicht und es wird daher entsprechend Abb. 3 der Betrag F addiert (vom negativen Betrag in der Abb. 4 subtrahiert), wie aus der 2. Stufe der Korrektur zu ersehen ist. Liegt das Ende des Plots immer noch unter 0, so wird, wie in der 3. Stufe zu sehen ist, das Ende des Blowdowns linear bis zum Anfang verlaufend auf den Wert 0 angehoben. In diesem Fall muß ein Drift während des Blowdowns eingetreten sein, der als linear angenommen wird. In den meisten Fällen ergibt jedoch die Korrektur 2 bereits einen leicht positiven Massenstrom am Ende der Blowdownerfassungszeit, was der Realität entspricht, da noch Dampf strömt. Die Integrale der so korrigierten Massenströme des TMFM wurden mit der wirklich ausgeströmten Masse aus dem Blowdownkessel verglichen. Bei den meisten Blowdowns betrug der mittlere Bilanzfehler -3,5 %. Diese geringe Abweichung der gemessenen Masse von der wirklich ausgeströmten Masse kann als Bestätigung für die Richtigkeit des Korrekturverfahrens und für die Zuverlässigkeit der Referenzmessung, angesehen werden. Der so korrigierte Massenstrom des TMFM wird als Referenz für die im folgenden beschriebenen Massenstrommessungen verwendet.

3. Untersuchte Massenstrommeßverfahren

Abb. 5 zeigt die Teststrecke des Versuchskreislaufes, instrumentiert mit den Geräten, die zusammen getestet wurden, und deren Versuche den wesentlichen Teil des Berichtszeitraumes in Anspruch nahmen.

Kernpunkt der Instrumentierung war eine Meßstrecke, instrumentiert mit Meßgeräten, die im LOBI-Kreislauf von Ispra/Euratom im Einsatz sind und zwar 2 Local-Flow-Turbinen von Euratom/Ispra, einem Zweistrahl-Gamma Densitometer, 2 Drag Bodies vom Battelle-Institut/Frankfurt und eine Full-Flow Turbine von CEN-Grenoble. Vor der Meßstrecke waren ferner ein seriellles 5-Strahl-Gamma-Densitometer von KfK-IRB /5/ als Referenzdichtemessung und weiterhin ein 6

Strahl-Gamma-Densitometer von KfK-LIT installiert, welches zusammen mit den Meßsonden und Tracerinjektionsventilen zur Massenstrommessung mit der Radiotracermethode dienen sollte.

Die Radiotracer-Methode konnte wegen des Ausfalls der Lieferquelle für die bisher erfolgreich verwendeten Ar- und Mn-Tracer in der zur Verfügung stehenden Zeit nicht auf ein neues Tracerpaar mit Erfolg umgestellt werden.

Die Instrumente der LOBI-Meßstrecke, die in Abbn. 6,7,8 als Fotos gezeigt werden, sind, wie fast alle Massenstrommeßgeräte, indirekt messend, d.h. die Signale von mindestens 2 Geräten müssen kombiniert werden, um aus ihnen den Massenstrom zu berechnen. Die Meßgrößen der einzelnen Instrumente sind nach Umrechnung in physikalische Werte durch folgende Gleichungen darstellbar:

$$\text{Drag Body} \quad W_D = [C_1 \cdot u^2]_D \quad \text{Impulsflußdichte} \quad (1)$$

$$\text{Turbinen} \quad W_T = [C_2 \cdot u]_T \quad \text{Geschwindigkeit} \quad (2)$$

$$\text{Gamma-Densitometer} \quad W_\gamma = [\rho]_\gamma \quad \text{Dichte}$$

$$u = \text{Geschwindigkeit (querschnittsgemittelt)} \quad (3)$$

$$\rho = \text{Gemischdichte (querschnittsgemittelt)}$$

$$C = \text{Konstanten}$$

Durch eine Reihe von Kombinationen dieser Meßwerte, kann der Massenstrom berechnet werden. Im folgenden sollen die gebräuchlichsten einfachen Beziehungen verwendet werden:

$$\text{Drag-Body/Gamma-Densitometer} \quad \dot{m}_{D,\gamma} = A \cdot \sqrt{[C_1 \cdot u^2 \cdot \rho]_D \cdot [\rho]_\gamma} \quad (4)$$

$$\text{Turbinen/Gamma-Densitometer} \quad \dot{m}_{T,\gamma} = A \cdot [C_2 \cdot u]_T \cdot [\rho]_\gamma \quad (5)$$

$$\text{Drag Body/Turbinen} \quad \dot{m}_{D,T} = A \cdot [C_1 \cdot u^2 \cdot \rho]_D / [C_2 \cdot u]_T \quad (6)$$

A = Rohrquerschnitt

Diese Gleichungen gelten streng genommen für homogene Strömung ohne Phasenschlupf. Da der Schlupf auf einfache Weise nicht meßbar ist, wurden sie verwendet. Aus den Meßwerten von 2 Drag-Bodys, 2 Local-Flow Turbinen, einer Full-Flow Turbine und einem Gamma-Densitometer wurden 9 Massenstrom Kombina-

tionen errechnet und zum korrigierten Referenzmassenstrom ins Verhältnis gesetzt. Ein Vergleich der 3 Gamma-Densitometer wurde außerdem für eine große Anzahl von Blowdowns durchgeführt. Die Zusammenstellung dieser Rechenergebnisse und ihre Analyse werden in Kürze zusammen mit Euratom/Ispra veröffentlicht.

In der Absicht, ein einfaches auch in mechanischer Hinsicht zuverlässiges Verfahren für Massenstrommessung zu finden, wurde ein Rechen mit 4 Pitot-Sonden entwickelt und in Blowdownversuchen getestet. Gute Erfahrungen mit einer verfahrbaren Pitot-Sonde im Kreislauf für stationäre Zweiphasenströmung /6, 7/ waren der Anlaß für diese Entwicklung. Abb. 9 zeigt vereinfacht den Pitot-Rechen. In einem vertikal durch den horizontalen Strömungskanal NW 50 geführten Rohr, mit strömungsförmigem Querschnitt, sind 4 Pitot-Rohre (1 mm Außendurchmesser) gleichmäßig über die Höhe verteilt eingebaut. Das Führungrohr wird, um Blasenbildung in den Pitotrohren bei Druckabsenkung zu vermeiden, mit Kühlwasser durchströmt. Vor dem Pitot-Rechen war bei den Versuchen das serielle 5 Strahl-Gamma Densitometer (KfK-IRB, /5/) eingebaut. Die 4 an den Pitot-Rohren gegen die statische Druckanbohrung gemessenen Druckdifferenzen wurden zusammen mit den 5 lokal gemessenen Liniendichten des Gamma-Densitometers zur Massenstrombestimmung herangezogen nach einem Verfahren, das im folgenden kurz beschrieben wird. Eine detaillierte Beschreibung wurde in /6/ durchgeführt. Abb. 10 zeigt die Position der 4 Pitot-Rohre, an denen die Meßwerte Δp_1 bis Δp_4 gewonnen werden und der 5 Gammastrahlen, aus denen die Linien-Dampfvolumenanteile α_1 bis α_5 bestimmt werden. Das Rechenverfahren geht von rotationssymmetrischer Strömung aus. Die in Wirklichkeit bei horizontaler Strömung vorhandene Schichtung der Dichte wird durch Mittelung von je 2 axensymmetrischen Werten unterdrückt, was bis zu einer Massenstromdichte von etwa 5000 kg/sm^2 akzeptabel ist, wie das Ergebnis zeigt. Die rotationssymmetrische Geschwindigkeitsverteilung ist durch die Gleichung

$$u = u_{\max} \cdot \left(\frac{y}{R}\right)^{1/m} \quad (7)$$

und die rotationssymmetrische Verteilung des Dampfvolumenanteils durch

$$\alpha = \alpha_{\max} \left(\frac{y}{R}\right)^{1/n} \quad (8)$$

gegeben. m , u_{\max} , α_{\max} und n sind aus den folgenden Gleichungen zu gewinnen.

$$m = 2 \left(\log \frac{y_1}{R} - \log \frac{y_2}{R} \right) / \log \frac{\Delta p_1^* [\alpha_2 \cdot \rho_g + J_2 (1 - \alpha_2) \cdot \rho_l]}{\Delta p_2^* [\alpha_1 \cdot \rho_g + J_1 (1 - \alpha_1) \cdot \rho_l]} \quad (9)$$

$$u_{\max} = \frac{1}{\left(\frac{y}{R}\right)^{2/m}} \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot \Delta p_2^*}{\alpha_2 \cdot \rho_g + J_2 (1 - \alpha_2) \cdot \rho_l}} \quad (10)$$

$$\alpha_{\max} = \frac{\alpha_3}{3} \cdot \frac{n+1}{n} \quad (11)$$

$$\alpha_i = \alpha_{\max} \cdot \frac{1}{x_{oi}} \int_0^{x_{oi}} \left(1 - \sqrt{a_i^2 - x^2} / R \right)^{1/n} dx \quad (12)$$

es sind: $\rho_{g,l}$ die lokalen Dichten für Gas und Flüssigkeit
 u die lokale Geschwindigkeit
 J der Impulsaustauschfaktor
 Δp_1^* der Mittelwert aus Δp_1 und Δp_4
 Δp_2^* der Mittelwert aus Δp_2 und Δp_3

Der Impulsaustauschfaktor J ist ein Maß für den Anteil des Impulses der beim Auftreffen eines Flüssigkeitspartikels auf ein Pitotrohr registriert wird. Er ist definiert durch die Impulsgleichung

$$\Delta p = \frac{1}{2} [\alpha \cdot \rho_g + J(1 - \alpha) \cdot \rho_l] u^2 \quad (13)$$

und wird nach 2 Modellen berechnet.

$$1. J = 1 + \alpha \quad \text{nach Adorni /8/} \quad (14)$$

$$2. J = 1,5 + 0,5 \cdot \tanh [6(\alpha - 0,5)] \quad \text{nach Reimann /6/} \quad (15)$$

Beide Modelle ergaben in unserem Fall nahezu gleiche Ergebnisse.

Aus den Gleichungen 7 und 8 ergeben sich durch Integration über den Radius die Massenströme für Gas (\dot{m}_g) und Flüssigkeit (\dot{m}_l) und der Gesamtmassenstrom (\dot{m}),

$$\dot{m}_g = A \cdot u_{\max}^2 \cdot \alpha_{\max} \left(\frac{n^2 \cdot m^2}{(m+n+2m \cdot n)(m+n+m \cdot n)} \right) \cdot \rho_g \quad (16)$$

$$\dot{m}_1 = A \cdot 2 \cdot u_{\max} \left(\frac{m^2}{(1+m)(1+2m)} - \alpha_{\max} \frac{n^2 \cdot m^2}{(m+n+2mn)(m+n+m \cdot n)} \right) \rho_1 \quad (17)$$

$$\dot{m} = \dot{m}_g + \dot{m}_1 \quad (18)$$

Abb. 11 zeigt den nach diesem Verfahren errechneten Massenstrom aufgetragen zusammen mit den korrigierten Referenzmassenstromwerten für 4 Blowdowns. Abb. 12 zeigt die Werte von 4 Blowdowns ins Verhältnis gesetzt zu den TMFM-Referenzwerten.

Aus den Ergebnissen, die nur wenige Prozent vom Referenzwert abweichen, ist zu ersehen, daß die Massenstrombestimmung mit dem Pitot-Rechen mit der fast der gesamte Bereich eines Blowdowns abgedeckt werden kann, sehr erfolgreich ist.

Gegen Ende des Berichtszeitraumes wurden mit dem Institut für Kerntechnik der UNI-Berlin erste Versuche mit einer dort entwickelten Ultraschallsonde zur Höhenstandsmessung eines zweiphasigen Gemisches bei transientem Zustand unter hohem Druck (150 bar) und hoher Temperatur (350 °C) begonnen. Weitere Versuche sind zur Beurteilung der Methode erforderlich. Mit dem gleichen Institut wurden Versuche begonnen, Temperaturfluktuationen in transientser Zweiphasenströmung zu messen, um die Geschwindigkeit durch Kreuzkorrelation zu errechnen. Die ersten Ergebnisse sind ermutigend, doch sind auch hier weitere Versuche erforderlich.

Referenzen:

- /1/ Class, G. and Cramer, M., 1975, True Mass Flow Meter - Ein Meßgerät zur Messung instationärer Zweiphasenmassenströme, DAF/KTG-Reaktortagung, Nürnberg, FRG, April 8-11, Paper No. 347
- /2/ Hain, K., Brüderle, F., Butzer, W., Schloß, F., Vollmer, T., 1981, True Mass Flow Meter 50 - Ein direkt anzeigendes Massenstrom-Meßgerät hoher Genauigkeit. KfK 3197
- /3/ John, H., Hain, F., Brüderle, F., Reimann, J. und Schloß, F., 1981. Test des Massenstrom-Meßgerätes TMFM 50 für Zweiphasenströmungen. KfK 3215.

- /4/ John, H. und Reimann, J., 1979, Gemeinsamer Versuchsstand zum Testen und Kalibrieren verschiedener Zweiphasen-Massenstrom-Meßverfahren, Anlagenbeschreibung, KfK 2731B
- /5/ John, H., Reimann, J., Alsmeyer, H. und Megerle, A., 1979, Serielles 5-Strahl-Gamma-Densitometer zur Dichtemessung einer Zweiphasenströmung, KfK 2783
- /6/ Reimann, J., Kusterer, H. and John, H., 1983, Two-Phase Mass Flow Rate Measurements with Pitot Tube and Density Measurements. IUTAM Symposium, July 5-8, Nancy (France)
- /7/ Reimann, J., John, H., Müller, U., 1982, Measurements of Two-Phase Mass Flow Rate: A Comparison of Different Techniques, Int. J. Multiphase Flow, Vol. 8, No. 1, S. 33.
- /8/ Adorni, N., Casagrande, J., Cravarolo, L., Hassid, A., and Silvestri, H., 1961, Experimental data on two-phase adiabatic flow liquid film thickness, phase and velocity distribution, pressure drops in vertical gas liquid flow. Cise R-35.

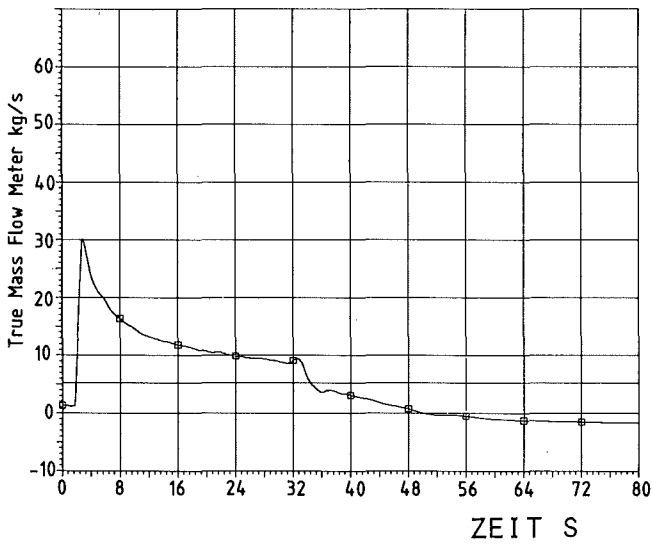


ABB. 1 TMFM-MASSENSTROM (UNKORR.)

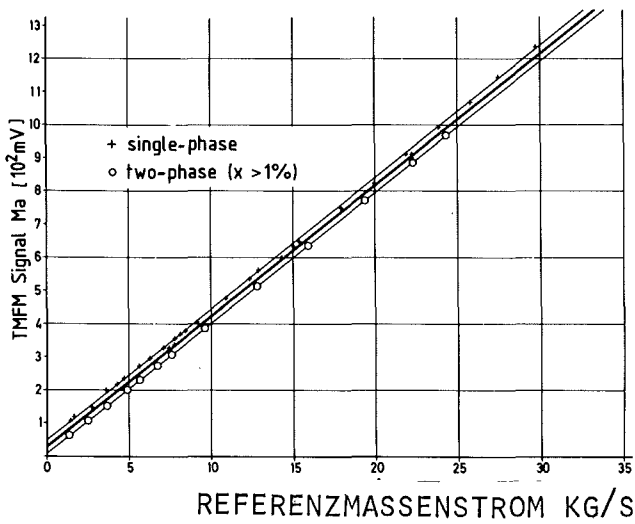


ABB. 2 TMFM KENNLINIEN

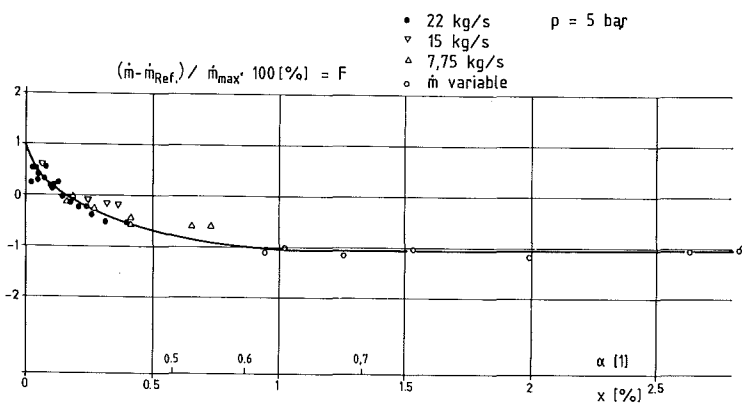


ABB. 3 SYSTEM. FEHLER DER MITTLEREN KENNLINIE ABHÄNGIG V, α UND X

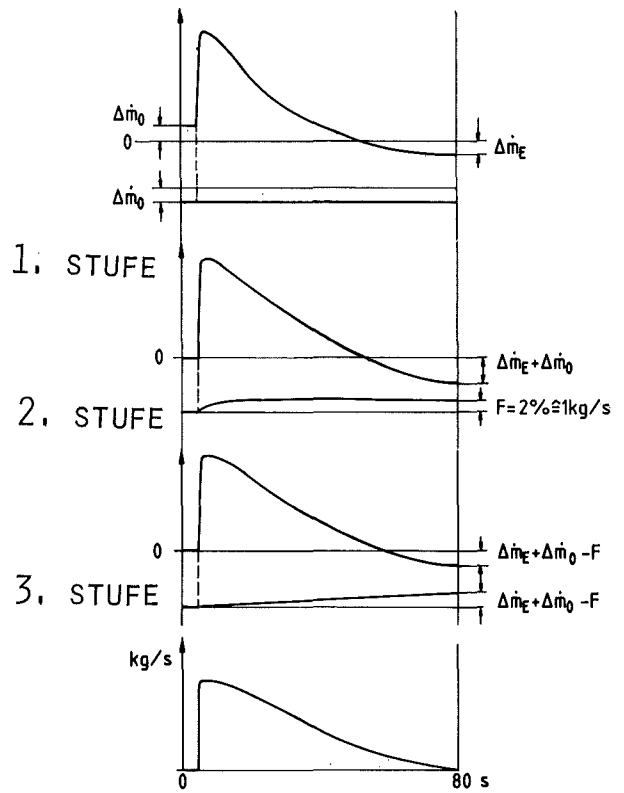


ABB. 4 KORREKTUR DES TMFM MESSIGNALS

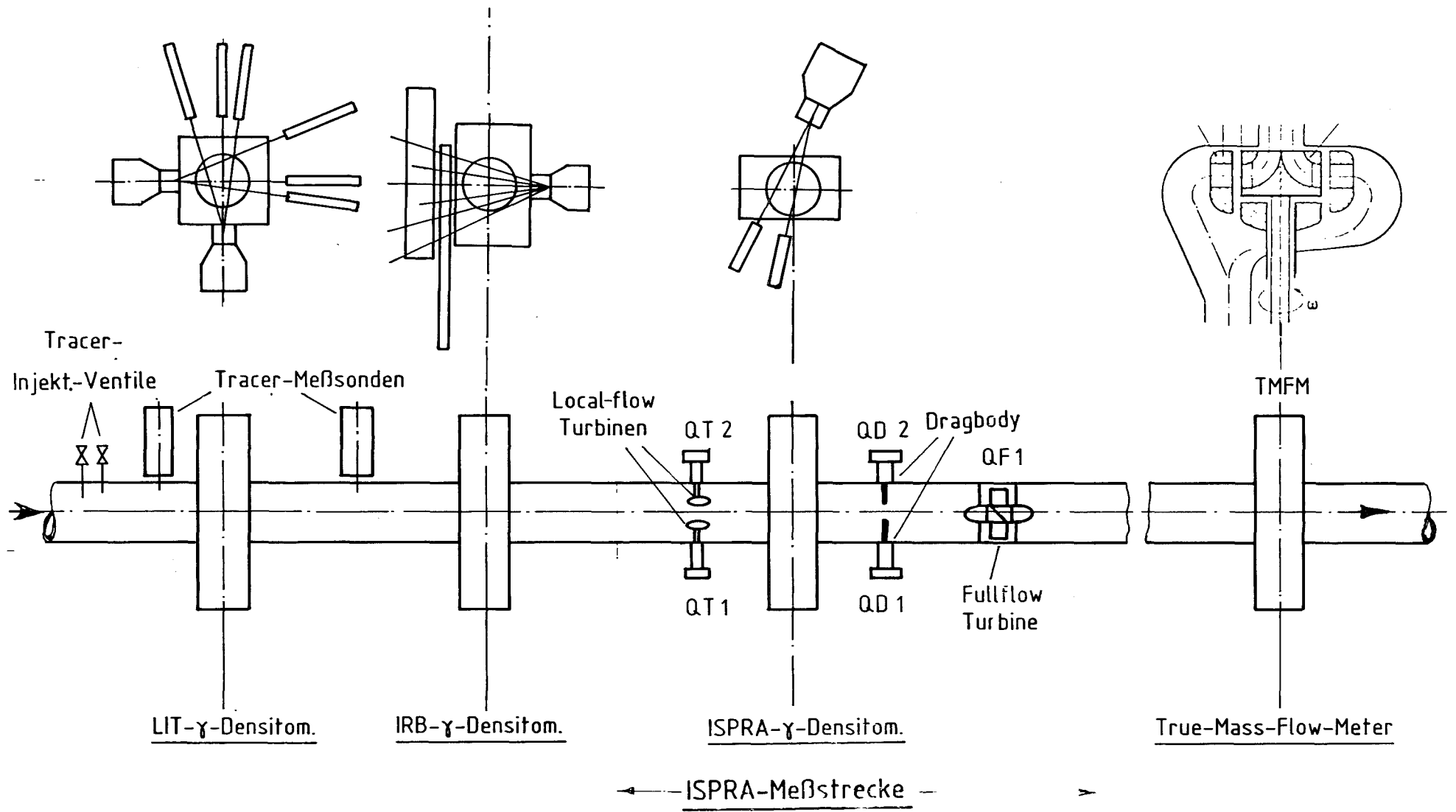


ABB. 5 Teststrecke des instationären Zweiphasenkreislaufes

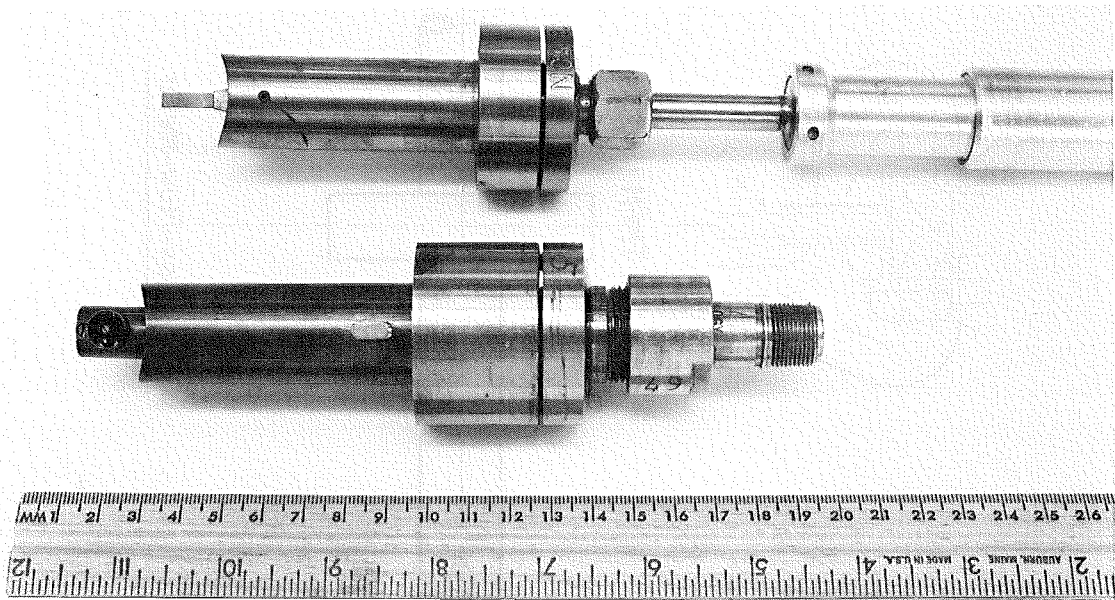


ABB. 6 EINSÄTZE MIT DRAG-BODY UND LOCAL-FLOW TURBINE

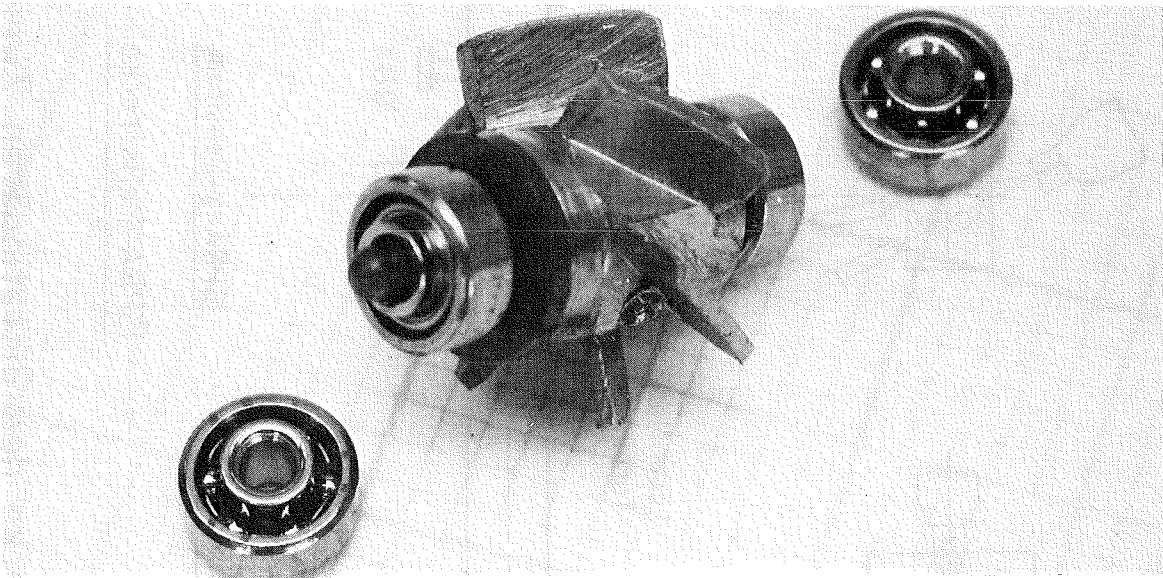


ABB. 7 LOCAL-FLOW TURBINE

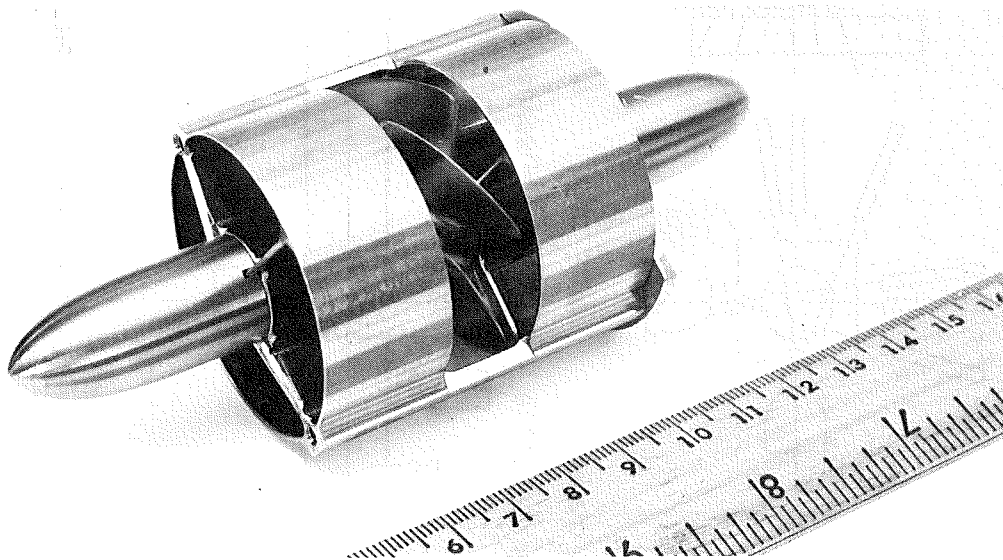


ABB. 8 FULL-FLOW TURBINE

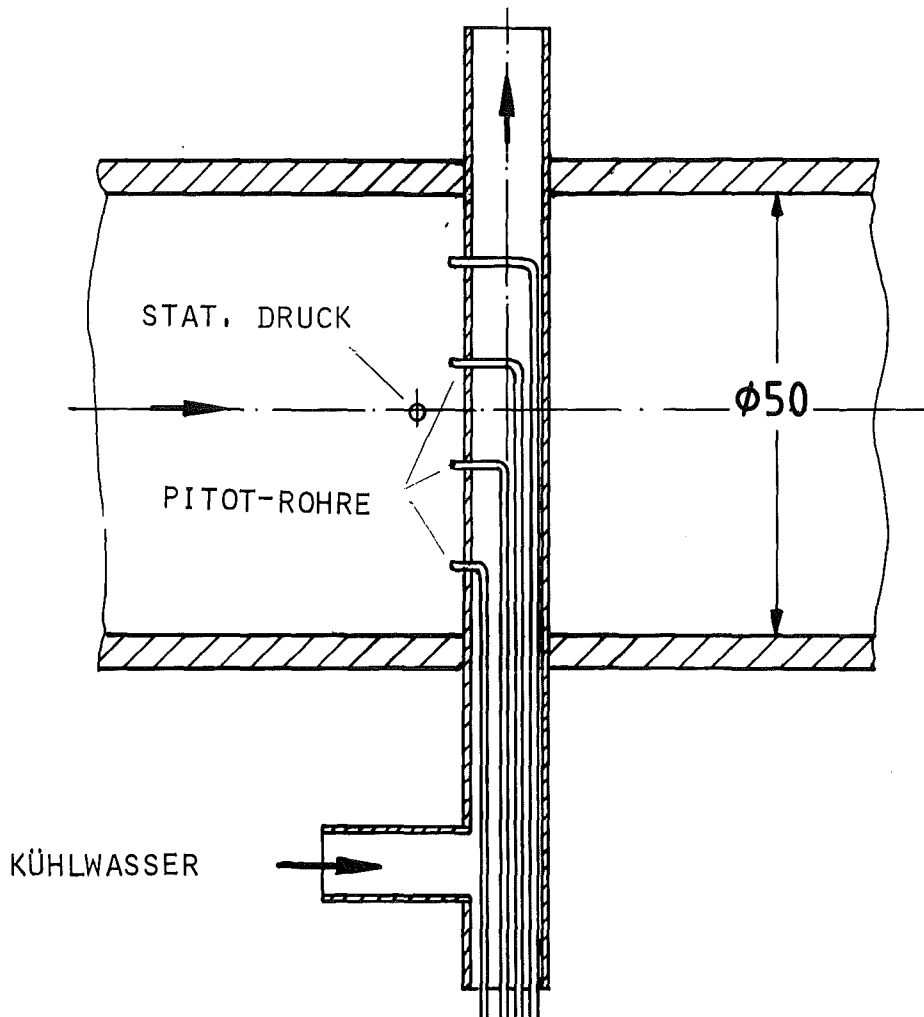


ABB. 9 PITOT-RECHEN

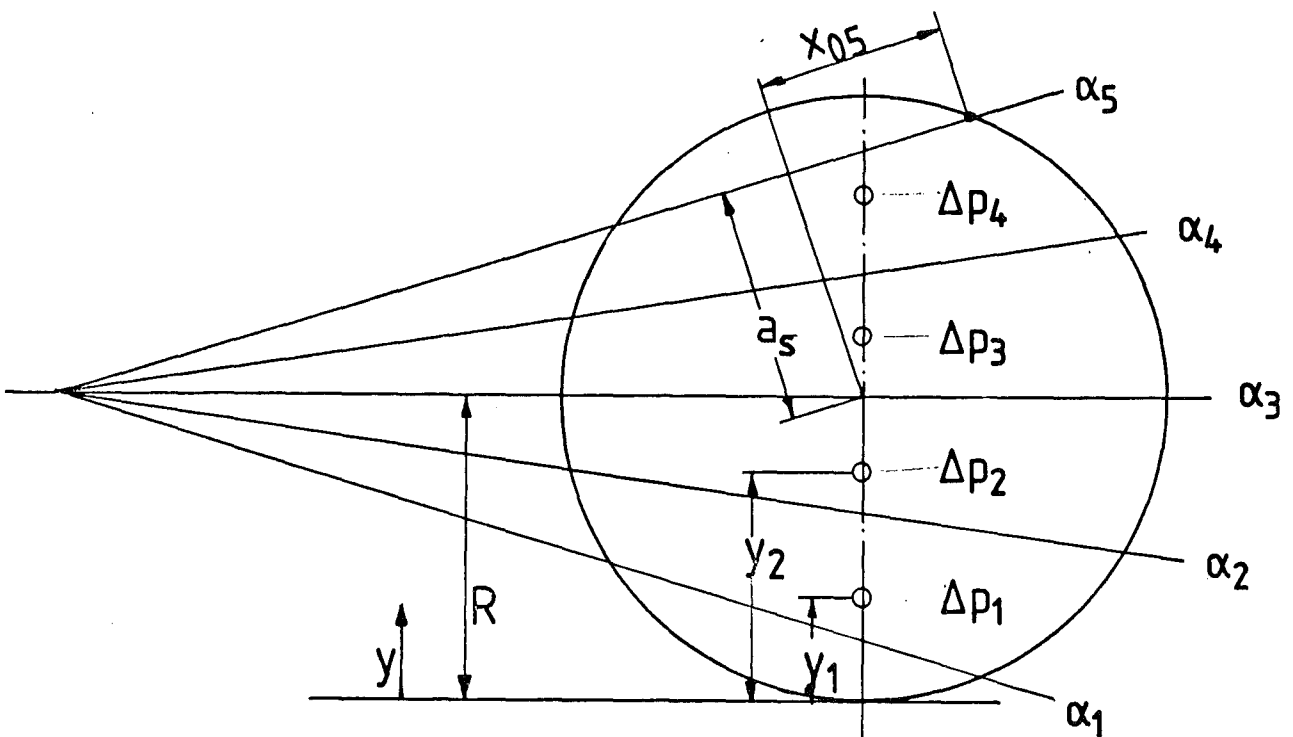


ABB. 10

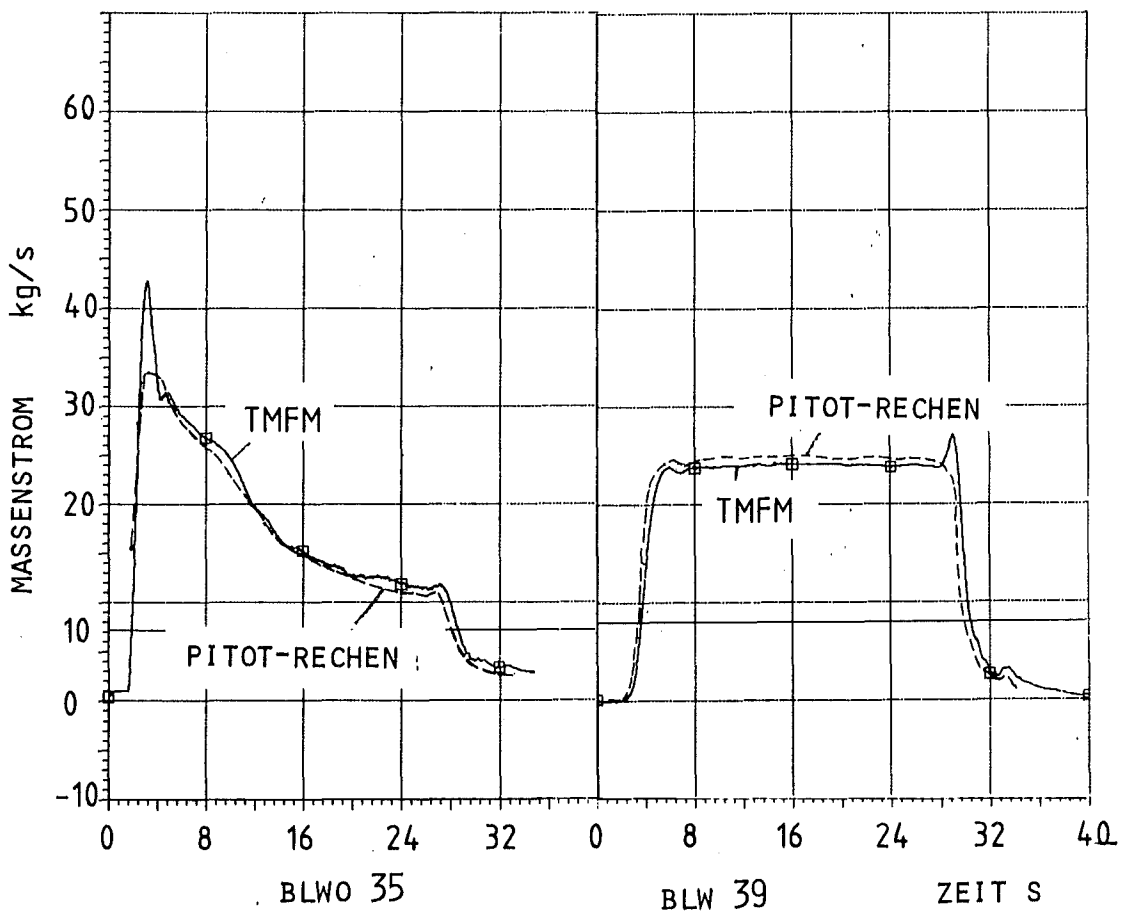
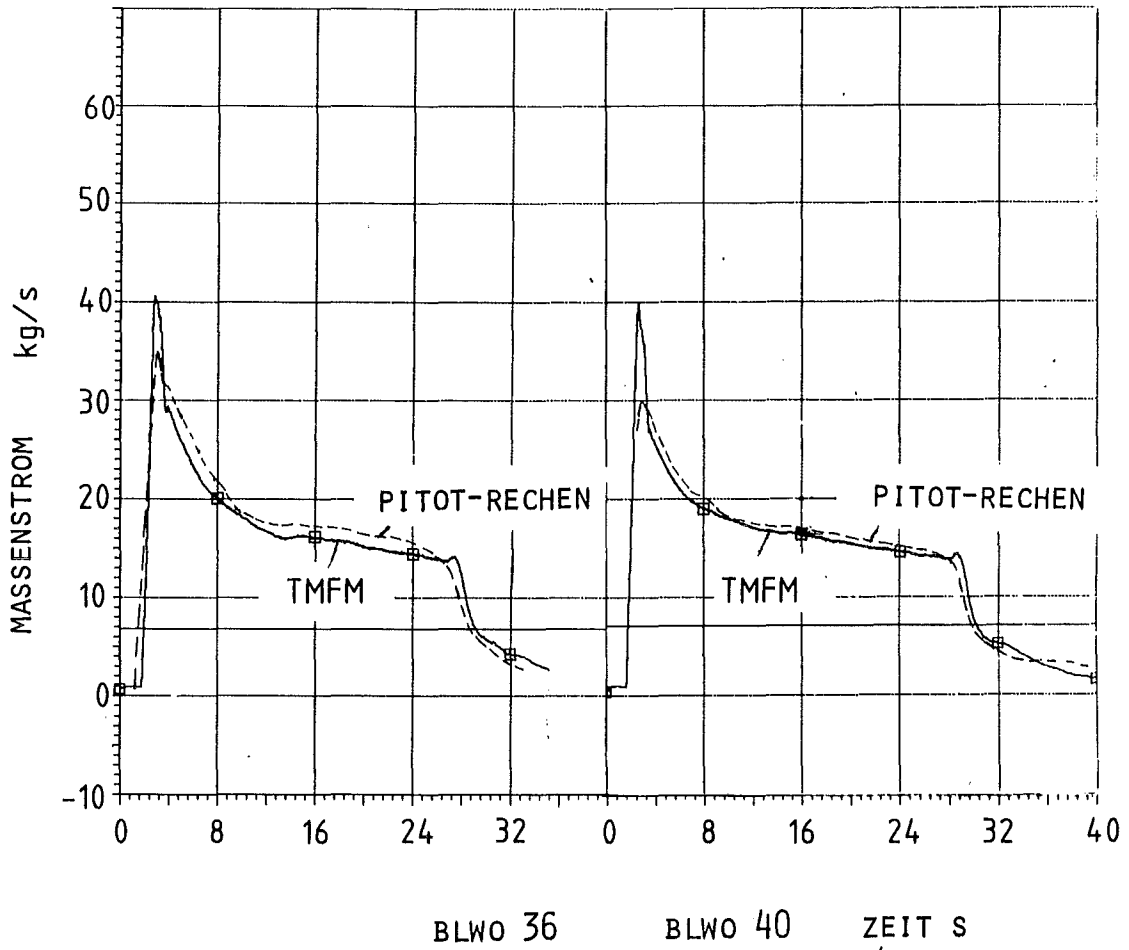
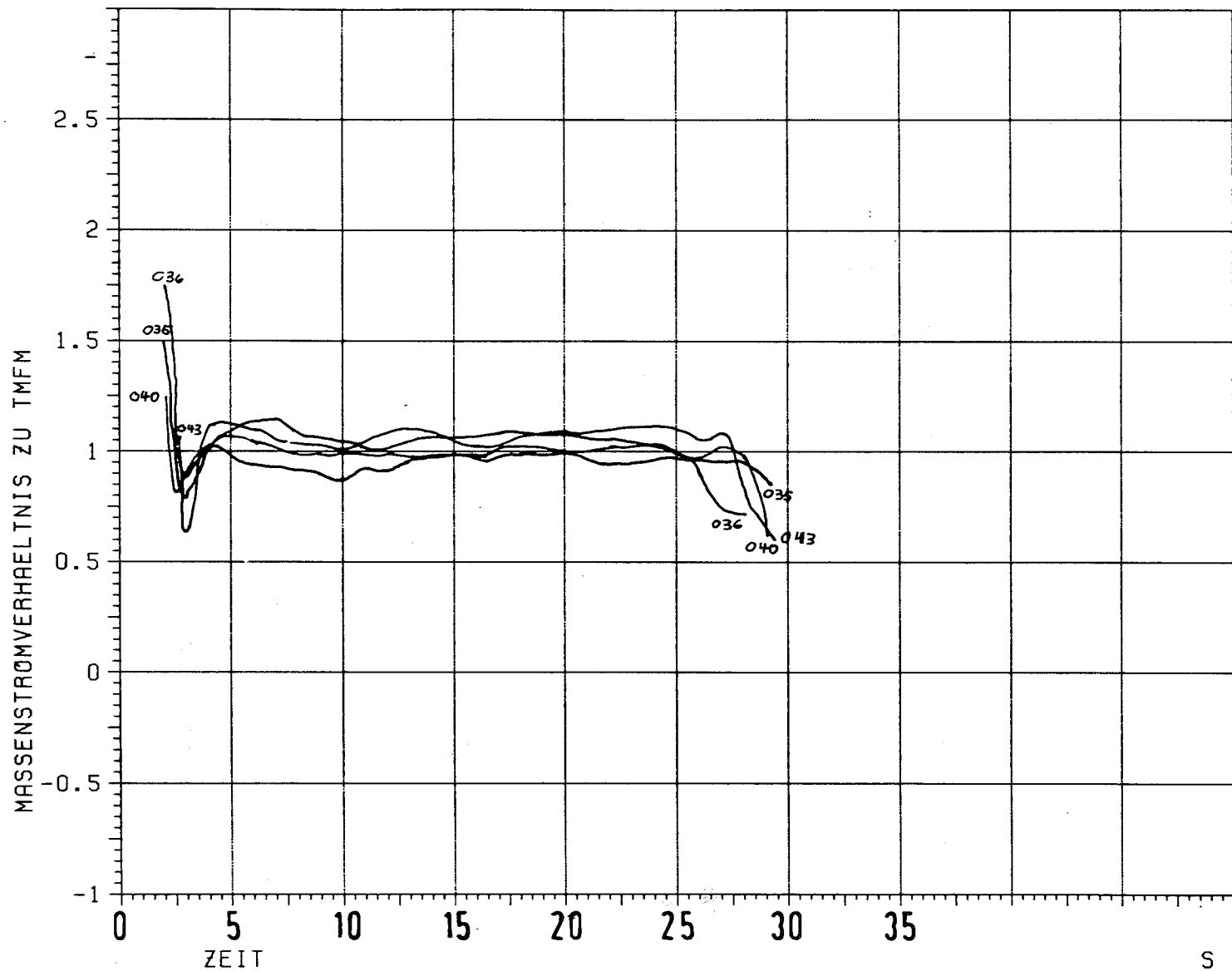


ABB. 11 MASSENSTROM VOM TMFM UND PITOT-RECHEN

31.01.80, 16.40.56
PTF --- V01.01

4



KANAL SYMBOL

Pitot - Sonde
mit
IRB - Dichte

ABB.: 12 MASSENSTR. VERHAELTNIS ZU TMFM

06.01.03/24A Entwicklung von strömungsformabhängigen Kondensations- und
PNS 4140 Schlupfmodellen in einer Zweiphasen-Düsenströmung
(M. Wadle; IRE)

I. Einleitung

Bei diesem Forschungsvorhaben soll eine Zweiphasen-Diffusor- bzw. Zweiphasen-Düsenströmung theoretisch und experimentell untersucht werden. Dabei werden in einer Teststrecke Versuche mit einer Wasser-Dampf- bzw. Wasser-Luft-Zweiphasenströmung durchgeführt, die dann mit Computercodes nachgerechnet werden. Es lassen sich anhand der experimentellen Ergebnisse die in den Codes verwendeten konstitutiven Gleichungen überprüfen.

Im Berichtszeitraum konzentrierte sich die Arbeit auf erste Nachrechnungen der Experimente vom Vorjahr mit dem eindimensionalen DUESE-Code und auf die Vorbereitung, Durchführung und Auswertung der zweiten Versuchsserie.

Über die Ergebnisse der Rechnungen wurde in /1/ Näheres berichtet.

In dieser Zusammenfassung werden schwerpunktmäßig die neuen Zweiphasenexperimente beschrieben.

II. Die zweite Versuchsserie

1. Aufbau der Teststrecke

Die bereits 1982 erfolgreich eingesetzte Teststrecke wurde für die zweite Versuchsserie nochmals umgebaut und verbessert. Durch den Einsatz einer weiteren Dichtemeßeinrichtung kann nun an 5 verschiedenen Stellen die Dichte nach dem γ -Absorptionsprinzip bestimmt werden. Des Weiteren war der Betrieb einer zweiten traversierbaren Pitot-Sonde stromab des Diffusors möglich und es wurden Verbesserungen zur leichteren Handhabung der Druckaufnehmer durchgeführt. In Vorbereitung der Tracerexperimente wurden in 8 Ebenen Detektoren zur Phasengeschwindigkeitsmessung eingebaut.

2. Durchführung der Experimente

Ab Juli 1983 war die Versuchseinrichtung im stationären Zweiphasenkreislauf des IRB betriebsbereit.

2a. Tracerexperimente

Zur getrennten Phasengeschwindigkeitsmessung sollten gasförmige bzw. flüssige Tracer eingesetzt werden. Bei der Durchführung der Experimente ergaben sich erhebliche technische Probleme beim Handling der aktiven Stoffe. Nach mehrfachem Versagen der Tracerinjektionseinrichtungen wurden diese Versuche abgebrochen.

2b. Weitere Dichteexperimente

Das Versagen der Tracerexperimente bedeutete eine Verlagerung des Versuchsprogramms auf andere Schwerpunkte:

- a) In einer ersten Serie von Experimenten wurde die Teststrecke als Düse betrieben und Experimente analog zu den Untersuchungen von Kedziur /2/ durchgeführt (Serie D).
- b) Als nächstes folgten Experimente mit hohem Dampfgehalt ($\alpha > 95 \%$) in Düsenrichtung (Serie R).
- c) Den Abschluß bildeten weitere Diffusorexperimente mit geringem Dampfanteil (Serie E).

Den Bereich der eingestellten Strömungsparameter erkennt man in Tab. 1, die Versuchsmatrizen mit dem jeweiligen Massenstrom als Parameter zeigen die Abbn. 1 bis 3.

Tabelle 1 Bereich der durchgeführten Experimente Wasser-Dampf

| Name | Strömungsrichtung | Dampfgehalt (Gewicht) | Druckbereich (Eintrittsdruck) | Anzahl |
|--------|-------------------|-----------------------|-------------------------------|--------|
| D1-D58 | Düse | 0 - 15 % | 20 - 100 bar | 58 |
| R1-R28 | Düse | 50 - 100 % | 30 - 90 bar | 28 |
| E1-E98 | Diffusor | 0 - 14 % | 20 - 120 bar | 98 |

Der Kreislauf wurde, mit Ausnahme der R-Serie, im Drosselbetrieb gefahren. Diese Betriebsweise hat den Vorteil, daß in jedem Fall davon ausgegangen werden kann, daß sich das Gemisch am Teststreckeneintritt im thermischen Gleichgewicht befindet. Variationen der Versuchspunkte werden dann durch Änderung der Drossel- bzw. der Gegendruckventilstellung erreicht.

Senkt man im Kreislauf stromab der Teststrecke den Druck immer weiter ab, so stellen sich schließlich in einer oder sogar in zwei axialen Ebenen kritische Strömungszustände ein.

Dampfgehalte > 50 % (Serie R) wurden durch Mischung von überhitztem Dampf und leicht unterkühltem Wasser in einer Mischkammer vor der Teststrecke erreicht.

Die Aufnahmetechnik der Signale hat sich gegenüber der ersten Versuchsserie 1982 nicht geändert.

3. Auswertung der Experimente

Die aufgezeichneten Signale wurden im Anschluß an die Versuche digitalisiert und damit der Auswertung auf der IBM-Großrechenanlage zugänglich gemacht.

3a. Die Drucksignale

Anhand von Eichexperimenten vor und nach den eigentlichen Versuchen und von Druckproben während des Betriebes der Teststrecke im Kreislauf können die Signale der Druckmessung mit einem maximalen Fehler von < 1 % ausgewertet werden.

3b. Die Temperatursignale

Die Temperatursignale zeigen teilweise Abweichungen zu den anhand der Druckkurve berechneten Satttdampftemperaturen. Der Fehler kann nicht ausschließlich mit dem Digitalisierungsfehler und den normalen Thermoelementungenauigkeiten erklärt werden. Da die Thermoelemente nur ca. 0,5 mm in die Teststrecke ragen, müssen auch Grenzschichteinflüsse angenommen werden.

3c. Die Dichtesignale

Mit der Auswertung der Dichtesignale wurde im IRE erst begonnen. Dazu wurde, wie auch für die Temperatur und Drucksignale, auf der IBM-Rechenanlage ein spezielles Auswerteprogramm entwickelt. Es benutzt theoretische logarithmische bzw. lineare Kennlinien, die von den morgentlichen und abendlichen einphasigen Eichpunkten mit bekannter Dichte abgeleitet werden. Es besteht außerdem die Möglichkeit, über den Tagesverlauf eine lineare Verstärker- bzw. Offsetkorrektur vorzunehmen und so von linearen Drifteinflüssen korrigierte Dichte- und Voidwerte zu erhalten. Gleichzeitig wird auch die spektrale Verteilung der Signalamplituden untersucht. Diese Auswertung wird im Moment vorgenommen.

3d. Die Pitot-Sonden

Die Traverse der beweglichen Pitot-Sonde wurde auf Band genommen und ebenfalls digitalisiert. Hier ergaben sich teilweise Probleme mit dem Meßbereich und der Auflösung der Differenzdruckaufnehmer. Bei der ersten traversierbaren Sonde können meist gute Strömungsprofile festgestellt werden. Die zweite Sonde konnte keinen radialen kinetischen Druckgradienten mehr feststellen. Da auch die rasche Vorauswertung der Dichtesignale eine schnelle Separation der Strömung stromab der Erweiterung andeutet, ist zu vermuten, daß sich der Freistrahls sehr schnell dispergiert und sich eine Schichtenströmung im weiten Querschnitt einstellt, die dann von der Pitot-Sonde wegen des geringen kinetischen Druckes nicht mehr erkannt wird.

4. Ergebnisse

Die Resultate der Druck- und Temperaturmessungen sowie die Referenzwerte des Kreislaufes und die daraus berechneten Eintrittsdampfmassen- bzw. Volumengehalte wurden in einer Datenbank abgespeichert. Für mehr als 250 Zweiphasenexperimente liegen somit umfangreiche experimentelle Ergebnisse zum Vergleich mit Rechenprogrammen und systematischen Untersuchungen vor.

Wie 1982 wurden wiederum sehr viele Experimente mit kritischen Strömungen gefahren. Eine typische Versuchsfolge sind z.B. die Versuche E04 - E08 oder E49 bis E53. In Abb. 4 erkennt man den immer stärkeren Druckabfall in der Teststrecke bis zum Erreichen des voll überkritischen Zustandes bei den Experimenten E08 und E53 mit fast Umgebungsdruck stromab des Diffusors. Gleichzeitig zeigen die beiden Folgen aber auch die starke Massenstromabhängigkeit (E08 $M = 2,428$ kg/sec, E53 $M = 3,705$ kg/sec). Da der Kreislauf nur ca. 4,5 kg/sec Massenstrom liefern kann, sind kritische Experimente bei der gegebenen Geometrie nur bei Eintrittsdrücken < 60 bar möglich.

Vergleich mit der Strömungsbilderkarte von Mandhane

In den Abbn. 5 bis 7 wurden für den Eintritts- bzw. den Austrittszustand bei konstanten x die Versuchspunkte in die Strömungsbilderkarte nach Mandhane /3/ eingetragen.

Die Symbole bei höheren Geschwindigkeiten sind immer die Parameter im engen Rohrquerschnitt (NW 16 mm), kleinere Geschwindigkeiten erhält man im weiten Querschnitt (NR 80 mm). Für die Düsenströmung stellt letzterer den Eintritt dar, in Diffusorrichtung gilt die umgekehrte Aussage. Die

Geschwindigkeiten werden hauptsächlich von den starken Querschnittsunterschieden beeinflusst. Die Schlupfwerte sind Erfahrungswerte aus Nachrechnungen von Kedziur und eigenen numerischen Auswertungen. Anzumerken ist außerdem, daß die Karte nur für eine eingelaufene Strömung gilt. Trotzdem geben diese Karten die beobachteten Strömungsphänomene richtig wieder.

In Düsenrichtung und kleinem Dampfgehalt entwickelt sich die Schichtenströmung am Eintritt in eine disperse Strömung bzw. Schwallströmung, was sich durch heftige Erschütterungen der Teststrecke bemerkbar macht. Unterkritische und überkritische Versuche verhalten sich ähnlich.

In Diffusorrichtung deuten auch die Dichtemessungen im dünnen Rohrquerschnitt Homogenität an. Die Druckaufnehmer zeigten periodische Schwankungen im Bereich 1 Hz, so daß beide Beobachtungen zusammen die Angabe der Strömungsbilderkarte, daß am Eintritt eine disperse bzw. Schwallströmung vorliegt, bestätigen. In dieser Richtung unterscheiden sich aber kritische und unterkritische Versuche am Ausgang erheblich. Aus der Voidverteilung erkennt man, daß die Strömung bei Geschwindigkeiten kleiner als der Schallgeschwindigkeit nach dem Diffusor stark separiert, während bei kritischen Experimenten die letzte Meßebene stromab der Erweiterung immer noch homogene Verteilung zeigt. Dieses Ergebnis zeigt auch die Strömungsbilderkarte (vgl. gestrichelte Linien in Abb. 5).

Bei sehr hohen Dampfgehalten ist am Eintritt die Ringströmung zu erwarten. Dies verdeutlicht auch die Strömungsbilderkarte. Die Dichtemessung ist bei sehr hohem Dampfgehalt relativ ungenau, so daß sich keine systematische Aussage machen läßt, jedoch deutet sich bei den Versuchen R15 und R21 die Phasenseparation bei der Dichtemessung an, wie sie von der Strömungsbilderkarte vorausgesagt wird.

III. Ausblick

Der experimentelle Teil der Arbeit ist abgeschlossen. Nach der vollständigen Auswertung und vorläufigen Dokumentation der Versuchsergebnisse folgt die Nachrechnung mit weiteren Computercodes.

Literatur

/1/ Fortschrittsbericht

Gesellschaft für Reaktorsicherheit

GRS-F-128-9/83

/2/ F. Kedziur

Untersuchung einer Zweiphasen-Düsenströmung und Überprüfung verschiedener Rechenprogramme anhand der experimentellen Ergebnisse

KfK 2946, März 1980

/3/ J.M. Mandhane

A Flow Pattern Map for Gas-Liquid-Flow in Horizontal Pipes

1st Journal of Multiphase Flow, Vol. 1, 1974

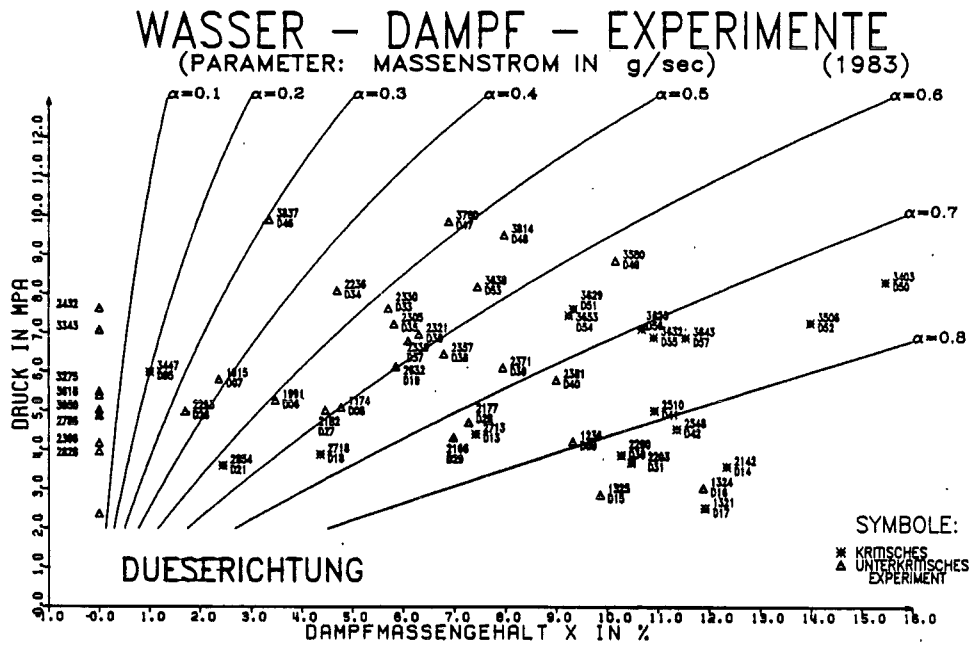


Abb. 1 Versuchsmatrix Wasser-Dampf-Düsenexperimente mit geringem Dampfgehalt von 1983. (Serie D)

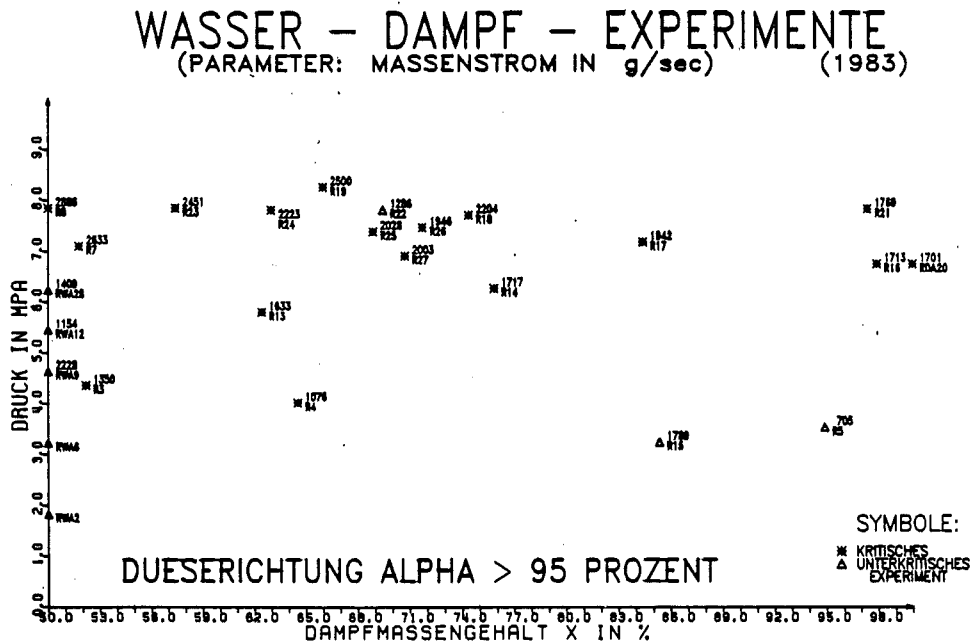


Abb. 2 Versuchsmatrix Wasser-Dampf-Düsenexperimente mit hohem Dampfgehalt von 1983 (Serie R)

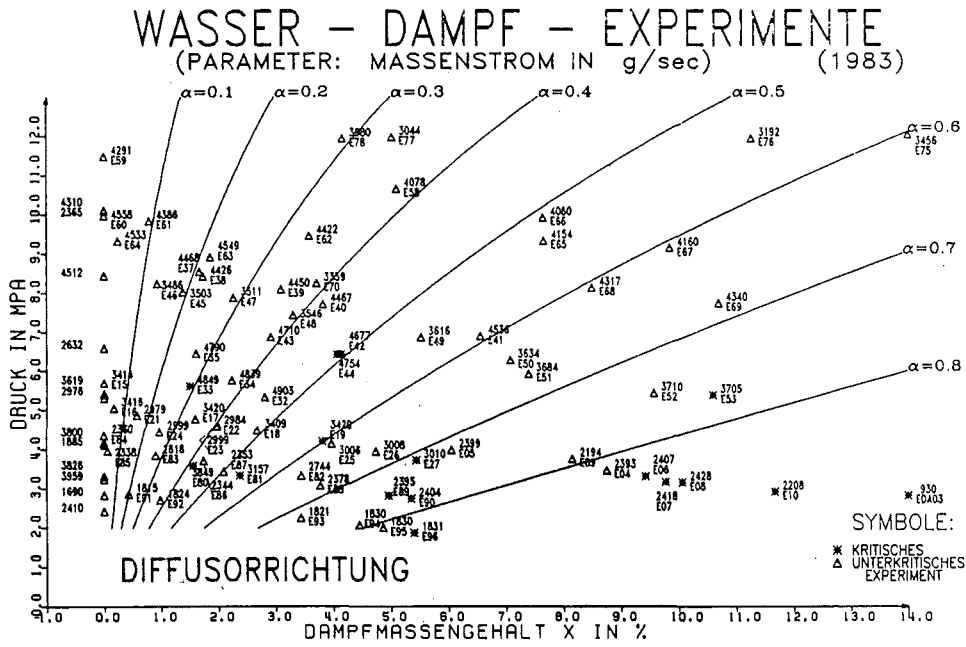


Abb. 3 Versuchsmatrix Wasser-Dampf-Diffusorexperimente mit geringem Dampfgehalt von 1983 (Serie E)

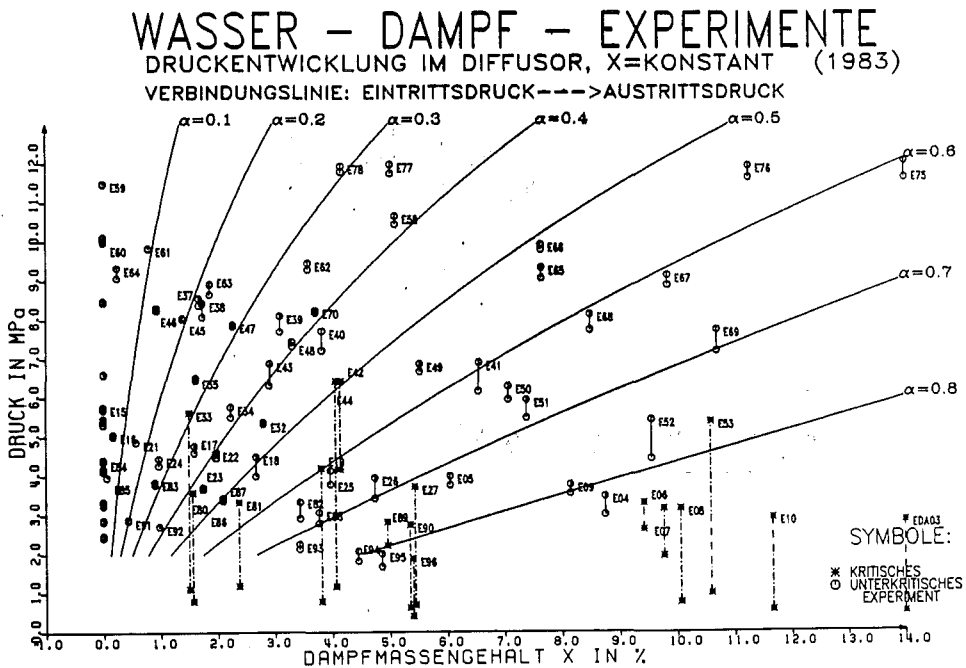


Abb. 4 Druckänderung in der Teststrecke bei kritischen und unterkritischen Experimenten (x = const angenommen)

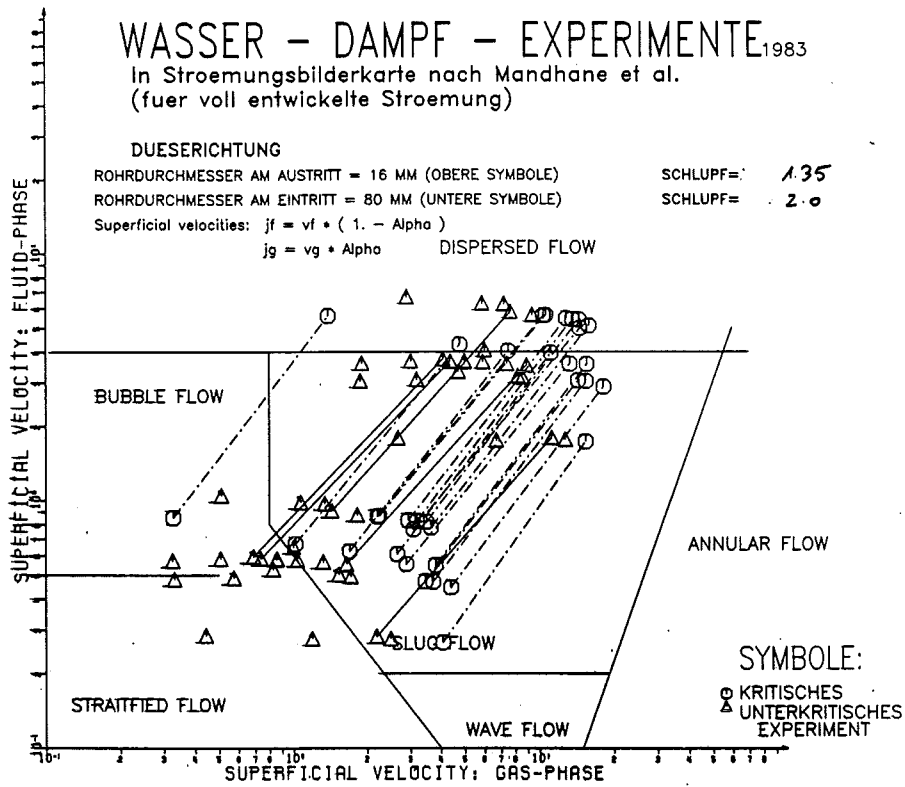


Abb. 5 Strömungsbilderkarte der Versuchsserie D nach Mandhane

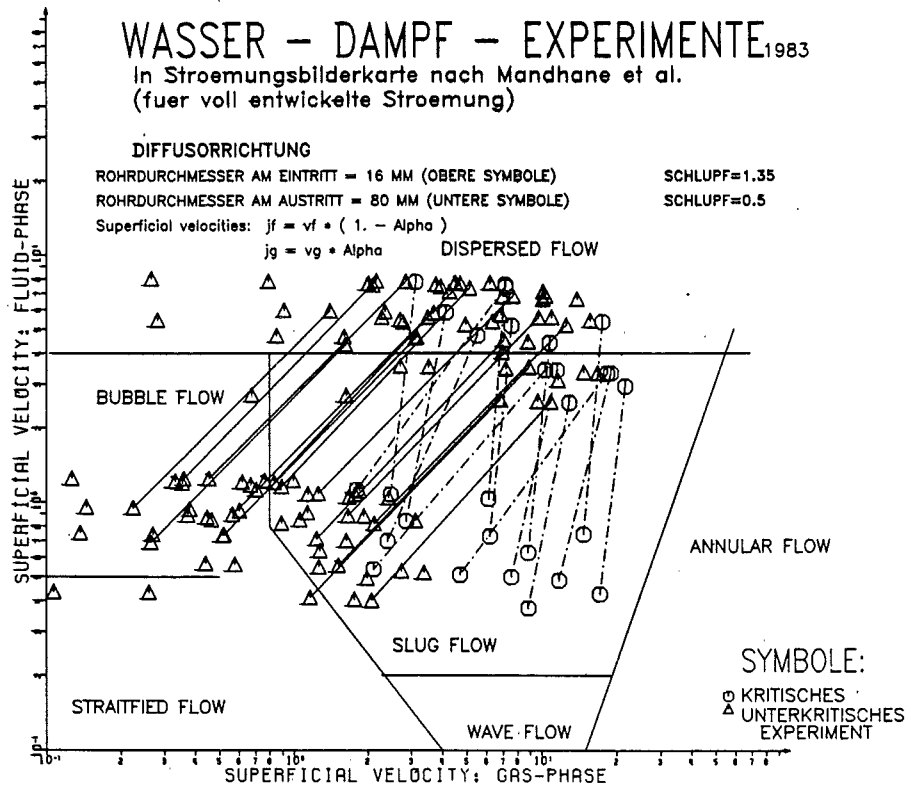


Abb. 6 Strömungsbilderkarte der Versuchsserie E nach Mandhane

WASSER - DAMPF - EXPERIMENTE¹⁹⁸³

In Strömungsbilderkarte nach Mandhane et al.
(für voll entwickelte Strömung)

DUESERICHTUNG HOHER DAMPFGEHALT

ROHRDURCHMESSER AM AUSTRITT = 16 MM (OBERE SYMBOLE)

ROHRDURCHMESSER AM EINTRITT = 80 MM (UNTERE SYMBOLE)

Superficial velocities: $j_f = v_f \cdot (1 - \text{Alpha})$

$j_g = v_g \cdot \text{Alpha}$

SCHLUPF AM DUESENEINTRITT = 2.0

SCHLUPF AM ENDE DER REIBPHASE = 1.35

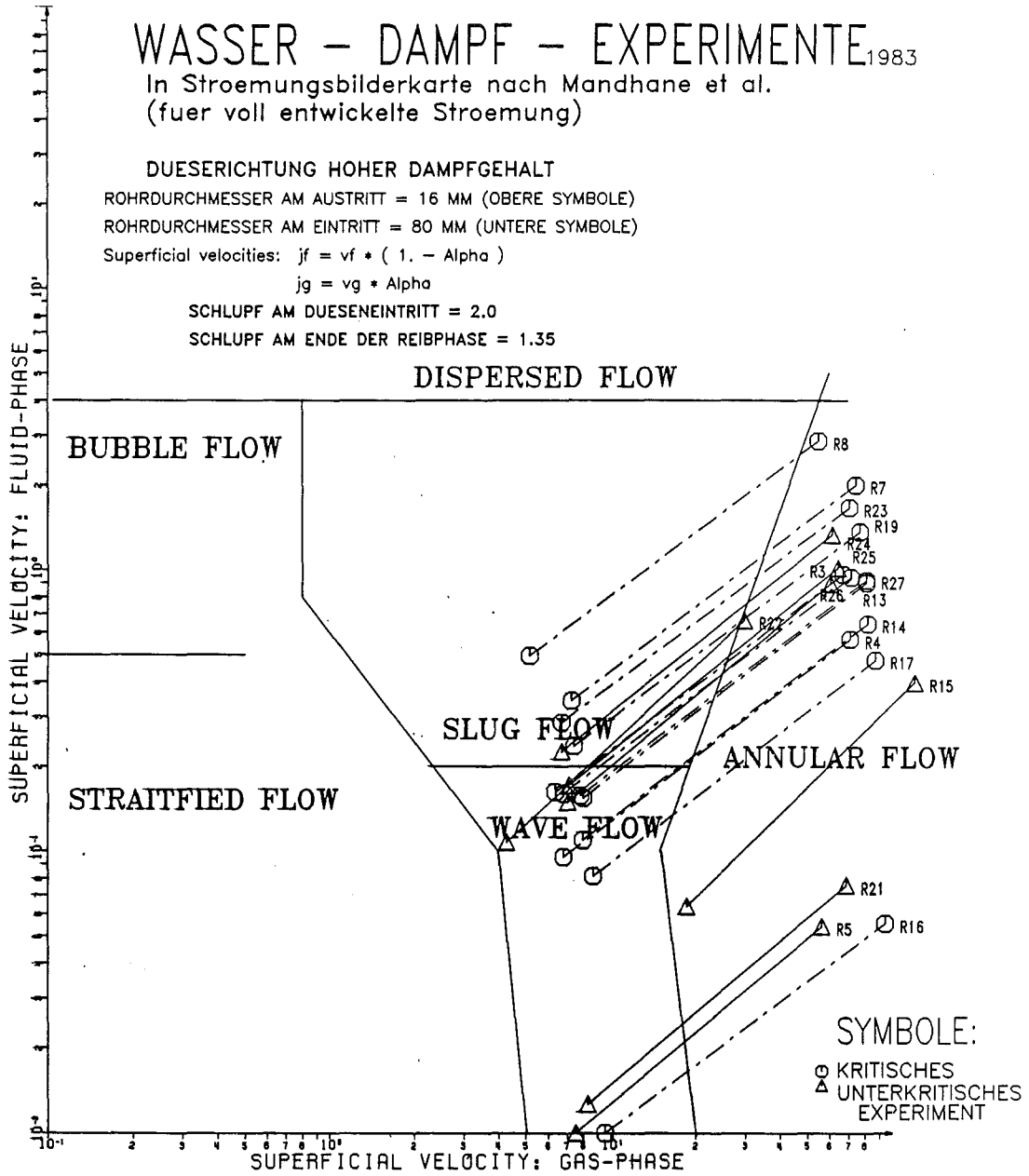


Abb. 7 Strömungsbilderkarte der Versuchsserie R nach Mandhane

Seite

06.01 SICHERHEIT UND UMGEBUNGSSCHUTZ VON KKW

PNS-Teilprojekt 4200 - Brennelementverhalten bei Störfällen

| | | |
|----------|--|------------|
| 06.01.04 | Entwicklung und Verifizierung eines Codesystems zur Beschreibung des Brennelementverhaltens bei Störfällen | 4200 - 1 |
| 06.01.07 | Brennstabverhalten in der Blowdown-Phase eines Kühlmittelverluststörfalles | 4200 - 23 |
| 06.01.09 | Brennstabverhalten in der Wiederauffüll- und Flutphase eines Kühlmittelverluststörfalles | 4200 - 42 |
| 06.01.16 | Untersuchungen zu schweren Kernschäden | 4200 - 112 |
| 06.01.17 | Untersuchungen zum Störfallverhalten fortgeschrittener Druckwasserreaktoren (FDWR) | 4200 - 196 |

- 06.01.04 Entwicklung und Verifizierung eines Codesystems zur Beschreibung des Brennelementverhaltens bei Störfällen
(H. Borgwaldt; INR, R. Meyder, R. Hackenbroich, S. Raff; IRE
K. Wagner; IT)
- 06.01.04/26A Weiterentwicklung des Programmsystems SSYST
PNS 4231.3 (H. Borgwaldt; INR)

In 1983 wurden eine Reihe abschließender und Wartungs-Arbeiten an der Version SSYST-3 des Programmsystems durchgeführt. Dies schließt Beratungen und Einweisungen ein. Für den Preprocessor-Code PREPRO wurde eine Funktions- und Eingabe-Beschreibung / / erstellt.

Der Flut-Modul REFLOS nutzte bisher die für SSYST charakteristische dynamische Arbeitsspeicher-Belegung nicht richtig aus und konnte daher nur in einer großen Job-Region laufen. Nach Anpassung seiner Kopplung an die Standard-Technik und Bereinigung des Codes, wobei zusätzliche Verbesserungen an REFLOS vorgenommen wurden, ist dieser Mangel behoben.

Anfang 1983 wurde bei der GRS-Köln eine Arbeits-Version von SSYST-3 installiert.

Das Programmsystem erwies sich als recht stabil. Kleinere Fehler in den Hilfs-Modulen KOMBL, MITTEL und RSYFKT, die bei Anwendungen auftraten, konnten umgehend beseitigt werden.

Die abgeschlossene Version SSYST-3 wurde dem IKE-Stuttgart übergeben, wo das System auf einer VAX-11/780 installiert und durch zusätzliche Physikmoduln für den Bereich hoher Temperaturen (Severe Fuel Damage) erweitert wird. Hiermit zusammenhängend wurden eine Reihe von Beratungen über Schnittstellen etc. geführt.

Von der IAEA-Wien wird, im Rahmen eines Unterstützungs-Programms 'Uses of Computer Codes for Safety Analysis', die über die NEA Data Bank freigegebene Version SSYST-2 zusammen mit der KfK-Version des Primärsystem-Codes RELAP4/MOD6 und einigen anderen Codes eingesetzt. Dort aufgetretene Schwierigkeiten bei dem Versuch einer vollständigen LOCA-Analyse mit Kopplung von RELAP und SSYST konnten durch eine Beratung behoben werden. Dabei zeigte sich wiederum die Wichtigkeit einer kurzen, direkten Einweisung neuer Benutzer in das Programmsystem.

Literatur:

// H.Borgwaldt: PREPRO, a Preprocessor Code for SSYST Input,
Bericht KfK 3537 (Mai 1983)

06.01.04/29A Erweiterung von SSYST für Brennstabanalysen im SFD-
PNS 4231.9 Temperaturbereich. Quantifizierung verschiedener Einflüsse
(K. Wagner; IT)

Das Ziel der ersten hier durchgeführten Arbeiten war es, das instationäre Wärmeleitprogramm STATI-4 für versuchsspezifische Geometrien, die von der Reaktorgeometrie erheblich abweichen, zu testen. Die Verifikation wurde vereinbarungsgemäß an dem SFD-Versuch ESSI-4 (Dr. Hagen, IT) vorgenommen.

1. Durchgeführte Arbeiten und Ergebnisse

Es zeigte sich, daß bei den in ESSI-4 eingesetzten kurzen Brennstabsimulatoren (Gesamtlänge ca. 370 mm), die noch dazu an den Enden wegen der Stromzuführung stark gekühlt wurden, die eindimensionale Rechnung ungenügende Ergebnisse liefert. Es wurde deshalb aus STATI-4 eine erste zweidimensionale Arbeitsversion STATI-ZD erstellt. Mit diesem Programm war es möglich, erste vernünftige Resultate zu erzielen. Dabei waren die bei dem Versuch vorhandenen Randbedingungen zu beachten, die an die Eingabe in das Wärmeleitprogramm besondere Anforderungen stellten.

In den Bildern 1 und 2 ist die betrachtete Versuchsanlage dargestellt. Bilder 3 u.4 zeigen Einzelheiten des eigentlichen Versuchseinsatzes (aus /1/). Die radiale Maschenteilung, wie sie den Rechnungen zugrundeliegt, ist in Bild 5 dargestellt, die Einteilung in axiale Zonen ist aus Bild 7 ersichtlich.

Bild 6 veranschaulicht die Meßwerte, die während des Versuches aufgenommen wurden.

Die Wärmeproduktion wurde ortsabhängig (axial) aus dem vorgegebenen Strom und dem temperaturabhängigen spezifischen Widerstand errechnet (SUBROUTINE WPRØD in STATI-ZD). Der in Masche 8 bei ca. 1,07 bar Umgebungsdruck zugepeiste Wasserdampfmengenstrom betrug ca. $3,3 \cdot 10^{-4}$ kg/s, seine Eintrittstemperatur 120 bis 130 °C. Die damit gegebenen Wärmeübergangszahlen und Fluidtemperaturen wurden maschenabhängig (axial) mit den jeweiligen Rück-

kopplungen zur Wandtemperatur in der dafür in STATI-ZD vorgesehenen SUBROUTINE WUE errechnet. In Masche 10 tritt freie Konvektion von Wasserdampf auf (belegt einmal durch die Tatsache, daß der Shroud ziemlich gleichmäßig beidseitig oxidiert ist, andererseits durch die Rechnung, bei der die Annahme "stagnierender Wasserdampf" zu Rechenergebnissen führt, die von den experimentellen Ergebnissen sehr verschieden sind). Bei den hier vorliegenden Rechnungen wurde der Massenstrom bei freier Konvektion als Funktion der Wandtemperatur $T\emptyset$ (3,7) abgeschätzt zu

$$\dot{m} = 3,5 \cdot 10^{-7} \cdot (T\emptyset (3,7) - 1000.) + 5 \cdot 10^{-5} \quad [\text{kg/s}]$$

Es wurde angenommen, daß bei ca. 20 K Übertemperatur der Wand G (1,10) gegenüber Umgebungstemperatur (ca. 100 °C) die freie Konvektion einsetzte.

Die Außenwand des Versuchsaufbaues (Masche 21) wurde auf 423 K thermostatisiert. Im Programm wird dieser Tatsache Rechnung getragen durch eine äußere Fluidtemperatur von 423 K verbunden mit einer Wärmeübergangszahl von $\alpha_a = 10^6 \text{ W/m}^2/\text{K}$.

Um den Einfluß der Wasserdampf/Zirkaloy-Reaktion zu berücksichtigen, wurde das von Vollmer /2/ entwickelte, auf der rate-equation von Leistikow /3/ basierende Oxidationsmodell an STATI-ZD angekoppelt. Es wurde dabei angenommen, daß Oxidation stattfindet auf der Außenseite der Brennstabhülle sowie beidseitig am Shroud. Durch die bei der Oxidation freigesetzte Wärme erreicht und überschreitet die Temperatur den Schmelzpunkt des Zry-4. Im Bereich oberhalb des Schmelzpunktes ist die rate-equation nicht mehr gültig. Die Anwendung auch im Bereich oberhalb des Schmelzpunktes führte zu Temperatureskalationen, die so nicht realistisch sein konnten. Es wurde deshalb die Oxidationsrate vom Schmelzpunkt an auf den zuletzt erreichten Maximalwert begrenzt. Das Ergebnis dieser Rechnung ist in Bild 7 dargestellt.

2. Weiterführung der Arbeiten

- a) Es wird ein Modell der freien Konvektion für die Strömung und den Wärmeübergang in Masche 10 entwickelt und im Programm erprobt.
- b) Es wird versucht werden aufzuzeigen, ob bei Wasserdampf/Zry-Reaktion im axialen Verlauf der Strömung eine Wasserdampfverknappung eintritt, die zu einer Verzögerung der Reaktion führen könnte.

- c) Es wird versucht werden, das von Neitzel, IRB entwickelte Oxidationsmodell an STATI-ZD anzukoppeln und die damit erzielbaren Ergebnisse zu prüfen.

Literatur:

- /1/ S.Hagen et al.:
Temperature Excalation in PWR FUEL ROD SIMUALTORS due to the
Zircaloy/Steam Reaction: Tests ESSI - 1, 2, 3
KfK 3507 (1983)
- /2/ T.Vollmer, K.Hain:
Unveröffentlicher Bericht der KfK (1981)
- /3/ S.Leistikow, G.Schanz, H.v.Berg:
Kinetik und Morphologie der isothermen Dampf-Oxidation von Zirkaloy-4
bei 700 - 1300 °C.
KfK 2587 (1978)

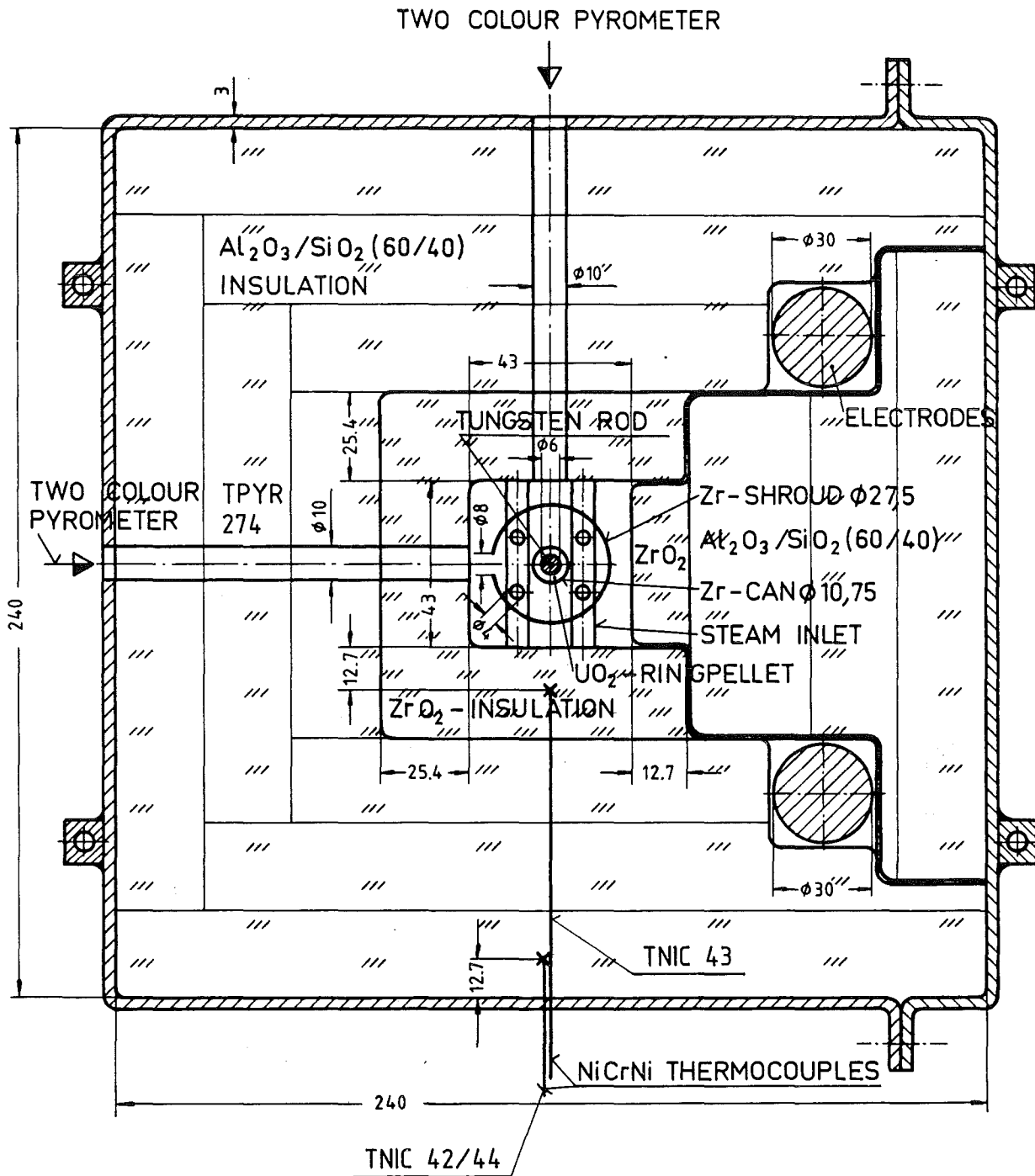


ABB. 3 TOPVIEW OF THE EXPERIMENTAL ARRANGEMENT FOR TESTS ESSI-1.2.3
TEST ESSI-4 IS EQUAL

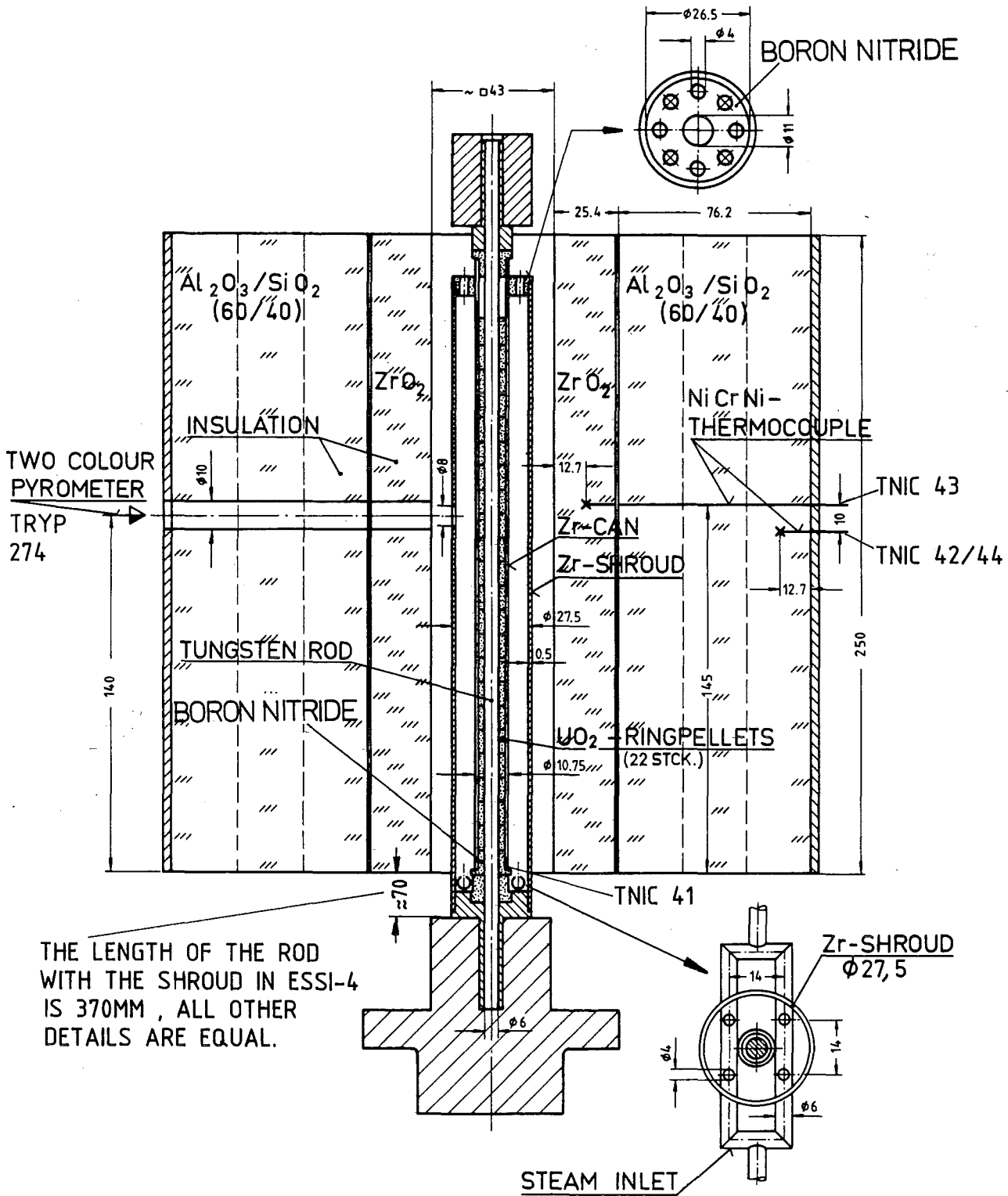


ABB. 4 SIDEVIEW OF THE EXPERIMENTAL ARRANGEMENT FOR TESTS ESSI-1.2.3

| Masche Nr. | 1 | 2 | 3 | 4 | 5 | 6 | 7 | 8 | 9 | 10 | 11 | 12 | 13 | 14 | 15 | 16 | 17 | 18 | 19 | 20 | 21 |
|------------------|-----|------|------|------|-----|------|-------|------|------|------|-------|------|-------|------|------|------|-------|-----|-----|-----|-----|
| NF | 1 | 2 | 1 | 1 | 1 | 2 | 1 | 4 | 1 | 4 | 1 | 1 | 1 | 1 | 1 | 1 | 1 | 1 | 1 | 2 | 1 |
| ND | 1 | 0 | 1 | 1 | 1 | 0 | 1 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 |
| NS | 21 | 3 | 1 | 1 | 1 | 3 | 2 | 5 | 2 | 5 | 20 | 20 | 20 | 20 | 22 | 22 | 22 | 22 | 4 | 5 | 4 |
| NH | 1 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 |
| G [10^{-3} m] | 3,0 | 3,05 | 3,57 | 4,09 | 4,6 | 4,65 | 5,375 | 12,8 | 14,0 | 21,5 | 27,85 | 34,2 | 40,55 | 46,9 | 65,2 | 83,5 | 101,7 | 120 | 123 | 242 | 290 |
| T OBEN [K] | 300 | 300 | 300 | 300 | 300 | 300 | 300 | 300 | 300 | 300 | 300 | 300 | 300 | 300 | 300 | 300 | 300 | 300 | 300 | 300 | 300 |
| T UNTEN [K] | " | " | " | " | " | " | " | " | " | " | " | " | " | " | " | " | " | " | " | " | " |
| T00 [K] | 347 | 347 | 347 | 347 | 347 | 347 | 347 | 347 | 347 | 347 | 347 | 347 | 347 | 347 | 347 | 347 | 347 | 423 | 423 | 423 | 423 |

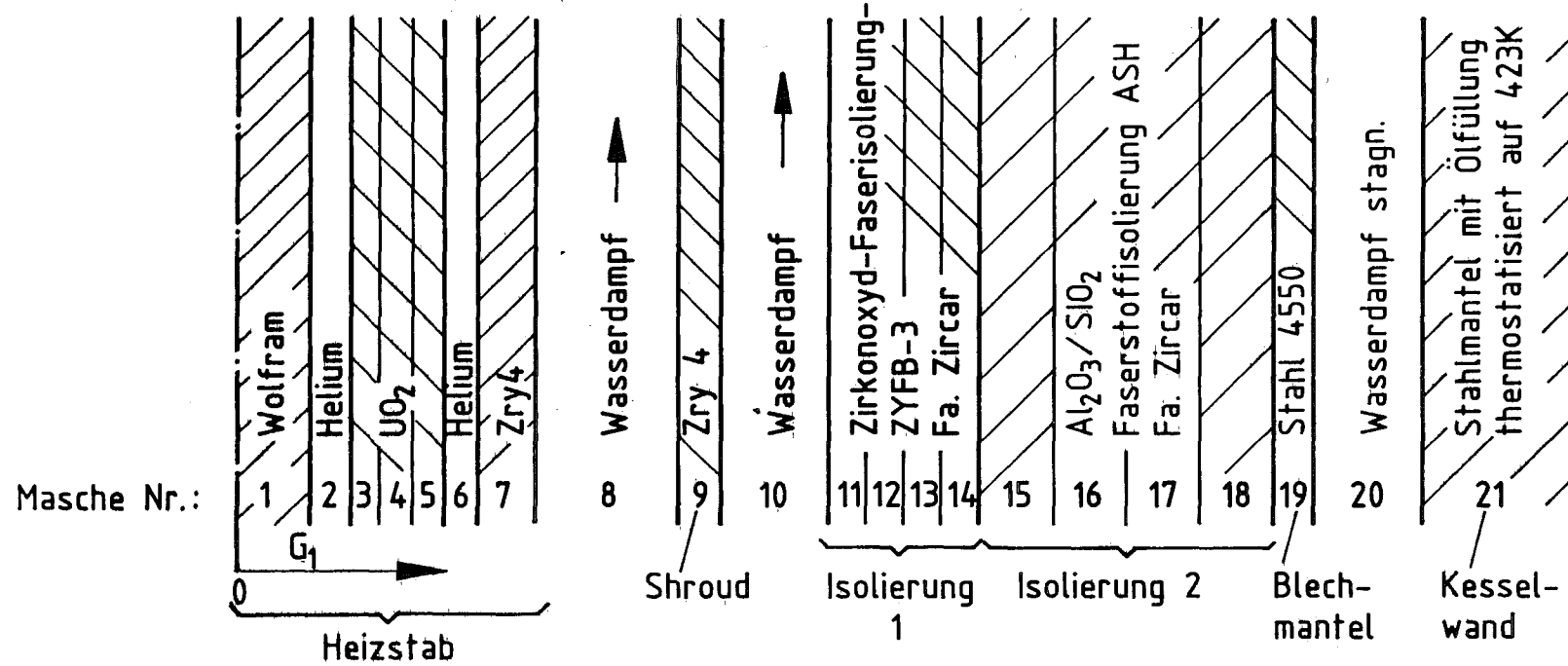
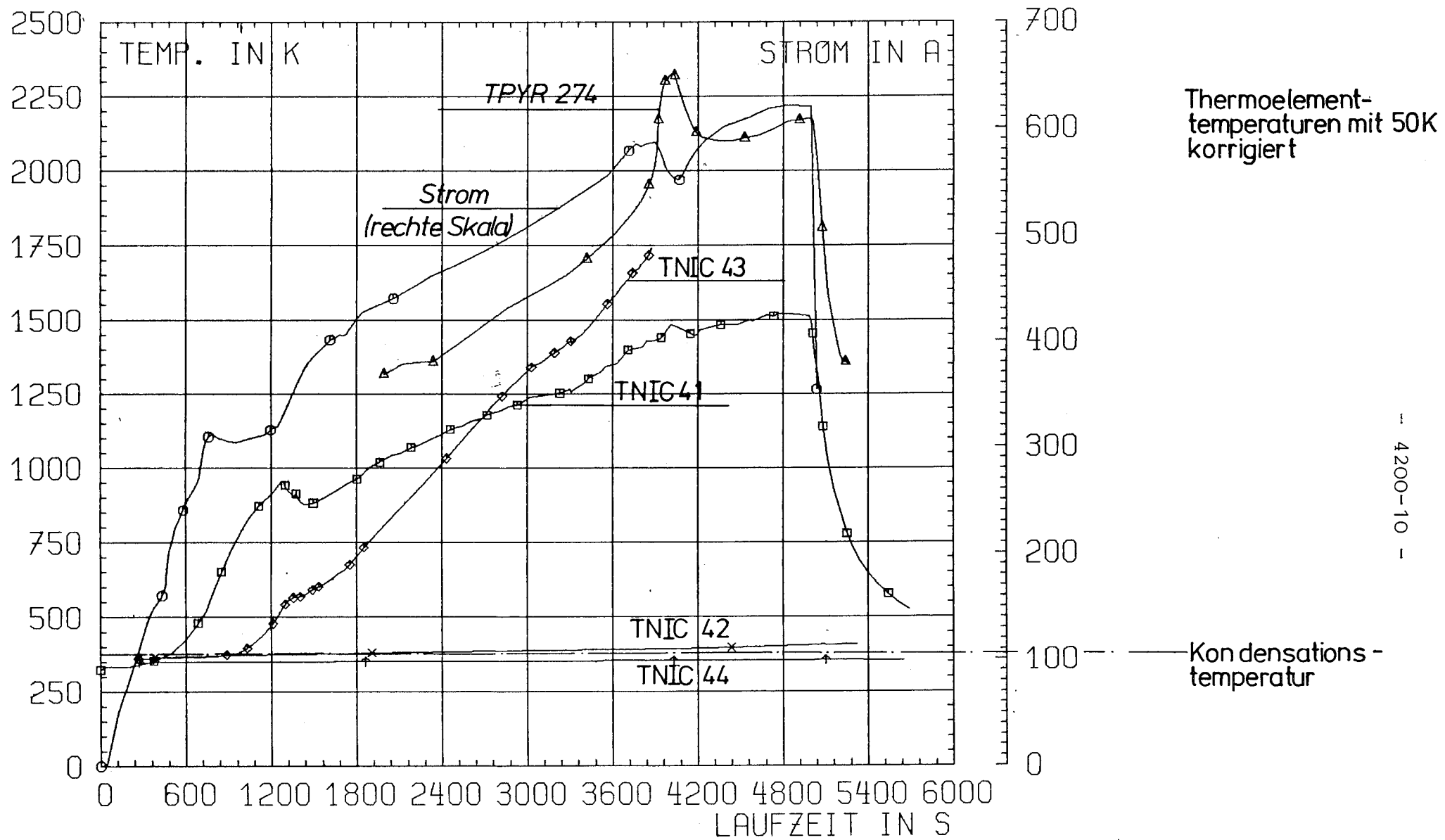


ABB. 5

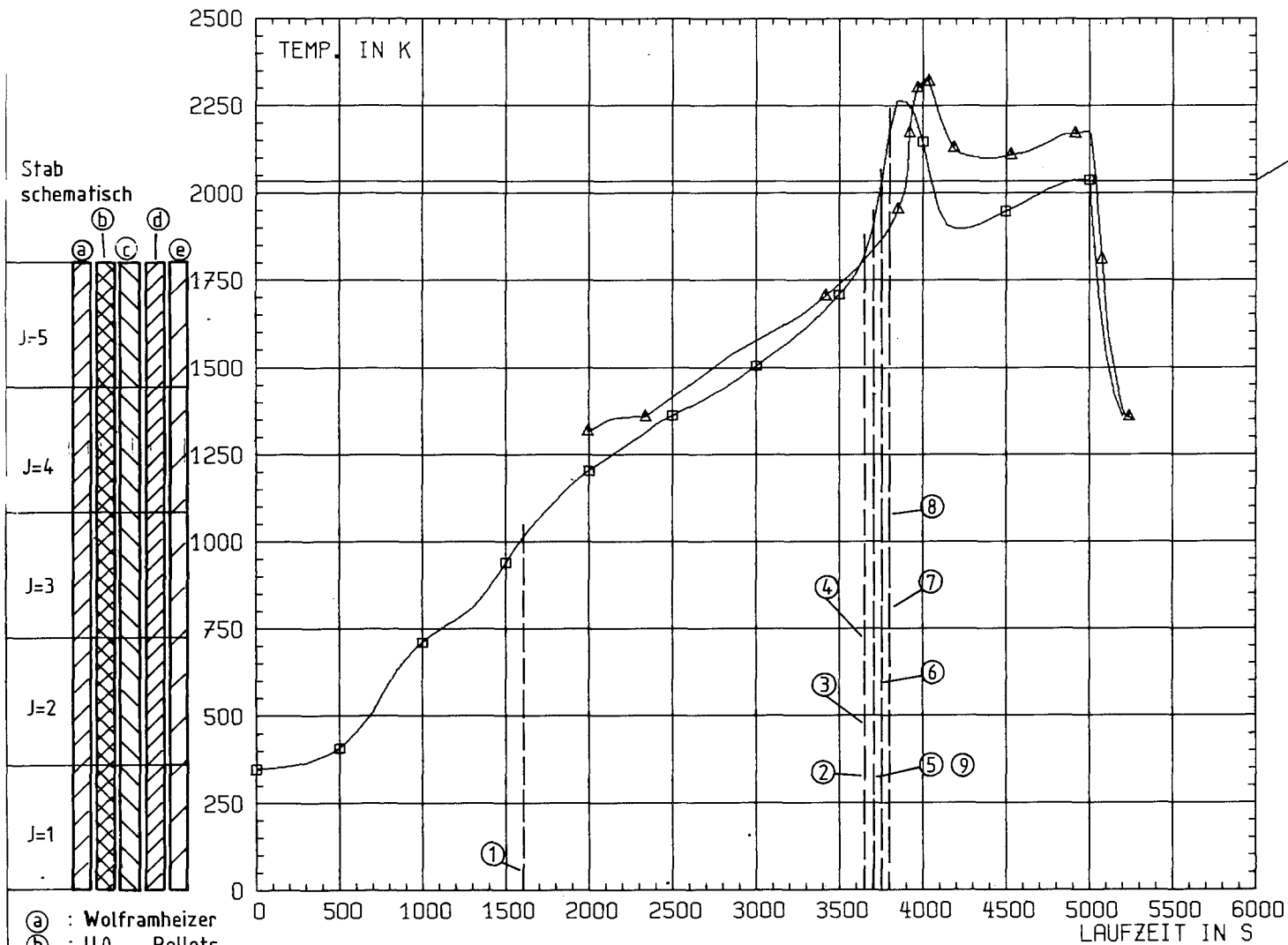
SFD-Versuch ESSI-4: Radiale Maschenteilung für STATI-ZD-Rechnungen



- 4200-10 -



ABB. 6 SF6-VERSUCH ESSI-4, VERSUCHSDATEN



- SMP-ZRY4
- △-MESSWERT TPYR-274
 □-RECHENWERT TEMP. HUELLE,
 AXIALE MASCHE=3 (MITTE).
- 1: Konvektion zwischen Shroud und Isolierung setzt ein.
 Schmelzpunkt von Zry-4 erreicht bei :
- 2: Hülle, Masche J=5
 3: Hülle, Masche J=4
 4: Shroud, Masche J=5
 5: Shroud, Masche J=4
 6: Hülle, Masche J=3
 7: Shroud, Masche J=3
 8: Hülle, Masche J=2
 Shroud, Masche J=2
 9: Gasspalt zwischen UO_2 und Hülle, Masche J=4, geschlossen, mit Reaktion Zry/UO_2 ist zu rechnen.

- ① : Wolframheizer
 ② : UO_2 - Pellets
 ③ : Hülle Zry-4
 ④ : Shroud Zry-4
 ⑤ : Isolierung; J>5 und J<1: Kaltenden ca. 20°C

KfK

IT/PC 83-12-08
 14. 07. 24

ABB. 7 SFD-VERSUCH ESSI-4

VERGLEICH MESSWERTE MIT RECHENWERTEN STATI-ZD, LAUFV2

06.01.04/30A Anwendungsrechnungen mit SSYST
PNS 4231.1 (R. Hackenbroich, R. Meyder, S. Raff; IRE)

1. Modellentwicklung

Die Entwicklung von SSYST-3 wurde 1983 abgeschlossen. Eine Eingabebeschreibung hierzu wurde erstellt /1/. Als Anwendungsbeispiel der nun fertiggestellten Version von SSYST wurde das deutsche Standardproblem 7 (DSP7) berechnet. Über diese Rechnungen wird nachfolgend berichtet.

Dem DSP7 liegt das sechste REBEKA Bündel - Experiment des IRB der KfK zugrunde. Für dieses Experiment, das das Aufheizen und Fluten eines Bündels beim Kühlmittelverluststörfall simuliert, sollte das thermo- und fluiddynamische Problem des Flutens und Quenchens und das mechanische Problem der Deformation des Hüllrohres berechnet werden. Die Rechnungen mit SSYST behandeln entsprechend seinen Fähigkeiten nur das Deformationsproblem.

Für die Analyse des DSP7 wurden sowohl die Moduln für eine achsensymmetrische Deformation, als auch die zur Berücksichtigung von Exzentrizitäten zwischen Brennstoff- und Hüllenmitte eingesetzt. Eine statistische Analyse, wie sie ebenfalls mit SSYST-3 möglich ist, wurde nicht durchgeführt, da für die Randbedingungen und die Stoffdaten keine Streubreiten geliefert wurden.

Entsprechend der Spezifikation sind die drei Stäbe 49, 20, und 29 zu berechnen. Da für die Deformationsanalyse dieser Stäbe jedoch keine individuellen Anfangs- oder Randbedingungen zur Verfügung standen, sondern nur der axilale und zeitliche Verlauf der Wärmeübergangszahl im Bündel, wird nur ein mittlerer Stab im Bündel analysiert.

1.1. Modellierung

Für die Berechnung des mechanischen Verhaltens sind die Stoffdaten, die Anfangsbedingungen, die Geometrie und die Randbedingungen für 7 axiale Positionen (500,1000,1850,1950,2900,3400,3750 mm) gegeben. Die Kühlkanaltemperatur ist einheitlich, unabhängig von Ort und Zeit auf 416 K festgesetzt. Der Stabinnendruck beträgt zu Beginn 60 bar.

Für die Bestimmung der Maschengrenzen in axialer Richtung wäre es wünschenswert gewesen, die Randbedingungen für die Maschenmitten, also Mittelwerte für die einzelnen Knoten, oder eine Interpolationsvorschrift in axialer Richtung zu erhalten. Dies ist jedoch nicht gegeben. Daher wurden die Maschengrenzen in die Mitte zwischen die Meßpunkte gelegt. Da für die Spaltgasplena keine Randbedingungen vorgegeben sind, wurden die der Positionen 500 bzw. 3750 an den entsprechenden Plena angenommen.

In radialer Richtung wurde für jede Materialzone ein Knoten gewählt. Die Dicke des Heizleiters wurde entsprechend der Position der Meßstelle bestimmt. Der innere Spalt zwischen Heizer und Al_2O_3 -Ringpellet wurde als heliumgefülltes Kontinuum ohne Strahlungsaustausch zwischen den benachbarten Flächen modelliert.

Für die Berechnung wurden die achsensymmetrischen Modelle für den Wärmeübergang zwischen Pellet und Zircaloy-Hülle, die Oxidation des Hüllrohres, den Stabinnendruck, die radiale Wärmeleitung und die Deformation eingesetzt. Ergänzend wurden auch Rechnungen mit dem Modul AZI zur Berücksichtigung einer Exzentrizität zwischen Pellet- und Hüllrohrmitte durchgeführt. In diesem Modul werden das Wärmeleitproblem in $r-\phi$ Geometrie sowie der Wärmeübergang im Spalt, die Oxidation des Hüllrohres und die Deformation winkelabhängig berechnet.

1.2. Ergebnisse

Zur Durchführung der Rechnungen waren noch einige Annahmen zu treffen. Um den Effekt dieser einzelnen Annahmen deutlich zu machen, wurde eine Serie von 9 Rechnungen durchgeführt. Es wurden fünf Fälle mit den Randbedingungen aus dem Stab Nr.14 unter Annahme einer symmetrischen Anordnung und drei Analysen unter Annahme einer exzentrischen Anordnung

berechnet. Zur Untersuchung des Einflusses der Variationsbreite verschiedener Wärmeübergangszahlen in der Höhe 1850 wurde in einem Fall die Randbedingung des Stabes Nr.14 durch die des Stabes Nr.54 ersetzt.

1.3.1. Berechnung entsprechend der Spezifikation

Abb.1 zeigt Druck, Dehnung und Temperatur für den höchst belasteten Knoten. Man erkennt eine nahezu lineare Temperaturrampe von ca. 6.6 K/sec bis zu einem Maximalwert von 1078 K. Daran schließt sich eine Abkühlphase mit immer steiler abfallender Temperatur an, die bei ca. 250 sec 880 K unterschreitet und damit keine weitere Deformation des Hüllrohres mehr erlaubt. Der Innendruck steigt von dem Anfangswert 60 bar infolge Aufheizung der Spaltvolumina auf ca 70 bar an und sinkt anschließend entsprechend der Abkühlung der Spaltvolumina und der erreichten Dehnung wieder ab. Der Sprung im Druckverlauf bei 220 sec ist auf die rasche Abkühlung des Knotens bei Höhe 1850 zurückzuführen und deutet an, daß die axialen Knoten zu groß sind. Die Dehnung des Hüllrohres erreicht einen Wert von ca. 10% bezogen auf den mittleren Hüllrohrradius.

An dieser Rechnung ist zu kritisieren, daß das obere Spaltgasplenum während der gesamten Rechnung auf der im Kühlkanal vorgegebenen Temperatur von 416 K lag. Diese Annahme ist sicher nicht richtig, da außen am Hüllrohr aufgeheizter Dampf aus den hoch beheizten Zonen vorbeiströmt. Es wurde daher im nächsten Fall 2 beim oberen Spaltgasplenum außen am Hüllrohr die Temperatur des Hüllrohres bei Höhe 500 angenommen. Im Spaltgasplenum wurde das Wärmeleitproblem für Helium als festes Kontinuum gelöst.

1.3.2. Heizung des oberen Spaltgasplenums

Die Auswirkung der Beheizung des oberen Spaltgasplenums ist in Abb.2 deutlich zu sehen. Der Druck erreicht nun einen Wert von maximal ca. 80 bar, die Dehnung erhöht sich etwas auf 14% und die Temperatur liegt im absteigenden Ast ca. 20 K tiefer. Dieser Rückgang ist auf die infolge Dehnung reduzierte Wärmeübergangszahl im äußeren Spalt zurückzuführen.

Aus dem vorhergegangenen Experiment REBEKA5 ist bekannt, daß bei nahezu identischer Versuchsführung die Hüllrohre geborsten sind. Es ist also unbefriedigend an dieser Stelle nur 14% Dehnung zu berechnen. Prüft man nun die Modellierung des Stabes vor dem Hintergrund der aus REBEKA5 bekannten axialen Dehnungsverläufe, so ist folgendes festzustellen:

- Durch die geringe Anzahl vorgegebener Randbedingungen, insbesondere im Bereich der höchstbelasteten Zonen, besteht keine Möglichkeit, die karottenförmige Deformation der Hülle zwischen den Abstandshaltern zu treffen. Dies hat zur Folge, daß der Druck, wegen der untypischen Volumzunahme bei der Deformation, zu stark abfällt. Um den Einfluß der Dehnunglokalisierung infolge Abstandshalter und axialer Temperaturgradienten zu demonstrieren, wird im Fall 3 der höchstbelastete Knoten von .52 m Höhe in einen mit .42 m und einen von .1m geteilt. Die Randbedingungen sind für beide Knoten identisch, für den kürzeren Knoten wird aber die Ausgangswandstärke um 20 μ reduziert.
- Zum Zweiten kann durch die Formulierung der Randbedingungen im DSP7 die Hüllrohrtemperatur, z.B. bei kleinen Wärmeübergangszahlen im Spalt, theoretisch auf die fiktive Kühlkanaltemperatur 416 K fallen, d. h. es liegt eine Tendenz zur Unterschätzung der Hüllrohrtemperatur vor. Zur Abschätzung dieses Effektes wird in den Fällen 4 bis 6 die Wärmeübergangszahl variiert.
- Zum Dritten wurde in den REBEKA Experimenten festgestellt, daß im Bereich des α -Zircaloy geringe Temperaturunterschiede am Hüllrohr zu einer Verschiebung der Hüllrohrmitte gegen die Pelletmitte führen. Dieser Einfluß wird in den Fällen 7 bis 9 untersucht, wobei das Ausmaß der Exzentrizität variiert wird.

1.3.3. Parametervariation fuer symmetrische Anordnung

Abb.3 zeigt den Einfluß der Reduktion der Höhe des höchstbelasteten Knotens. Man erkennt bei nahezu identischem Verlauf von Druck und Temperatur eine Erhöhung der Enddehnung um 4% auf 17% . Der Einfluß der Veränderung der Wärmeübergangszahl ist in den Bildern 4, 5 und 6 zu sehen. In Bild 4 wurde die vorgegebene Wärmeübergangszahl um 20% im Bild 5 um 30% reduziert. Es zeigt sich daß die Enddehnung recht empfindlich mit 35% bzw. 96% Enddehnung und Bersten reagiert. Der Druck- und Temperaturverlauf verändert sich entsprechend. Der steilere Temperaturabfall im Bild 5 ist auf die durch die Dehnung vergrößerte Wärmeübertragungsfläche zurückzuführen. Im Fall 6 wurde für den Knoten bei Höhe 1850 die Randbedingung des Stabes 54 vorgegeben. Es ergibt sich im Vergleich zu Fall 3 eine Erhöhung der Enddehnung um 2% auf 19% . Die schlechtere Kühlung im Knoten 1850 führt zu einer Erhöhung der Temperatur im Gasspalt und damit zu einer Erhöhung des Innendruckes.

Zu dieser Untersuchung ist zu bemerken, daß die angegebene Sensitivität nicht übertragbar ist. Vielmehr befindet man sich im Grenzbereich des Versagens, in dem kleine Änderungen eine große Wirkung haben.

1.3.4. Einfluss azimuthaler Variationen

In den Bildern 7 bis 9 wurde das Modell AZI eingeschaltet. Parameter in diesen Fällen ist der Mittenversatz zwischen Hülle und Pellet, bezogen auf die momentane symmetrische Spaltweite. Er wurde zu 0.9, 1.0 und 0.8 gewählt. In allen diesen Fällen birst das Hüllrohr bei einer Enddehnung zwischen 42% und 45% . Die Berstzeit liegt bei 166 sec, 158 sec und 184 sec. Der Verlauf von Druck und Temperatur ist nahezu gleich. Die azimuthale Temperaturdifferenz am Stab beim Bersten ist ca. 70 K.

Die etwas untypischen Wendepunkte im Verlauf der Dehnung sind darauf zurückzuführen, daß hier die am Umfang gemittelte Dehnung aufgetragen ist. Zunächst steigt sie in gewohnter Weise an, danach wird der Anstieg flacher auf Grund der im Mittel fallenden Hüllrohrtemperatur. Schließlich wird aber durch die Zunahme der Spannung in den am stärksten gedehnten Zonen die Dehngeschwindigkeit bis zum Versagen der Hülle wieder erhöht.

1.4.Schluss

Angesichts der wenigen zur Verfügung gestellten Daten, insbesondere im höchstbelasteten Bereich, ist eine Vorausberechnung der Dehnung im engeren Sinne nicht möglich (Abstandshaltertemperatur, axialer Temperaturgradient im Unterkanal). Es wurde daher durch die Einführung der Annahmen 'Heizung im Oberplenium und Reduktion der Knotenhöhe im höchstbelasteten Bereich' eine Abschätzung durchgeführt. Diese kommt zu dem Ergebnis, daß für die symmetrische Deformation ($\Delta T = 0$ am Umfang) der Grenzbereich des Versagens erreicht wird. Kleine Abweichungen im Verlauf der Wärmeübergangszahl, die zufällig ungünstiger als die vorgegebenen liegen, können Versagen auslösen und zu großen Dehnungen (ca. 100%) führen. Dieser Idealfall symmetrischer Deformation ist jedoch sehr unwahrscheinlich. Stattdessen wird erwartet, daß sich azimutale Temperaturdifferenzen ausbilden und zum Versagen der Hülle führen. Die erwartete Enddehnung liegt zwischen 40% und 50% , die erwartete Burstzeit liegt zwischen 160 und 190 Sekunden.

Literatur

/1/ R.Meyder

SSYST-3 Eingabebeschreibung und Handhabung

KfK 3654

| Parameter | Fall 1 | Fall 2 | Fall 3 | Fall 4 | Fall 5 | Fall 6 | Fall 7 | Fall 8 | Fall 9 |
|---|--------|--------|--------|--------|--------|--------|--------|--------|--------|
| Randbedingungen entsprechend der Spezifikation | * | * | * | * | * | * | * | * | * |
| Beheizung des Oberplenum durch Dampf im Unter- kanal | | * | * | * | * | * | * | * | * |
| Reduktion der Knotenhöhe bei Höhe 1950mm | | | * | * | * | * | * | * | * |
| Reduktion der Wärmeübergangs- zahlen | | | | 20% | 30% | | | | |
| Wärmeübergangs- zahl von Stab 54 Für Höhe 1850mm | | | | | | * | * | * | * |
| Exzentrizität zwischen Pellet und Hülle | | | | | | | 0.9 | 1.0 | 0.8 |

Tab. 1: Parameterkombinationen zum Deutschen Standardproblem 7

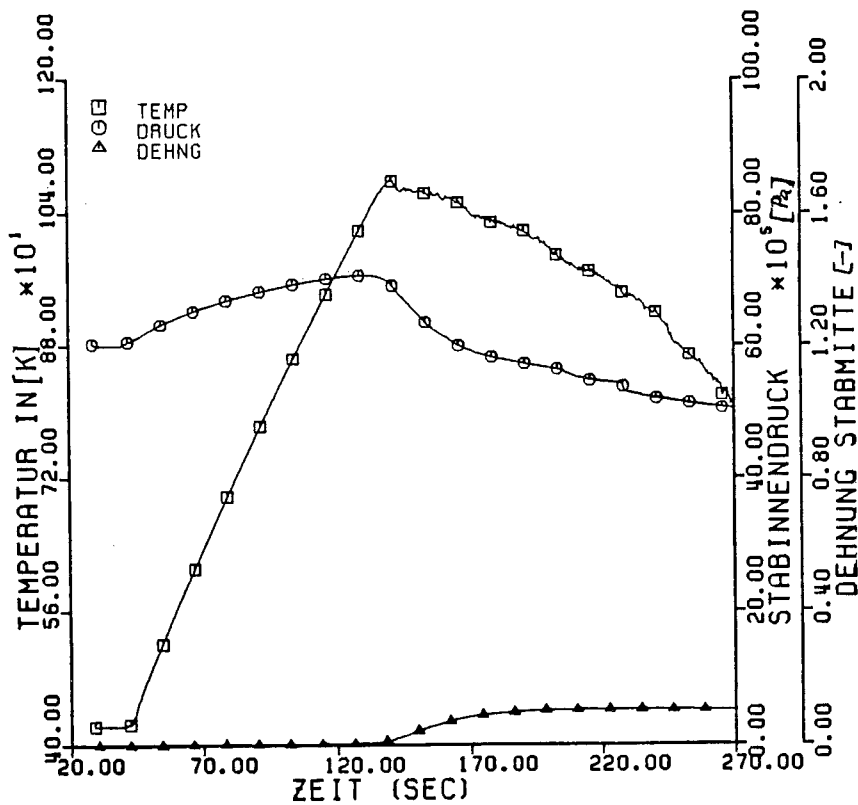


Abb.1: Druck, Temperatur und Dehnung in Höhe 1950 mm, bei Annahmen entsprechend Fall 1 Tabelle 1.

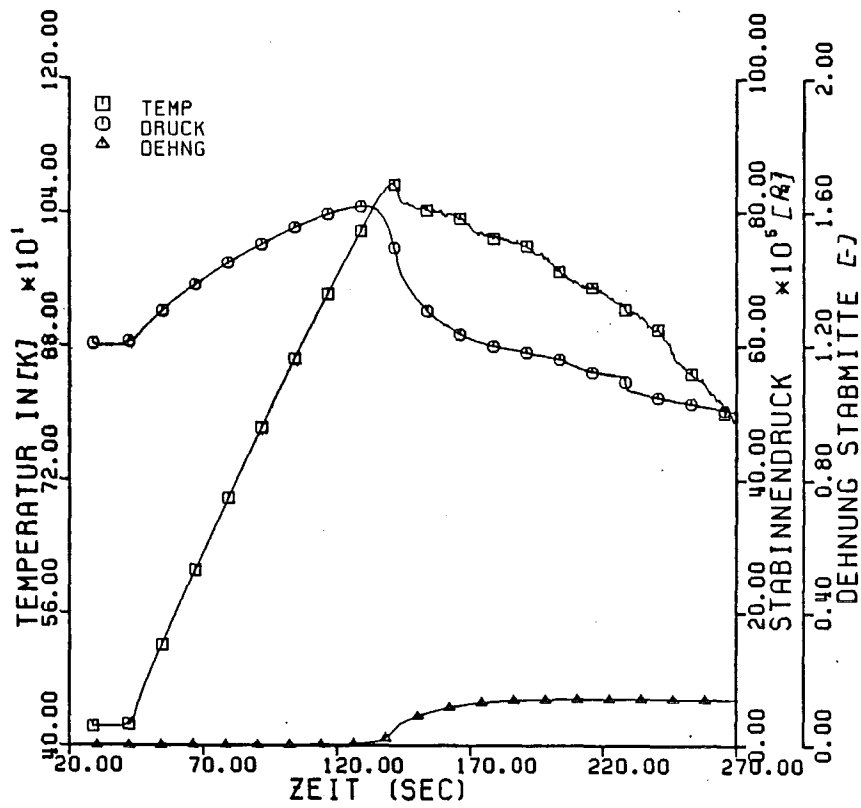


Abb.2: Druck, Temperatur und Dehnung in Höhe 1950 mm, bei Annahmen entsprechend Fall 2 Tabelle 1.

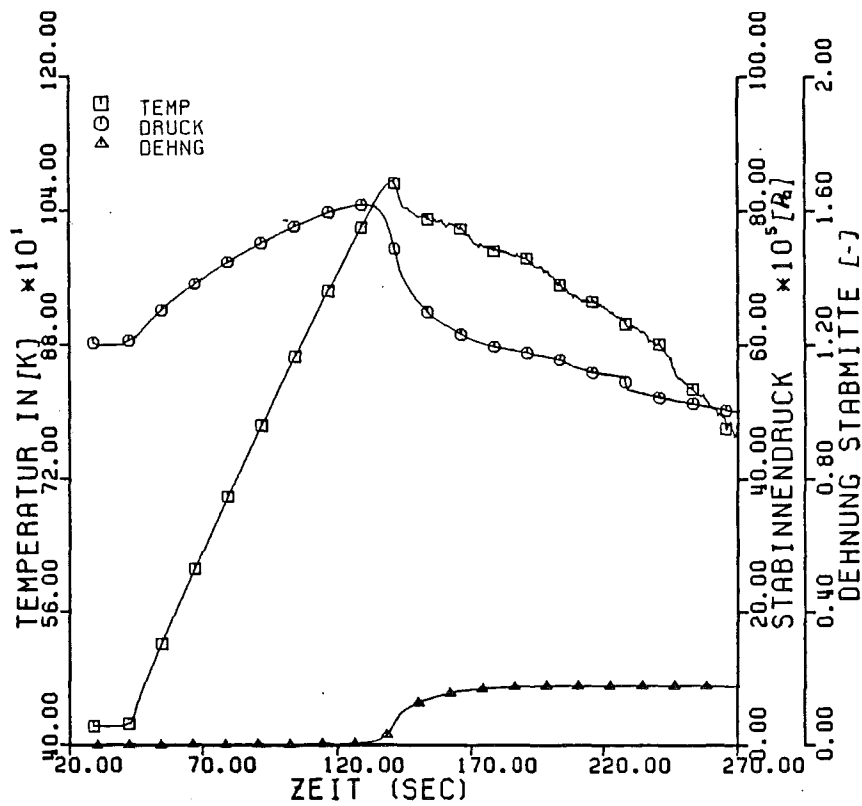


Abb.3: Druck, Temperatur und Dehnung in Höhe 1950 mm, bei Annahmen entsprechend Fall 3 Tabelle 1.

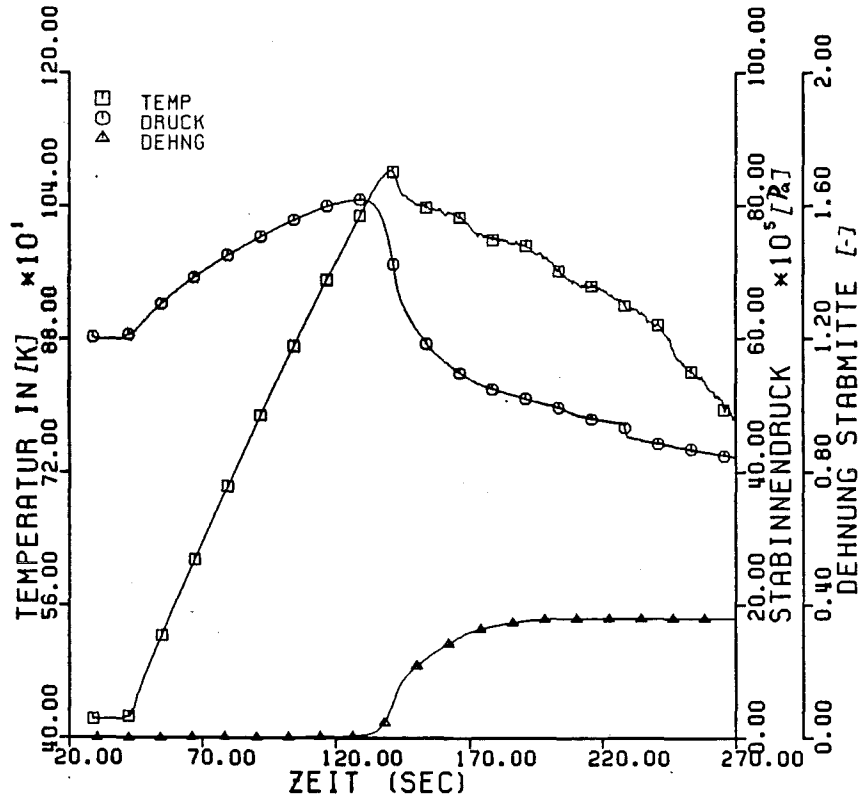


Abb.4: Druck, Temperatur und Dehnung in Höhe 1950 mm, bei Annahmen entsprechend Fall 4 Tabelle 1.

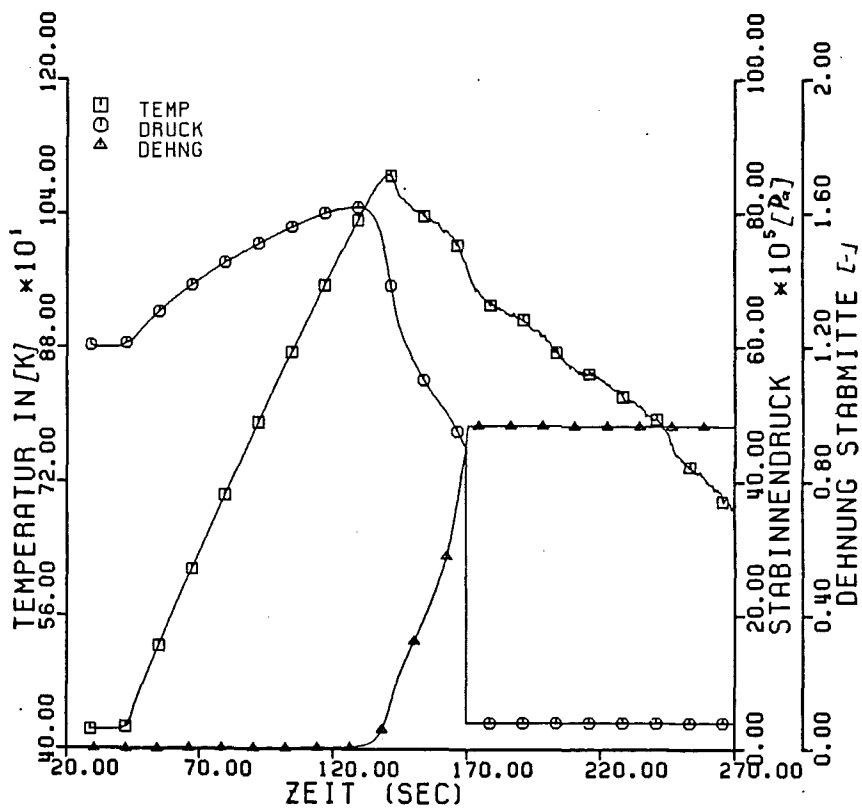


Abb.5: Druck, Temperatur und Dehnung in Höhe 1950 mm, bei Annahmen entsprechend Fall 5 Tabelle 1.

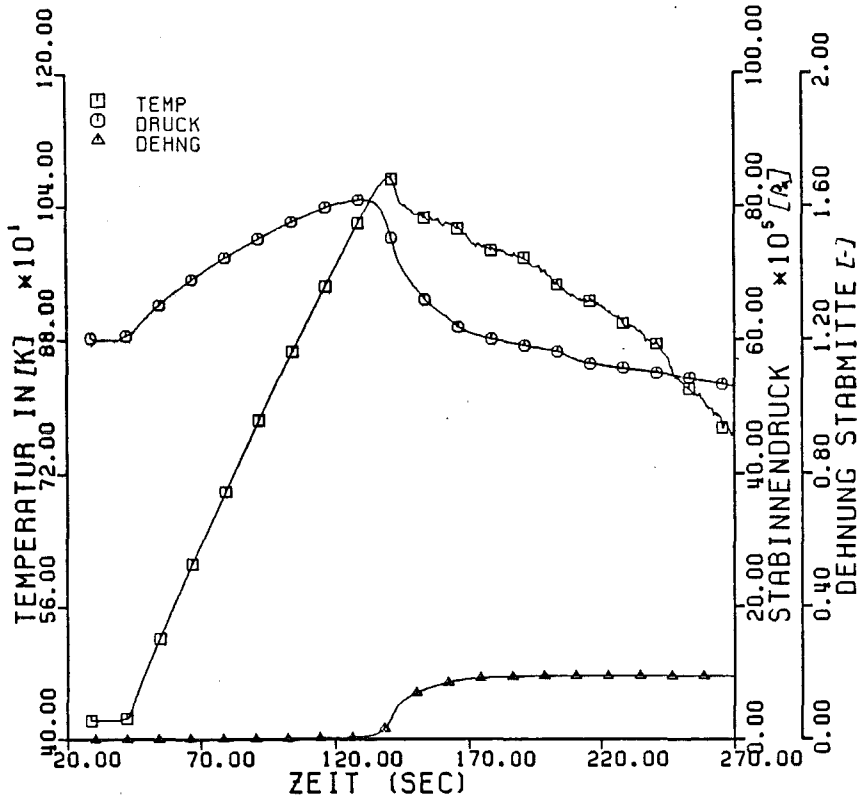


Abb.6: Druck, Temperatur und Dehnung in Höhe 1950 mm, bei Annahmen entsprechend Fall 6 Tabelle 1.

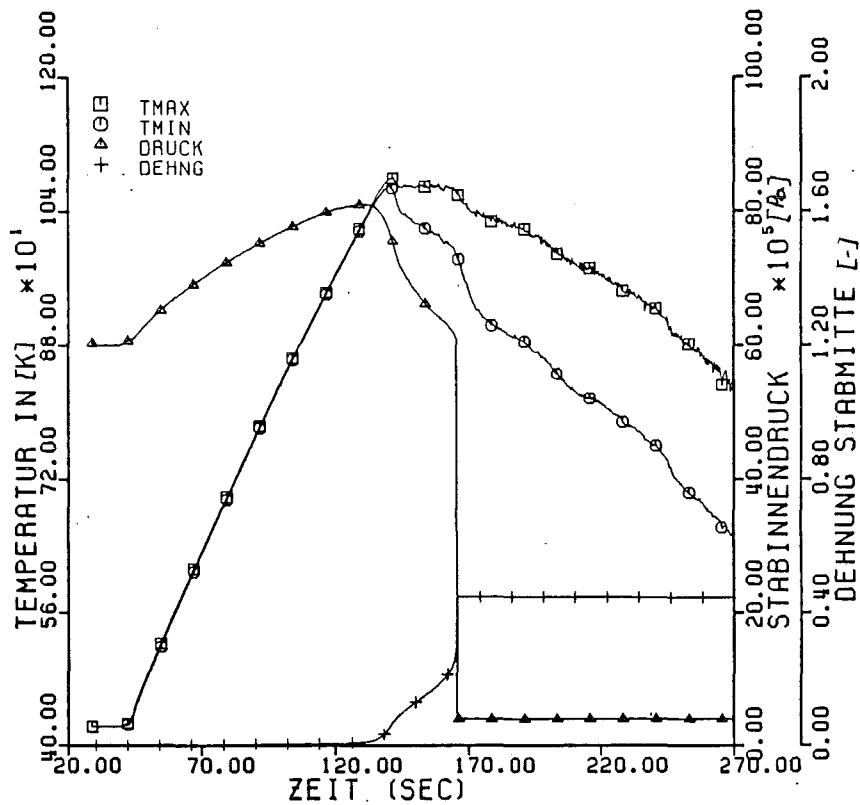


Abb.7: Druck, Dehnung sowie Maximal- und Minimaltemperatur am Hüllrohrumfang in Höhe 1950 mm, bei Annahmen entsprechend Fall 7 Tabelle 1.

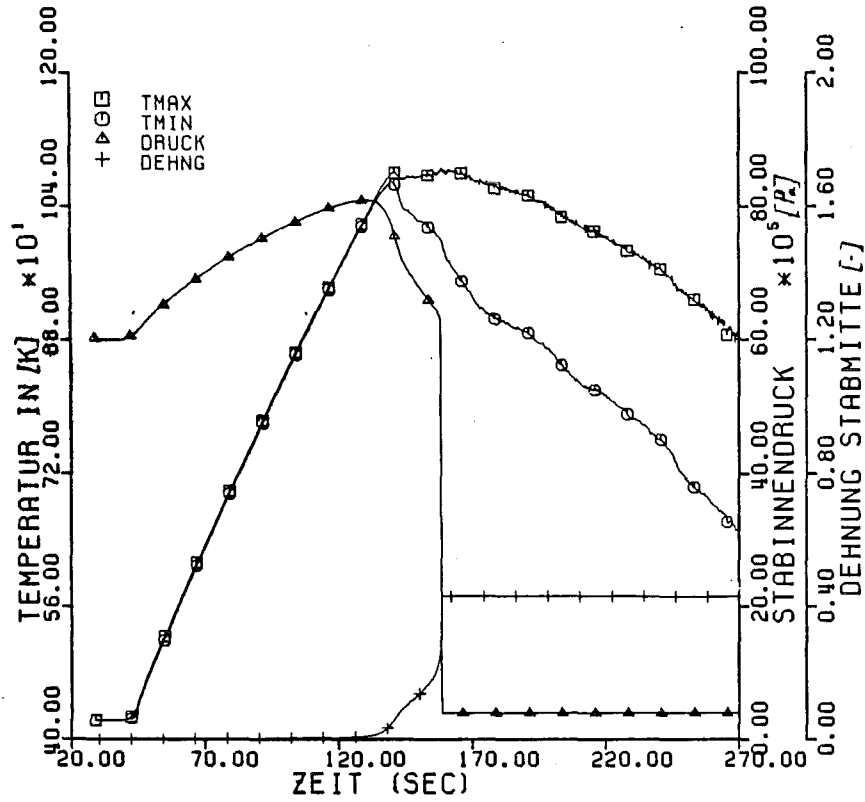


Abb.8: Druck, Dehnung sowie Maximal- und Minimaltemperatur am Hüllrohrumfang in Höhe 1950 mm, bei Annahmen entsprechend Fall 8 Tabelle 1.

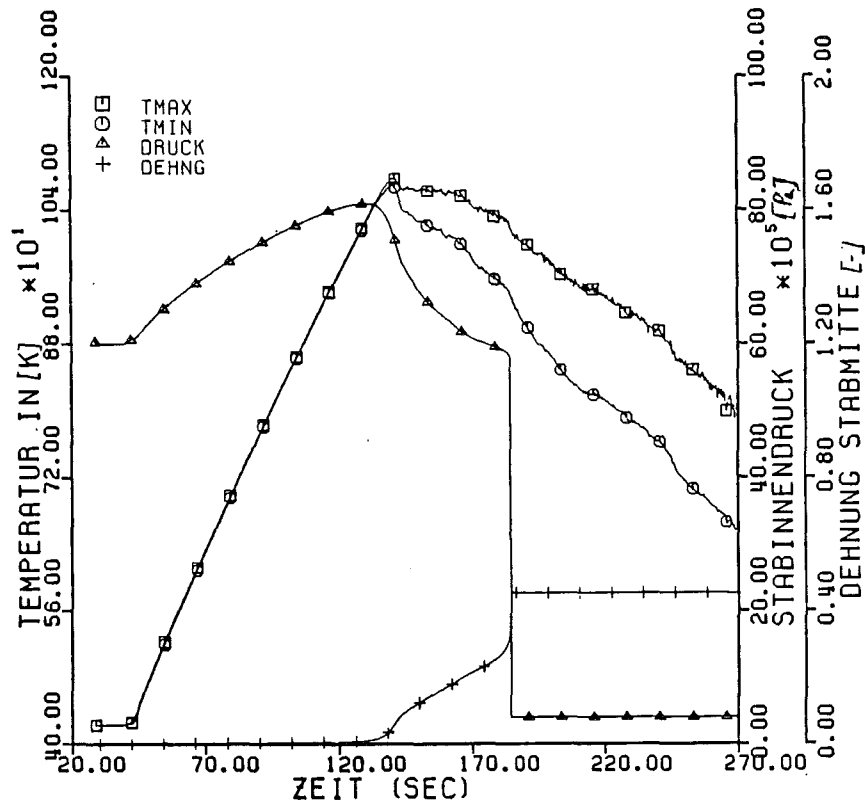


Abb.9: Druck, Dehnung sowie Maximal- und Minimaltemperatur am Hüllrohrumfang in Höhe 1950 mm, bei Annahmen entsprechend Fall 9 Tabelle 1.

06.01.07 Brennstabverhalten in der Blowdown-Phase eines Kühlmittelverlustrstörfalles

06.01.07/11A Untersuchungen zum Brennstabverhalten unter gesteuerten
/12A thermohydraulischen Randbedingungen (COSIMA-Programm)

PNS 4236.1/2 (G. Class, R. Meyder, E. Stratmanns; IRE
K. Hain, F. Brüderle†, T. Vollmer; IT)

1. Einleitung

In der out-of-pile-Versuchsanlage COSIMA wird das Brennstabverhalten während der Blowdown-Phase des Kühlmittelverlustrstörfalles untersucht. Der Versuchsbetrieb wurde Mitte 1977 aufgenommen. Bisher sind in der Anlage insgesamt 190 Blowdown-Experimente gefahren worden, die Messdaten der meisten Versuche sind ausgewertet und auf Magnetbändern gespeichert.

Experimentelle Untersuchungen der einzelnen Effekte führen zur Weiterentwicklung und Verifizierung von Computercodes, mit deren Hilfe Voraussagen über das Verhalten der Brennstäbe im wirklichen Kernreaktor beim Kühlmittelverlustunfall gemacht werden.

2. Sensitivitäts-Rechnungen zu verschiedenen Cosima-Experimenten mit dem Thermohydraulik-Code RELAP4/mod6

Die Voraus- bzw Nachrechnungen verschiedener Cosima-Blowdown Experimente mit dem Thermohydraulik-Code RELAP4/mod6 zeigten in qualitativer Hinsicht befriedigende Übereinstimmung mit den experimentellen Ergebnissen, jedoch waren die quantitativen Abweichungen von den experimentellen Daten teilweise hoch.

2.1 Vergleich von Messdaten mit Rechenergebnissen.

Bei der Bewertung der Vergleiches von Messung und Rechnung ist zu beachten, daß im Experiment überwiegend lokale Messgrößen erfasst werden, jedoch die Rechnung jeweils über Rechenmaschen gemittelte Werte liefert. Deshalb sind Größen wie etwa Fluid- und Hüllrohrtemperaturen nur eingeschränkt und in Verbindung mit anderen Größen zu vergleichen. Integrale Messungen wie etwa der Systemdruckverlauf, Dichteverläufe und Leckmassenströme bilden hingegen gute Vergleichsmöglichkeiten. Der Systemdruckverlauf ist messtechnisch sehr gut zu erfassen und wurde deshalb als Leitgröße zur Beurteilung einer Voraus- bzw Nachrechnung gewählt.

In den früheren ersten Nachrechnungen mit RELAP4/mod6 wurde der gemessene Systemdruck nur teilweise befriedigend nachgebildet, es wurde deshalb eine Sensitivitätsstudie durchgeführt.

2.2 Parameter für Sensitivitätsrechnungen

Da die Rechnungen im Vergleich zu den experimentellen Daten jeweils einen zu hohen Druckverlauf ergaben, war es das Untersuchungsziel durch Parametrierung von Eingabedaten im Rahmen der Messgenauigkeit (Bruchquerschnitte), bzw von Einflußgrößen im Thermohydraulikmodell (die mit RELAP4/mod6 nur grob erfaßbar sind), die Sensitivität des numerischen Modelles zu ermitteln.

Ausgehend von einer Referenz-Rechnung wurden folgende Werte variiert:

- a) Speicherwärme der Struktur
- b) Wandheizer-Modellierung
- c) Bubble-rise Modell in der Strecke
- d) Bubble-rise Modell in den Plena
- e) Ventilstellung (Bruchquerschnitte)

zu a) Speicherwärme der Struktur

Die Strukturvolumina wurden auf 1/10 reduziert, da die Geometrie der Strecke und die realen Wärmeübertragungsflächen in RELAP nur ungenügend modelliert werden können (Abb. 2).

zu b) Wandheizer-Modellierung

(Für die Wandheizer-Modellierung gilt d.o. gesagte. (Abb. 2))

Die Wandstäbe wurden als unbeheizte Struktur modelliert. Im Experiment wird die Leistung, die den Wandstäben aufgeprägt wird, mit Beginn der Blowdown-Transiente ausgeschaltet, deshalb wird hiermit nur die Speicherwärme in den Heizern variiert.

zu c) Bubble-rise Modell in der Strecke

Die Blasenauftiegs geschwindigkeit wurde um den Faktor 10 (von 0.2 ft/s nach 0.02 ft/s) variiert. Im Drift-Flux Modell ist die Gravitation die den Blasenauftieg bestimmende Größe, in engen Kanälen ist aber die Reibung ausschlaggebend für die Blasenauftiegs geschwindigkeit.

zu d) Bubble-rise Modell in den Plena

Die Blasenauftstiegsgeschwindigkeit wurde ebenfalls in den Plena variiert, vom Wilson-Modell zu konstanter Blasenauftstiegsgeschwindigkeit. Die kugelförmigen Plena entsprechen nicht den Modellbedingungen nach Wilson. Die Erwartung ist: Mit niedrigerer Blasenauftstiegsgeschwindigkeit fällt der Mixture-Level in den Plena langsamer und das Leck wird im zeitlichen Mittel mit einer höheren Fluidichte beaufschlagt.

zu e) Ventilstellung (Bruchquerschnitt)

In der COSIMA-Anlage werden gesteuerte Transienten gefahren. Die Leckgröße wird durch ein Kegelventil während der Transiente gesteuert verfahren. Die Steuergröße ist der Ventilhub, welcher als relative Größe für den Leckquerschnitt gemessen wird. Mit einer Korrektur des gemessenen Ventilhubes (Abb. 13) in Abhängigkeit vom Systemdruck sowie einem linearen Anteil, wird einerseits der elastischen Verformung der Ventilstange und andererseits der Undichtigkeit des Ventiles (mögliche Kavitation) Rechnung getragen. Diese Korrektur entspricht im Maximum einem Messfehler von 2 % , im Mittel einen Fehler von 1.2 % (Ventilhub: 0.24mm).

In den Punkten a und b werden Nodalisierungsmängel parametrisiert, in c und d Modellschwächen berücksichtigt, und mit e werden Messungenauigkeiten untersucht.

3. Ergebnisse der Parameter-Studie

Anhand des Druckverlaufes zeigt der Vergleich (Abb. 15-19) zwischen Messung und Rechnung :

a und b) Variation der Struktur-, Wandheizer-Modellierung (Abb. 4)

Während die Variation der Wandheizer-Leistung nur einen geringen Einfluß auf die Transiente hat (Abb. 4.2), ist der Einfluss der Strukturwärmern deutlich (Abb. 4.1) und nicht vernachlässigbar, deshalb wurden mit dem 3-dimensionalen Wärmeleitprogramm RELAX /5/ mehrere Rechnungen zur Problematik der Struktur-, Wandheizermodellierung durchgeführt, welche die Nodalisierung in der Referenzrechnung bestätigte.

c) Variation der bubble rise Geschwindigkeiten den Strecke (Abb.5.1)

Der Einfluss ist gering; der Grund hierfür liegt in der ohnehin schon kleinen Blasenauftiegeschwindigkeit der Referenz-Rechnung.

d) Variation der bubble rise Geschwindigkeiten in den Plena (Abb.5.2)

Der Einfluss ist ebenfalls gering, jedoch ist zu erkennen das in der Tendenz ein höherer Druck errechnet wird als in der Referenzrechnung. Die Erklärung liegt in dem überlagerten Effekt, das mit zeitlich langsamer fallendem Mixture-Level auch die Strukturen länger benetzt sind und dem Fluid mehr Wärme zugeführt wird.

e) Korrektur der Ventilquerschnitte (Abb. 6).

Das Ergebnis zeigt: Die druckabhängige Korrektur der Ventilquerschnitte führt in die richtige Richtung, doch kann das Problem damit nicht insgesamt gelöst werden, wie es die Abb. 8 - 13 zeigen.

3.1 Erkenntnisse aus der Variation der Ventilquerschnitte (Abb. 8 -13).

Nach diesen Änderungen wird zwar die Transiente integral befriedigender wiedergegeben (bis etwa 36 sek und nach 55 sek ist die Übereinstimmung zwischen gerechneten und gemessenen Druckverlauf sehr gut und auch der Vergleich anderer Daten, z.B. der Hüllrohrtemperaturverlauf Abb. 9, zeigt eine bessere Übereinstimmung als in Referenzrechnung), jedoch zeigt im mittleren Zeitbereich von 35 s bis 45 s der Systemdruckverlauf der Rechnung immer noch Abweichungen bis zu 8 bar.

In diesem Zeitabschnitt errechnet sich in Korrelation mit dem Ventilsteuerprogramm ein abwärts gerichteter Kernmassenstrom (Abb. 3).

Der Vergleich der Dichte in den Plena (Abb. 13) zeigt für die Rechnung eine zu rasche Entleerung des Oberplenums durch die Strecke (Abb. 17.2, Junctionflow aus dem Oberplenum). Auch wird der Brennstabsimulator (Abb. 9) in diesem Zeitbereich zu stark gekühlt.

Bei Anwendung der gleichen Korrektur für andere Transienten-Typen (20 s - Blowdown, nur eine Strömungsumkehr), fällt der gerechnete System druck gegen Ende der Transiente unter den gemessenen Druck.

Die Korrektur überschätzt also den Messfehler, somit kommt man mittels der Cosima-Blowdown-Experimente zu dem Schluss:

Die Rückströmung wird mit RELAP4/mod6 nicht genau genug berechnet.

Mögliche Ursachen hierfür sind:

- das Fluidmodell des Codes wird den komplexen Strömungsbedingungen im Experiment nicht ganz gerecht, und errechnet eine nicht realistische Fluidverteilung in den Plena (dies gilt insbesondere fürs Oberplenum).
- das verwendete Auströmmodell (Henry Fauske/Henry Fauske) erfasst unter den Randbedingungen (Kegelventil, kleiner Strömungsquerschnitt) den Leckmassenstrom nicht exakt genug.
- im Experiment werden die Ventilquerschnitte nicht genau genug erfasst.

4. Schlußbemerkung

Der Problembereich der möglichen Ursachen für die Abweichungen zwischen RELAP4/mod6 Nachrechnung und den gemessenen Blowdown-Daten in der COSIMA-Anlage wurde mit der Untersuchung eingekreist, jedoch sind ließen sich die Differenzen zwischen Rechnung und Messung mittels den vorhandenen experimentellen Daten nicht eindeutig einem bestimmten Phänomen zuordnen. Zwar ergibt sich aus der Erfahrung sehr vieler Rechnungen mit zum Teil weiten Parametervariationen, daß man wohl den Hauptteil der Abweichungen dem Fluidmodell in RELAP4/mod6 (dem Phasentrennungsmodell) zuschreiben kann, wobei der Besonderheit der COSIMA-Anlage (kugelförmige Plena) sicherlich eine bedeutene Rolle zukommt.

Die Messinstrumentierung, welche auf das Verhalten des reaktornahen Brennstabsimulators unter Blowdown-bedingungen abgestimmt ist, lässt leider keine detailliertere Aussage zur Thermohydraulik zu. Erschwerend kommt hinzu, daß die Messung des Leckmassenstroms aus dem Oberplenum (Abb. 10) seit geraumer Zeit keine interpretierbaren Messsignale bei kleinen Massenströmen anzeigt.

Die in der Zeit Ende 1983/ Anfang 1984 gefahrene abschließende Serie 'einfacher' Hydraulikexperimente, welche Grundlage für vergleichende Rechnungen mit RELAP4/mod6, DRUFAN02/mod1 und RELAP5/mod1 sein soll, soll Erkenntnisse über die Möglichkeiten sogenannter fortgeschrittener Zwei-Phasen Codes im Vergleich zu einem homogenen Fluiddynamik-Code wie RELAP4/mod6 bringen.

LITERATUR

- / 1 / Untersuchung einer Zweiphasen-Düsenströmung und
 Überprüfung verschiedener Rechenprogramme anhand
 der experimentellen Ergebnisse.
 F. Kedziur, KfK 2946, März 1980

- / 2 / RELAP4/MOD6, USER'S Manual
 EG&G IDAHO, INC. January 1978

- / 3 / RELAP5/MOD1 Code Manual
 EG&G March 1981

- / 4 / PNS - Jahresbericht 1981
 KfK 3250 , Juni 1982

- / 5 / RELAX
 Ein FORTRAN-Programm zur numerischen Bestimmung
 von Temperaturfeldern mittels der Relaxationsmethode
 der Thermodynamik.
 S. Malang, K. Rust; KfK 1053, September 1969.

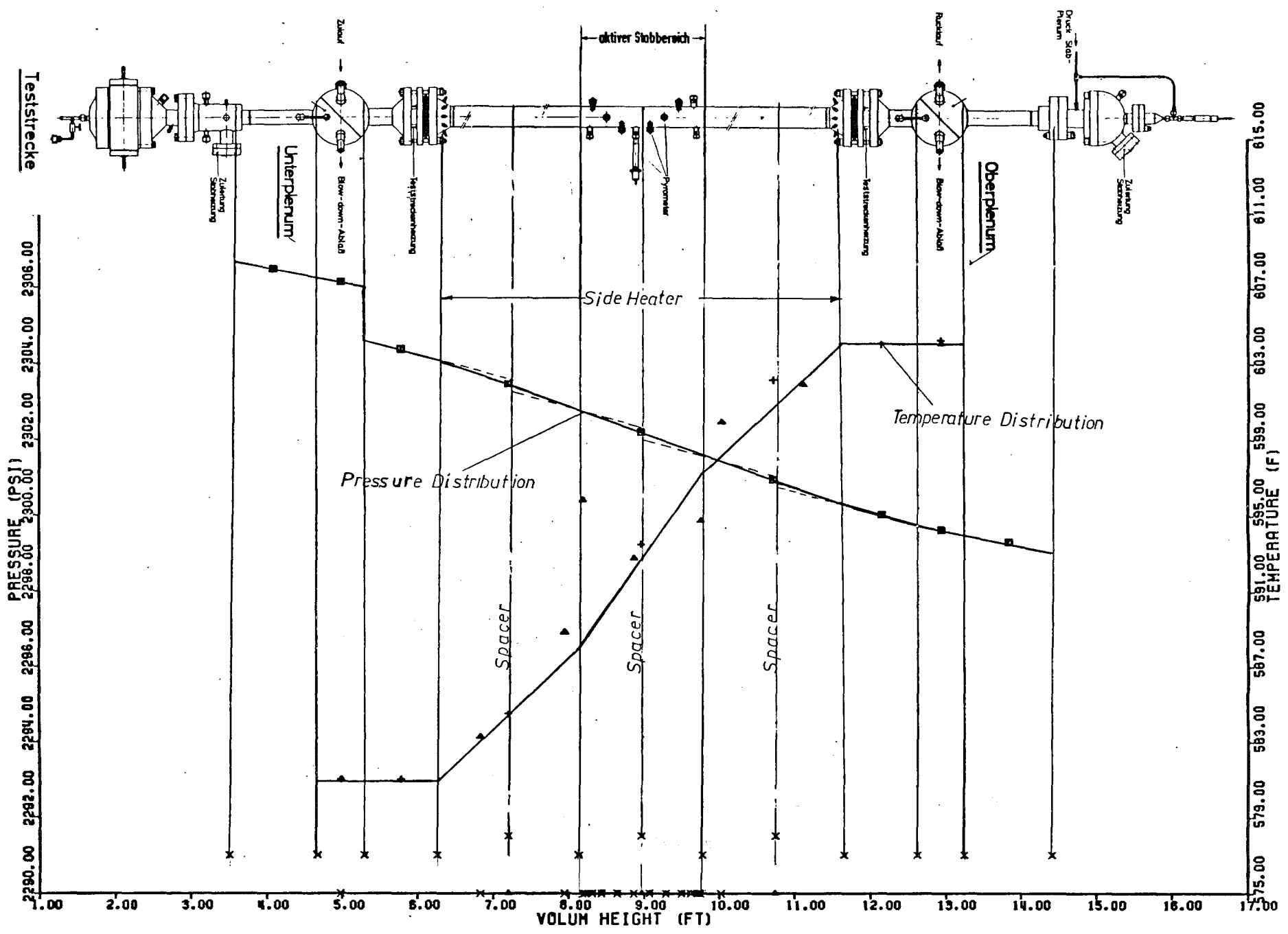


Abb. 1 COSIMA LOFTRA / RELAP-Input / Druckprofil; Temperaturprofil

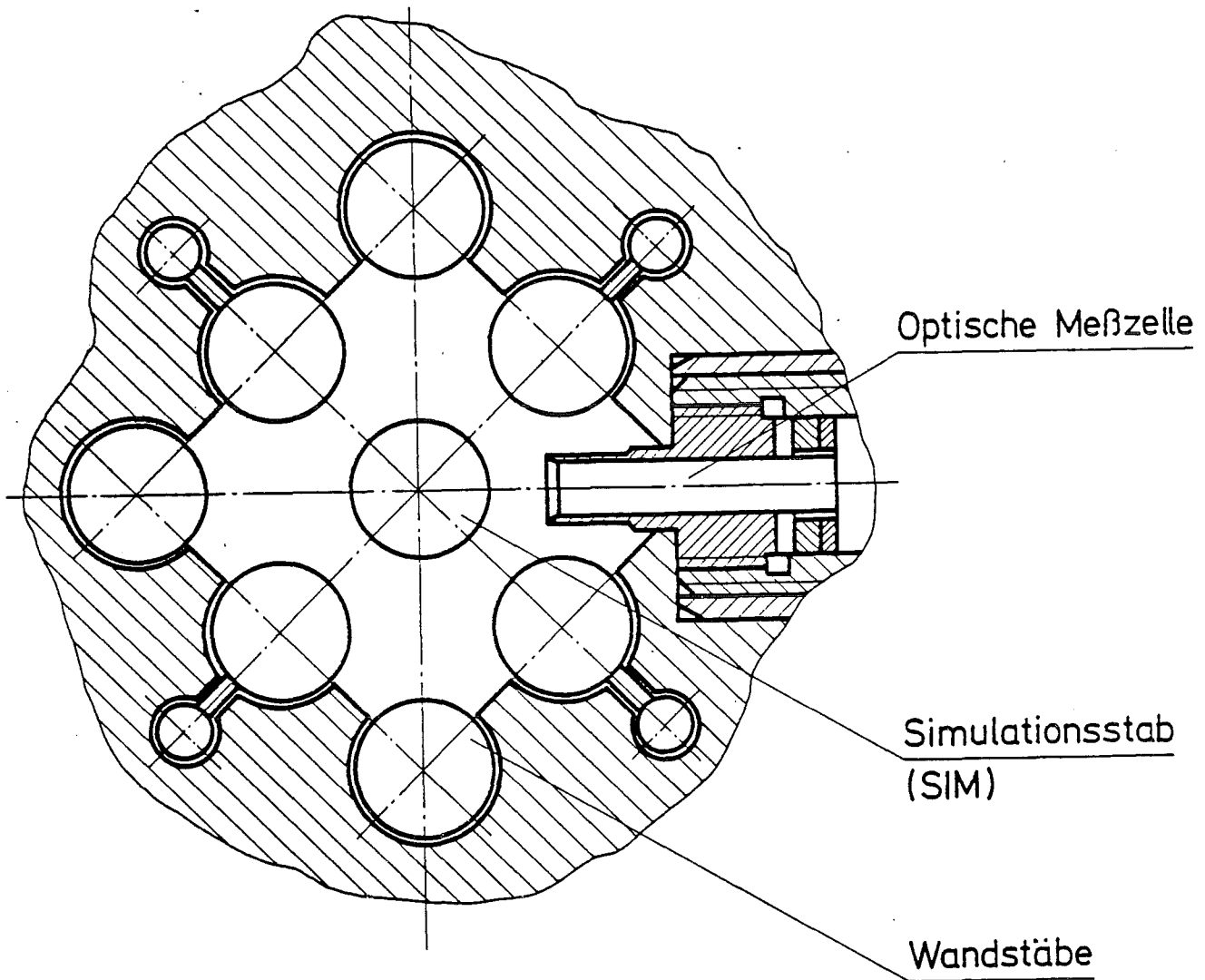


Abb. 2 Querschnitt der COSIMA-Teststrecke

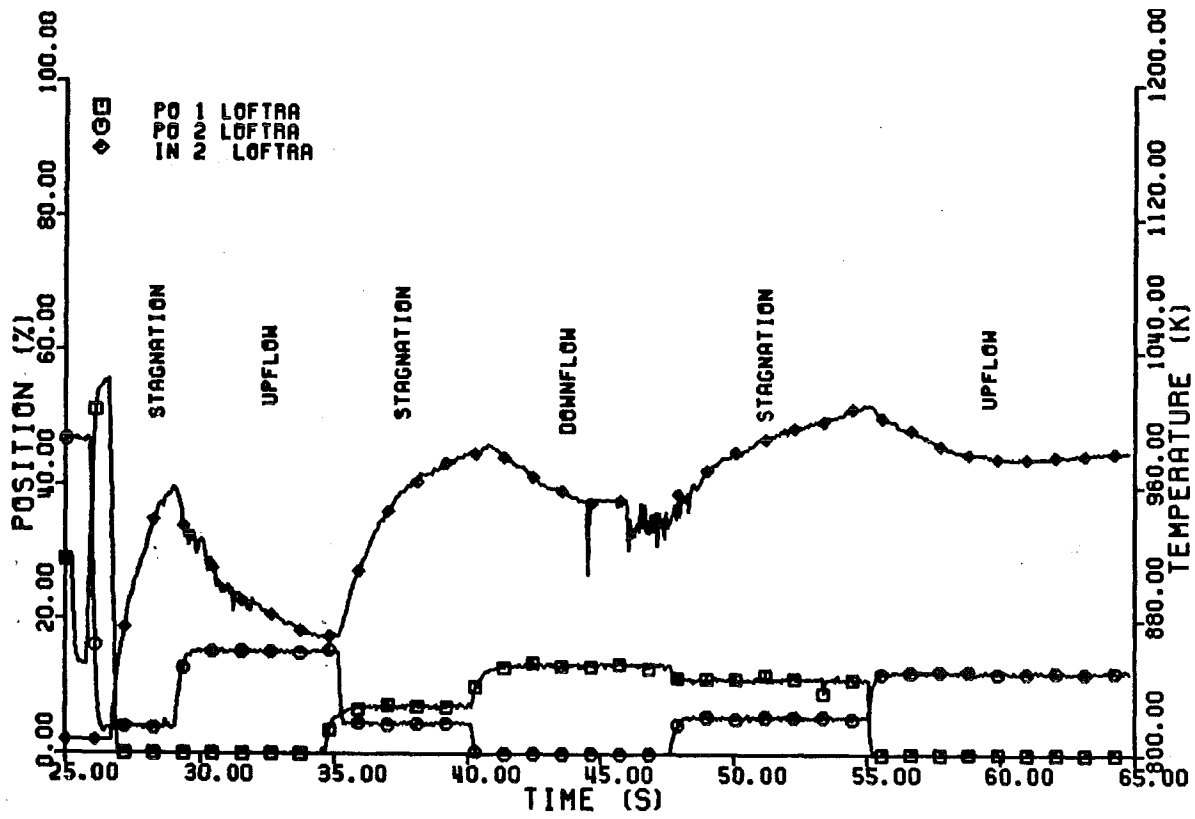


Abb. 3 Ventilsteuerprogramm LOFTRA
PO 1 Abblaseventil Unterplenum
PO 2 Abblaseventil Oberplenum
IN 2 Hüllrohrtemperatur

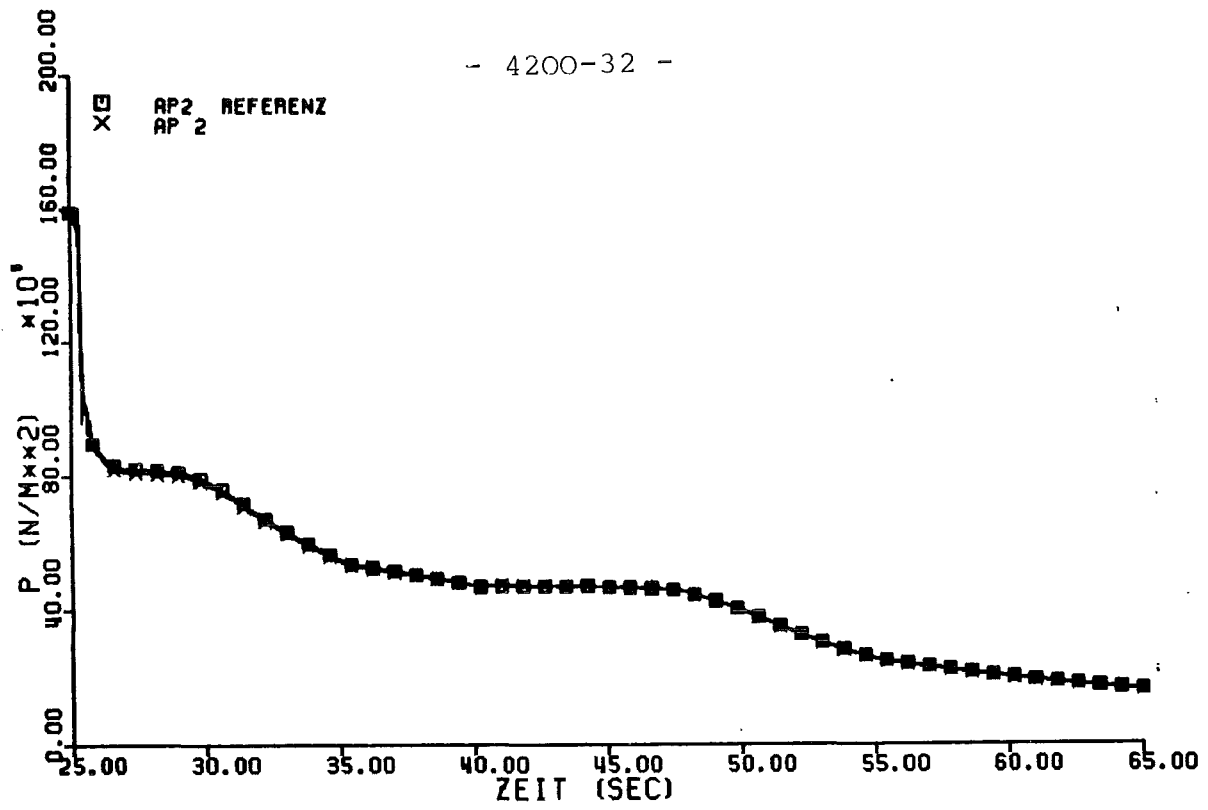


Abb. 4.2 Referenzrechnung / unbeheizte Wandstäbe

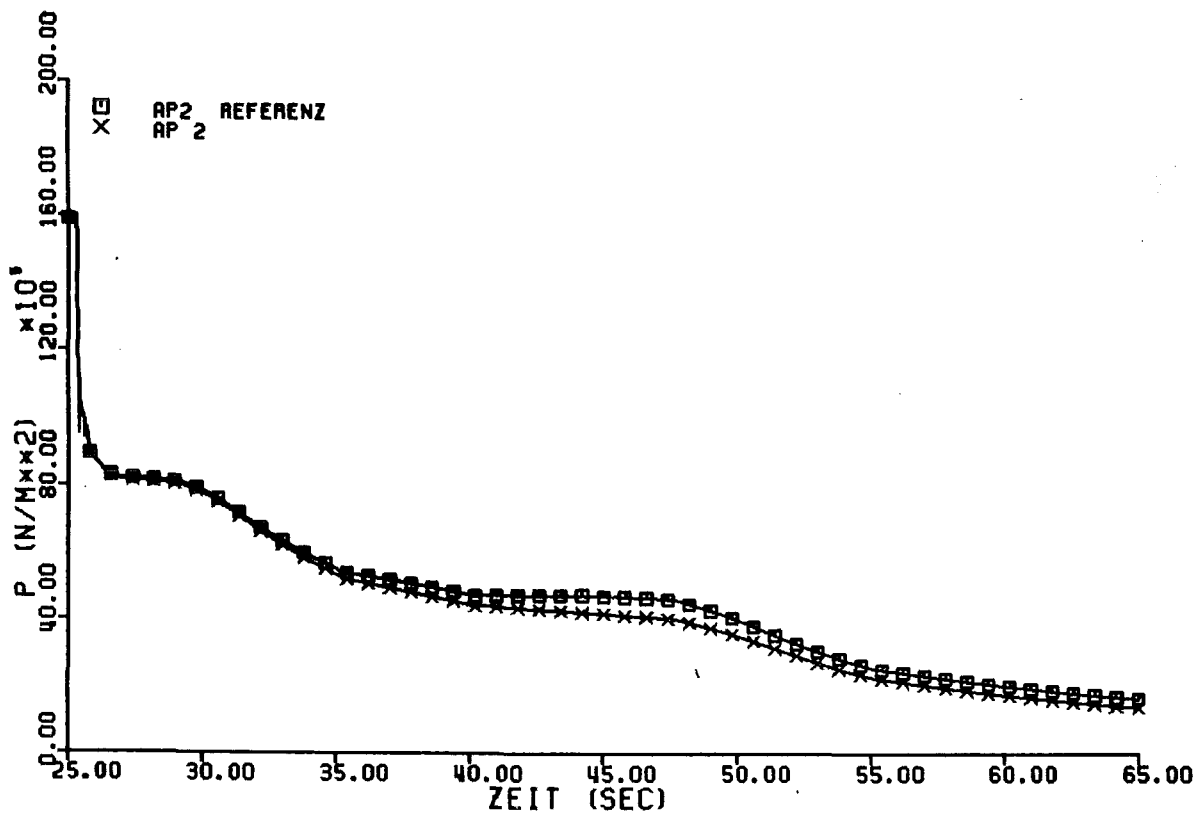


Abb. 4.1 Referenzrechnung / Speicherwärmern der Struktur



Abb. 4 Sensitivitätsrechnung

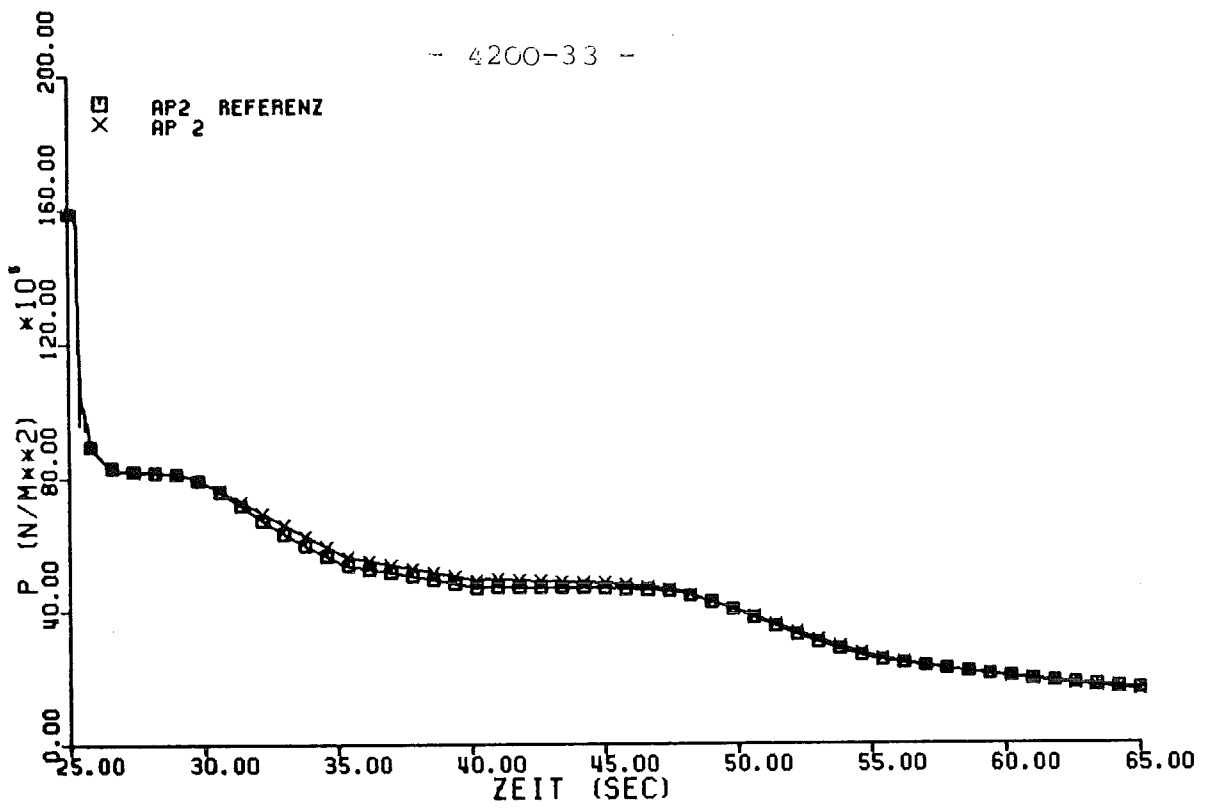


Abb. 5.2 Referenzrechnung / Bubble rise velocity in den Plena

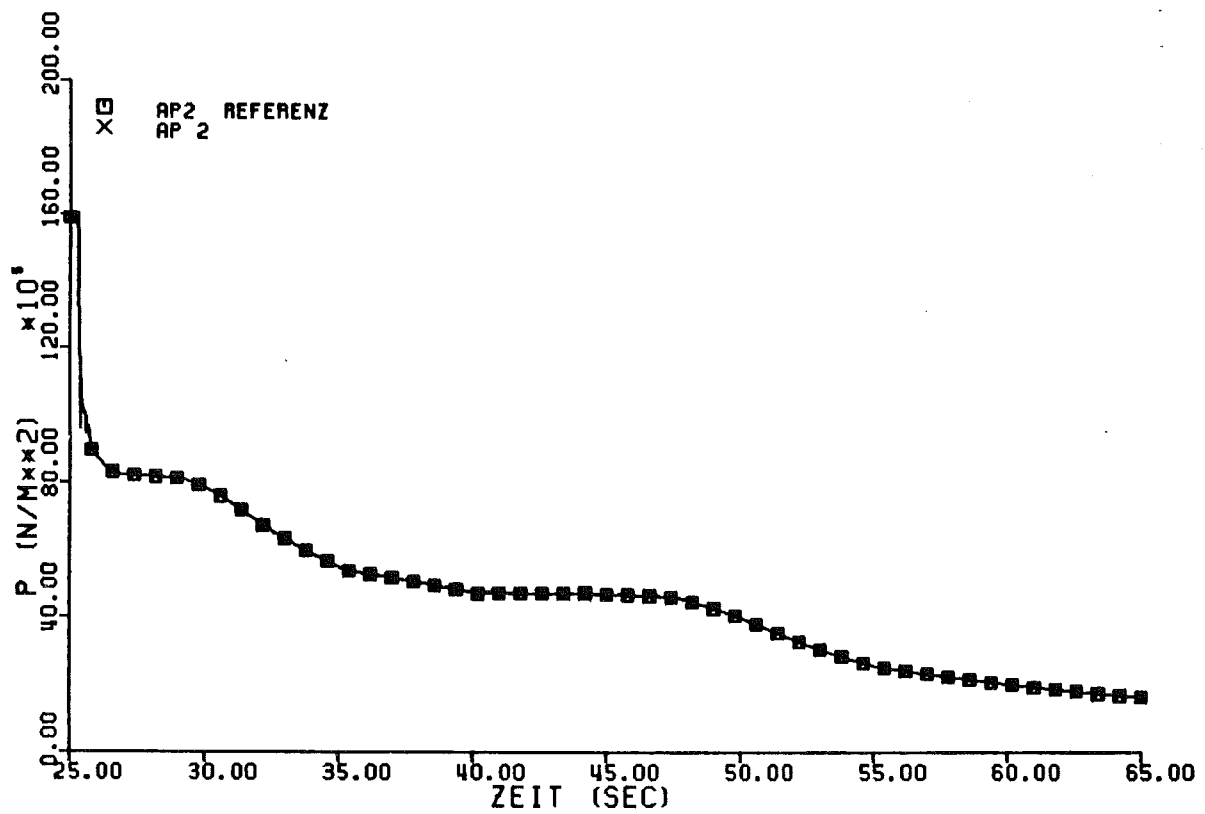


Abb. 5.1 Referenzrechnung / Bubble rise velocity in der Strecke



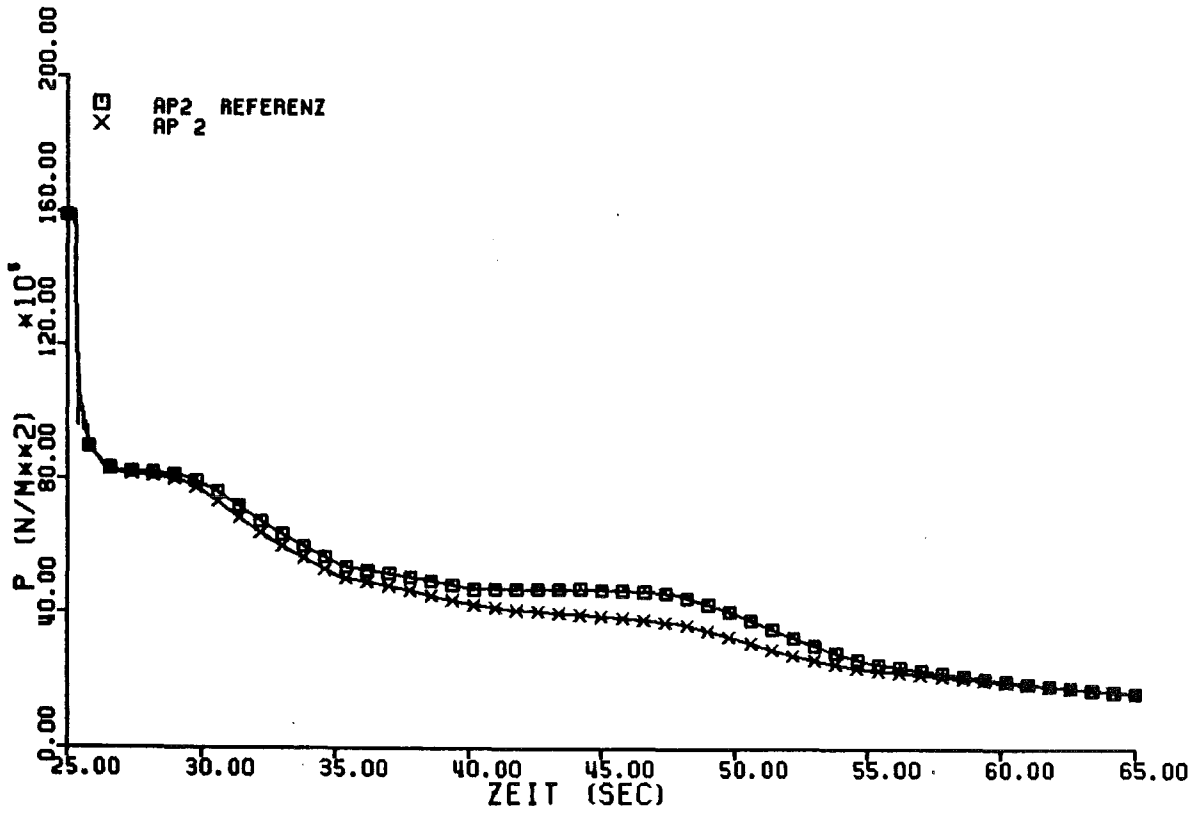


Abb. 6.1 Referenzrechnung / Ventilflächen-Korrektur



Abb. 6 Sensitivitätsrechnung

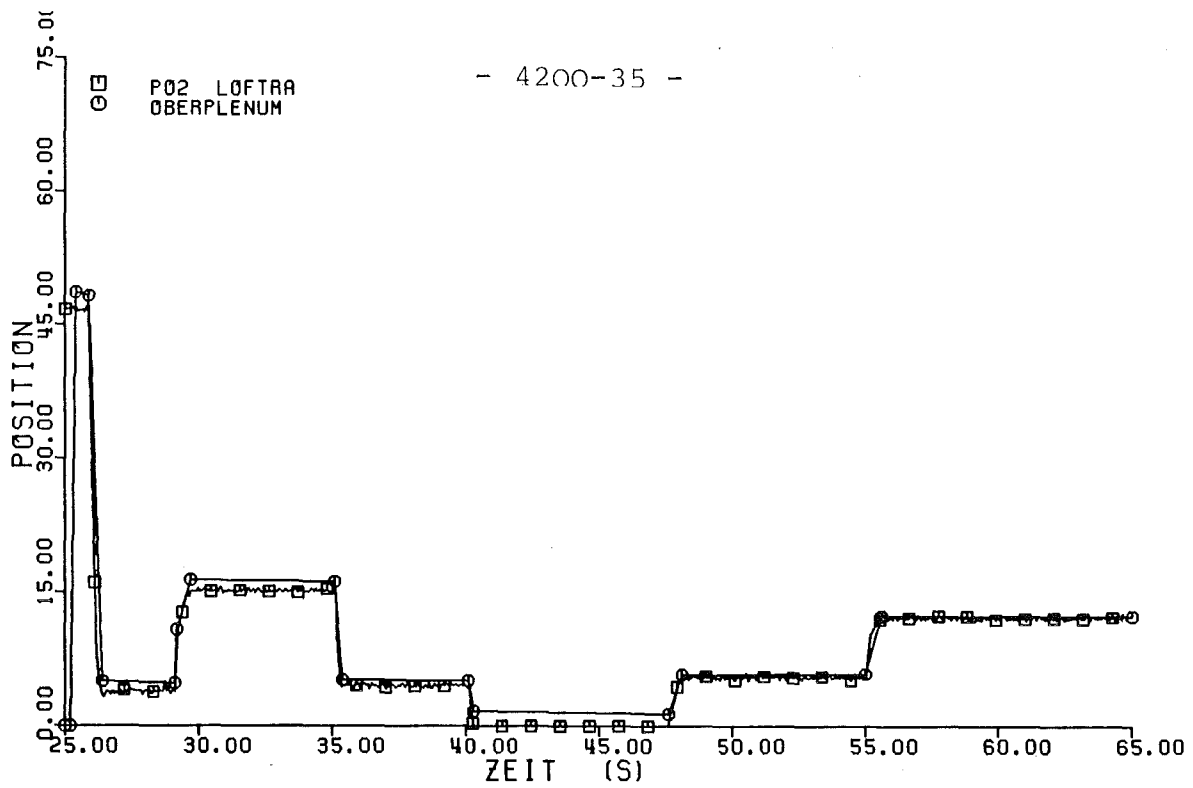


Abb. 7.2 PO2 = gemessene Ventilstellung - Oberplenum
Korrigierte Ventilstellung - Oberplenum

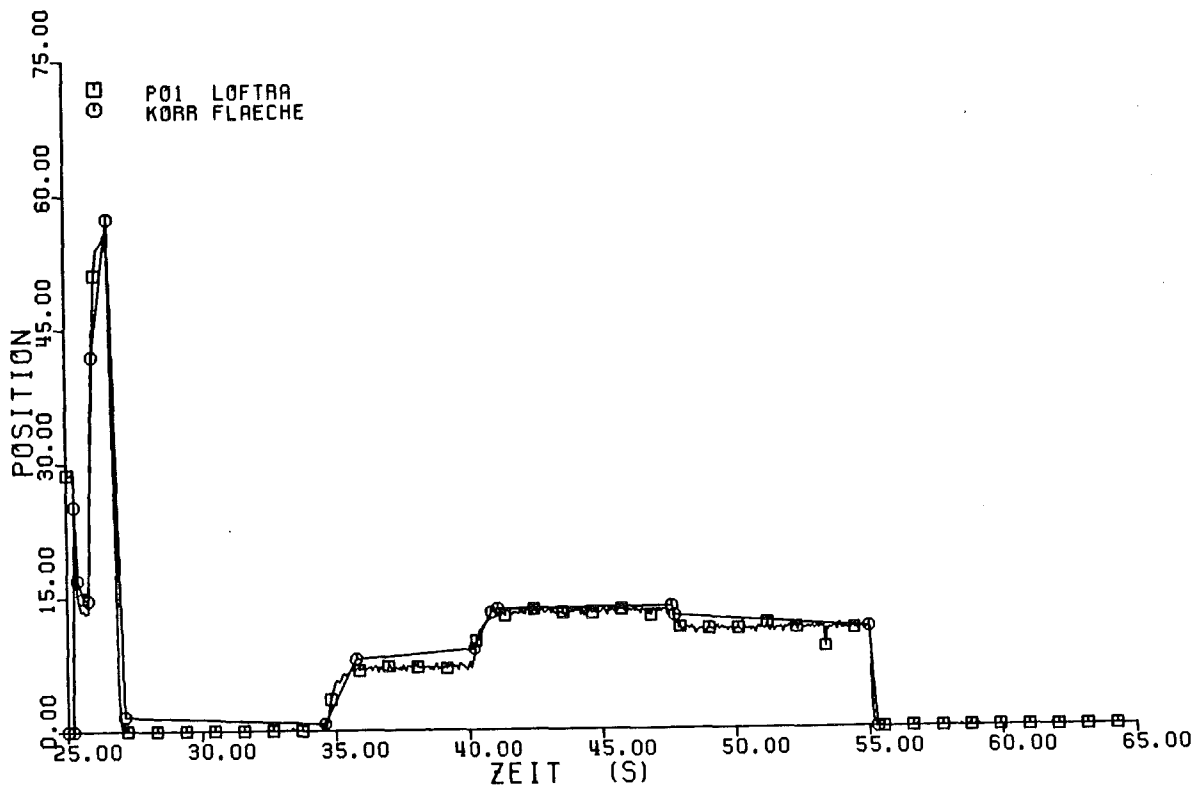


Abb. 7.1 PO1 = gemessene Ventilstellung / Unterplenum
Korrigierte Ventilstellung / Unterplenum

KfK

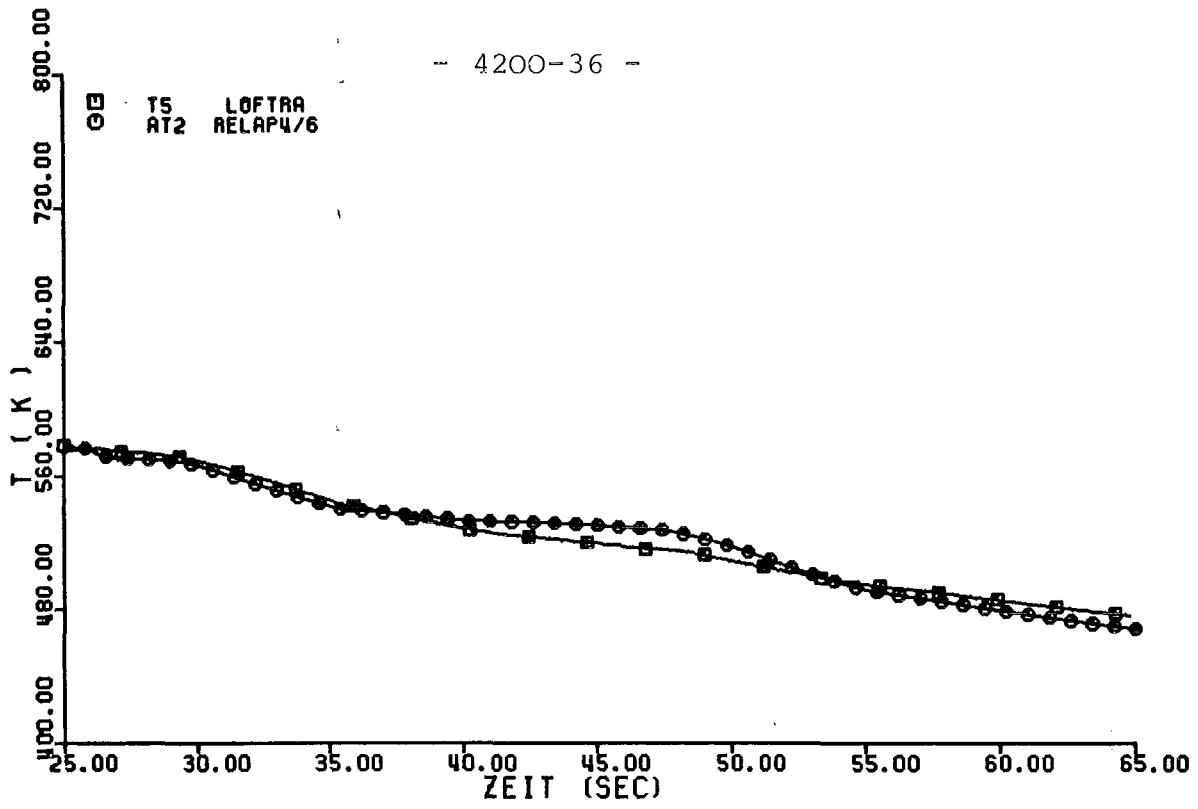


Abb. 8.2 T5 = gemessene Fluidtemperatur im Unterplenum
AT2 = gerechnete Fluidtemperatur

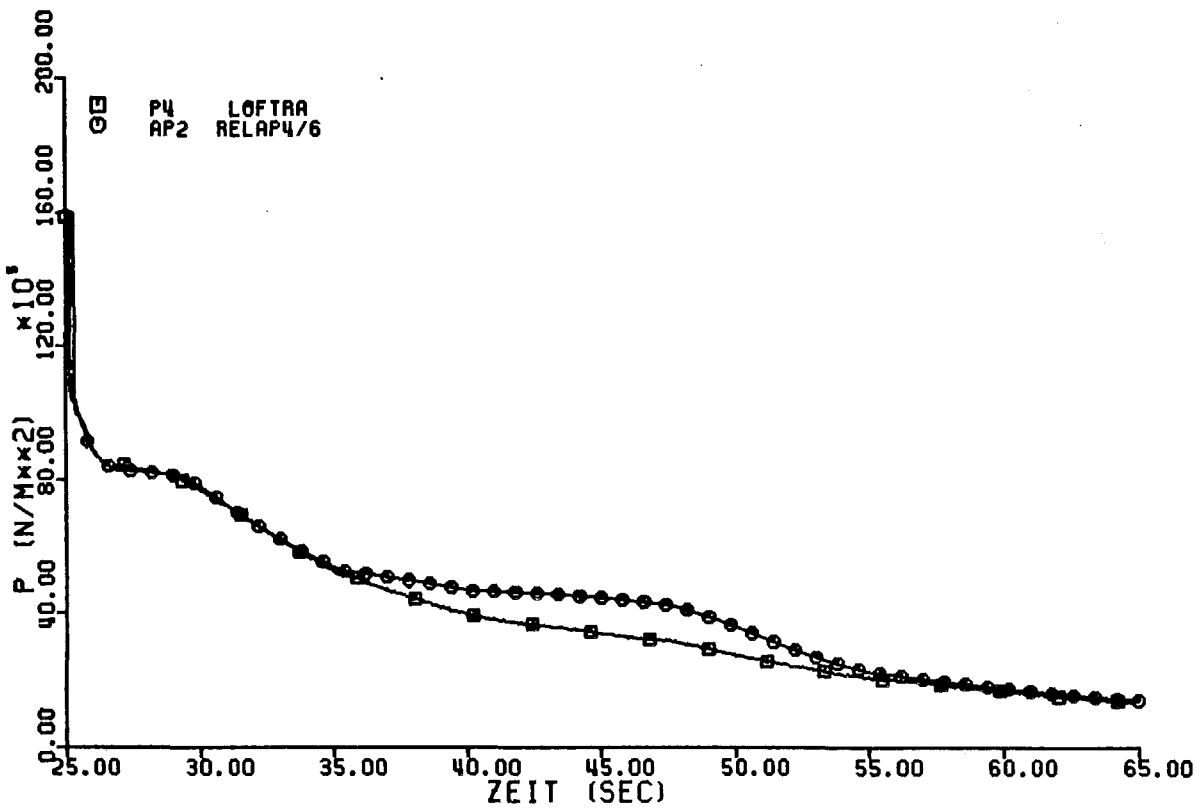


Abb. 8.1 P4 = gemessener Systemdruckverlauf im Unterplenum
AP2 = gerechneter Systemdruckverlauf



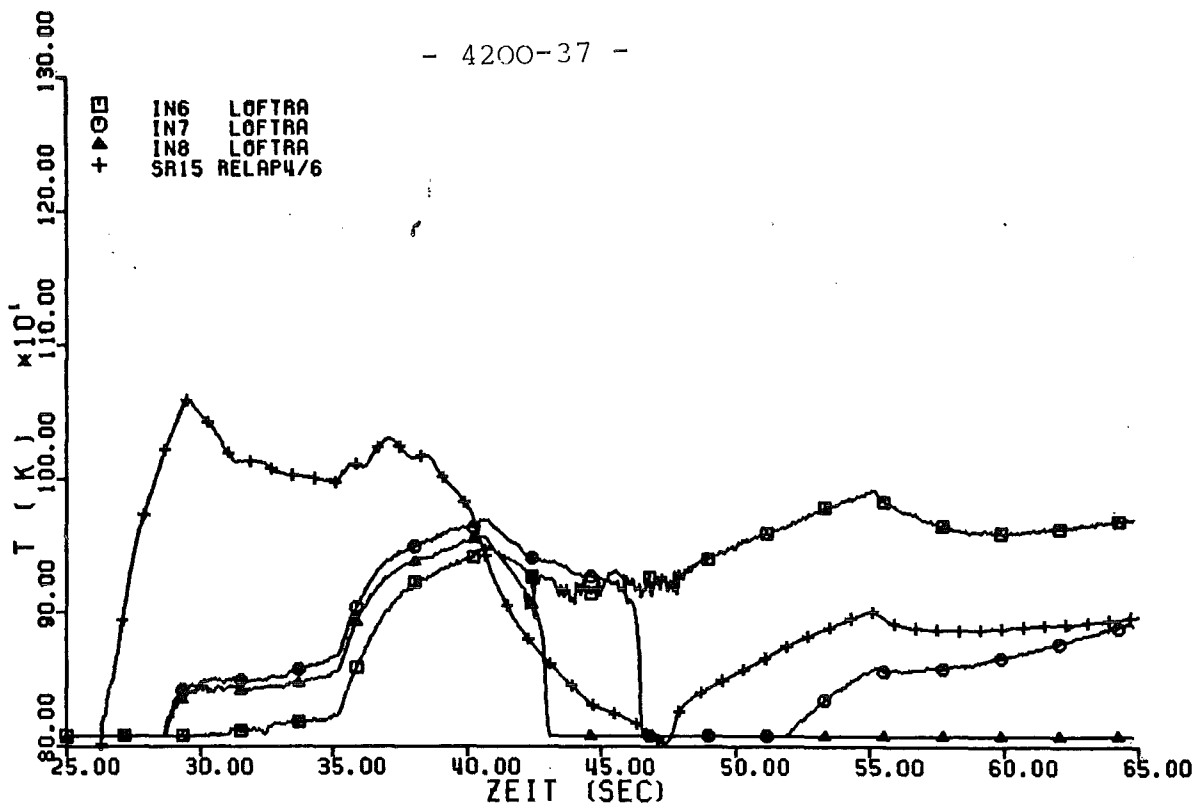


Abb. 9.2 IN6/IN7/IN8 gemessene Temperaturen oberer Stabbereich
SR15 gerechnete Temperaturen

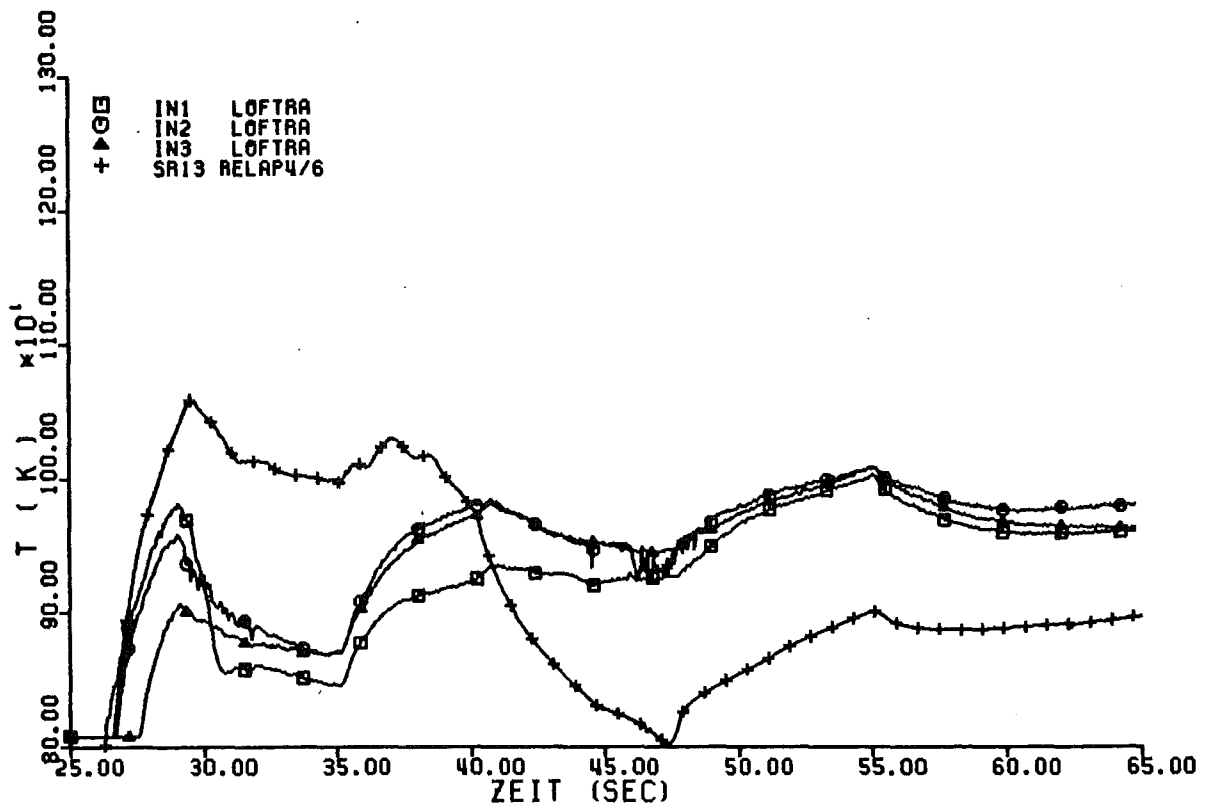


Abb. 9.1 IN1/IN2/IN3 gemessene Temperaturen unterer Stabbereich
SR13 gerechnete Temperaturen

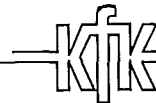


Abb. 9 Vergleich Messung / Rechnung mit korr. Ventilstellungen.
Hüllrohrtemperaturen

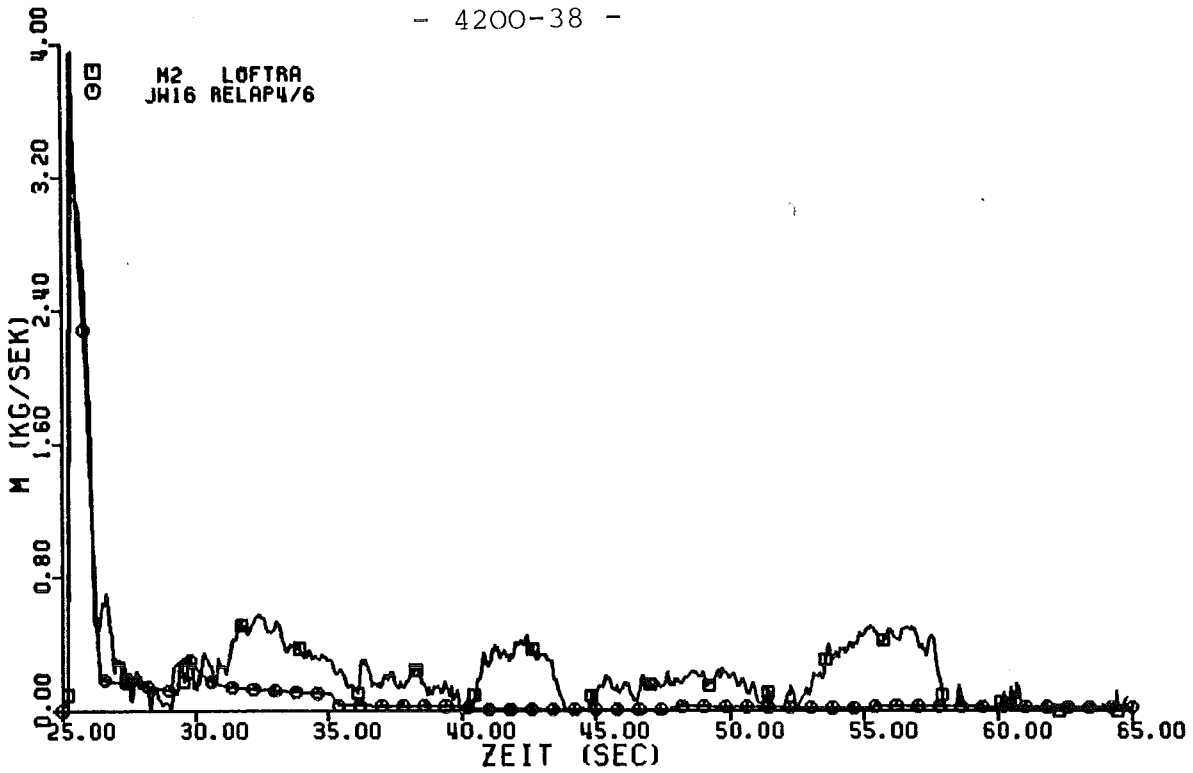


Abb. 10.2 M2 gemessener Leckmassenstrom aus dem Oberplenium JW16 gerechneter Leckmassenstrom

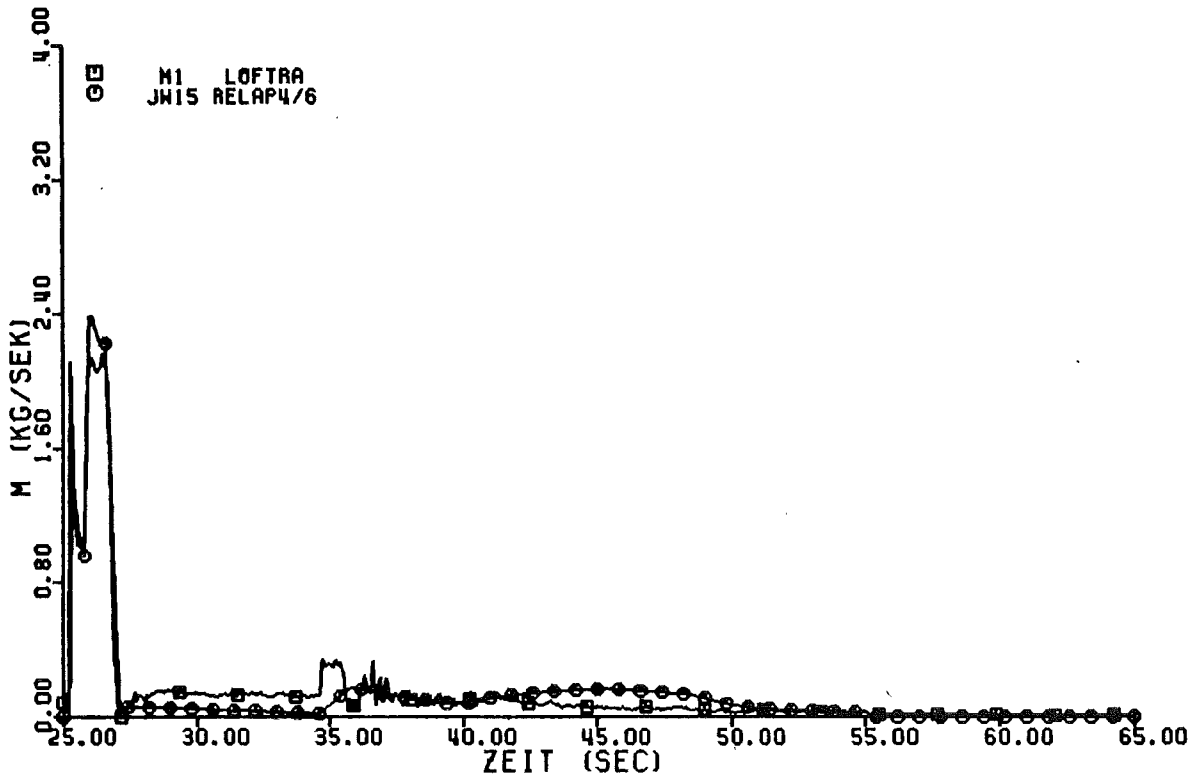


Abb. 10.1 M1 gemessener Leckmassenstrom aus dem Unterplenium JW15 gerechneter Leckmassenstrom



Abb. 10 Vergleich Messung / Rechnung mit korr. Ventilstellungen. Leckmassenströme

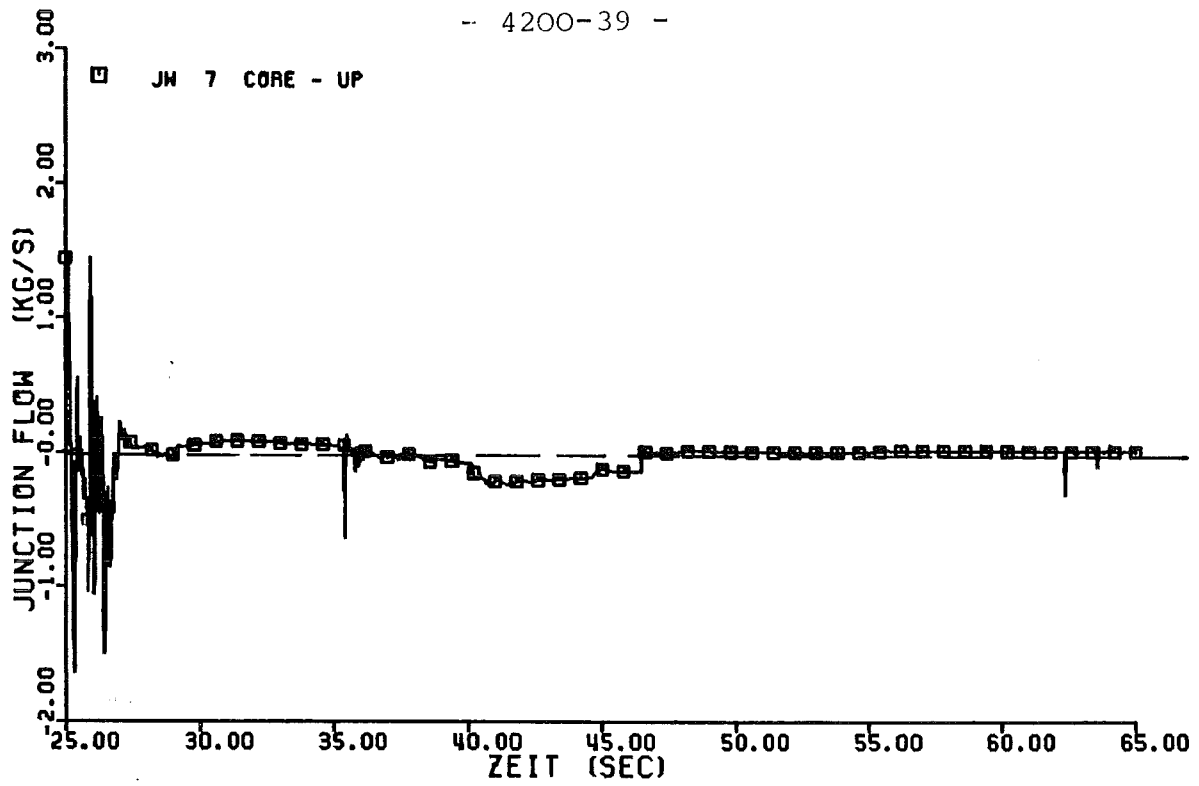


Abb. 11.2 Jw 7 Junction-Flow von der Strecke ins Oberplenium

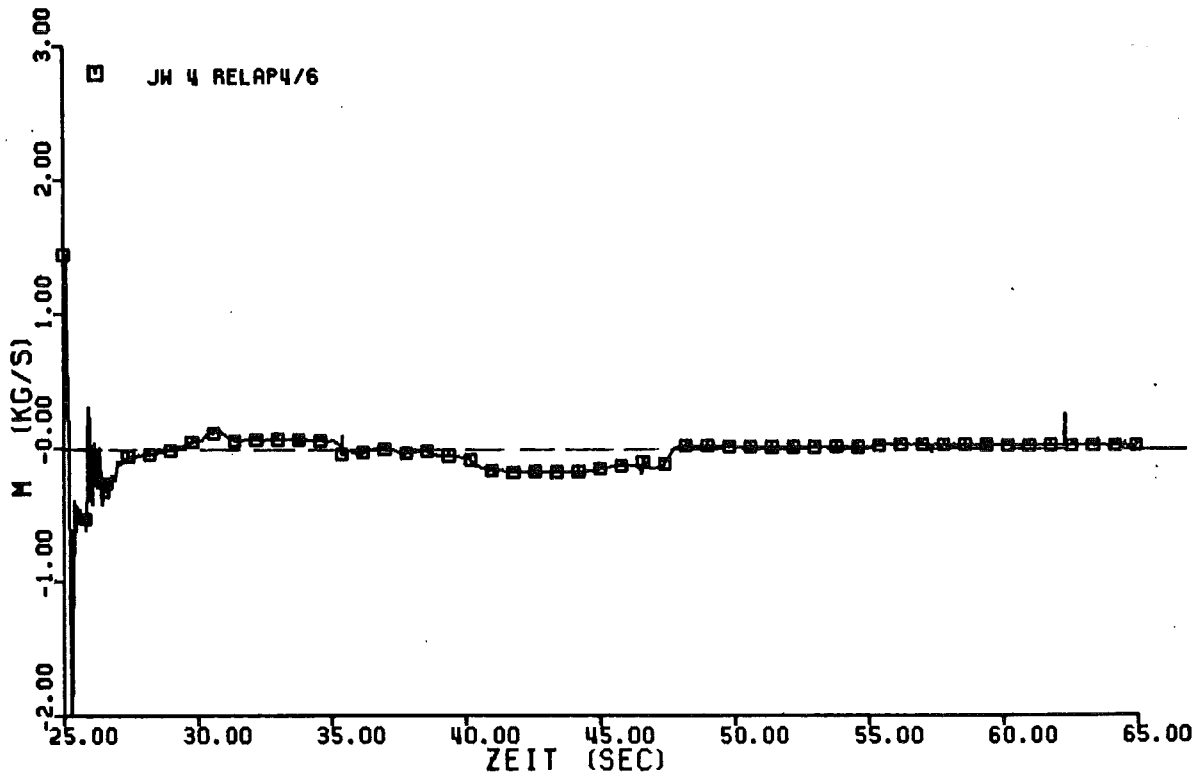


Abb. 11.1 Jw 4 Junction-Flow in Streckenmitte



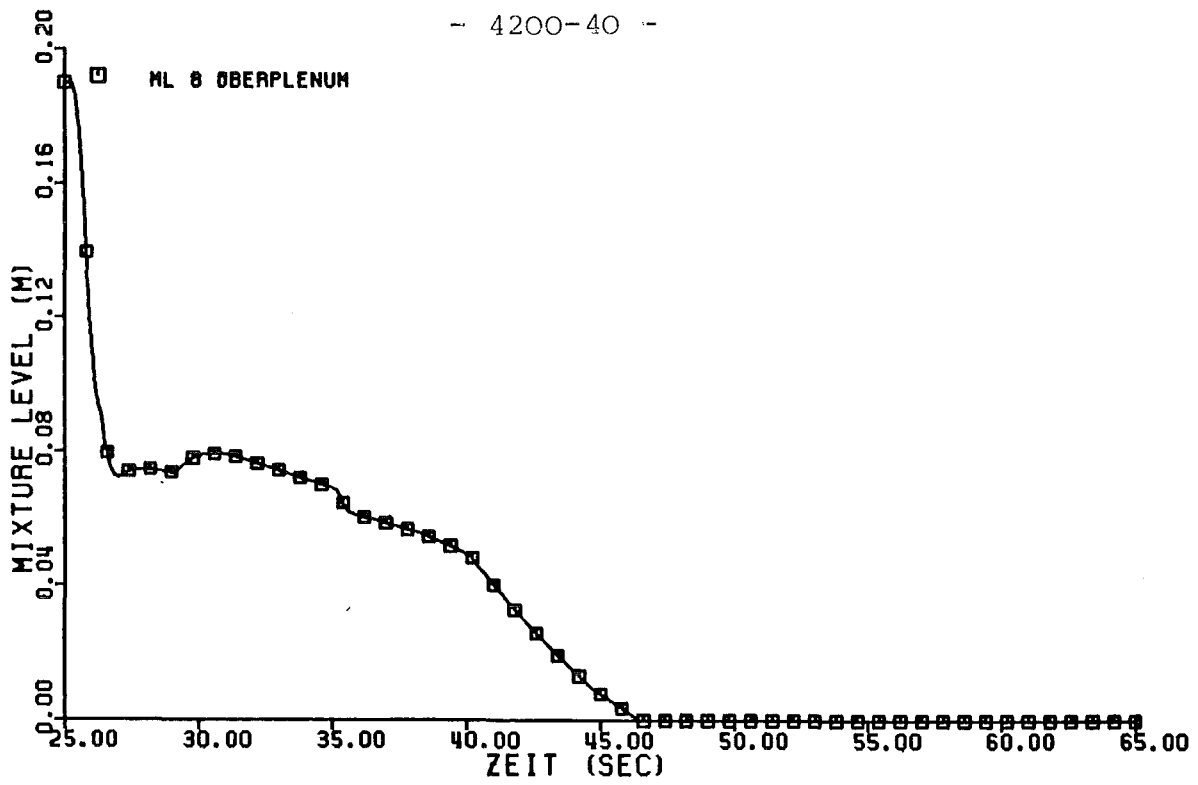


Abb. 12.2 ML 8 Mixture Level im Oberplenum

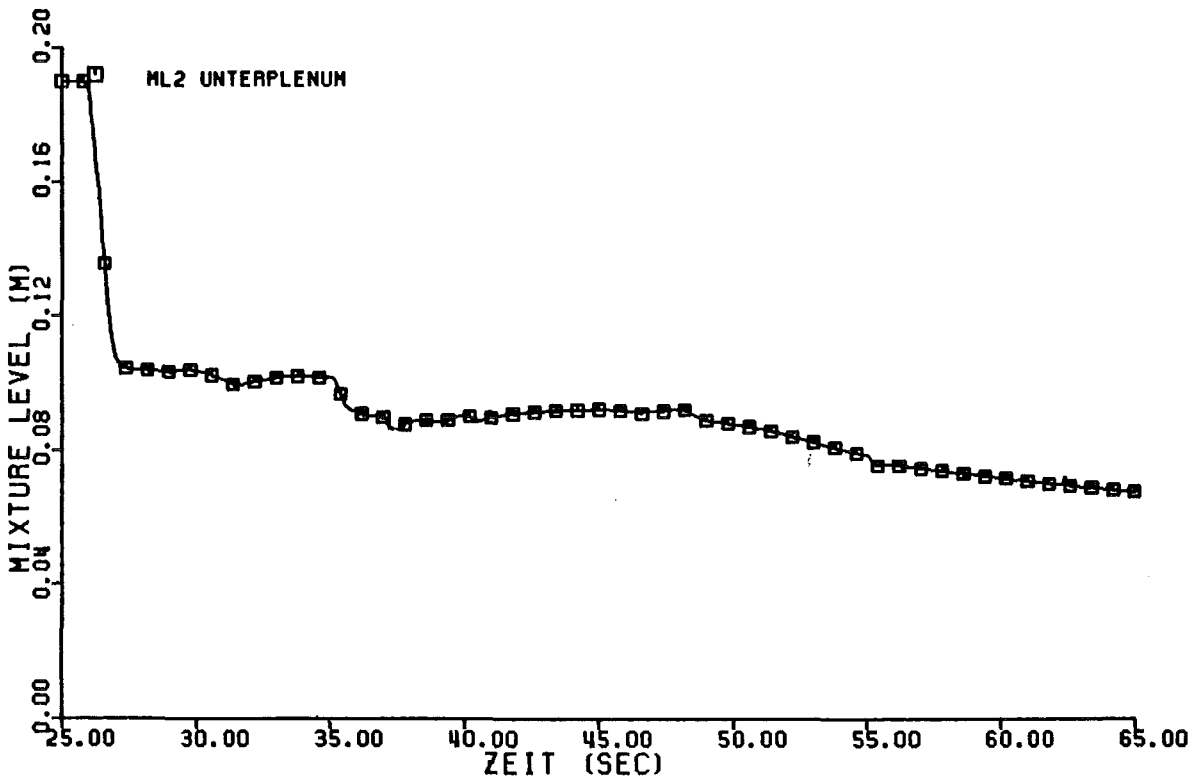


Abb. 12.1 ML 2 Mixture Level im Unterplenum



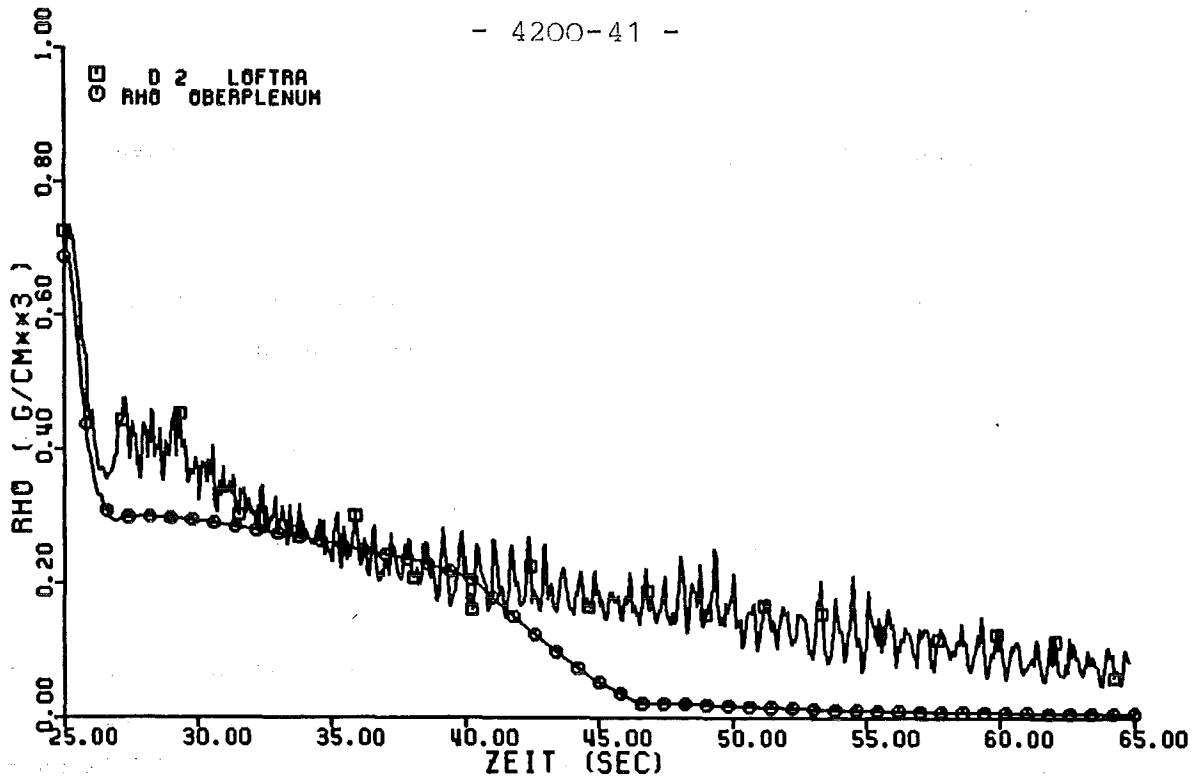


Abb. 13.2 D2 gemessene Dichte im Oberplenum
RHO gerechnete Dichte im Oberplenum

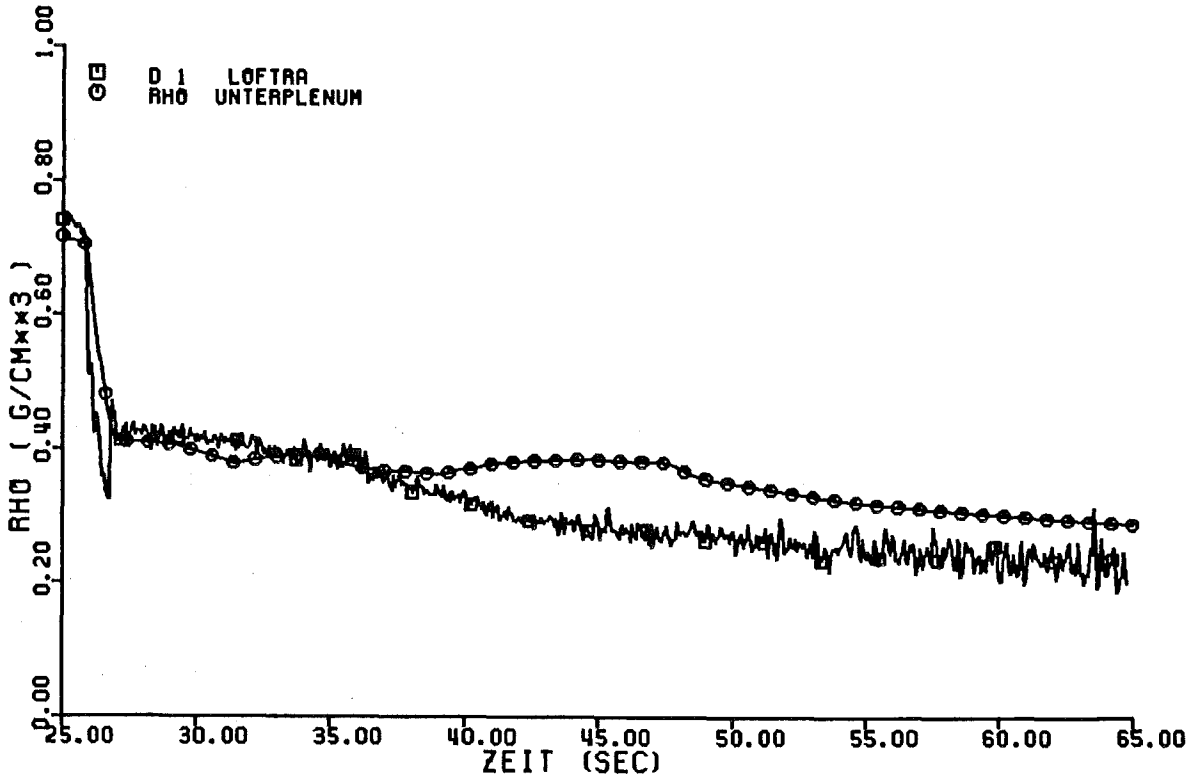


Abb. 13.1 D1 gemessene Dichte im Unterplenum
RHO gerechnete Dichte im Unterplenum



Abb. 13 Vergleich Messung / Rechnung mit korr. Ventilstellungen.
Dichteverläufe

- 06.01.09 Brennstabverhalten in der Wiederauffüll- und Flutphase eines Kühlmittelverluststörfalles
- 06.01.09/06A Untersuchungen zur Wechselwirkung zwischen aufblähenden
PNS 4238 Zircaloy-Hüllen und einsetzender Kernnotkühlung
(REBEKA-Programm)
(K. Wiehr, F. Erbacher, U. Harten, W. Just, P. Schöffner; IRB)

Auswertung von REBEKA-6 für Deutsches Standardproblem Nr. 7

1. Einleitung

Im Rahmen des REBEKA-Versuchsprogramms wurde am 24. März 1983 der Bündelversuch REBEKA-6 durchgeführt. Dieser Versuch hatte das Ziel, den Einfluß der Durchströmungsrichtung auf die Zircaloyhüllrohrverformung und die Kühlkanalblockade zu untersuchen. Da in diesem Experiment keine Umkehr der Strömungsrichtung zwischen Aufheiz- und Flutphase simuliert wurde, d.h. gleiche Strömungsrichtung in beiden Phasen vorherrschte, wurde als Folge davon eine erhöhte Koplanarität der Berststellen erwartet, ähnlich wie dies in den NRU-Tests festgestellt wurde.

Dieses Experiment wurde als deutsches Standardproblem (DSP7) und gleichzeitig als Internationales Standardproblem (ISP14) ausgewählt. Hauptgrund hierfür waren die relativ einfachen Kühlbedingungen ohne Strömungsumkehr während der Verformung der Hüllen.

Im REBEKA-6-Bündelexperiment liegen vereinfachte thermohydraulische Randbedingungen vor. Die Verformung der Zr-Hüllrohre beginnt bei schwacher aufwärtsgerichteter Dampfströmung. Bei Erreichen einer maximalen Hüllrohrtemperatur von 765 °C auf den Zircaloyhüllen, setzt Zwangsfluten vom unteren beheizten Ende des Bündels ein. Die weitere Verformung findet in der Flutphase statt. Die sich einstellenden Hüllrohrtemperaturverläufe ergeben sich aus dem Zusammenspiel von Wärmeproduktion in den Brennstabsimulatoren, der Wärmesenke durch die Dampf- bzw. Zweiphasenkühlung und der Verformung der Zircaloyhüllen.

In einer ersten Arbeitssitzung am 23.02.83 mit den Teilnehmern am Standardproblem (s. Protokoll vom 28.02.83, Prof. Karwat) wurden nach Vorstellung des Versuchskonzepts und Diskussion über die erreichbare Genauigkeit der zu

errechnenden Hüllrohrtemperaturverläufe aus den Versuchsrandbedingungen des Experimentes drei Optionen für die Vorgehensweise zur Bearbeitung des Standardproblems diskutiert.

Die deutschen Teilnehmer sprachen sich einheitlich für Option 2 aus, also für eine Reduzierung des DSP7 auf eine reine Brennstabverhaltensvorhersage, d.h. die thermohydraulischen Randbedingungen aus dem Experiment werden an verschiedenen axialen Stabpositionen vorgegeben (Wärmeübergangszahlen und Fluidbezugstemperatur). Daraus werden der Hüllrohrtemperatur-, Innendruck- und Verformungsverlauf errechnet. Bestimmt werden sollen die Berstdaten (Zeit, Temperatur, Druck und Dehnung) sowie die Berstposition und die Kühlkanalversperrung.

Für den Vergleich der Ergebnisse der Vorausrechnung mit den experimentellen Werten wurden die Stäbe 49, 20 und 20 ausgewählt.

2. Versuchsanlage und Versuchsablauf

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-6 wurde die Bündelteststrecke geringfügig modifiziert. Ein zusätzlicher Dampfverteiler im unteren Plenum der Teststrecke ermöglicht die aufwärtsgerichtete Dampfströmung während der Aufheizphase des Bündels. Das äußere Druckrohr (153x3 mm) hat einen Innendurchmesser von 153 mm ϕ . Im Druckrohr sitzt der quadratische Bündelführungskasten aus Edelstahl mit Innenabmessungen 101x101 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 (49-1)-Stabbündel liefern zwei dreiphasige Transduktoren von je 600 kVA. Jede Phase jedes Transduktors wurde mit 8 parallel geschalteten Stäben belegt. Im Versuch gemessen werden die 2 x 3 Phasenleistungen der Transduktoren.

2.4 Brennstabsimulatoren (BSS)

Die Brennstabsimulatoren (BSS) mit kontinuierlichem, cosinusförmigen Leistungsprofil wurden bereits im REBEKA-5 Experiment verwendet /1/. 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 Spalten 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.

Der Leistungsabgleich der BSS erfolgte wie bei REBEKA-5 /1/.

2.5 Instrumentierung der Teststrecke

Im Schaltbild der Teststrecke (Abb. 2) sind die Temperatur-, Druck-, Niveau- und Mengemessungsmeßstellen angegeben.

2.6 Instrumentierung des Bündels

Abb. 3 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 ϕ Mantelthermoelemente NiCr/Ni in der Heizleiterhülle eingelegt) angeben. Die Punkte außen an den Kreisen zeigen Winkelpositionen der Außenthermoelemente an (0,5 mm ϕ 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,

Hüllrohrtemperaturen von 765 °C in einer axialen Höhe des Bündels von 1850 mm, wurde die Leistung auf etwa 6,6 kW/Stab reduziert, das Ventil 7.2 geschlossen (Dampfzufuhr der Aufheizphase unterbrochen) und durch Schließen des Ventils 7.4 das Bündel mit etwa 3 cm/s (kalte Flutrate) (Massendurchsatz: 173 g/s) geflutet. Leistung und Flutrate wurden konstant gehalten bis zum Ende des Versuchs. Abbruchkriterium für den Versuch war das Wiederbenetzen der oberen Stabenden.

3. Ergebnisse

3.1 Wärmeübergangszahlen

Zwei Stäbe im Bündel wurden mit 5 bar Helium gefüllt. Die Zircaloy-Hüllen der beiden Stäbe 14 und 54 verformten sich im Experiment nicht. Unter Zugrundelegung des Brennstabsimulatormodells in Nominalgeometrie (äußerer radialer Gasspalt = 0,05 mm, innerer radialer Spalt = 0,010 mm, d.h. Al₂O₃ Pelletinnendurchmesser wird 6,02 mm ϕ) und den angegebenen Stoffwerten wurden mit Hilfe eines Wärmeleitprogramms EVA (identisch mit /2/) die Wärmeübergangszahlen an verschiedenen axialen Stabpositionen gerechnet. Eingabegrößen waren die gemessene Hüllrohrtemperatur, die zu dieser axialen Position gehörende spez. Stableistung sowie eine angenommene konstante Fluidtemperatur von 143 °C. Dieser angenommene Wert für die Fluidtemperatur wurde sowohl für alle axialen Stabpositionen als auch in der Aufheizphase und Flutphase konstant gehalten. Die Abbildungen 4-11 geben die gerechneten Wärmeübergangszahlen (WÜZ) in geglätteter Form wieder, die zur Berechnung der Hüllrohrtemperaturen im DSP7 zugrunde gelegt wurden. Die Abbildungen enthalten darüber hinaus die zu den jeweiligen axialen Positionen gehörenden spezifischen Stableistungen in W/m.

3.2 Hüllrohrtemperatur und Druckverläufe

46 Brennstabsimulatoren in der 7x7-Anordnung waren mit Innendruck beaufschlagt. Bei zwei Brennstabsimulatoren erfolgte keine Druckerhöhung von 5 auf 60 bar (Stab 54 und 14) vor Beginn der Bündelaufheizung. Da die Zircaloyhüllen der Brennstabsimulatoren in der äußersten Stabreihe unter azimuthalen Temperaturverteilungen verformten, werden für die Auswertung nur die inneren 5x5 Stabpositionen herangezogen.

Abb. 12 gibt die gemessenen Hüllrohrtemperaturverläufe der inneren 24 BSS in

die oberhalb und unterhalb der axialen Mittelebene sitzenden Abstandshalter sind AH 4 und AH 5. 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. 3 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 3 Innen-TE's (TI) auf 1950 mm Höhe (axiale Mitte) und 10 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 49/10 = das 10. Thermoelement auf Stab 49 von oben gezählt, also auf Position 3900 mm = unteres beheiztes Ende.

Da für das Standardproblem ursprünglich auch die thermohydraulischen Verhältnisse im Bündel aus den Versuchsrandbedingungen gerechnet werden sollten, wurde der Zentralstab durch ein 10,75 x 0,7 mm Inconelrohr ersetzt und als Thermoelementführungsrohr für Fluidthermoelemente benutzt. 0,25 mm starke Mantelthermoelemente ragten in verschiedenen axialen Höhen etwa 4 mm in den zentralen Unterkühlkanal. Diese Instrumentierung sollte die Entwicklung des thermodynamischen Ungleichgewichts meßtechnisch in recht engen axialen Ebenen erfassen. Gerade im besonders interessierenden axialen Mittelbereich des Bündels sind jedoch ein großer Teil der Fluidthermoelemente ausgefallen.

2.7 Versuchsablauf

Das Bündel wurde bei etwa 4 bar mit Dampf von unten nach oben durchströmt. Der tatsächlich erreichte Massendurchsatz durch das Bündel betrug 11,5 g/s (angestrebt waren 14 g/s). Nach Erreichen einer konstanten Temperatur im Bündel erfolgte die Innendruckaufgabe auf die Stäbe mit 60 bar Helium. Die Aufheizung des Bündels erfolgte mit etwa 7,8 KW/Stab. Mit Erreichen von

der axialen Ebene von 1850 mm wieder. In der Aufheizphase steigen alle Hüllrohrtemperaturen sehr gleichmäßig mit etwa 7 K/s an. Mit Beginn der Flutphase (Hüllrohrtemperatur $765^{\circ}\text{C} \pm 5\text{ K}$ maximale Abweichung) weichen die einzelnen Hüllrohrtemperaturverläufe z.T. deutlich voneinander ab. Auch das Wiederbenetzen zeigt eine erhebliche Streubreite, die durch den zeitlichen Ablauf und die Größe der Verformung sowie die Lage der Berststellen zu der Meßposition beeinflusst wird.

Abb. 13 gibt die dazugehörenden Innendruckverläufe der 22 druckbeaufschlagten Stäbe wieder. Es fällt auf, daß einige Stäbe sehr früh bei einem relativ hohen Druck bersten. Betrachtet man die Hüllrohrverformungen der inneren 22 geborstenen Stabhüllen, so findet man 4 Hüllen mit kurzen lokal stark ausgeprägten Dehnungsmaxima. Die Umfangsdehnungen im übrigen axialen Bereich dieser Hüllrohre sind jedoch sehr gering. Die Ursache hierfür sind auf dem Heizstab klemmende Pellets. Dieser Effekt kann immer dann eintreten, wenn der innere Gasspalt zwischen Ringpellet und Heizstab zu knapp ist und geringe Toleranzabweichungen oder Pelletabrieb zu einem zu frühen Schließen des inneren Spaltes führen. Dadurch tritt ein Klemmen eines Pellets auf dem Heizstab mit einem Verschieben der Pelletsäule ein. Eine ausführliche Erklärung wurde in /1/ gegeben.

Die Druckverläufe der BSS mit dem abnormen Dehnungsverhalten wurden in Abb. 14 weggelassen. Der max. Innendruck lag bei 76,6 bar und das Berstintervall betrug für die sich normal verhaltenden Stäbe 17,2 Sekunden.

Die Abbildungen 15 und 16 geben die axialen Hüllrohrtemperaturverläufe der Stäbe 14 und 54 wieder, deren Hüllen während des Versuchs nicht verformten. Aus diesen Temperaturverläufen wurden die angegebenen Wärmeübergangszahlen gerechnet. Die Meßstelle TH 14/1 (-150 mm) gibt den Hüllrohrtemperaturverlauf im Bereich des oberen Gasplenums wieder.

Beim Vergleich der axialen Meßebenen von 1850 mm zwischen Stab 14 und Stab 54 fällt auf, daß der Stab 14 in dieser Ebene etwa 100 Sekunden früher wiederbenetzt als Stab 54, obwohl die Hüllen beider Stäbe unverformt sind. Ursache hierfür ist, daß im Bündel eine horizontale Wechselwirkung zwischen den Stäben stattfindet. Geborstene Zircaloyhüllen benetzen in einer Zweiphasenströmung früher als ungeborstene Hüllen, d.h. es bilden sich von den Berstlippen ausgehend sekundäre Wiederbenetzungsfronten aus /1/. Von den

benetzten Berstlippen des Stabes 36 überträgt sich die sekundäre Benetzungsfront auf den Nachbarstab 14. Die Berstöffnung der Hülle des Stabes 36 liegt nur 15 mm unterhalb der Meßebene von 1850 mm, was dazu führt, daß beim Stab 14 die 100 mm höher liegende Meßebene etwa 75 Sekunden früher benetzt als die axiale tieferliegende Mittelebene (1950 mm). Die Hülle des Stabes 54 dagegen wird nicht durch vorzeitiges Benetzen von Nachbarstäben beeinflusst. Für die Teilnehmer am DSP 14 stellte dies ein in den Wärmeübergangszahlen dieser axialen Ebene verstecktes Problem dar.

Abb. 17 zeigt die gemessenen Hüllrohrtemperaturverläufe eines für das Standardproblem aus dem Bündelverband ausgewählten Stabes. Wie bei der unverformten Hülle des Stabes 14 zeigt auch die verformte Hülle in der Meßebene von 1850 mm die höchste Temperatur am Ende der Aufheizphase. Die Temperatur an dieser Position ist höher als in der axialen Mittelebene (1950 mm), der Ebene mit der höchsten spezifischen Leistung; das Maximum der Hüllrohrtemperaturen hat sich in Strömungsrichtung zum nächst höheren Abstandshalter hin verschoben. Auch hier tritt ein vorzeitiges Wiederbenetzen der 1850 mm-Ebene auf, allerdings ausgelöst durch die Berststelle der eigenen Hülle bei 1835 mm.

Die Abbn. 18 und 19 geben die axialen Hüllrohrtemperaturen zwischen den beiden mittleren Abstandshaltern wieder. Auch diese beiden Stäbe waren für das Standardproblem ausgewählte Stäbe. Für beide Hüllen ist zu erkennen, daß die Berststellen Auslöser für eine zweite Benetzungsfront darstellen. Die Skizzen auf den jeweiligen Plots geben die axiale Berststelle auf den Stäben an und zeigen, daß die axialen Stabpositionen oberhalb der Berststelle, d.h. in Strömungsrichtung, früher wiederbenetzen als die unterhalb der Berststelle befindlichen Positionen /3/.

Stab 22 (Abb. 19) weist jedoch in seinem Temperaturverlauf eine Besonderheit auf. Das Thermoelement in der axialen Höhe von 2050 mm zeigt einen sehr viel rascheren Temperaturanstieg als die übrigen axialen Hüllrohrpositionen zwischen den mittleren Abstandshaltern auf diesem Stab. Zehn Millimeter daneben ist die Zircaloyhülle mit einer lokal kurzen, stark ausgeprägten Beule geborsten (s. Abb. 26). Ursache hierfür war ein klemmendes Pellet, was dazu führte, daß sich die Pelletsäule bei axialer Dehnung des Heizstabes ein Stückchen auseinanderschob. Es fehlte also über ein kurzes axiales Stück von etwa 1 1/2 Pelletlängen die Wärmespeichermasse der Ringpellets. In der Auf-

heizphase führt dies zu einem rascheren Temperaturanstieg der Hüllrohrtemperatur im Bereich der fehlenden Pellets, einem lokalen Dehnen der Hülle und frühzeitigem Bersten. Die übrigen axialen Stabbereiche laufen in der Temperatur nach und erreichen bis zum Bersten der Lokalbeule nur ganz geringfügige Dehnungen. Lokalbeulen, hervorgerufen durch fehlende Pellets in der Pelletsäule, bersten in der Aufheizphase immer mit hohen Dehnungen, da die Hüllen an diesen axialen Stellen bei sehr gleichmäßiger Hüllrohrtemperatur auf dem Umfang verformen (großer, gleichmäßiger Spalt zwischen Heizstab und Zircaloyhülle und fast keine Kühlung). Die meßtechnische Erfassung dieses Effekts in einem Bündel ist hier zufällig sehr gut gelungen und zeigt sehr deutlich die hohe Empfindlichkeit der Zircaloyhüllrohrverformung in Abhängigkeit von der Temperatur.

Die Abbildungen 20 bis 22 zeigen Einzeldaten der drei für das Standardproblem ausgewählten Brennstabsimulatoren. Zusätzlich zum Innendruckverlauf sind die Hüllrohrtemperaturen in der axialen Position von 1850 mm, der Leistungsverlauf sowie der kollabierte Wasserstand in der Teststrecke angegeben. Aus den Abbildungen ist der Beginn der Aufheizphase sowie der Flutbeginn bei gleichzeitiger Leistungsabsenkung zu entnehmen.

Die Abbildungen lassen erkennen, daß die Hüllrohrverformung knapp 10 Sekunden vor Flutbeginn startet, der weitere Temperaturanstieg rasch abgefangen wird und der überwiegende Teil der plastischen Verformung der Zircaloyhüllen bei im Mittel mit etwa 5 K/s abfallenden Temperaturen stattfindet. Der Mittelwert, der bei 1850 mm gemessenen Hüllrohrtemperaturen für die inneren 18 Stäbe zum jeweiligen Berstzeitpunkt des Hüllrohres, liegt daher relativ niedrig (765 °C). Die Stäbe mit Lokalbeule werden aus Mittelwertbetrachtungen herausgenommen, da das Verformungsergebnis nicht brennstabspezifisch, sondern Simulator produziert ist. (S. Abbn. 19 und 22. Aufgrund erhöhten Temperaturanstieges ganz frühes Bersten).

3.3 Hüllrohrverformung und Kühlkanalversperrung

Abb. 23 gibt die Berstdehnungen und Berstlagen im gesamten Bündel an. Bis auf den Eckstab Nr. 48 sind alle druckbeaufschlagten Hüllen geborsten. Vier Hüllrohre weisen ausgeprägte Lokalbeulen auf (18, 20, 67 und 15), auf deren Ursache bereits hingewiesen wurde.

Die zu den drei ausgewählten Stäben gehörenden axialen Hüllrohrverformungen werden auf den Abbildungen 24 bis 26 wiedergegeben. Stab 49 weist ein-axiales Umfangsdehnungsprofil auf, welches die Strömungsverhältnisse während der Hüllrohrverformung widerspiegelt. Für den Vergleich mit den rechnerischen Ergebnissen kann dieser Stab 49 als besonders typisch für das Bündel angesehen werden.

Der Stab 29 war im Bereich der mittleren Abstandshalter mit 6 Hüllrohräußen-thermoelementen instrumentiert. Das axiale Dehnungsprofil (Abb. 25) im mittleren Bereich zeigt einige lokale Dehnungseinbrüche, was auf eine Beeinflussung der Dehnung durch die große Anhäufung von Mantelthermoelementen auf einem relativ kurzen axialen Bereich hinweist (Kühlrippeneffekt). Das Verformungsbild ist also nicht als repräsentativ anzusehen.

Die Hülle des Stabes 20 (Abb. 26), ebenfalls mit 6 Hüllrohrthermoelementen im axialen Mittelbereich versehen, läßt den Kühlrippeneffekt nicht erkennen, da das Bersten der Hülle auf Grund der bereits diskutierten Lokalbeule sehr früh in der Flutphase eintrat.

Abb. 27 gibt die aus der Umfangsdehnung des Stabes 49 errechnete Kühlkanalversperrung für diesen Unterkühlkanal wieder.

Abb. 28 zeigt die axialen Umfangsdehnungsprofile der inneren 22 Hüllrohre. Man kann 4 lokal stark verformte Hüllrohre erkennen. Da die axialen Positionen der Lokalbeulen statistisch zufällig auftreten, also nicht in das Bild des von den Strömungs- und Kühlverhältnissen geformten Dehnungsprofils passen und in den übrigen axialen Bereichen nur ganz geringe Hüllrohrverformungen aufweisen, liefern diese Hüllen zur maximalen Kühlkanalversperrung des Bündels sogar einen negativen Beitrag. Die maximale Kühlkanalversperrung der 22 inneren Hüllen (Abb. 29) beträgt daher nur 51,4 %.

Die Abbn. 30 und 31 enthalten Umfangsdehnungen der inneren verformten Hüllrohre jedoch ohne Stäbe mit Lokalbeulen sowie die daraus resultierende Kühlkanalversperrung. Die maximale Kühlkanalversperrung steigt damit auf einen Wert von 60 % an.

Die Abb. 30 zeigt ein ausgeprägtes in Strömungsrichtung verschobenes Maximum der Dehnungen der Zircaloyhüllen. Diese durch die sich nicht ändernde

Strömungsrichtung von der Wiederauffüll- zur Flutphase einstellende axiale Konzentration der Berststellen spiegelt sich auch in der Form der Kühlkanalversperrungskurve wieder (Abb. 31).

Da in der Höhe von 1850 mm die maximale Hüllrohrdehnung erwartet wurde und die Hüllrohrtemperatur möglichst nahe der Berststelle interessiert, waren alle Stäbe in dieser Ebene mit Hüllrohrthermoelementen versehen. Die Kurve der Kühlkanalversperrung zeigt einen Einbruch bei 1850 mm, was zu dem Schluß führen könnte, daß an dieser axialen Stelle eine Dehnungsbehinderung der Hüllrohre durch einen Kühlrippeneffekt der Thermoelemente aufgetreten sei. Abb. 32 stellt die Dehnungs- und Kühlkanalverhältnisse im Bereich zwischen den beiden mittleren Abstandshaltern dar. Aus den Kurvenverläufen der Umfangsdehnungen ist in dem axialen Bereich von 1850 mm jedoch kein besonderer Einbruch der Umfangsdehnungen festzustellen, woraus geschlossen werden muß, daß die Anhäufung der Thermoelemente in dieser Ebene zu keiner Beeinflussung der Größe der maximalen Kühlkanalversperrung geführt hat. Abb. 33 veranschaulicht den Einfluß der Durchströmungsrichtung auf die Hüllrohrverformung /4/. Abgebildet sind die 25 inneren Stäbe der Experimente REBEKA-5 mit Strömungsumkehr /1/ und REBEKA-6 ohne Strömungsumkehr. Die axial enger beieinander liegenden Berststellen beim REBEKA-6-Experiment sind gut zu erkennen.

Abb. 34 gibt die Bündelquerschnitte bei maximaler Kühlkanalversperrung für die beiden Versuche wieder. Trotz einer geringeren mittleren Berstdehnung von nur 42 % (verglichen mit 49 % bei REBEKA-5) ergibt sich eine größere Kühlkanalversperrung von 60 % auf Grund der erhöhten Koplanarität der Berststellen.

3.4 Radiales Temperaturprofil

Zur Überprüfung des Stabmodells befinden sich in der Heizstabhülle eingebettete Mantelthermoelemente von 0,36 mm ϕ . Die Thermoelementspitze des Innenthermoelementes liegt auf einem Radius von 2,81 mm in axialer Mittelebene (1950 mm). Die Abbildungen 35 bis 37 zeigen Thermoelementpaarungen Innen - Außen für die Stäbe 49, 29 und 20 auf 1950 mm Höhe.

3.5 Ergänzende Meßdaten

Abb. 38 gibt die Dampfeintrittstemperatur im Dampfverteiler und die Dampfaustrittstemperatur im oberen Kopf der Teststrecke wieder.

Abb. 39 zeigt zwei Fluidtemperaturen am oberen Abstandshalter.

Auf Abb. 40 sind die Temperaturen der Hülle des oberen Gasplenums für die Stäbe 14 und 49 geplottet. Die Meßstelle befindet sich 150 mm oberhalb des oberen beheizten Endes. Die gemessene Hüllrohrtemperatur auf dem Gasplenum kann in erster Näherung als Gastemperatur im oberen Stabplenum angenommen werden.

Tabelle I gibt die Berst- und Dehnungswerte, sowie die Wiederbenetzungszeiten für alle Stäbe des Bündels wieder.

4. Schlußfolgerungen

- Die mit REBEKA-6 erzielten Ergebnisse stimmten mit dem Erwartungsbild in vollem Umfang überein.
- Der Einfluß der Strömungsrichtung auf die Hüllrohrverformung wurde bestätigt.
- Eine sich zwischen Wiederauffüll- und Flutphase nicht ändernde Strömungsrichtung führte zu der erwarteten axialen Konzentration der Berststellen.
- Trotz geringerer mittlerer Berstdehnung der REBEKA-6-Hüllrohre (verglichen mit REBEKA-5 mit Strömungsumkehr) ergab sich auf Grund der höheren Koplanarität der Berststellen eine größere maximale Kühlkanalversperrung.
- Längere Verformungszeiten in der Flutphase (verglichen mit REBEKA-5) führten zu einem deutlichen Absinken der Hüllrohrtemperaturen vor dem Bersten.
- Axiale als auch radiale Propagation sekundärer Benetzungsfronten selbst an unverformten Hüllen konnte meßtechnisch erfaßt werden.

- Dieser Effekt führt zu einer früheren Abkühlung der Zircaloyhüllrohre im heißesten Bereich eines Brennelementes.
- Die Kühlbarkeit des Bündels wurde in keiner Weise beeinträchtigt.

Literatur

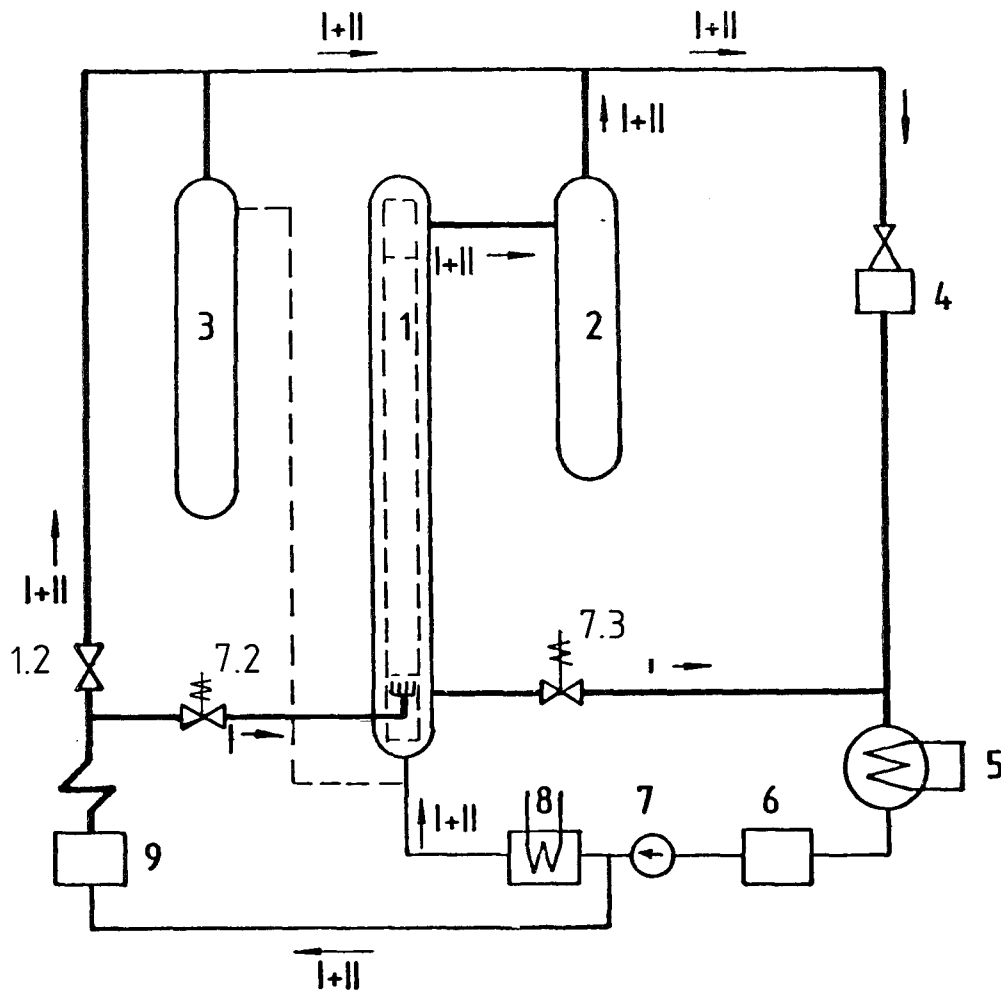
- /1/ K. Wiehr et al.
Bündelexperiment REBEKA-5, KfK 3350, Juli 1983, S. 4200-94 bis -162.
- /2/ S. Malang
HETRAP: A Heat Transfer Analysis Program, ORNL-TM-4555 Sept. 1974
- /3/ F. Erbacher, H.J. Neitzel, K. Wiehr
Effects of Thermohydraulics on Clad Ballooning, Flow Blockage and Coolability in a LOCA; OECD-NEA-SCNI/IAEA Specialists Meeting On Water Reactor Fuel Safety And Fission Product Release In Off-Normal And Accident Conditions; May 16-20, 1983, Risø National Laboratory Denmark
- /4/ K. Wiehr, F. Erbacher
Einfluß der Durchströmungsrichtung im Reaktorkern auf die Hüllrohrverformung während eines Kühlmittelverluststörfalles.
Jahrestagung Kerntechnik, Berlin, 14-16 Juni 83, Tagungsbericht ISSN 0720-9207.

Verzeichnis der Abbildungen

- Abb. 1 Versuchskreislauf für Hüllrohrverformungsexperimente (Bündel-Tests) (schematisch)
- Abb. 2 Schaltbild der Teststrecke mit Temperatur-, Druck-, Niveau- und Durchflußmeßstellen
- Abb. 3 Instrumentierungsplan des Bündels
- Abb. 4-11 Wärmeübergangszahlen (HTC) an verschiedenen axialen Stabpositionen, geglättet

- Abb. 12 Hüllrohrtemperaturverläufe der 24 Innenstäbe
- Abb. 13 Druckverläufe der 22 druckbeaufschlagten Innenstäbe
- Abb. 14 Druckverläufe von 18 druckbeaufschlagten Innenstäben (ohne Stäbe mit Lokalbeule)
- Abb. 15 Axiale Hüllrohrtemperaturen der unverformten Hülle des Stabes 14
- Abb. 16 Hüllrohrtemperatur der unverformten Hülle des Stabes 54
- Abb. 17 Axiale Hüllrohrtemperaturen des Stabes 49 (verformte Hülle)
- Abb. 18 Axiale Hüllrohrtemperaturen zwischen den mittleren Abstandshaltern des Stabes 29
- Abb. 19 Axiale Hüllrohrtemperaturen zwischen den mittleren Abstandshaltern des Stabes 20
- Abb. 20 Hüllrohrtemperatur, Innendruck des Stabes 49 mit Leistung und kollabiertem Wasserstand in Teststrecke
- Abb. 21 Hüllrohrtemperatur, Innendruck des Stabes 29 mit Leistung und kollabiertem Wasserstand in Teststrecke
- Abb. 22 Hüllrohrtemperatur, Innendruck des Stabes 20 mit Leistung und kollabiertem Wasserstand in Teststrecke
- Abb. 23 Berstdehnungen und Berstlagen
- Abb. 24 Axiale Hüllrohrverformung des Stabes 49
- Abb. 25 Axiale Hüllrohrverformung des Stabes 29
- Abb. 26 Axiale Hüllrohrverformung des Stabes 20
- Abb. 27 Kühlkanalversperrung des Stabes 49

- Abb. 28 Hüllrohrverformung der inneren 22 Stäbe
- Abb. 29 Kühlkanalversperrung der inneren 22 Stäbe
- Abb. 30 Hüllrohrverformung der inneren 18 Stäbe
(ohne Stäbe mit Lokalbeule)
- Abb. 31 Kühlkanalversperrung der inneren 18 Stäbe
(ohne Stäbe mit Lokalbeule)
- Abb. 32 Verformung und Kühlkanalversperrung von 18 inneren Stäben
- Abb. 33 Einfluß der Strömungsrichtung auf die Hüllrohrverformung
- Abb. 34 Querschnitte bei maximaler Kühlkanalversperrung
- Abb. 35 Außen- und Innentemperaturen des Stabes 49
- Abb. 36 Außen- und Innentemperaturen des Stabes 29
- Abb. 37 Außen- und Innentemperaturen des Stabes 20
- Abb. 38 Teststreckenein- und -Austrittstemperatur
- Abb. 39 Fluidtemperaturen am oberen Abstandshalter
- Abb. 40 Hüllrohrtemperaturen am oberen Plenum.



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

| Bezeichnungen in Abb. 2 | |
|-------------------------|--------------|
| 2 | 2 |
| 5 | 5 |
| 4 | 4 |
| 3.1 | 3.1 |
| 12 | 12 |
| 14 | 14 |
| 15 | 15 |
| 6.2 u. 6.3 | 6.2 u. 6.3 |
| Anfahrkessel | Anfahrkessel |

I Wiederauffüllphase
 II Flutphase

4200-57



Abb. 1 REBEKA 6
 Versuchskreislauf für Hüllrohrverformungsexperimente, Bündel - Tests

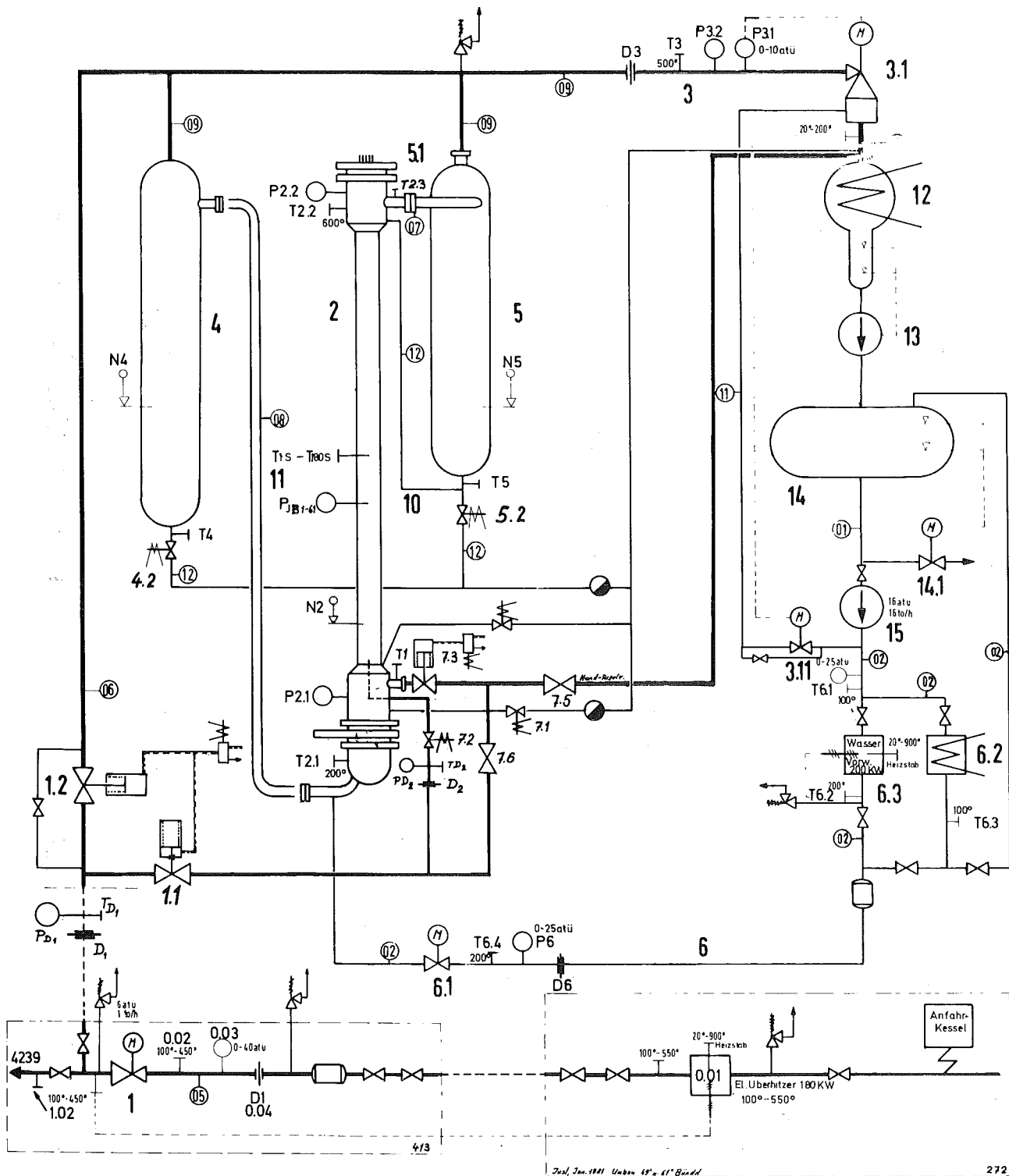
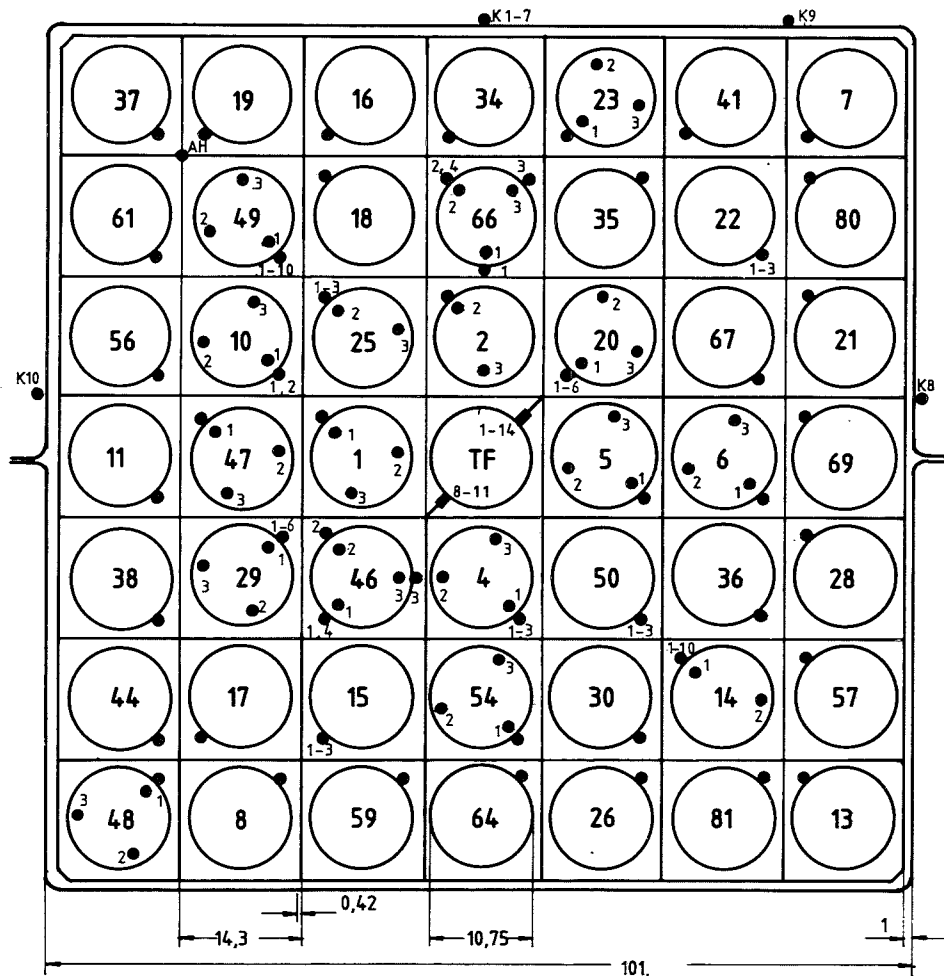


Abb. 2 REBEKA 6
Schaltbild der Teststrecke mit Temperatur- und Druckmeßstellen





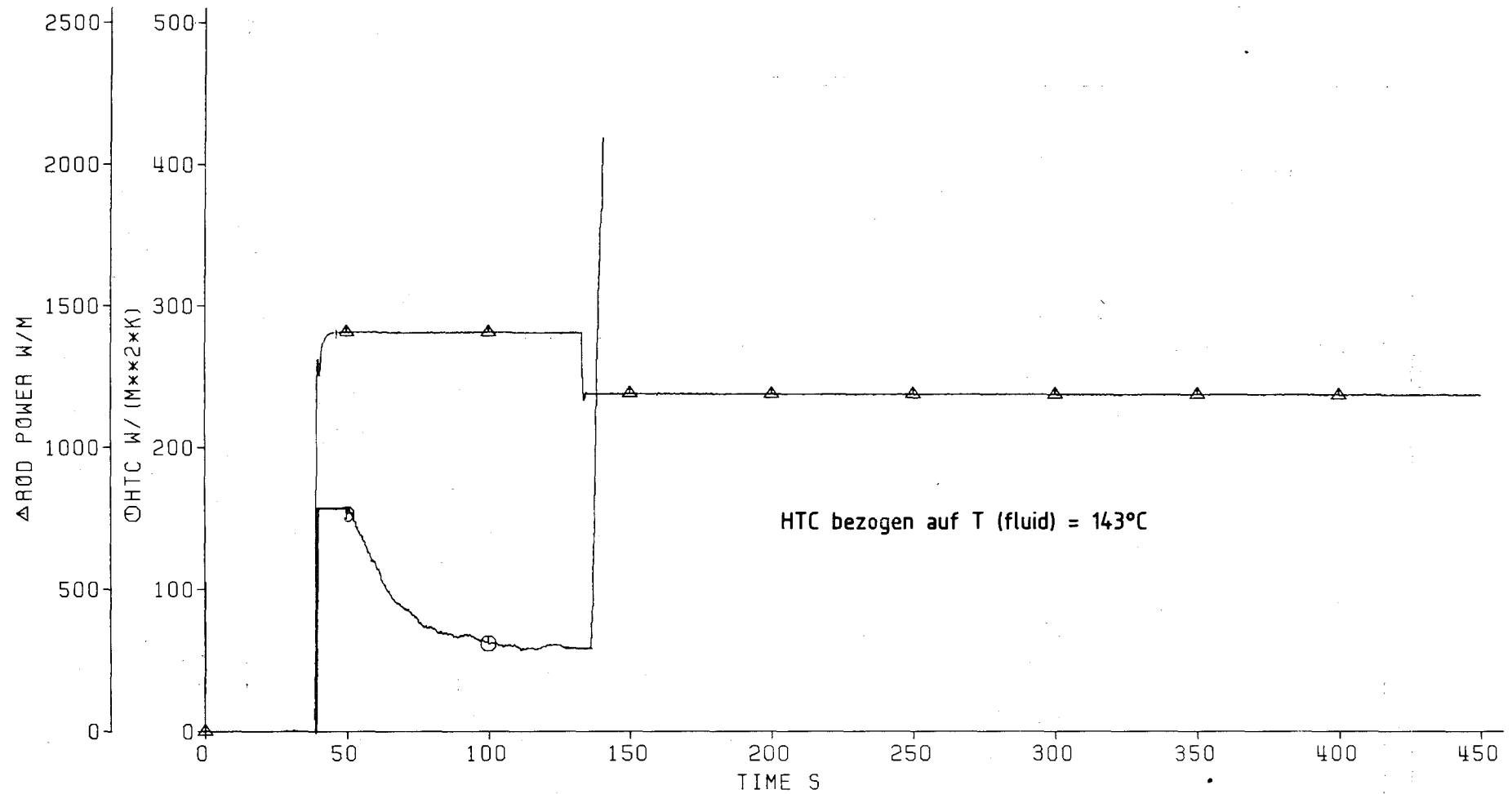
oberes beheiztes Bündelende = 0 mm
 unteres beheiztes Bündelende = 3900 mm

TE-Positionen werden in axialer Richtung von oben nach unten angegeben,
 z.B.: TH 25/1 → Stab 25, oberstes TE auf Position 1750 mm

| Position | Stab-Nr. | Ti Position axial mm | TE-Positionen axial mm | Anzahl TE |
|----------|----------|------------------------|--|-----------|
| 1/1 | 37 | | 1850 | 1 |
| 1/2 | 19 | | 1850 | 1 |
| 1/3 | 16 | | 1850 | 1 |
| 1/4 | 34 | | 1850 | 1 |
| 1/5 | 23 | 3 x 1950 | 1850 | 4 |
| 1/6 | 41 | | 1850 | 1 |
| 1/7 | 7 | | 1850 | 1 |
| 2/1 | 61 | | 1850 | 1 |
| 2/2 | 49 | 3 x 1950 | -750, 750, 500, 1000, 1850, 1950, 2900, 3400, 3750, 3900 | 13 |
| 2/3 | 18 | | 1850 | 1 |
| 2/4 | 66 | 3 x 1950 | 3 x 1800, 1850 | 7 |
| 2/5 | 35 | | 1850 | 1 |
| 2/6 | 22 | | 1750, 1800, 1850 | 3 |
| 2/7 | 80 | | 1850 | 1 |
| 3/1 | 56 | | 1850 | 1 |
| 3/2 | 10 | 3 x 1950 | 1850, 1950 | 5 |
| 3/3 | 25 | 2 x 1950 | 1750, 1800, 1850 | 5 |
| 3/4 | 2 | 2 x 1950 | 1850 | 3 |
| 3/5 | 20 | 3 x 1950 | 1750, 1800, 1850, 1950, 2050, 2150 | 9 |
| 3/6 | 67 | | 1850 | 1 |
| 3/7 | 21 | | 1850 | 1 |
| 4/1 | 11 | | 1850 | 1 |
| 4/2 | 47 | 3 x 1950 | 1850 | 4 |
| 4/3 | 1 | 2 x 1950 | 1850 | 3 |
| 4/4 | TF | | 315, 860, 1205, 1305, 1405, 1505, 1605, 1750, 1850, 3585 | 11 |
| 4/5 | 5 | 3 x 1950 | 1850 | 4 |
| 4/6 | 6 | 3 x 1950 | 1850 | 4 |
| 4/7 | 69 | | 1850 | 1 |
| 5/1 | 38 | | 1850 | 1 |
| 5/2 | 29 | 3 x 1950 | 1750, 1800, 1850, 1950, 2050, 2150 | 9 |
| 5/3 | 46 | 3 x 1950 | 3 x 1800, 1850 | 7 |
| 5/4 | 4 | 3 x 1950 | 1750, 1800, 1850 | 6 |
| 5/5 | 50 | | 1750, 1800, 1850 | 3 |
| 5/6 | 36 | | 1850 | 1 |
| 5/7 | 28 | | 1850 | 1 |
| 6/1 | 44 | | 1850 | 1 |
| 6/2 | 17 | | 1850 | 1 |
| 6/3 | 15 | | 1750, 1800, 1850 | 3 |
| 6/4 | 54 | 3 x 1950 | 1850 | 4 |
| 6/5 | 30 | | 1850 | 1 |
| 6/6 | 14 | 2 x 1950 | -750, 750, 500, 1000, 1850, 1950, 2900, 3400, 3750, 3900 | 12 |
| 6/7 | 57 | | 1850 | 1 |
| 7/1 | 48 | 3 x 1950 | 1850 | 4 |
| 7/2 | 8 | | 1850 | 1 |
| 7/3 | 59 | | 1850 | 1 |
| 7/4 | 64 | | 1850 | 1 |
| 7/5 | 26 | | 1850 | 1 |
| 7/6 | 81 | | 1850 | 1 |
| 7/7 | 13 | | 1850 | 1 |
| Kasten | | | 750, 500, 1000, 1950, 2900, 3400, 3750, 3 x 1950 | 10 |
| Fluid | | Abstandshalter 1,4,5,8 | 15 mm oberhalb u. 5 mm unterhalb AH | 6 |
| Dampf | | | Dampf Temperatur in Röhren d. Verteilers | 1 |



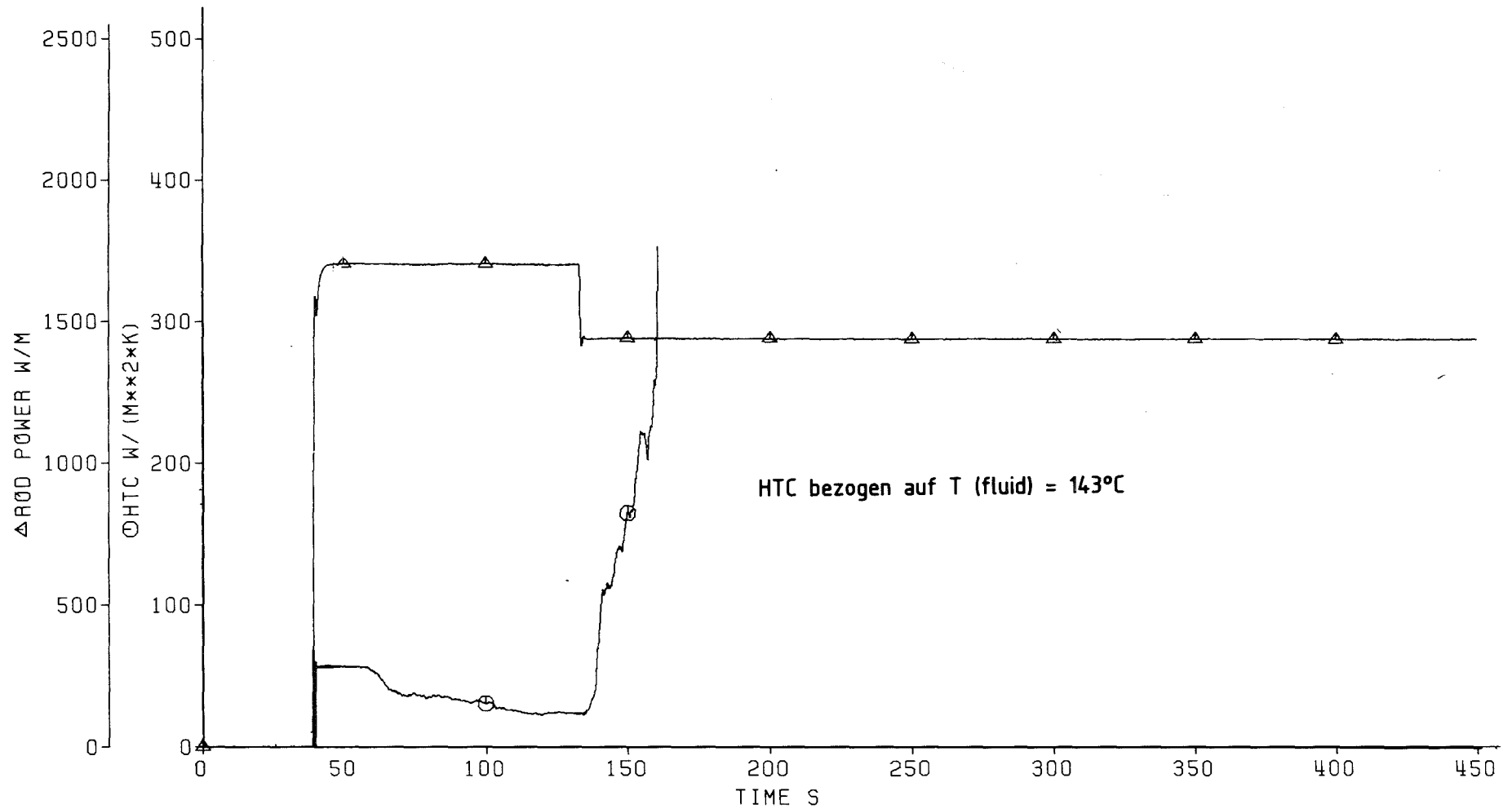
Abb. 3 REBEKA 6
 Instrumentierungsplan des Bündels (Temperaturmeßstellen)



4200-60



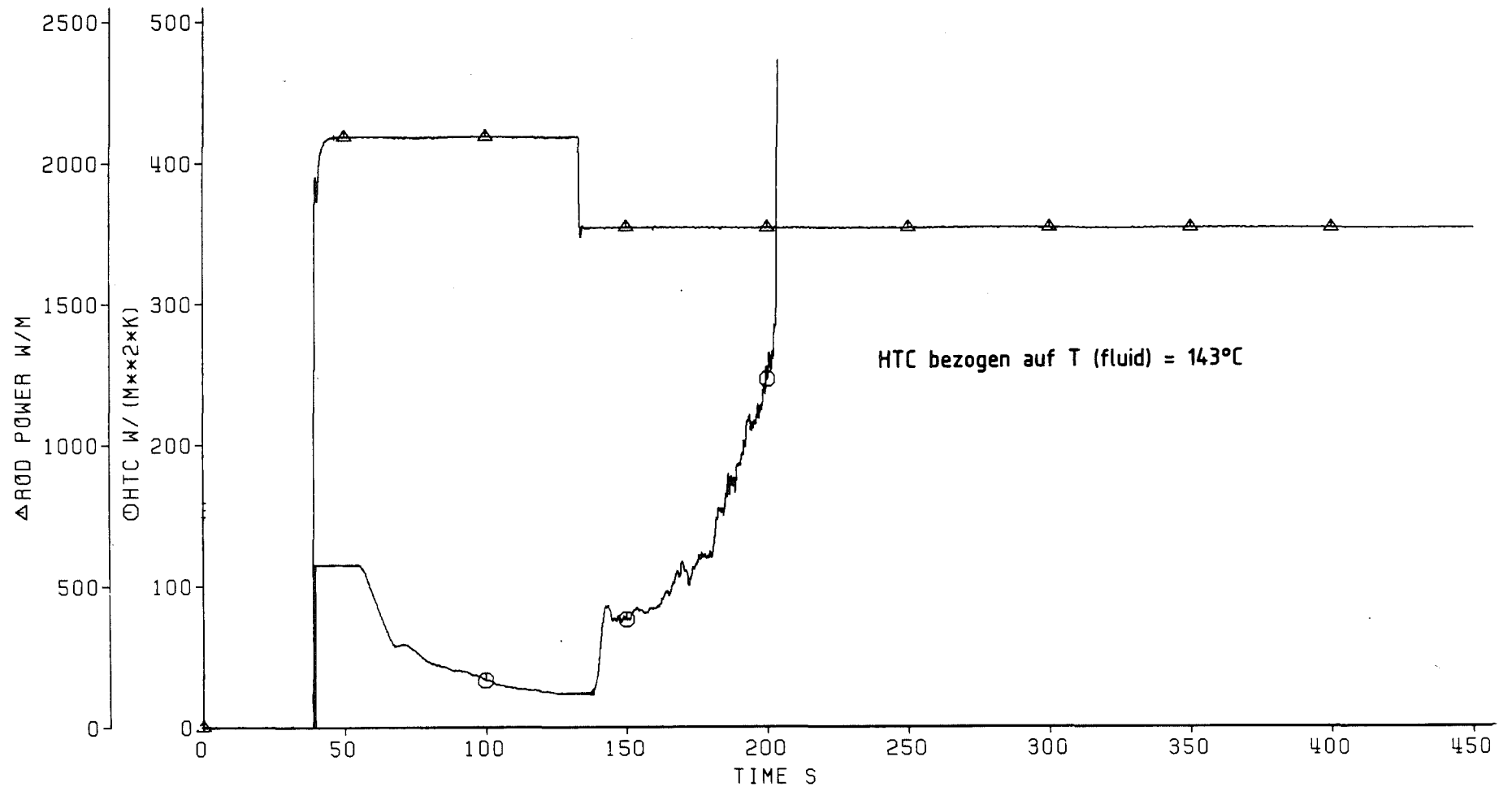
Abb. 4 REBEKA 6 Wärmeübergangszahl (HTC) und spezifische Stableistung axiale Höhe 3750 mm, Stab 14, TC 169 (geglättet)



- 4200-61 -



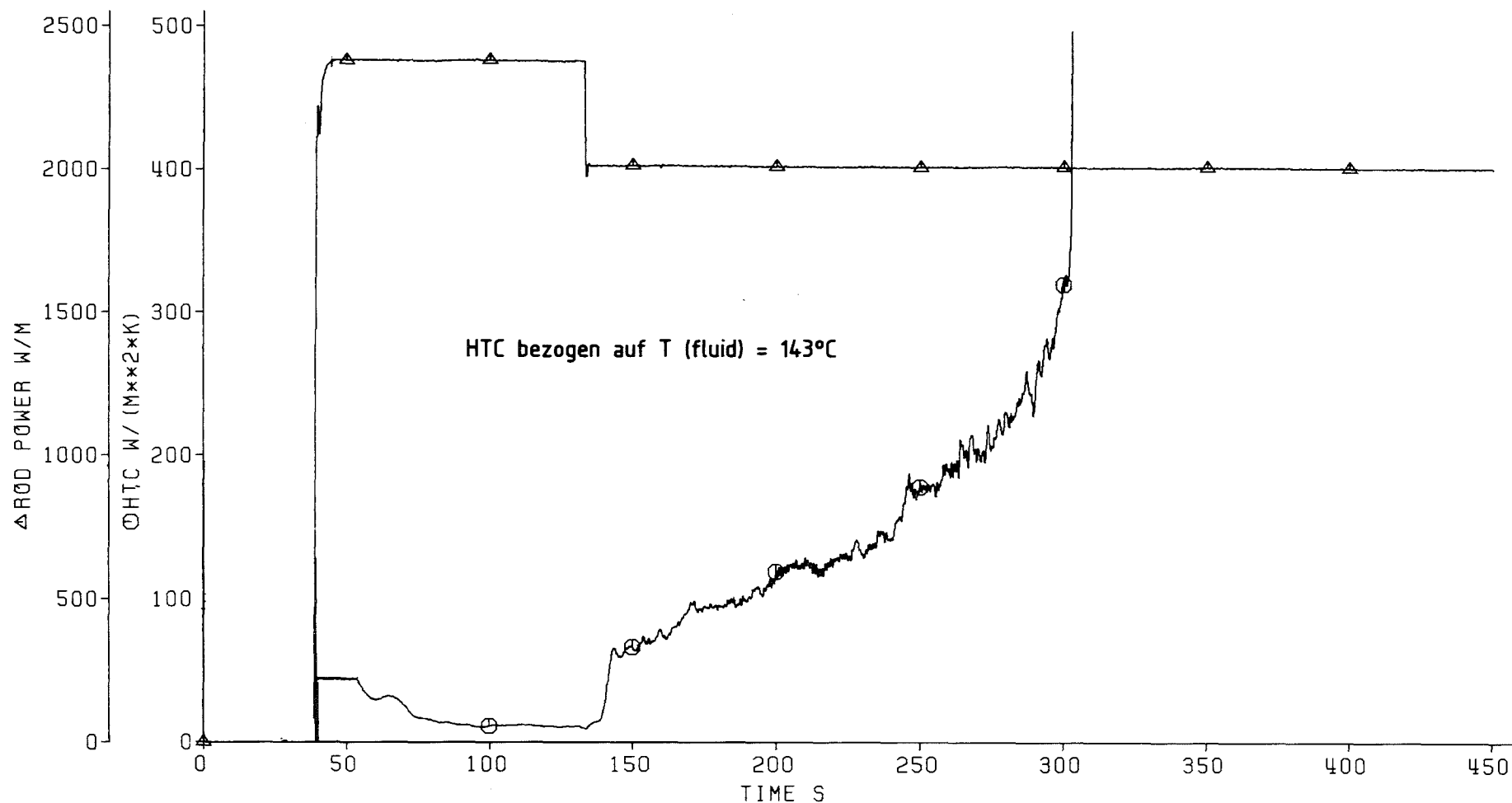
Abb. 5 REBEKA 6. Wärmeübergangszahl (HTC) und spezifische Stableistung axiale Höhe 3400 mm, Stab 14, TC 168 (geglättet).



- 4200-62 -



Abb. 6 REBEKA 6 Wärmeübergangszahl (HTC) und spezifische Stableistung
 axiale Höhe 2900 mm, Stab 14, TC 167 (geglättet)



- 4200-63 -



Abb. 7 REBEKA 6 Wärmeübergangszahl (HTC) und spezifische Stableistung axiale Höhe 1950 mm, Stab 14, TC 166 (geglättet)

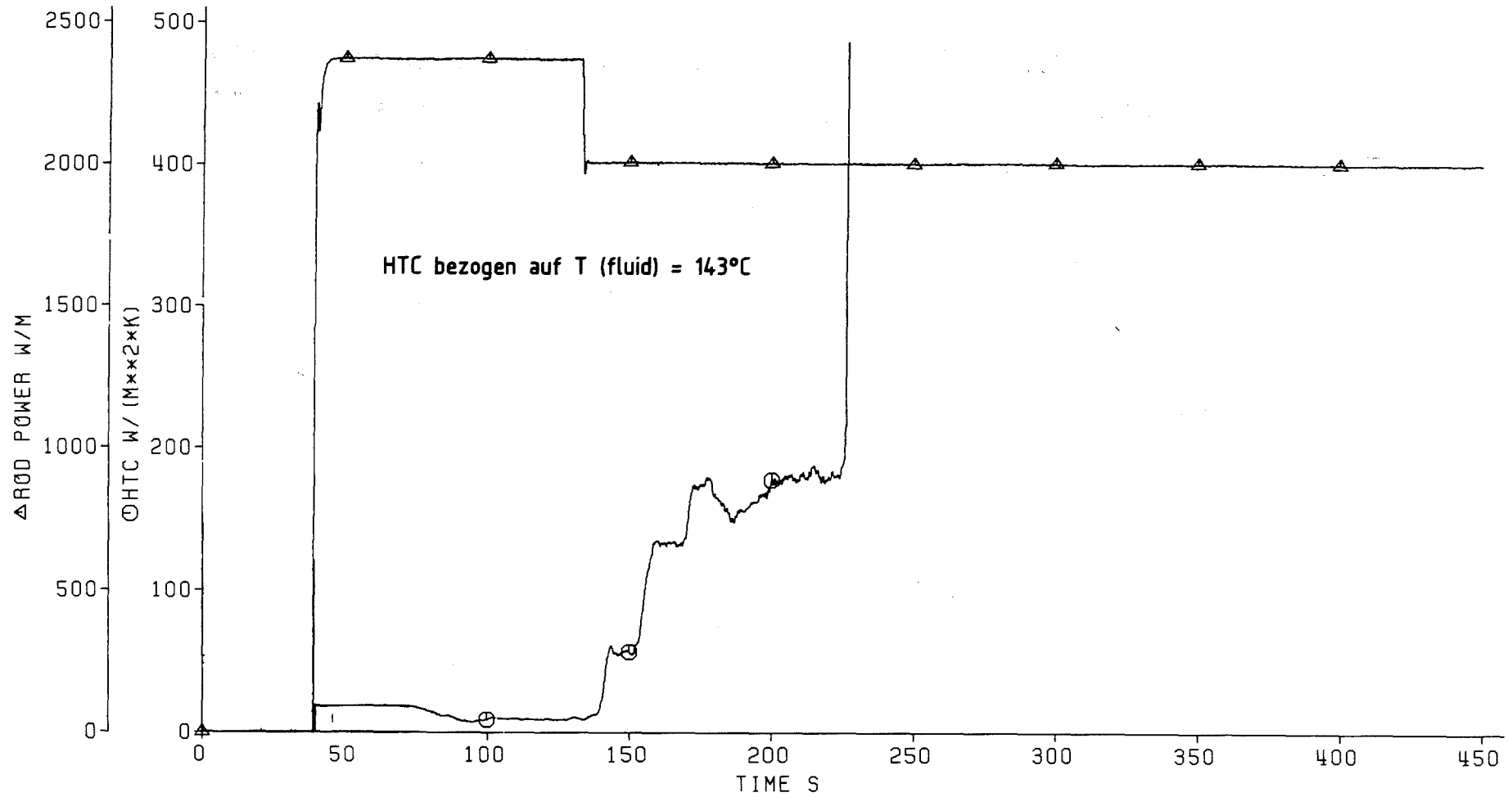


Abb. 8 REBEKA 6 Wärmeübergangszahl (HTC) und spezifische Stableistung axiale Höhe 1850 mm, Stab 14, TC 165 (geglättet)

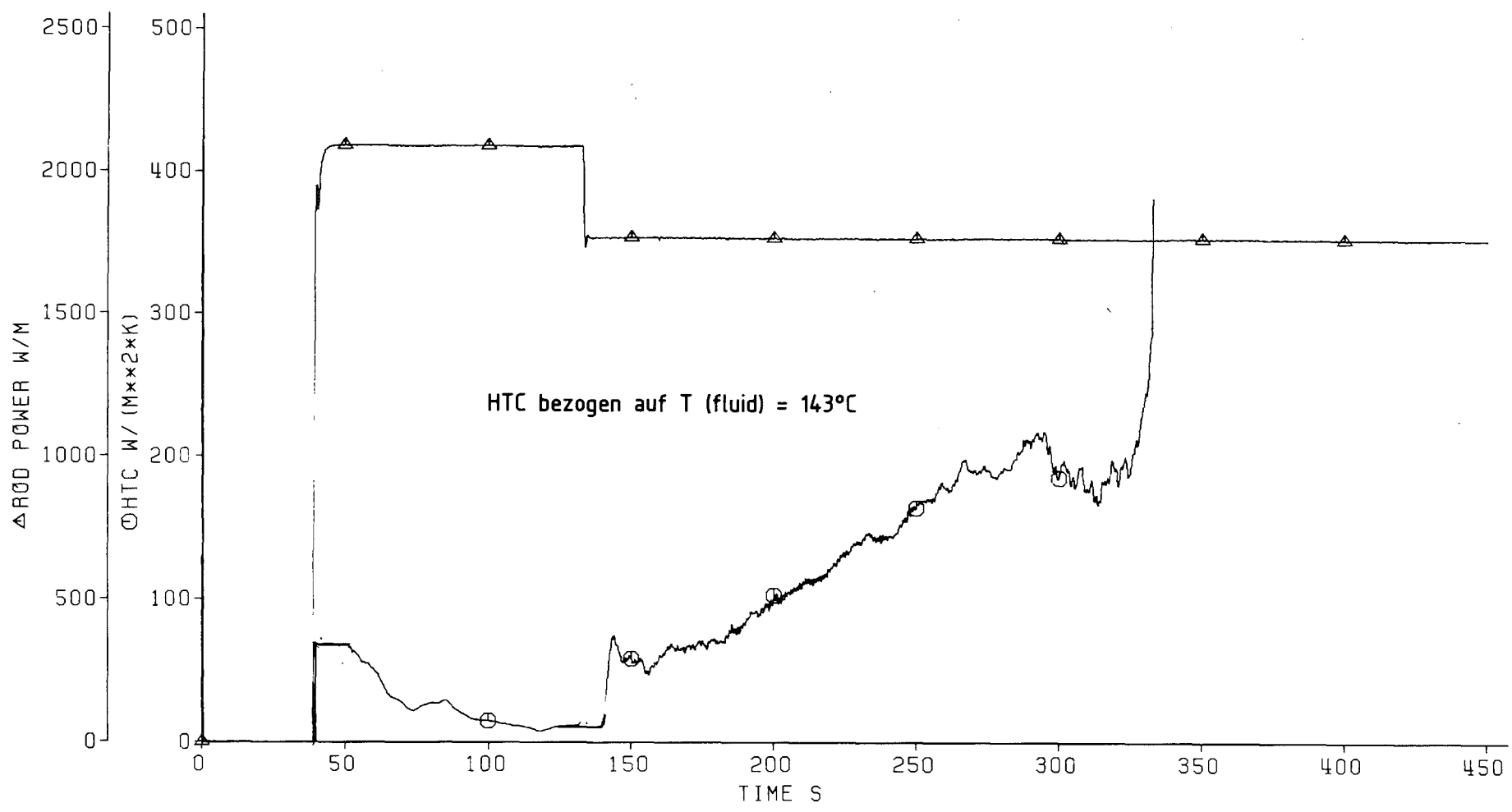
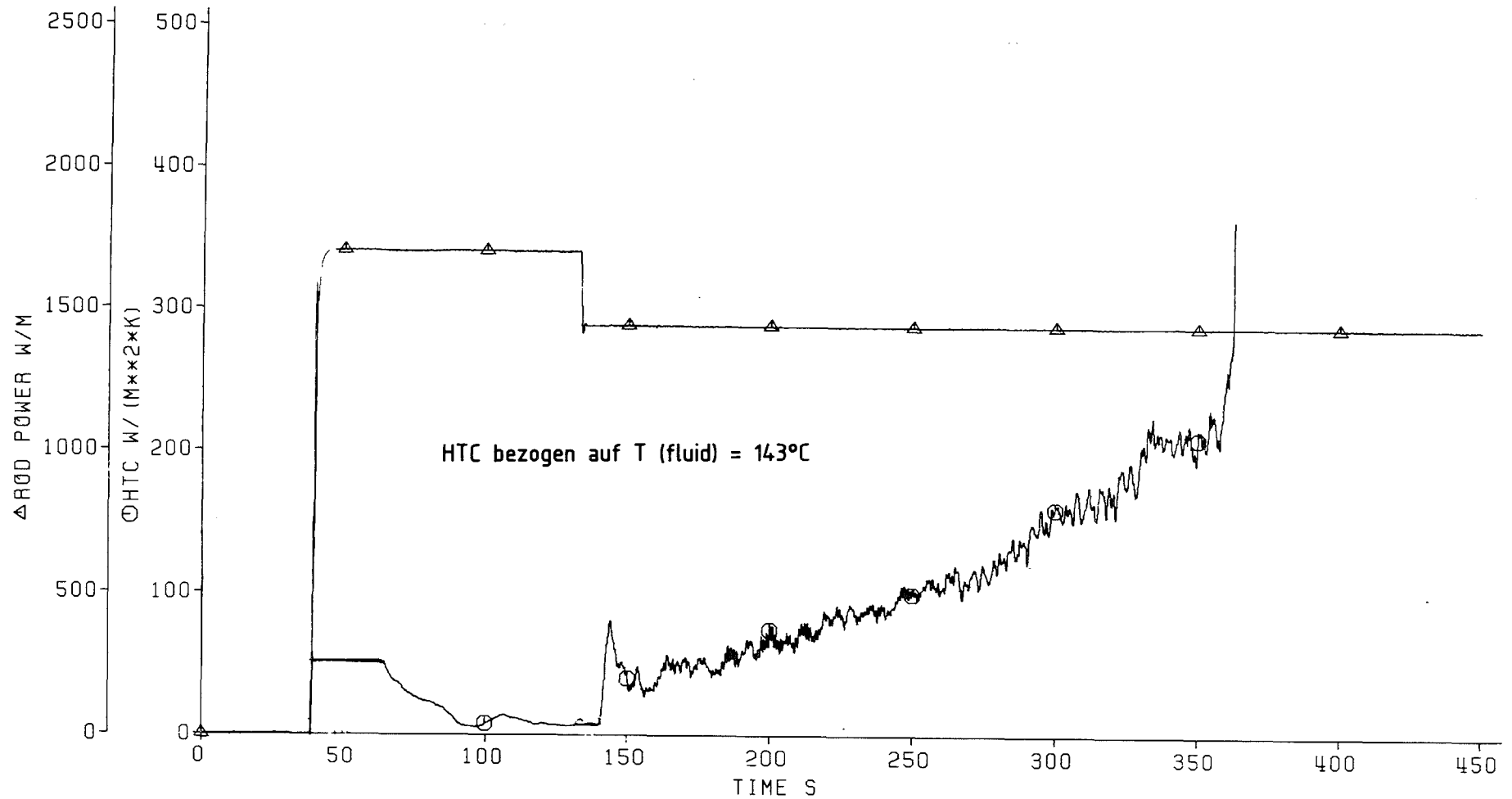


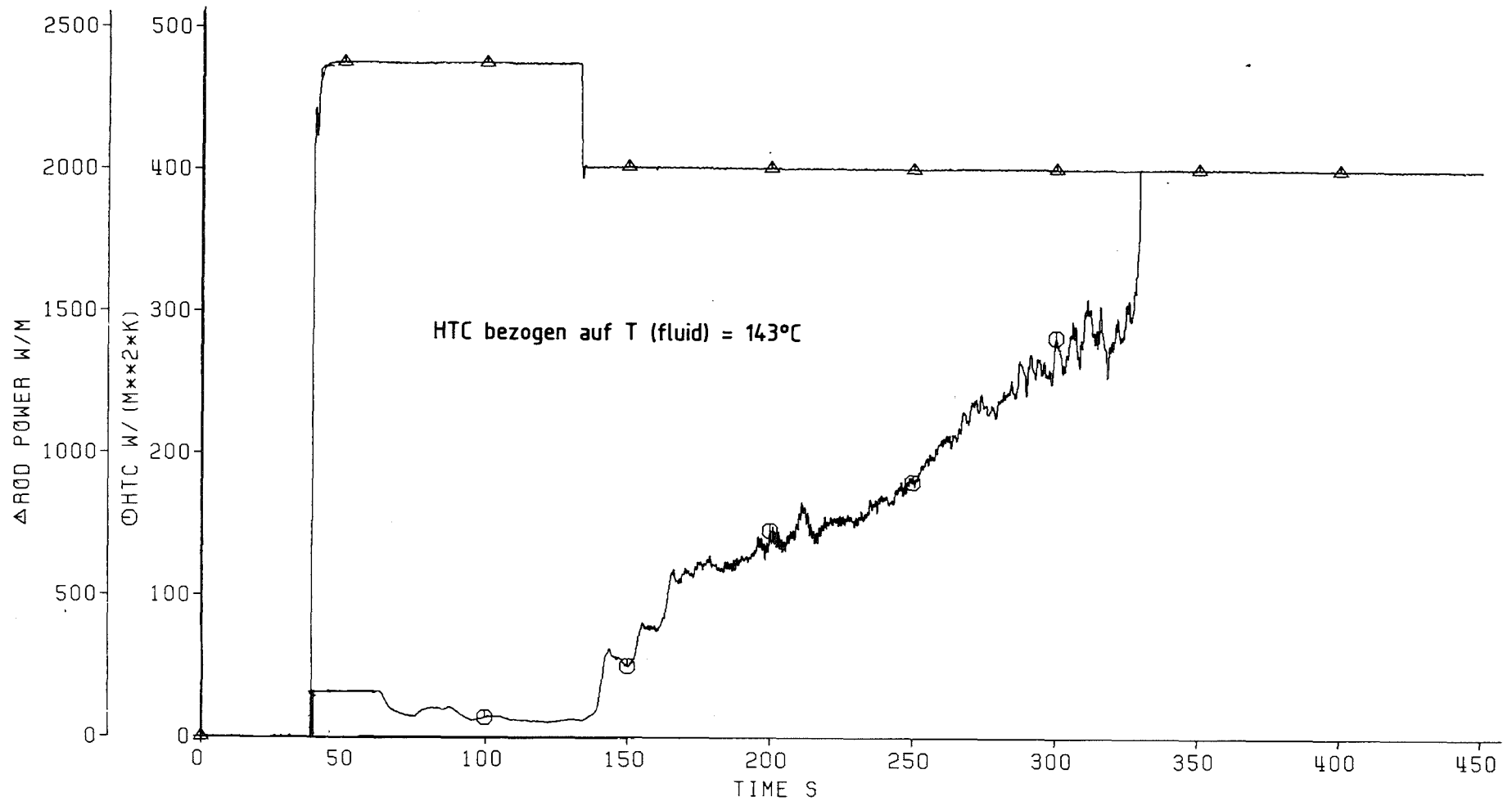
Abb. 9 REBEKA 6. Wärmeübergangszahl (HTC) und spezifische Stableistung. axiale Höhe 1000 mm, Stab 14, TC 164 (geglättet)



- 4200-66 -



Abb. 10 REBEKA 6 Wärmeübergangszahl (HTC) und spezifische Stableistung axiale Höhe 500 mm, Stab 14, TC 163 (geglättet)



- 4200-67 -



Abb. 11 REBEKA 6 Wärmeübergangszahl (HTC) und spezifische Stableistung axiale Höhe 1850 mm, Stab 54, TC 157 (geglättet)

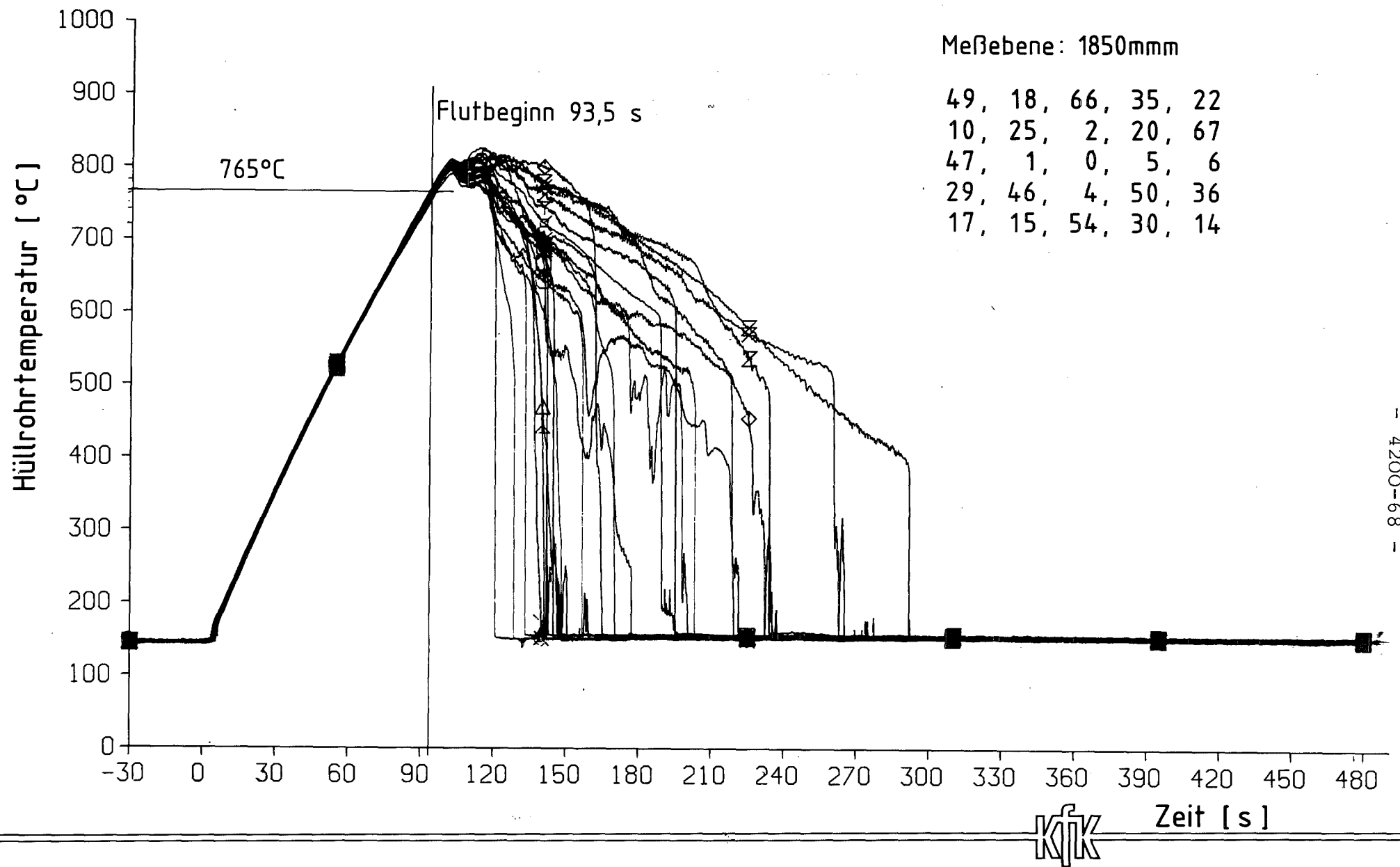
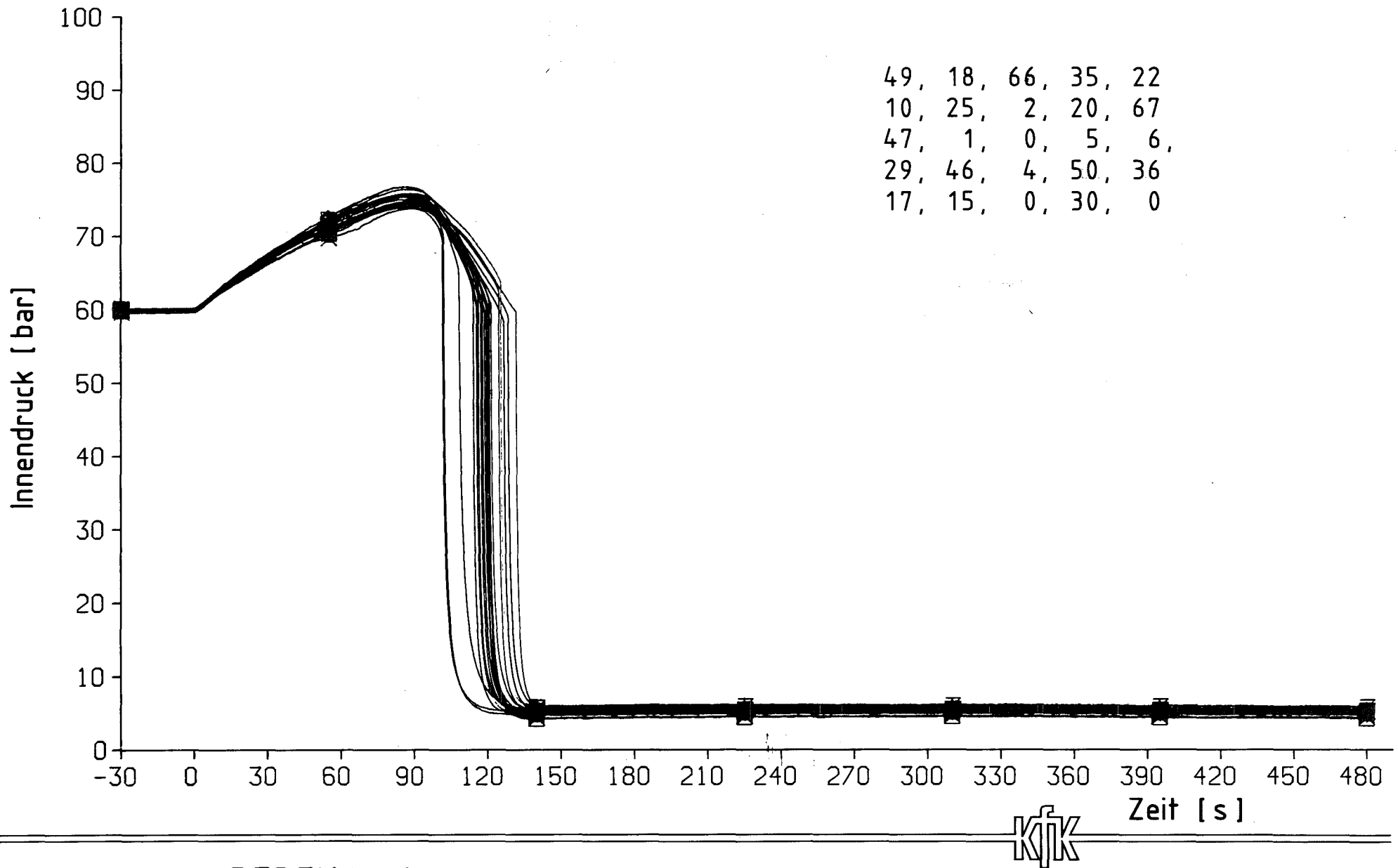
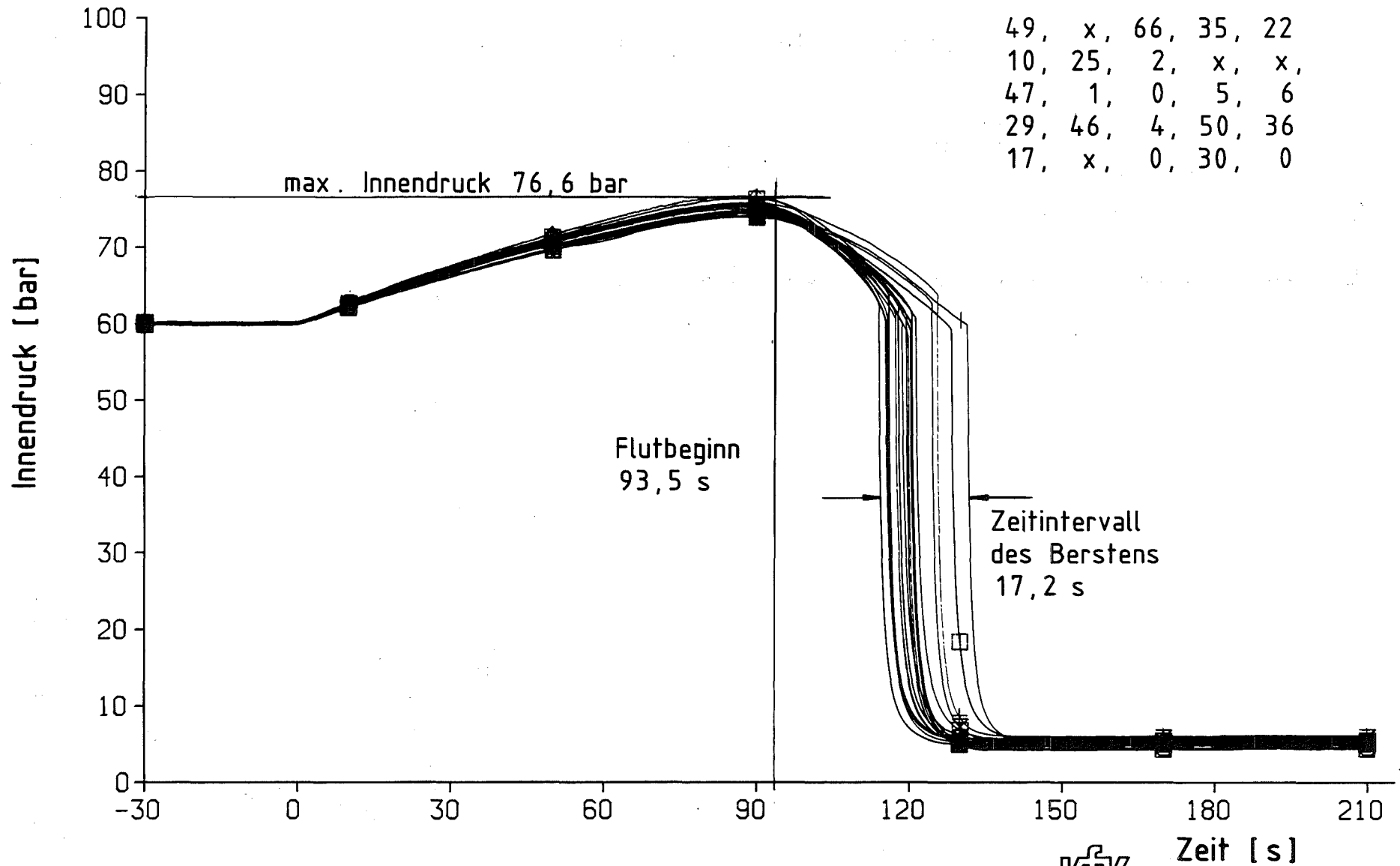


Abb. 12 REBEKA 6
Hüllrohrtemperaturverläufe der 24 Innenstäbe



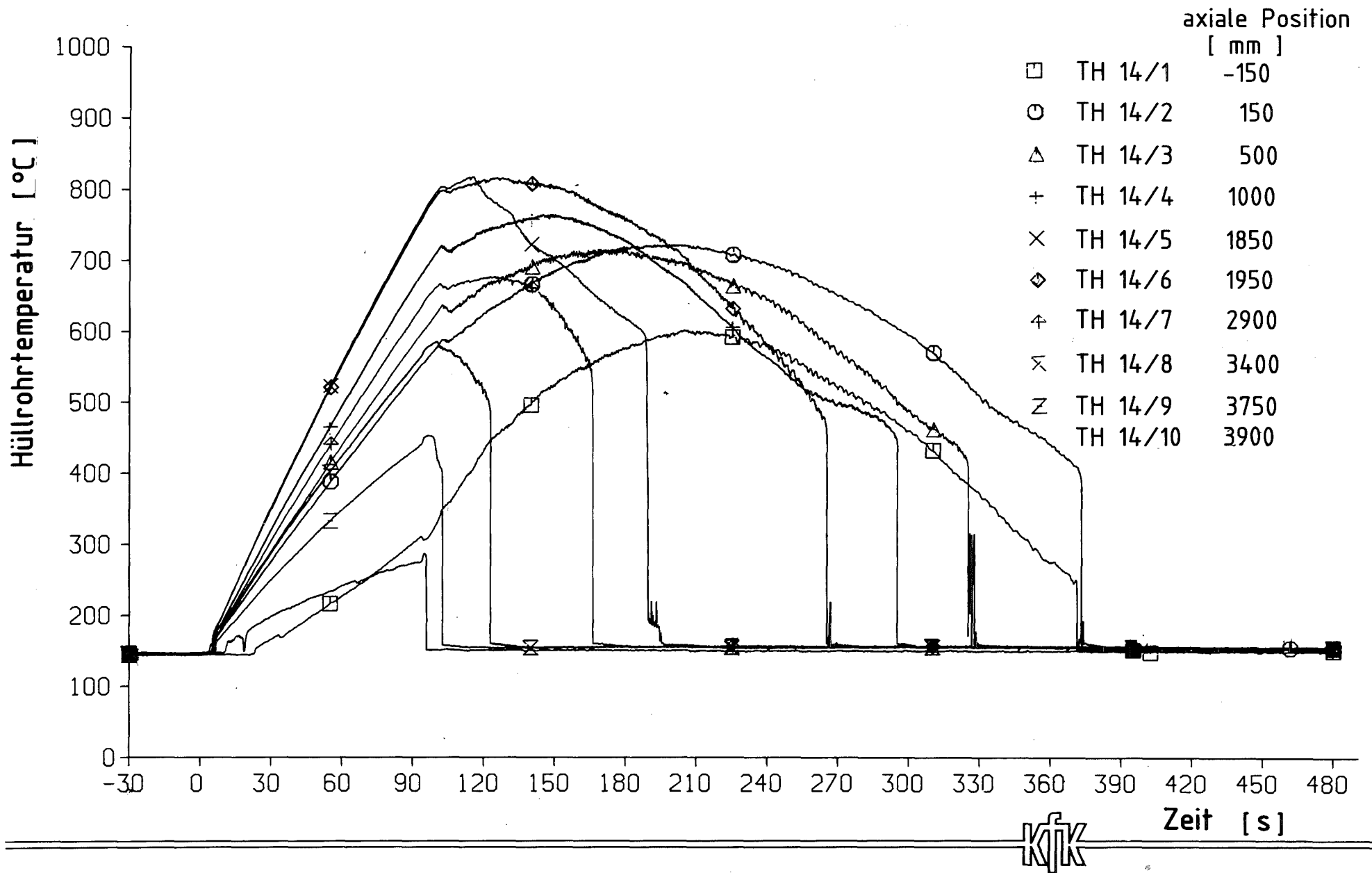
- 4200-69 -

Abb. 13 REBEKA 6
 Druckverläufe der 22 druckbeaufschlagten Innenstäbe



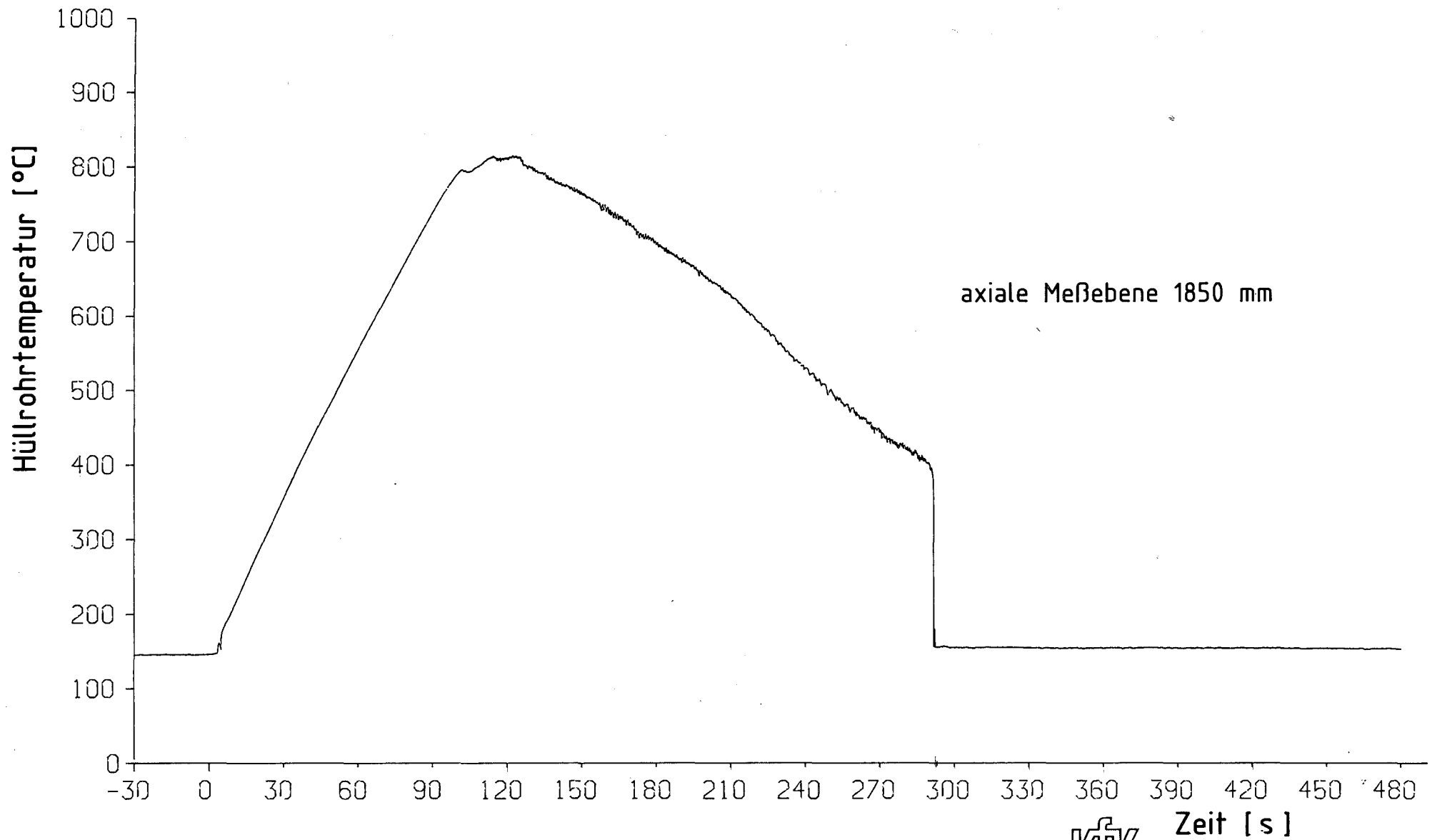
- 4200-70 -

Abb. 14 REBEKA 6
 Druckverläufe von 18 druckbeaufschlagten Innenstäben
 (ohne Stäbe mit Lokalbeule)



- 4200-71 -

Abb. 15 REBEKA 6
Axiale Hüllrohrtemperaturen der unverformten Hülle des Stabes 14



- 4200-72 -

Abb. 16 REBEKA 6
Hüllrohrtemperatur der unverformten Hülle des Stabes 54



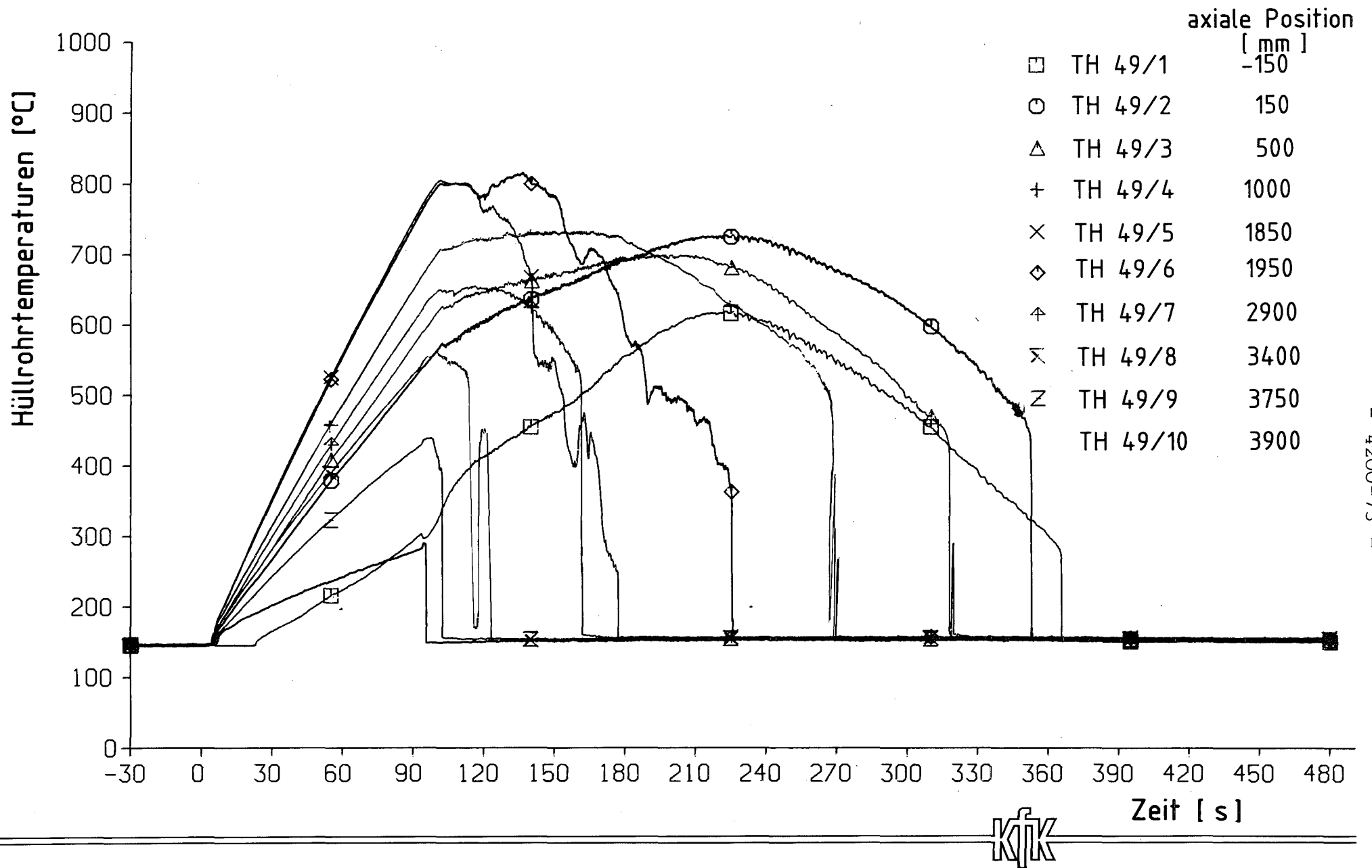
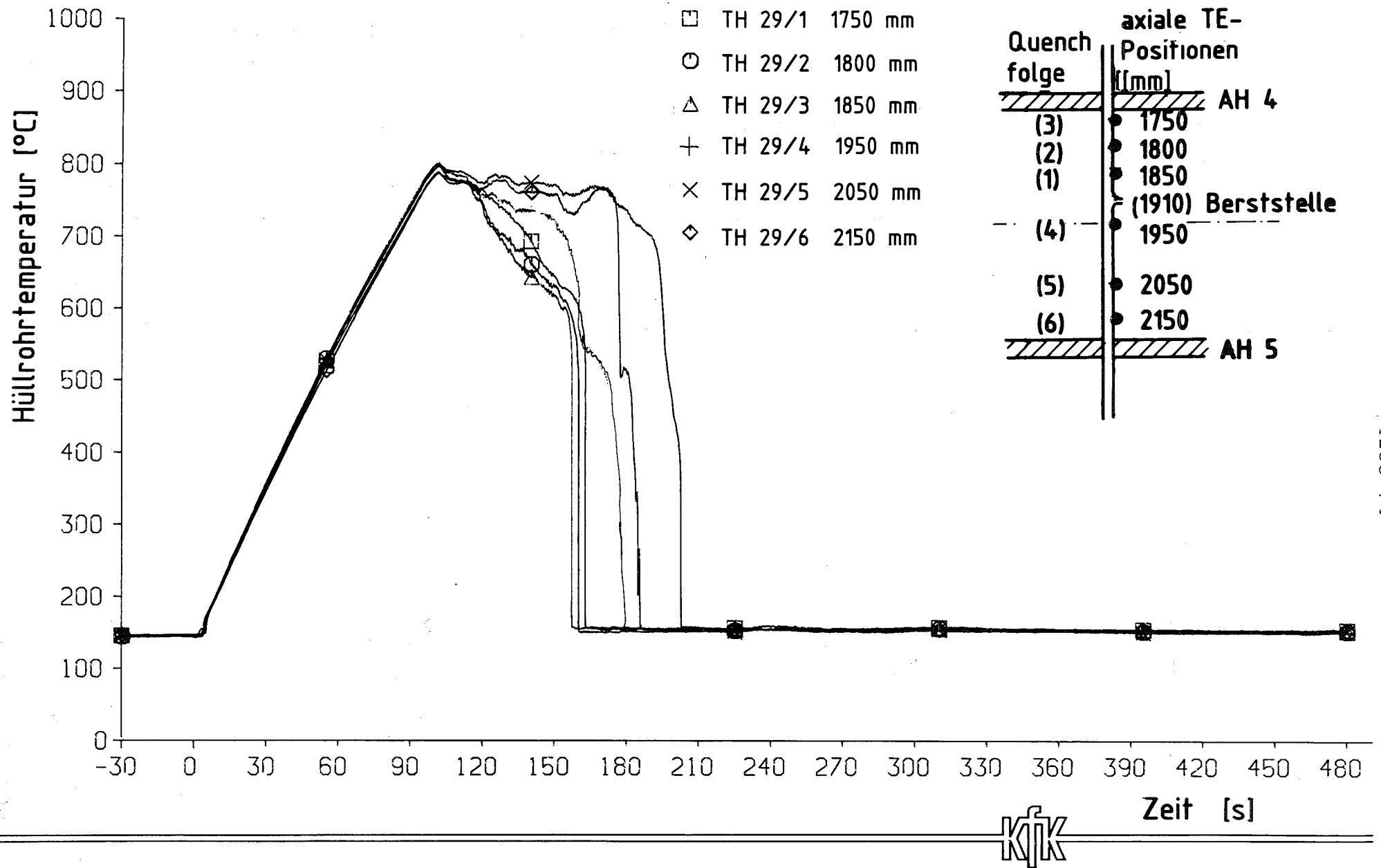


Abb. 17 REBEKA 6
Axiale Hüllrohrtemperaturen des Stabes 49 (verformte Hülle)



- 4200-74 -

Abb. 18 REBEKA 6
 Axiale Hüllrohrtemperaturen zwischen den mittleren Abstandshaltern des Stabes 29



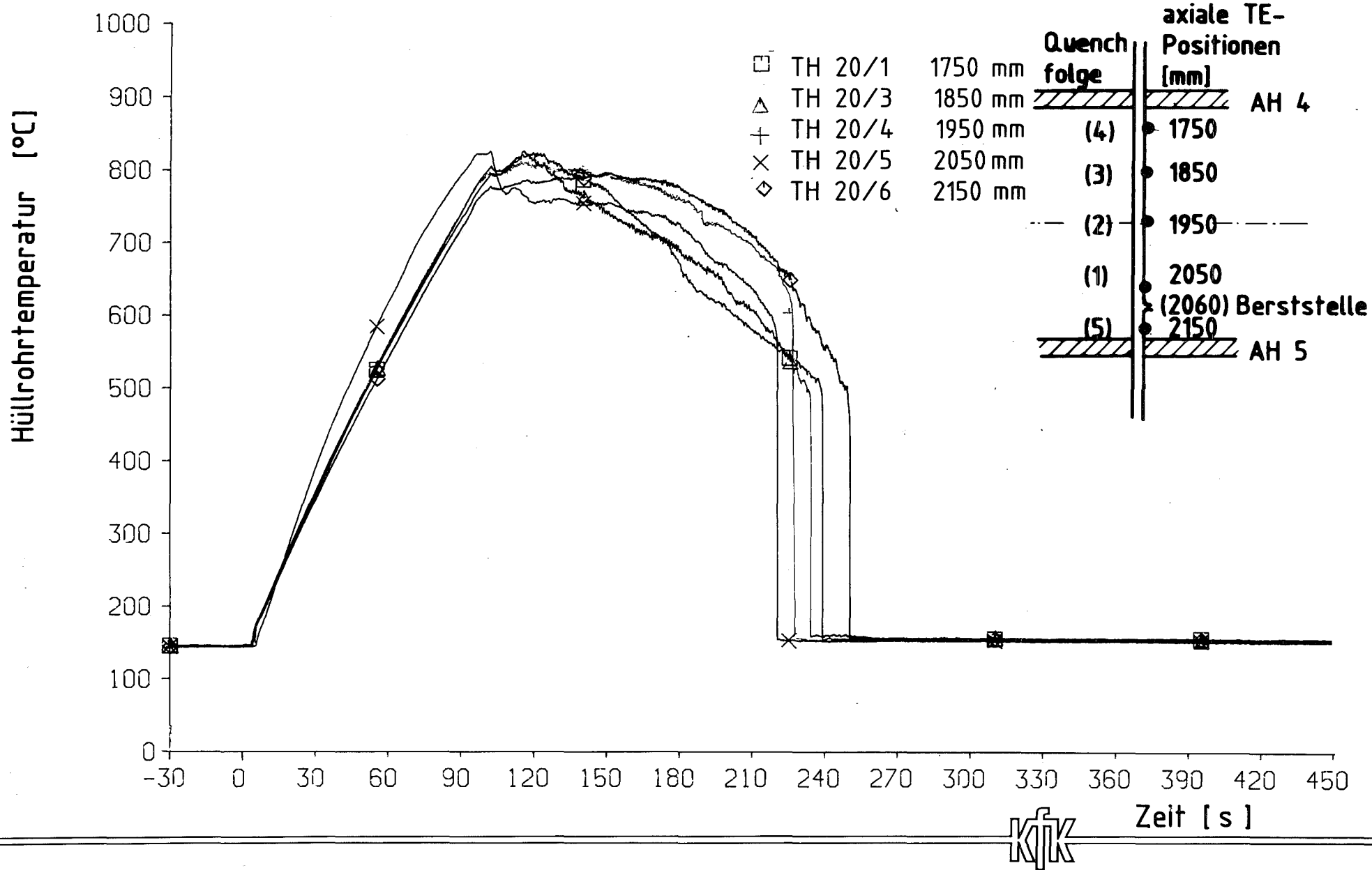
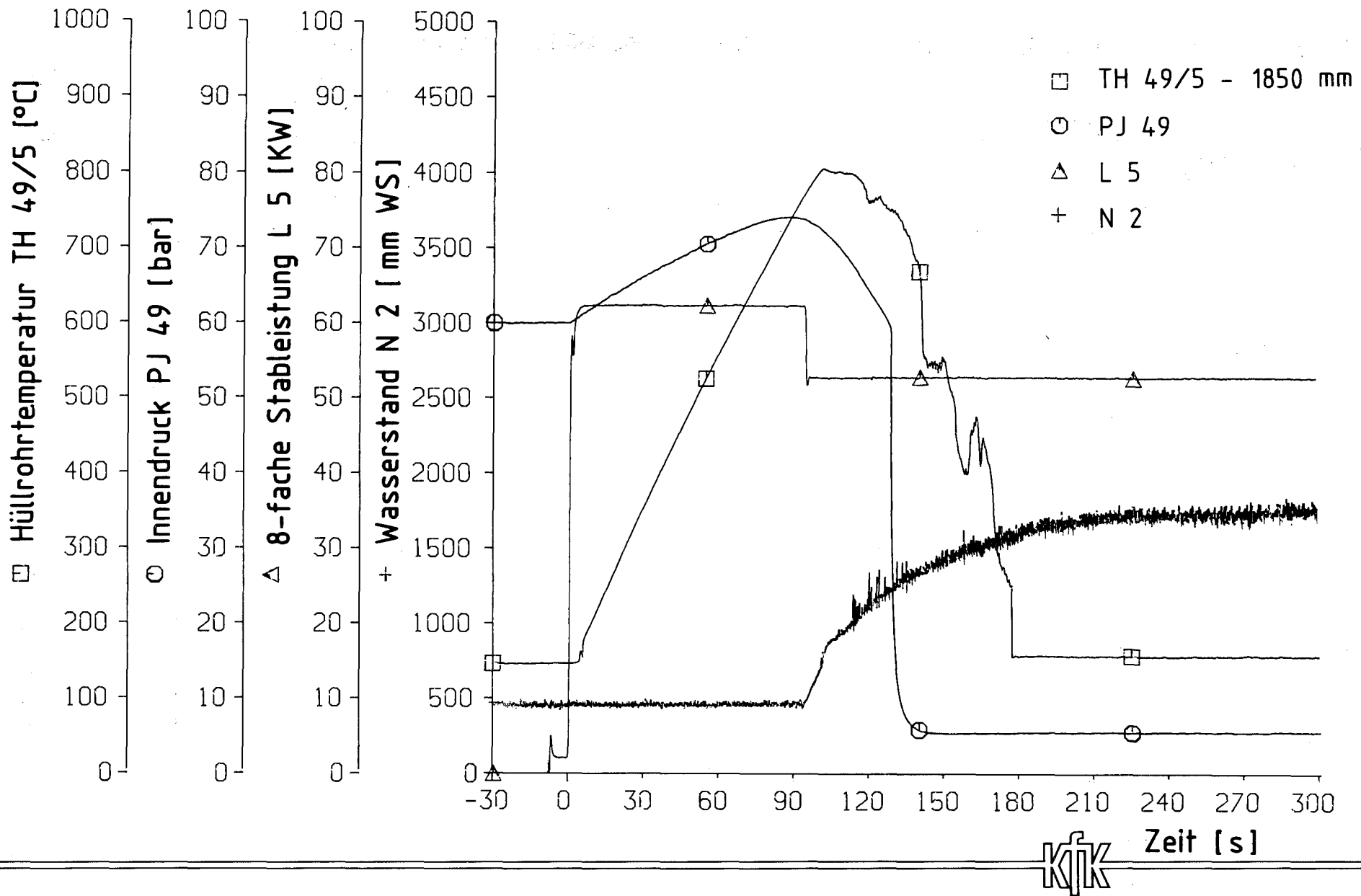


Abb. 19

REBEKA 6

Axiale Hüllrohrtemperaturen zwischen den mittleren Abstandshaltern des Stabes 20





- 4200-76 -

Abb. 20

REBEKA 6

Hüllrohrtemperatur, Innendruck des Stabes 49 mit Leistung und kollabiertem Wasserstand in Teststrecke



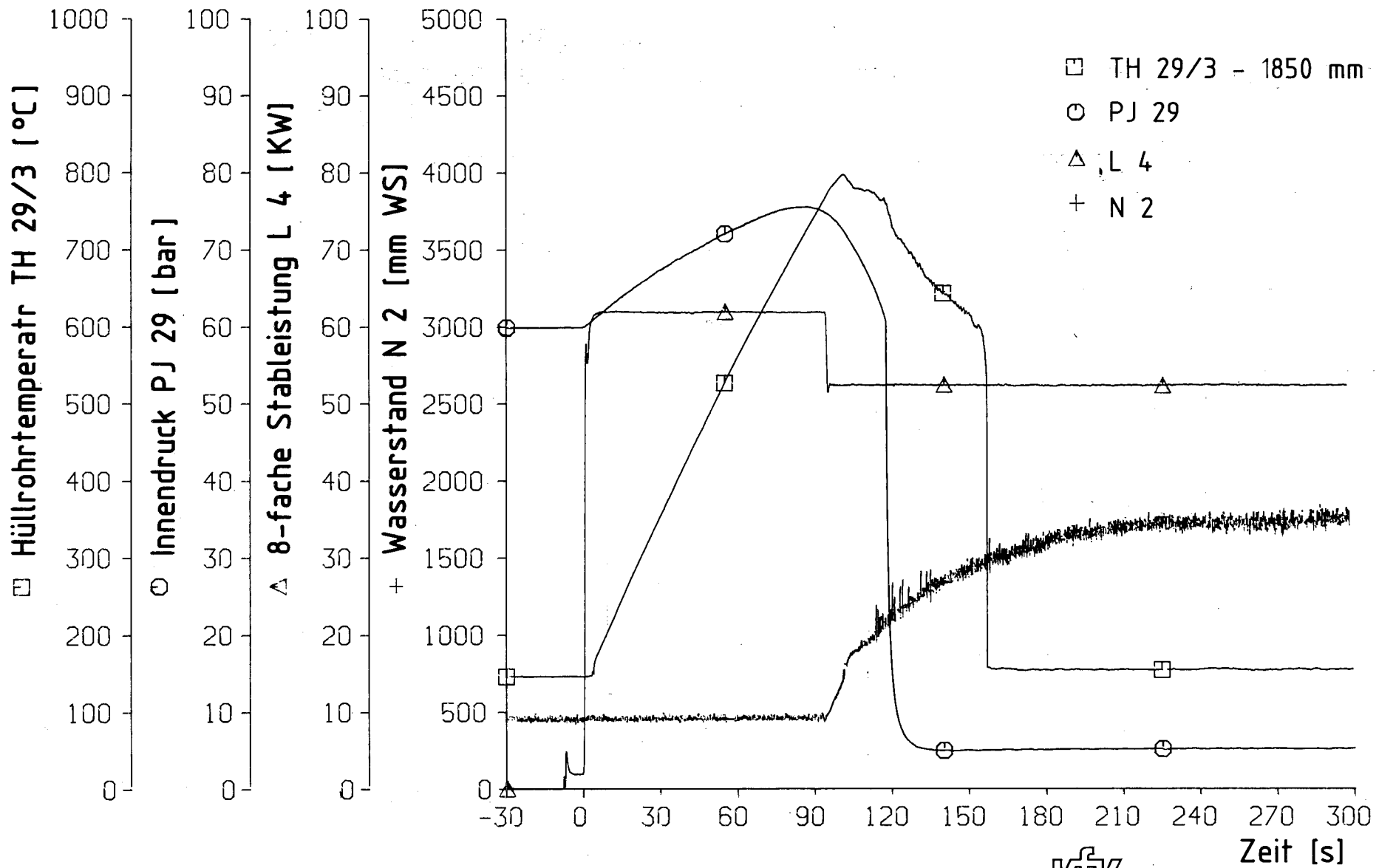
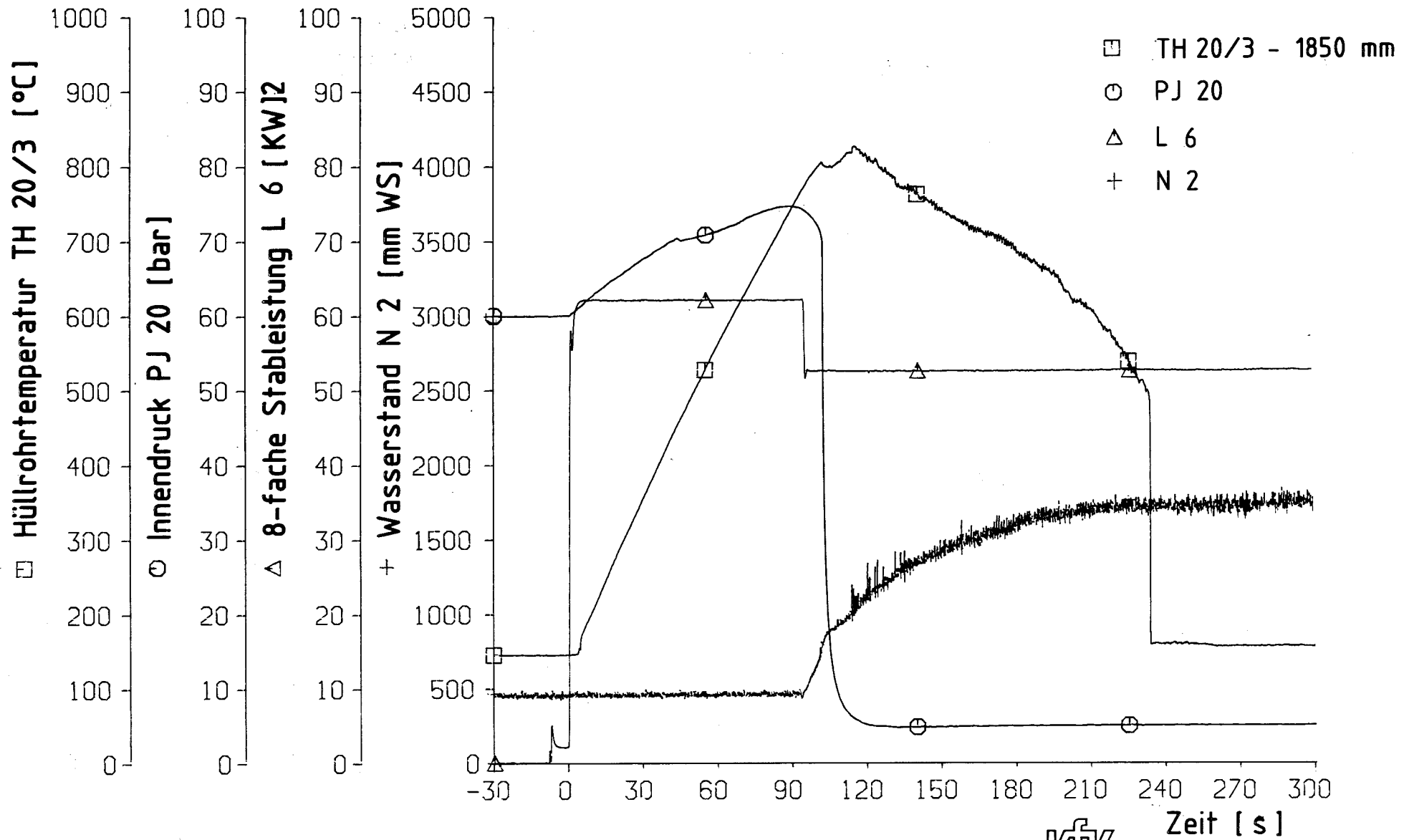


Abb. 21 REBEKA 6
Hüllrohrtemperatur, Innendruck des Stabes 29 mit Leistung und kollabiertem Wasserstand in Teststrecke



4200-78



Abb. 22 REBEKA 6
 Hüllrohrtemperatur, Innendruck des Stabes 20 mit Leistung und kollabiertem Wasserstand in Teststrecke

Entfernung vom oberen
Ende der beheizten Länge
Berstdehnung, max. Dehnung
Heizstab - Nummer

| | | | | | | |
|--------------------------|--------------------------|--------------------------|--------------------------|--------------------------|--------------------------|---------------------------|
| No.37 23.7% 1325mm | No.19 33.7% 2005mm | No.16 36.0% 1870mm | No.34 55.0% 1880mm | No.23 47.5% 2360mm | No.41 44.5% 1875mm | No.7 31.5% 1995mm |
| No.61 71.7% 2095mm | No.49 54.0% 1835mm | No.18 51.6% 1980mm | No.66 45.0% 1890mm | No.35 37.7% 1920mm | No.22 45.0% 1810mm | No.80 33.2% 1960mm |
| No.56 31.7% 1955mm | No.10 63.7% 1825mm | No.25 49.5% 1805mm | No.2 32.4% 1885mm | No.20 94.5% 2060mm | No.67 89.5% 1920mm | No.21 58.4% 1350mm |
| No.11 54.0% 2185mm | No.47 43.6% 1875mm | No.1 36.2% 1930mm | Fluid Lanze | No.5 33.2% 1825mm | No.6 42.0% 1815mm | No.69 40.6% 1240mm |
| No.38 34.7% 1970mm | No.29 34.7% 1910mm | No.46 33.2% 1855mm | No.4 31.7% 1945mm | No.50 52.5% 1825mm | No.36 43.6% 1865mm | No.28a 25.8% 1920mm |
| No.44 36.2% 1785mm | No.17 42.1% 1885mm | No.15 119% 1460mm | No.54 ohne Druck | No.30 421% 1810mm | No.14 ohne Druck | No.57 34.7% 1900mm |
| No.48 22.0% 1740mm | No.8 34.7% 1925mm | No.59 36.2% 1925mm | No.64 31.8% 1955mm | No.26 42.1% 1930mm | No.81 40.6% 1960mm | No.13 46.6% 1990mm |

KTK

Abb. 23 REBEKA 6

Berstdehnungen und Berstlagen

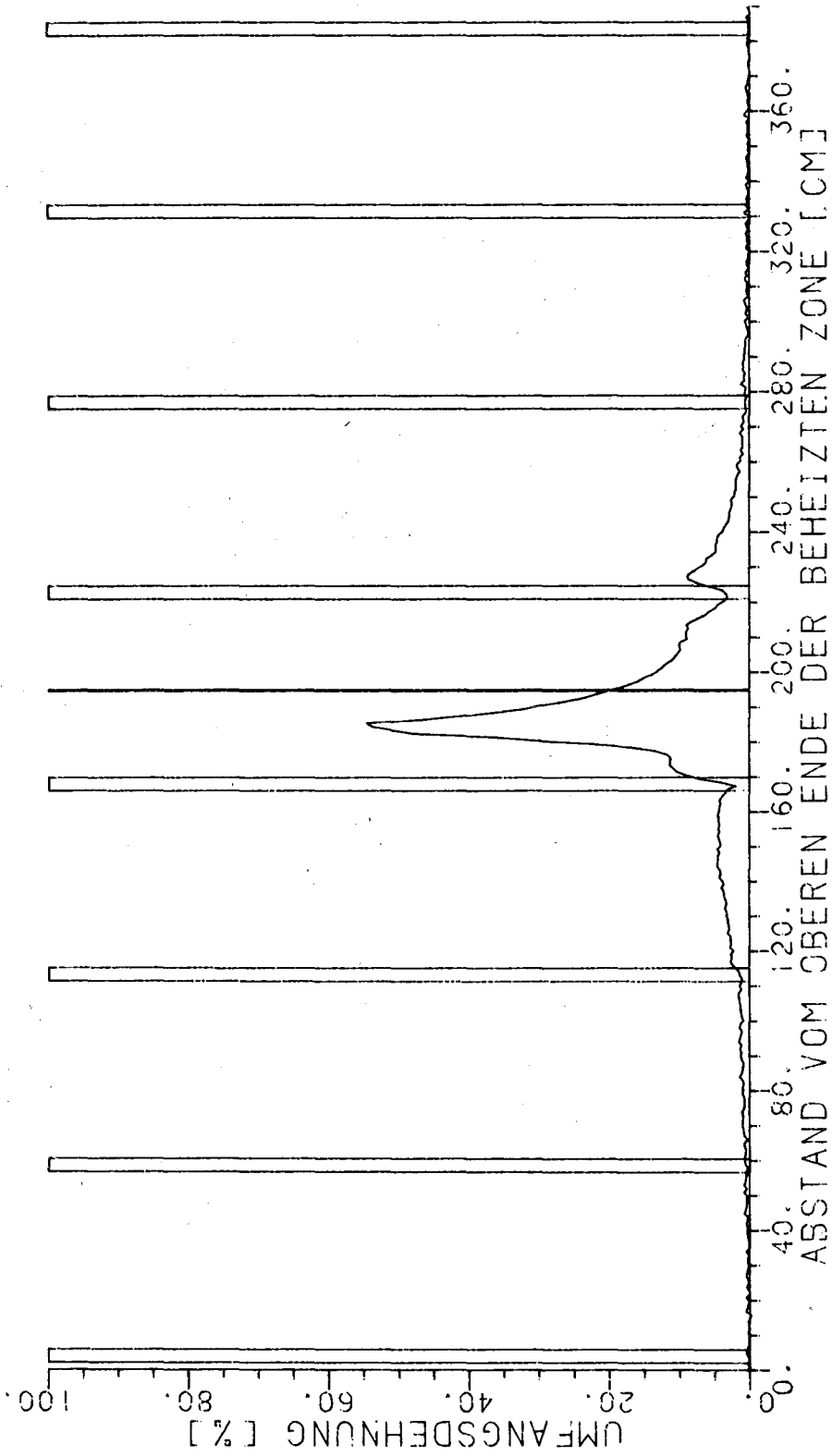


Abb. 24 REBEKA 6
Axiale Hüllrohrverformung des Stabes 49

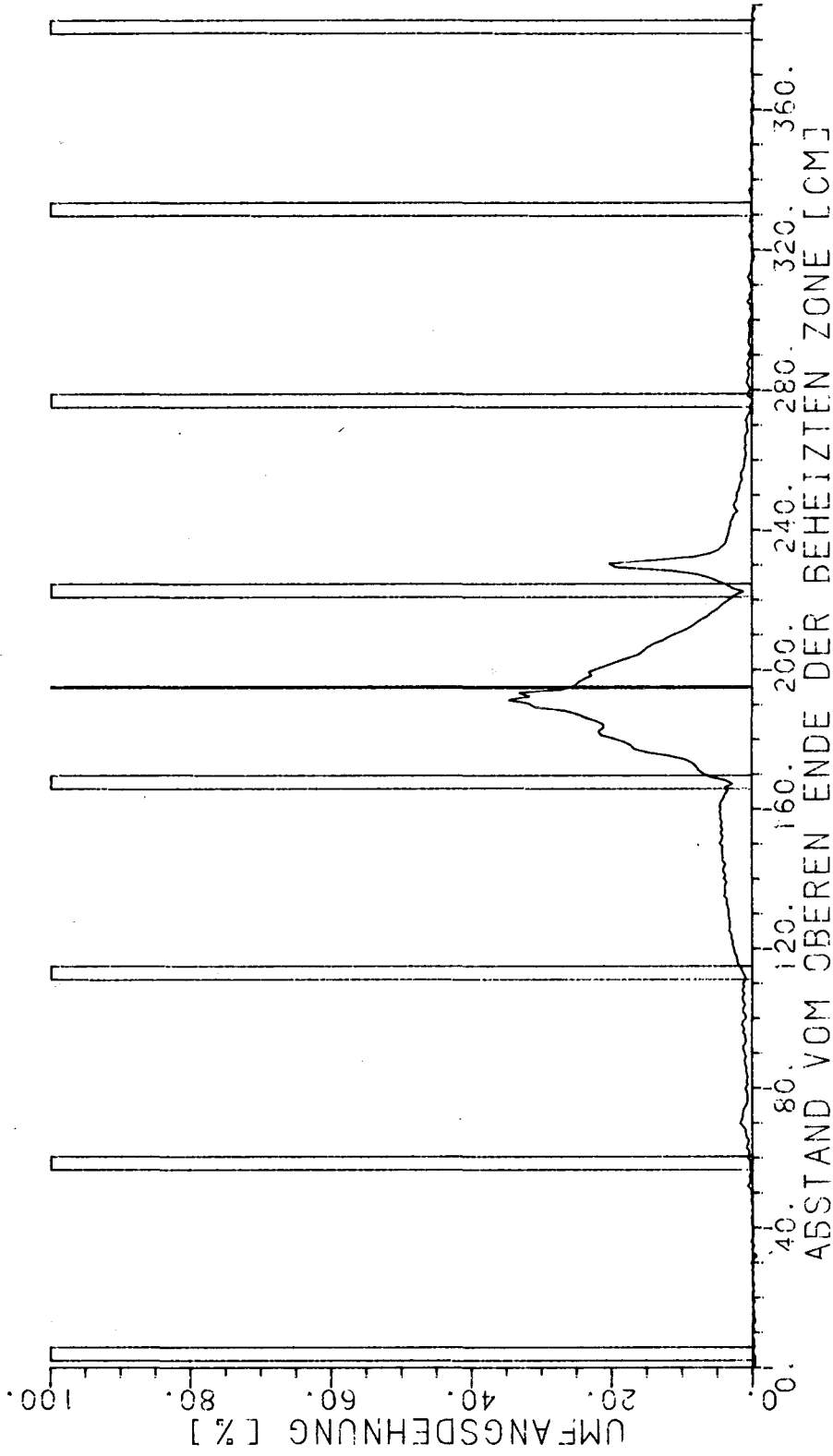


Abb. 25 REBEKA 6.
Axiale Hüllrohrverformung des Stabes 29

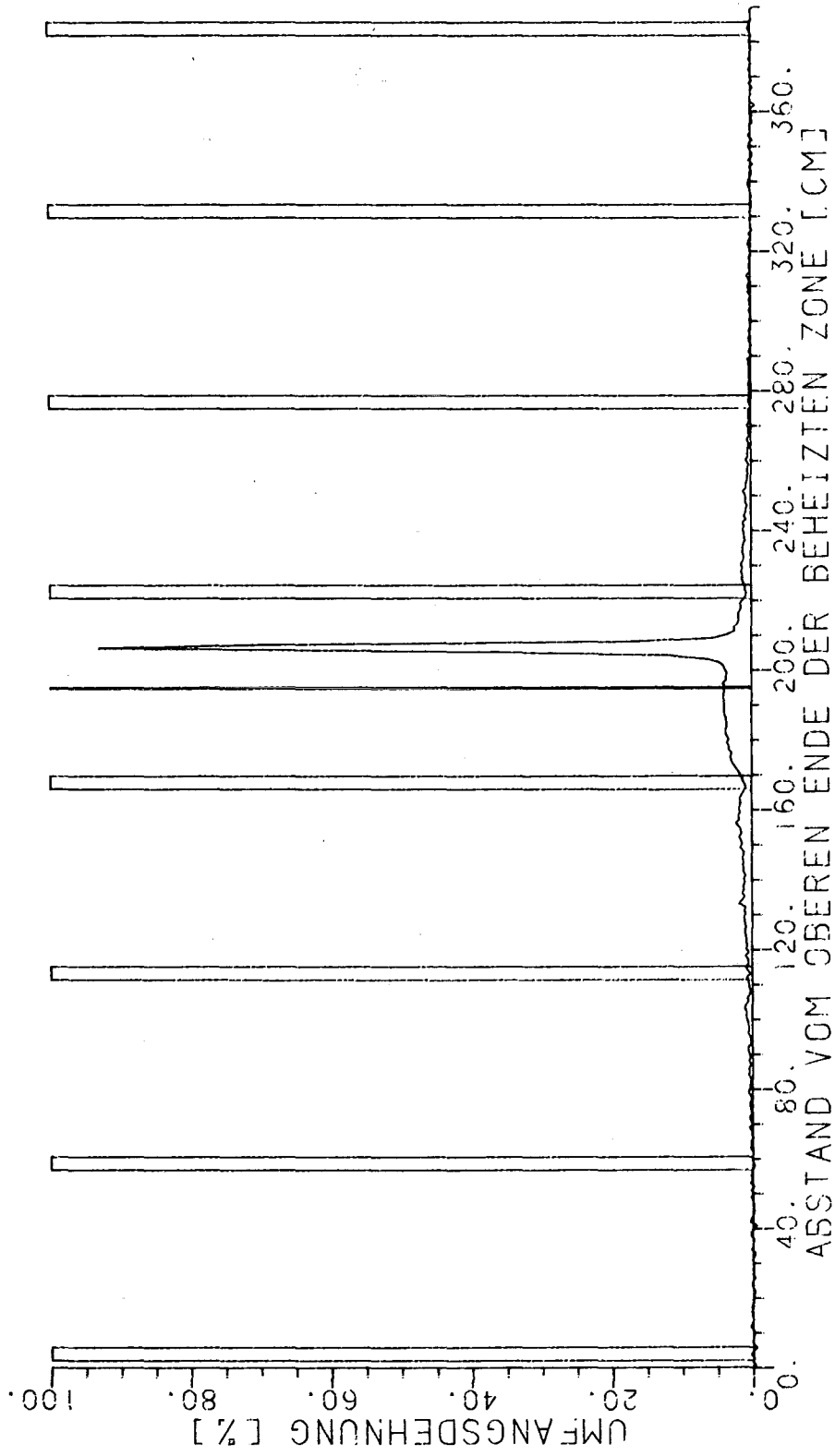


Abb. 26 REBEKA 6
Axiale Hüllrohrverformung des Stabes 20

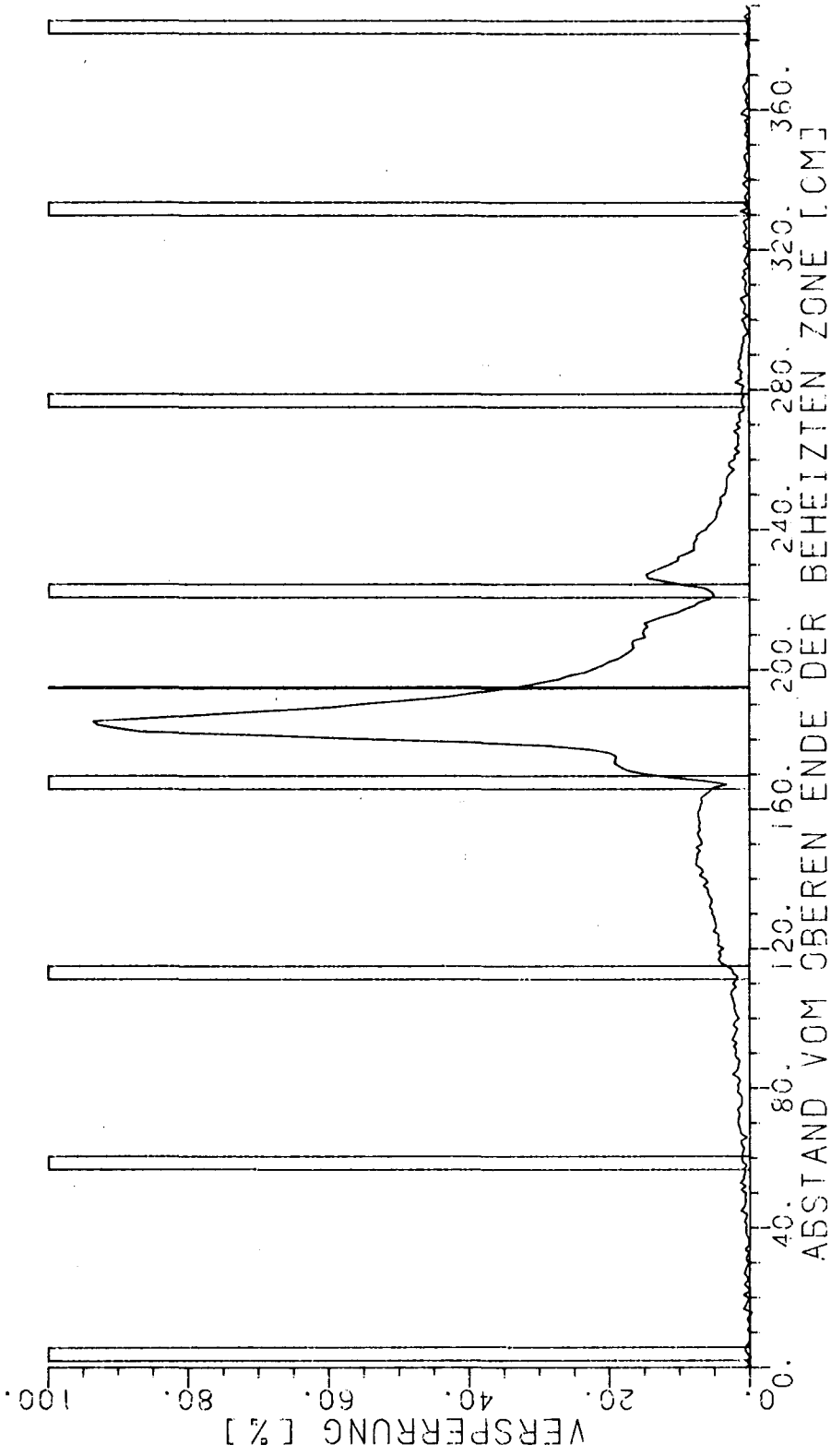


Abb. 27 REBEKA 6
Kühlkanalversperrung des Stabes 49.

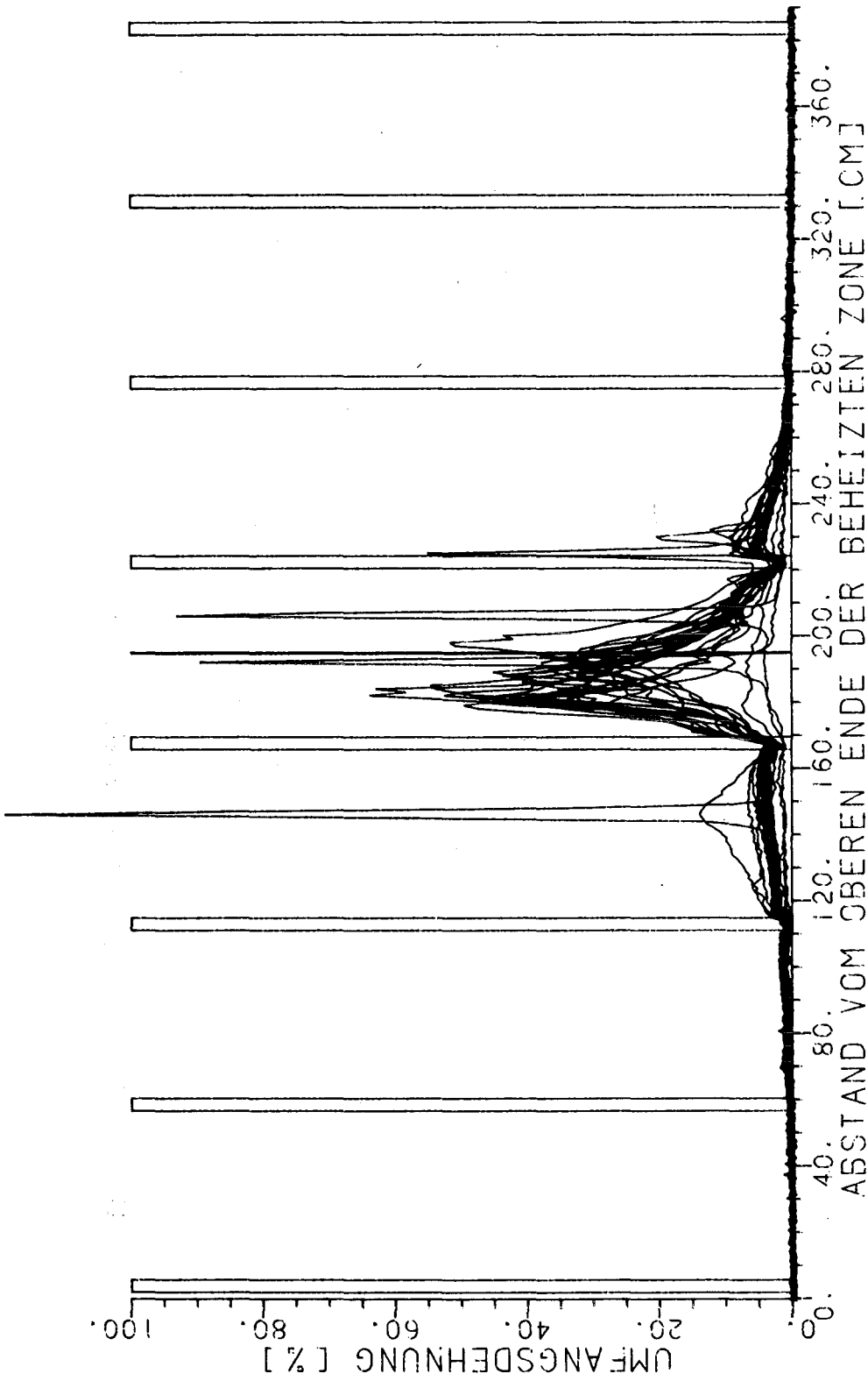


Abb. 28 REBEKA 6
Hüllrohrverformung der inneren 22 Stäbe

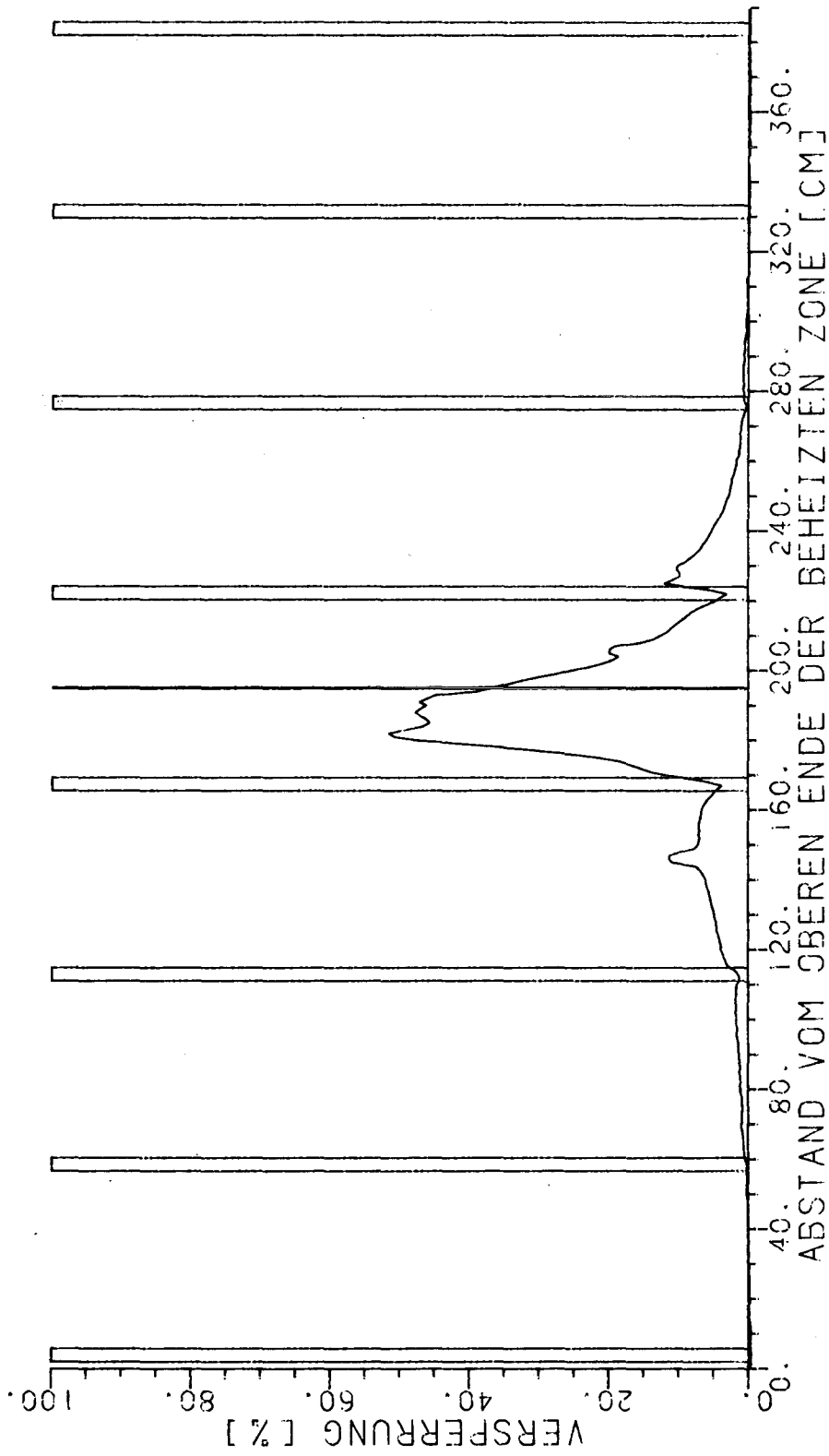
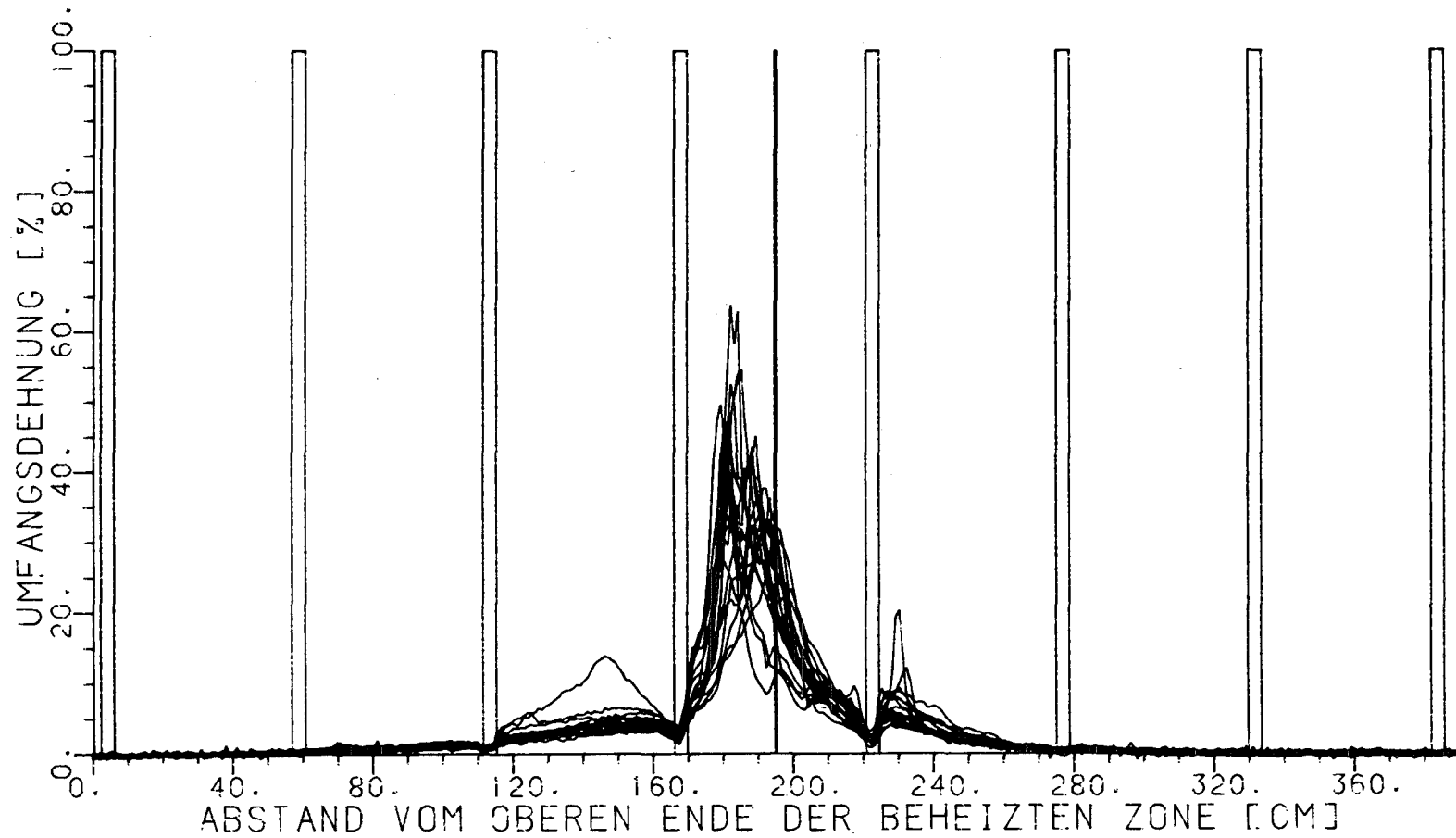


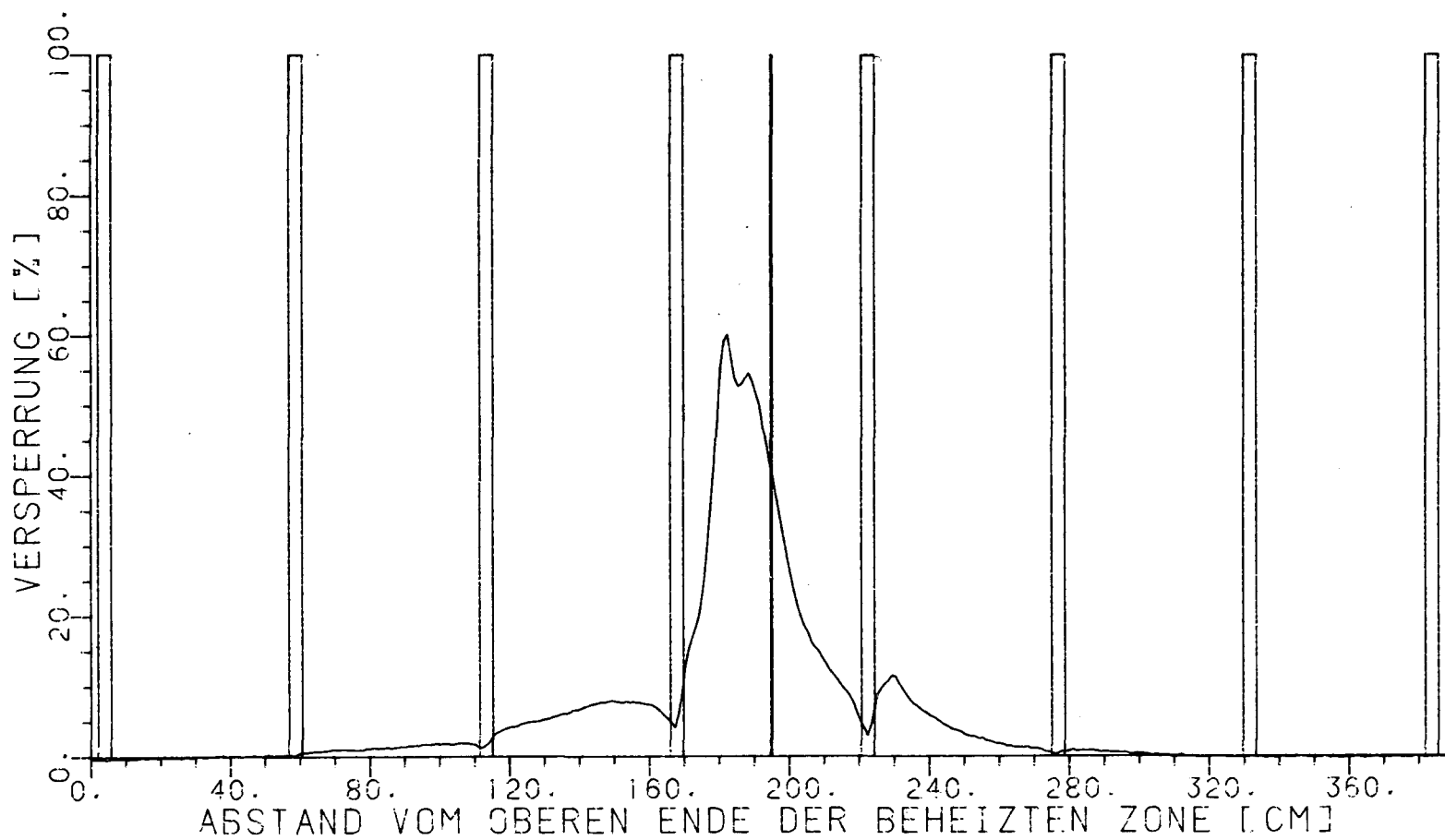
Abb. 29 REBEKA 6
Kühlkanalversperrung der inneren 22 Stäbe



- 4200-86 -



Abb. 30 **REBEKA 6**
 Hüllrohrverformung der inneren 18 Stäbe (ohne Stäbe mit Lokalbeute)



- 4200-87 -



Abb. 31 **REBEKA 6**
 Kühlkanalversperrung der inneren 18 Stäbe (ohne Stäbe mit Lokalbeule)

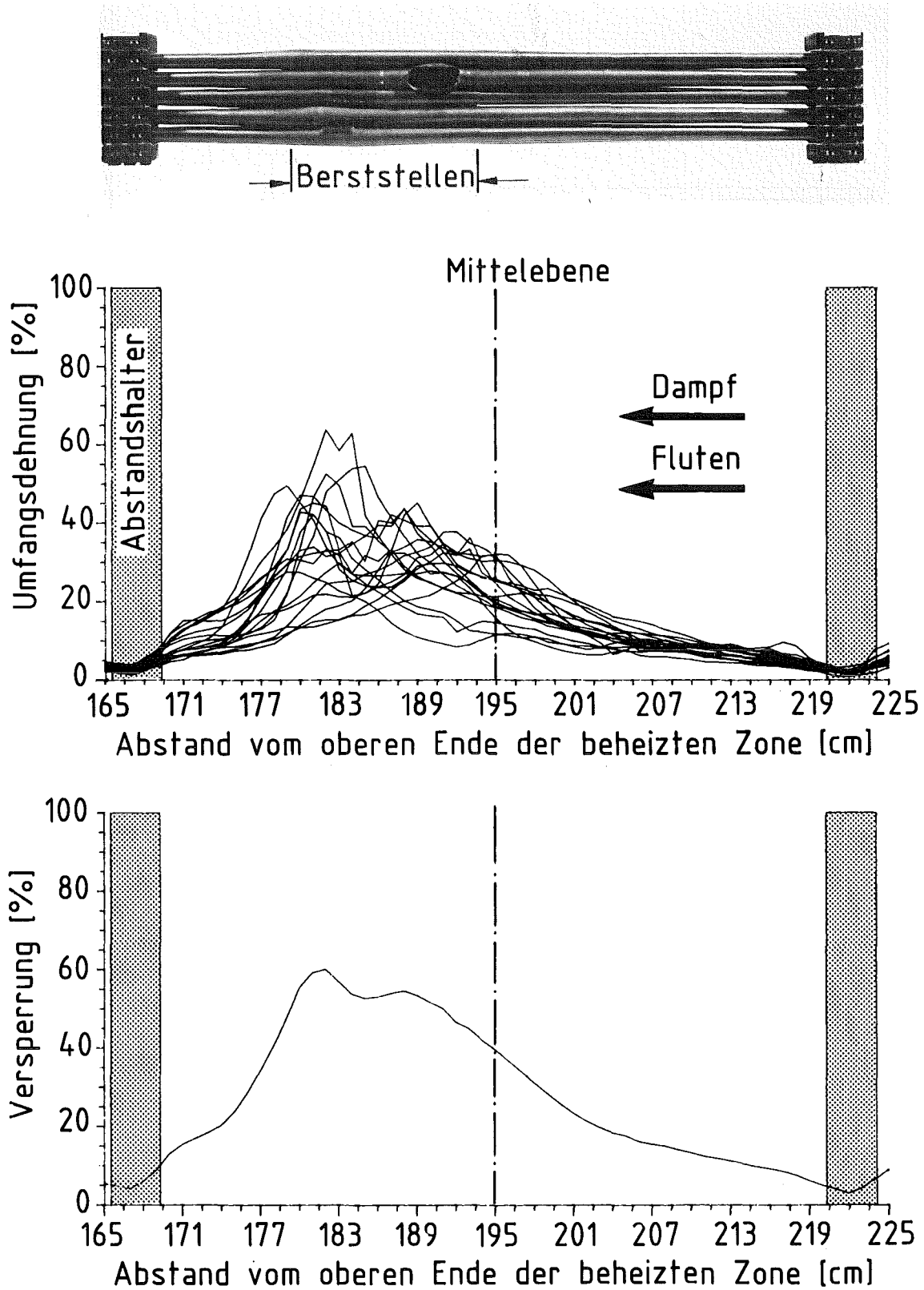
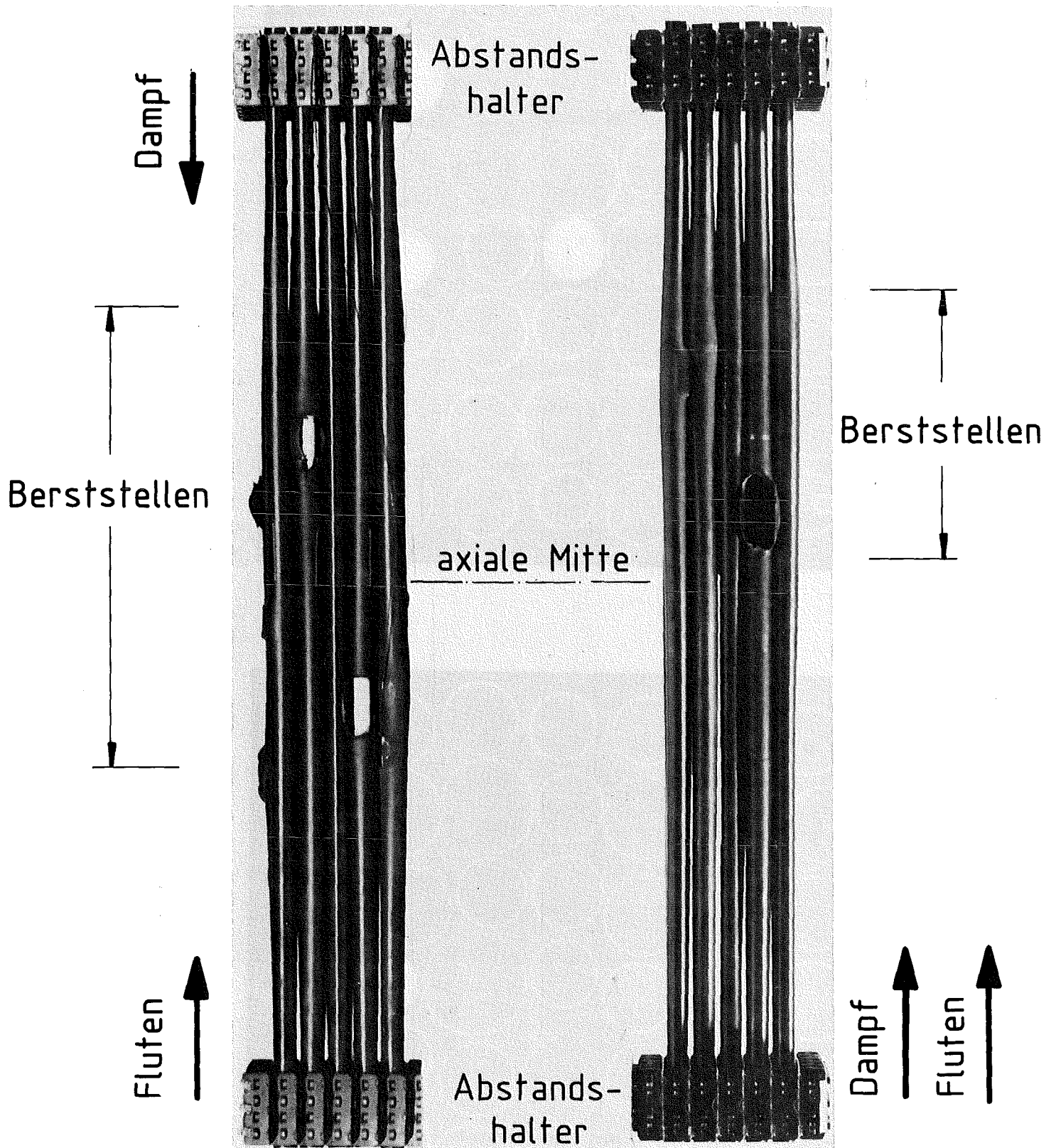


Abb. 32 REBEKA 6

Verformung und Kühlkanalversperrung
von 18 inneren Stäben

REBEKA-5

REBEKA-6

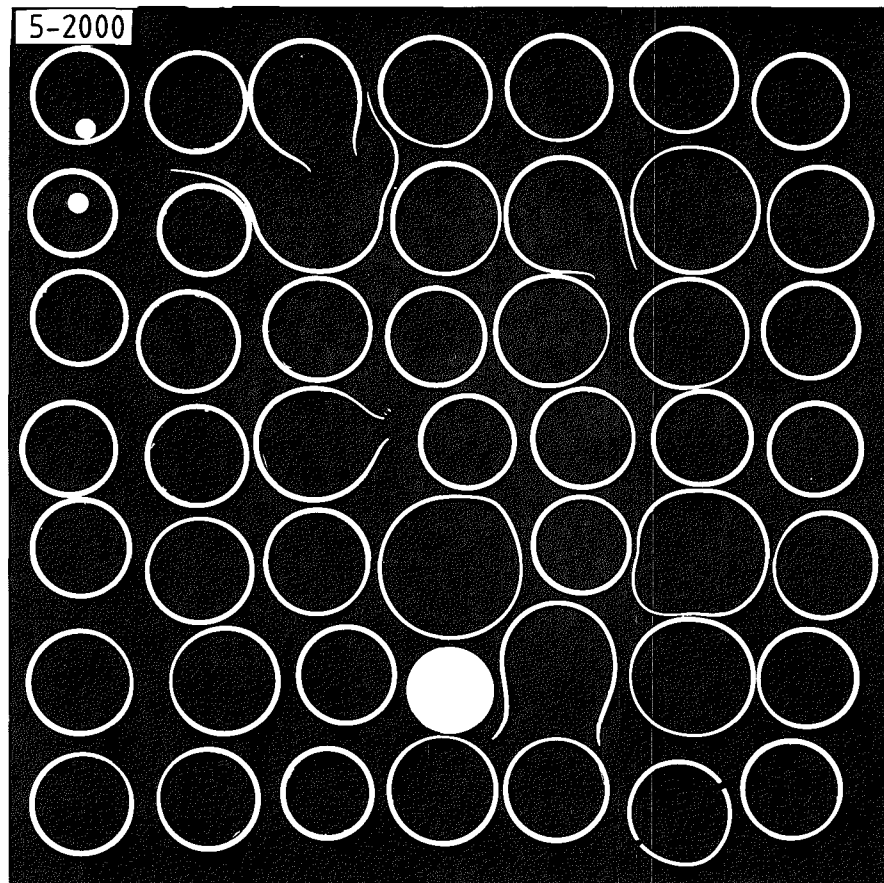


KJK

Abb. 33 Einfluß der Strömungsrichtung auf die Hüllrohrverformung

REBEKA-5

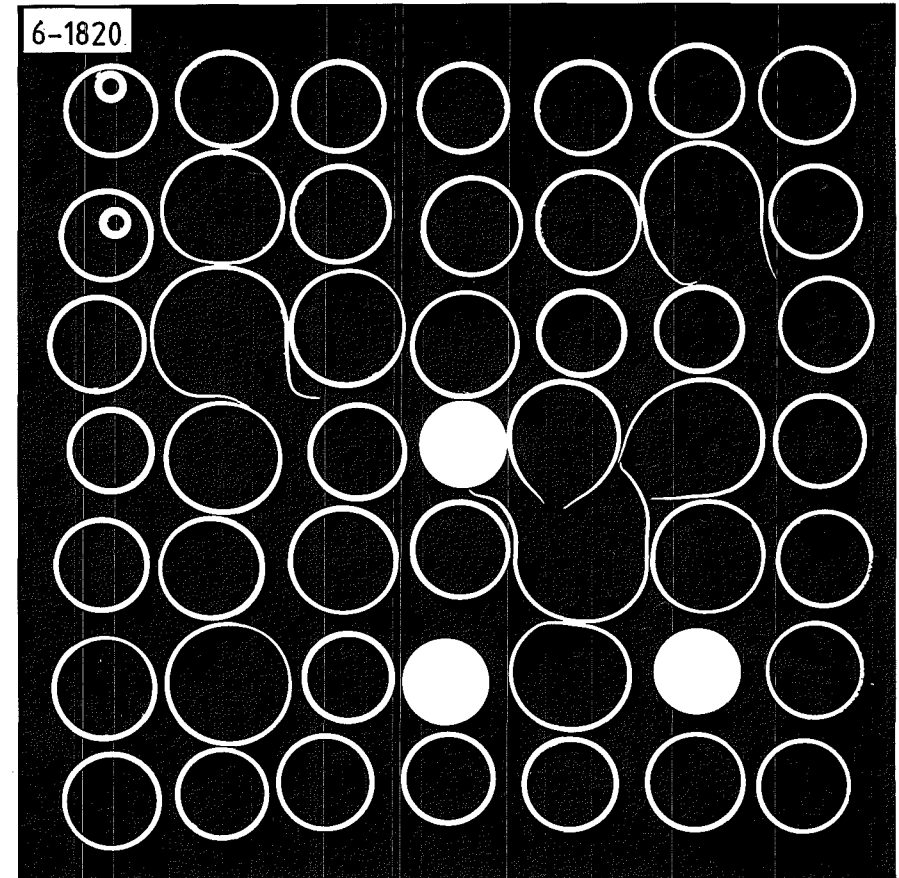
geänderte Strömungsrichtung



Kühlkanalversperrung: 52%

REBEKA-6

ungeänderte Strömungsrichtung



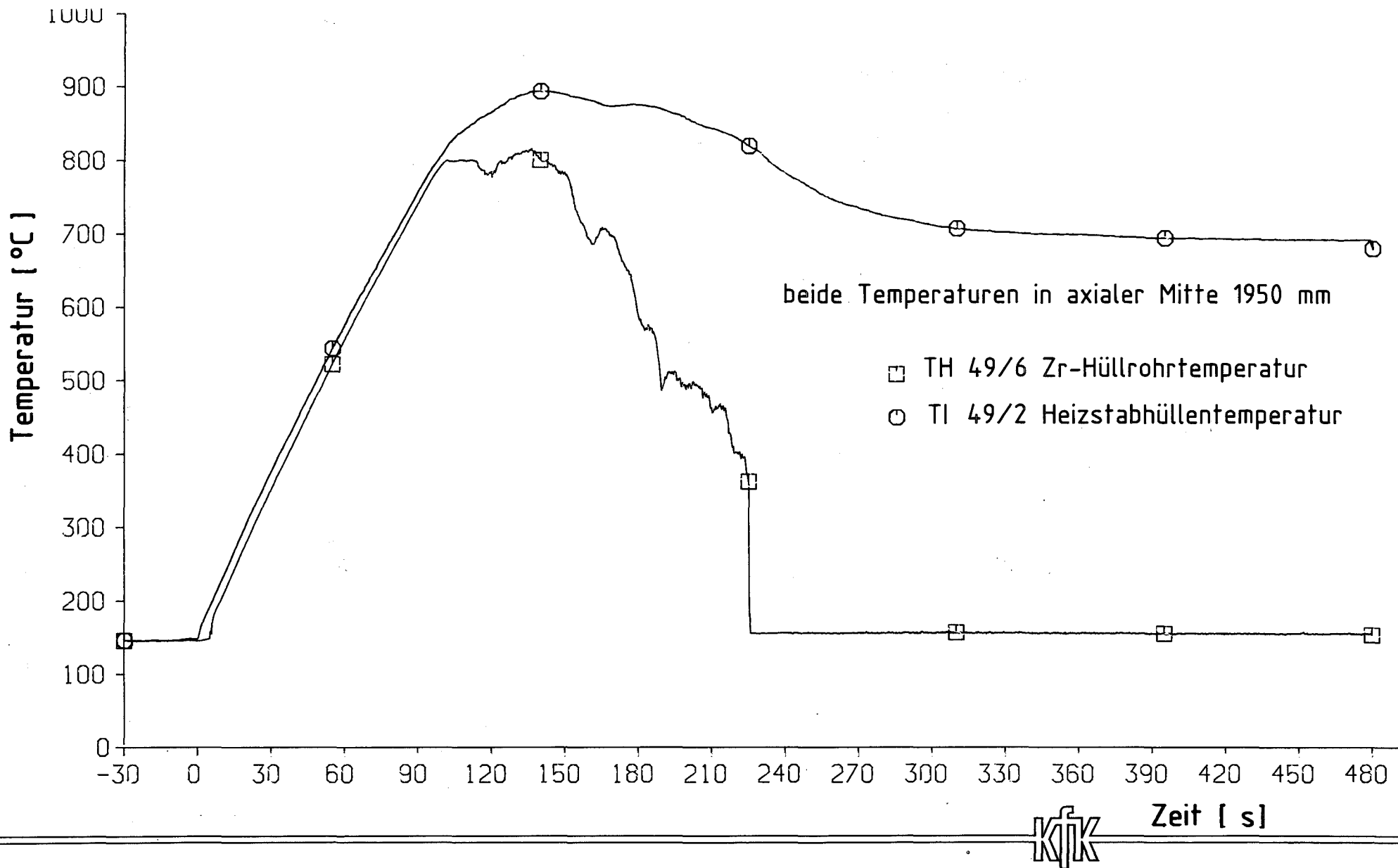
Kühlkanalversperrung: 60%

- 4200-90 -

KfK

Querschnitte bei maximaler Kühlkanalversperrung

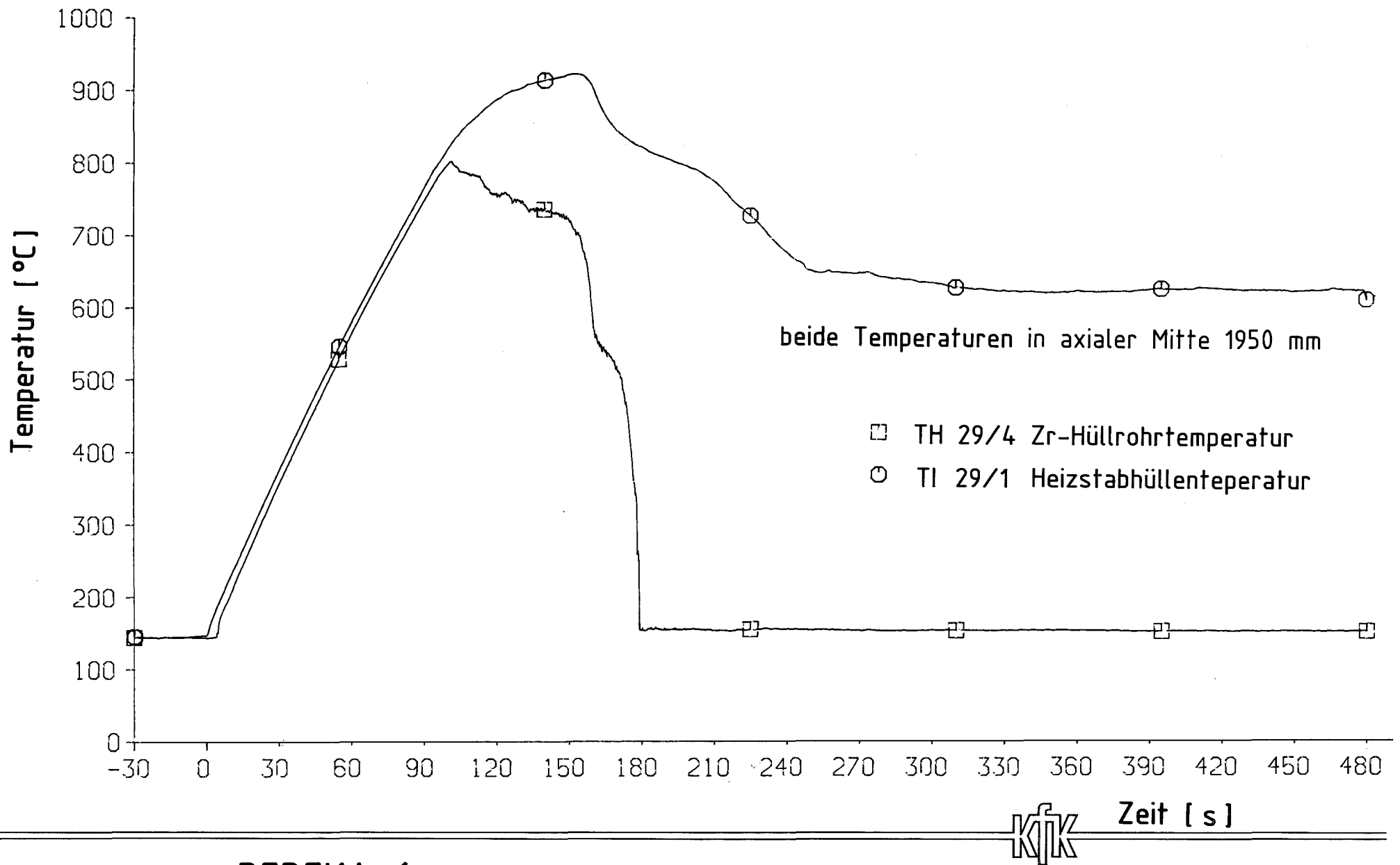
Abb. 34



- 4200-91 -

Abb. 35 REBEKA 6
Außen- und Innentemperaturen des Stabes 49

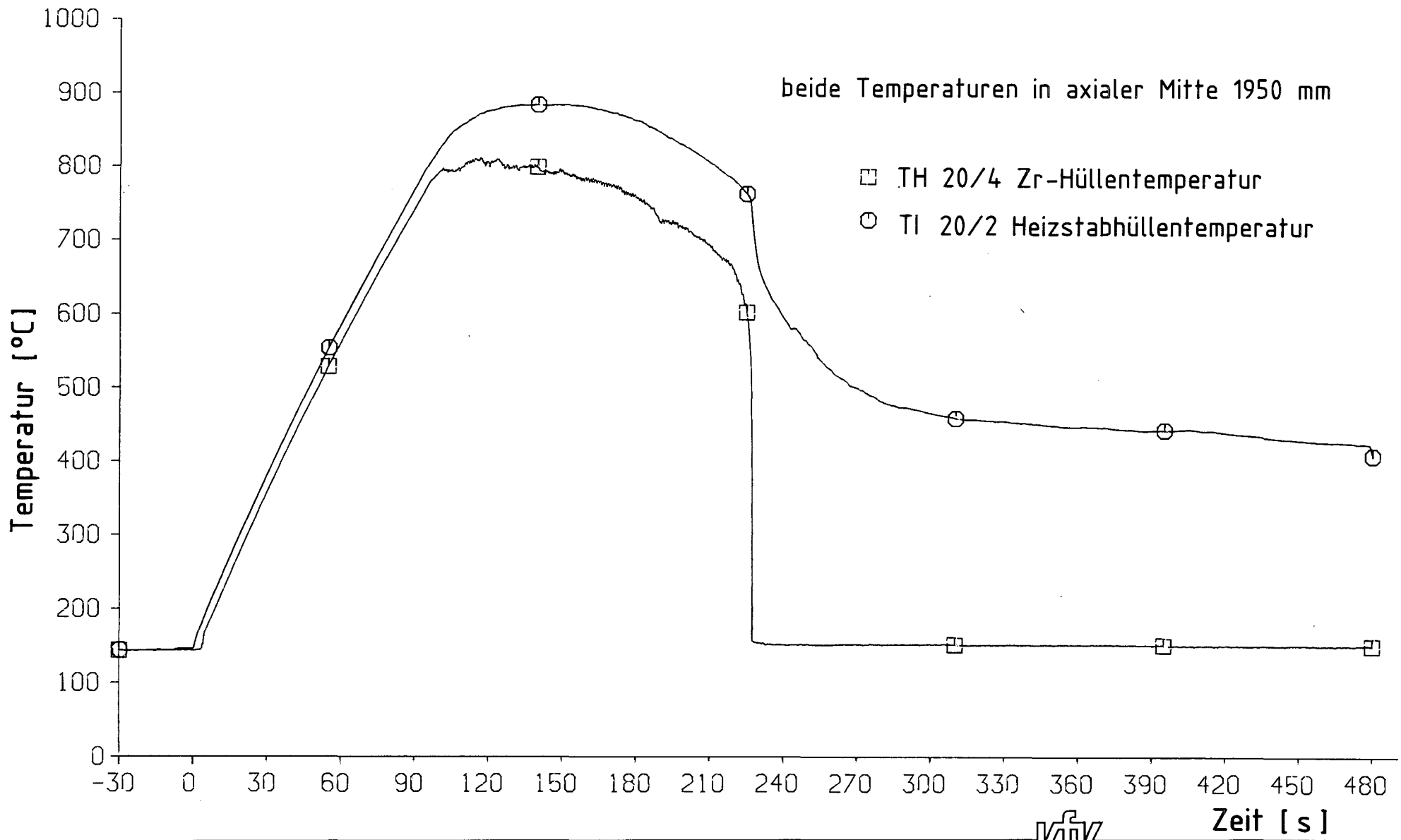




- 4200-92 -

Abb. 36 REBEKA 6
Außen- und Innentemperaturen des Stabes 29

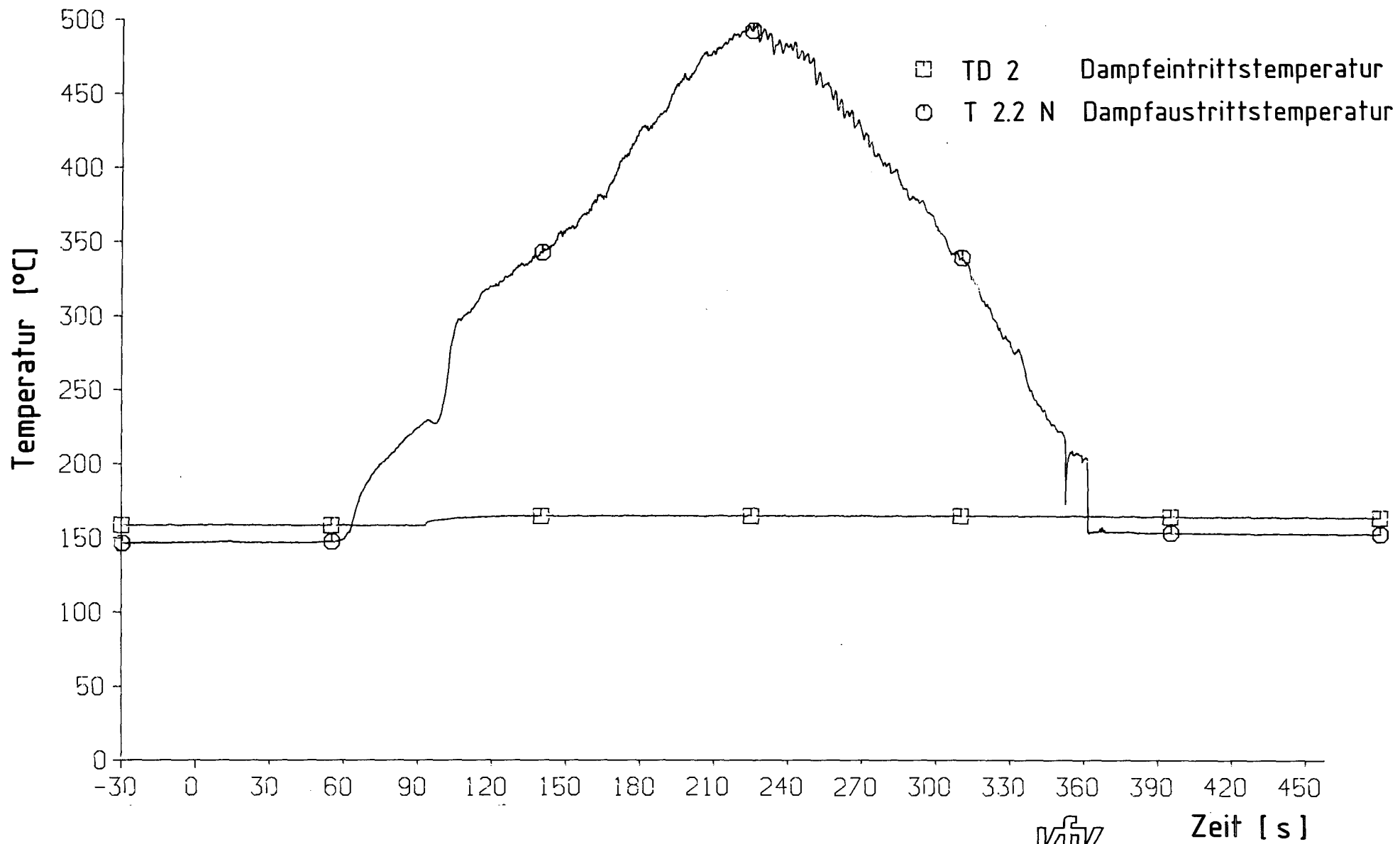




- 4200-93 -



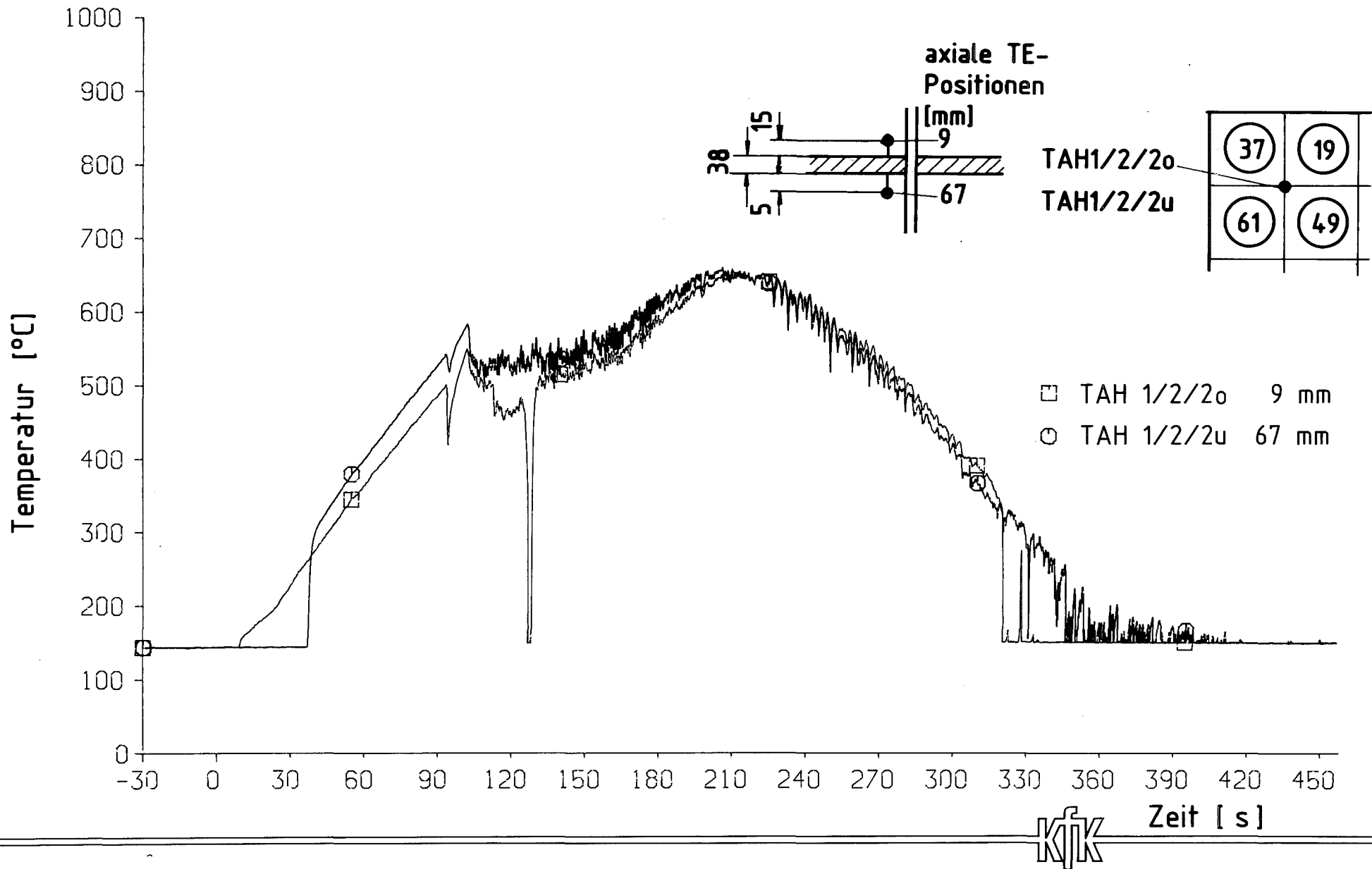
Abb. 37 REBEKA 6
Außen- und Innentemperaturen des Stabes 20



- 4200-94 -

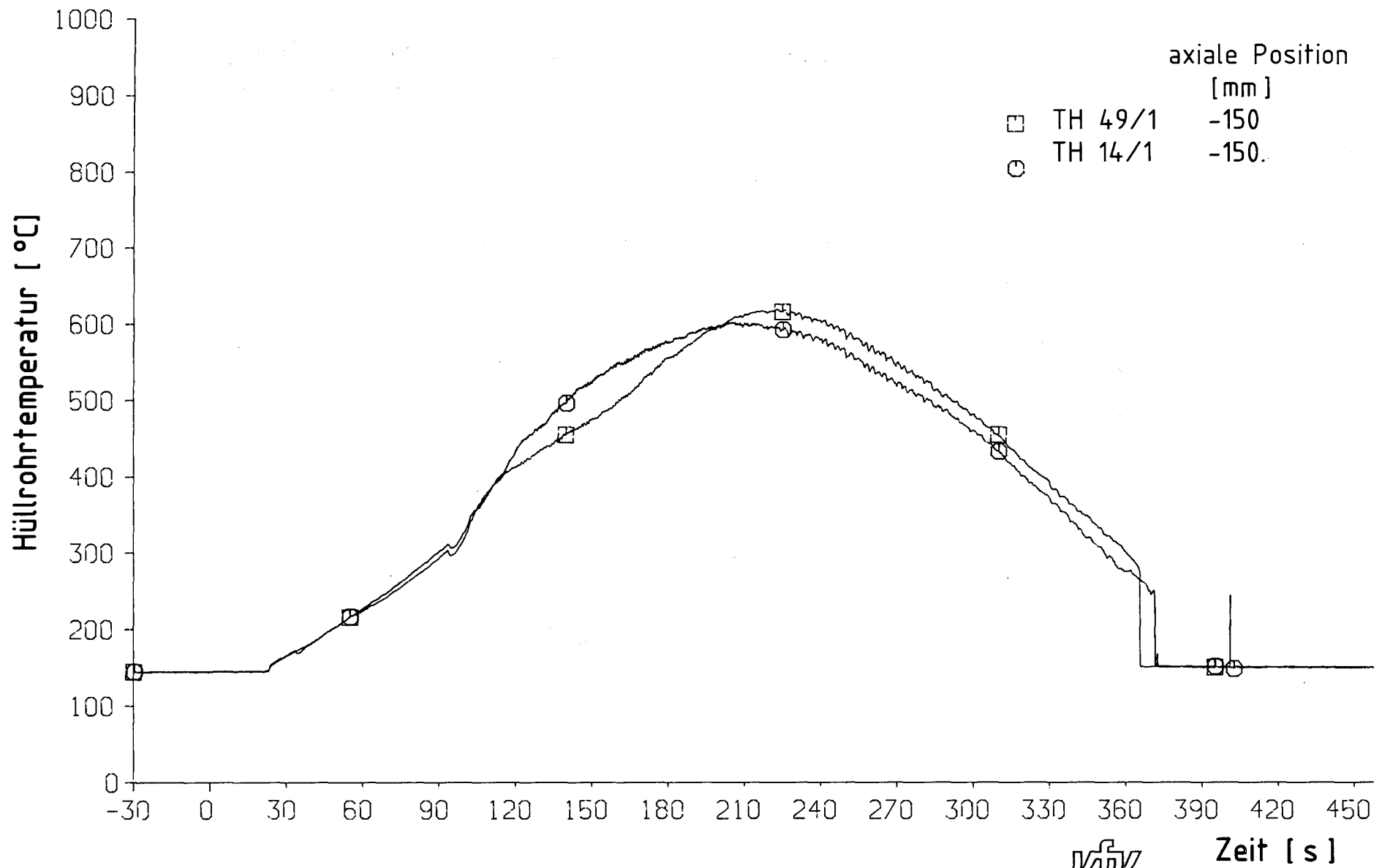


Abb. 38 REBEKA 6
 Teststreckenein- und austrittstemperatur



- 4200-95 -

Abb. 39 REBEKA 6
 Fluidtemperaturen am oberen Abstandshalter



4200-96



Abb. 40 REBEKA 6
Hüllrohrtemperaturen am oberen Plenum

.06.01.20/01A Brennstabsimulatoreffekte bei Flutexperimenten
PNS 4260 (SEFLEX-Programm)
(P. Ihle, K. Rust, H. Schneider; IRB)

Ziel dieser Arbeit ist es, den Einfluß des Stabaufbaus verschiedener Brennstabsimulatoren - im Vergleich zu Brennstäben - auf die Hüllrohrtemperaturen während der Flutphase eines Kühlmittelverluststörfalles zu bestimmen.

1. Einleitung

Die Flutphase am Ende eines Kühlmittelverluststörfalles (KVS) in einem Druckwasserreaktor (DWR) ist abgeschlossen, wenn alle Brennstäbe vollständig wiederbenetzt sind. Außerhalb des Reaktors durchgeführte Flutversuche ergaben unterschiedliches Benetzungsverhalten je nach Aufbau der verwendeten Brennstabsimulatoren. Brennstäbe benetzten deutlich früher bei im Reaktor durchgeführten Experimenten /1, 2/ als Brennstabsimulatoren wie sie üblicherweise für Flutexperimente außerhalb des Reaktors verwendet werden /3, 4, 5, 6, 7/. Als Folge der rascheren Wiederbenetzung beim Fluten sind auch geringere Maximaltemperaturen der Hüllrohre im noch unbenetzten oberen Abschnitt der Stab-bündel qualitativ festgestellt worden.

Der Einfluß des radialen Wärmewiderstandes zwischen Hüllrohroberfläche und Wärmequellen auf die Maximaltemperaturen der Hüllrohre und das axiale Fortschreiten der Benetzungsfront sind Gegenstand der geplanten experimentellen Untersuchungen. Aufgrund der Ergebnisse kann der Unterschied bezüglich Thermohydraulik und Hüllrohrtemperaturtransienten zwischen Brennstäben und den für thermohydraulische Experimente verwendeten Brennstabsimulatoren ohne Spalt quantitativ angegeben werden. Beim Fluten von Brennstäben können die Maximaltemperaturen der Hüllrohre um bis zu 150 K niedriger sein - bei wesentlich kürzeren Benetzungszeiten - als bei Brennstabsimulatoren, wie sie für die FLECHT-, 2D-, PKL- oder FEBA-Versuche verwendet werden. Rechnerische Untersuchungen bestätigen die sporadischen experimentellen Aussagen qualitativ, jedoch nicht quantitativ.

2. Stand des Wissens

Für thermohydraulische Experimente zur Untersuchung des Wärmeüberganges im Kern während der Flutphase eines KVS werden gehämmerte, elektrisch beheizte Brennstabsimulatoren ohne Spalt zwischen Hüllrohr und Isolator um die Wärmequelle eingesetzt (z.B. Abb. 2). Der Wärmedurchgang an der Grenzschicht Hüllrohr - MgO bzw. - BN beträgt $3 \cdot 10^4$ bis $25 \cdot 10^4$ W/m²K. Für Experimente zur Hüllrohrverformung beim Fluten wurden die REBEKA-Brennstabsimulatoren entwickelt, die im Nominalfall einen Spalt von 0.05 mm zwischen Al₂O₃ - Pellet (das den elektrischen Heizstab umgibt) und Zirkaloy-Hüllrohr aufweisen. Die Qualität dieser Stäbe zur Simulation nuklearer Brennstäbe ist in /8/ beschrieben (z.B. Abb. 3). Bei geschlossenem Spalt beträgt der Wärmedurchgang etwa $1 \cdot 10^4$ W/m²K. Mit wachsender Spaltweite und je nach Druck und Zusammensetzung des Gases im Spalt kann der Wärmedurchgang um mehr als eine Größenordnung fallen. Für Brennstäbe gilt dies ebenso und hat drei Folgen auf den Flutablauf:

1. Die Hüllrohrtemperaturen werden mit wachsendem Abheben der Hülle von der Wärmequelle niedriger.
2. Das Benetzen stärker abgehobener Hüllrohre tritt früher ein.
3. Vorzeitiges Benetzen führt zu früherer Ausspeicherung der im Innern der Stäbe gespeicherten Wärme.

Beim Vergleich von bisher durchgeführten Experimenten mit verschiedenen Stäben (REBEKA/FEBA, PNS-IRB; Halden IFA-511 nuclear/SEMISCALE-heater rod /9/; LOFT-LTSF mit REBEKA und FEBA-Stäben /10/) konnten die Einzeleffekte weder getrennt noch quantifiziert werden. Das komplexe Zusammenwirken zusätzlicher Effekte (Thermoelement-Effekte, Versuchsführung) und verschiedener Versuchsrandbedingungen kann nicht schlüssig interpretiert werden.

Vergleichsrechnungen und Experimente /10, 11, 12, 13, 14/ deuten die o.g. Trends für geringere Hüllrohrtemperaturen und vorzeitiges Benetzen bei Brennstäben an. Die Wärmeübergangsmodelle in den Flutcodes basieren jedoch auf Experimenten mit Brennstabsimulatoren ohne Spalt und sind daher vermutlich pessimistisch. Es wird zwar die geringere Wärmespeicherkapazität der Brennstäbe richtig eingegeben, die Ausspeicherung im Bereich der Benetzungsfront und deren Auswirkung auf die Flutströmung im unbenetzten Bündelabschnitt werden aber nur unzureichend beschrieben.

Es fehlen bislang experimentelle Daten, die einen quantitativen Vergleich des unterschiedlichen thermohydraulischen Verhaltens verschiedener Brennstabsimulatoren - im Vergleich zu nuklearen Brennstäben - ermöglichen.

3. Versuchsprogramm

Zur Durchführung des Programms wird weitgehend auf bestehende Einrichtungen und experimentelle Daten zurückgegriffen. Die Datenbasis und die Testeinrichtung aus dem abgeschlossenen FEBA-Programm /5, 6, 7/ werden ergänzt durch Flutexperimente mit einem 5x5 Stabbündel aus REBEKA Stäben in der in Abb. 1 dargestellten FEBA-Anlage. Die Abmessungen, einschließlich der Leistungsverteilung der Bündel aus FEBA-Stäben (Abb. 2) und aus REBEKA-Stäben (Abb. 3) sind gleich (Abb. 4). Durch Verwendung der FEBA-Anlage, einschließlich des Bündelgehäuses, wird der Einfluß von Versuchsrandbedingungen so klein wie möglich gehalten. Die Flutparameter, wie z.B. Systemdrücke, Flutraten, Bündelleistung (200 kW abfallend) und Anfangstemperaturprofile werden der FEBA-Versuchsmatrix entnommen.

SEFLEX Serie I: Unblockiertes Bündel, 7 Abstandshalter, Heliumfüllung im (durchgeführt) Spalt (entspricht FEBA Serie I).
Systemdruck $p = 2$ und 4 bar
Flutrate $v = 3.8$ und 5.8 cm/s

SEFLEX Serie II: Wie Serie I, jedoch Argonfüllung im Spalt ($p = 2$ bar, $v =$ (durchgeführt) 3.8 cm/s) (entspricht FEBA Serie I).

SEFLEX Serie III: 90 % Blockade an 3x3 Stäben in Bündelmittenebene, 6 Abstandshalter, Heliumfüllung im Spalt (in 1984) (entspricht FEBA Serie III).

SEFLEX Serie IV: Wie Serie III, jedoch Argonfüllung im Spalt. (in 1984)

Die Ergebnisse werden jeweils mit den vorhandenen FEBA Daten verglichen und ausgewertet.

4. Bisherige Ergebnisse

Die mit dem unblockierten Bündel durchgeführten Experimente bestätigen quantitativ die erwarteten Ergebnisse: Der Flutvorgang läuft rascher ab in Bündeln aus Stäben mit Gasspalt zwischen Hüllrohr und Wärmequelle. Abb. 5 zeigt den Ort der Benetzungsfront im Bündel in Abhängigkeit von der Flutzeit. Zum Vergleich ist die entsprechende Kurve aus dem vergleichbaren FEBA Test eingezeichnet. Aus diesen mit $p = 2$ bar und $v = 3.8$ cm/s durchgeführten Versuchen folgen weitere Meß- und Auswertergebnisse als Beispiele. In Abb. 6 sind Hüllrohrtemperaturen und Oberflächenwärmeströme über der Flutzeit dargestellt aus dem oberen, heißen Bereich der beiden Bündel (axiales Niveau 1680 mm). Die deutliche Verkürzung der Benetzungszeit bei Stäben mit Spalt führt auch zu niedrigeren Maximaltemperaturen der Hüllrohre. Sowohl während der Nebelkühlung zu Beginn des Flutens als auch während des Filmsiedens kurz vor Benetzung ist der Oberflächenwärmestrom bei Stäben mit Spalt größer. In den entsprechenden Stabquerschnitten liegen die Maximaltemperaturen zu Beginn des Flutens für beide Stabtypen auf gleicher Höhe (s. Abb. 7), die gespeicherte Wärme ist dabei jedoch beim REBEKA Stab (SEFLEX) etwa 10 % geringer als beim FEBA-Stab. Während des Flutens wird die Wärme aus dem REBEKA-Stab rascher ausgespeichert. Das bedeutet, daß der geringere Anfangswert der gespeicherten Wärme (SEFLEX) nicht allein den kürzeren Verlauf der Flutphase ausmacht. Da beide Bündel die gleiche Leistung zugeführt und den REBEKA-Stäben in SEFLEX die gespeicherte Wärme rascher entzogen wird, ist die Wärmeabfuhr an das Kühlmittel bei SEFLEX insgesamt größer. Der Hauptanteil der größeren Wärmeabfuhr entfällt dabei auf den Filmsiedebereich. Dies geht deutlich hervor aus dem steileren Abfall der gespeicherten Wärme kurz vor der Benetzung der Stelle (axiales Niveau 1680 mm) in SEFLEX (Bereich 250 s bis 300 s in Abb. 7) im Vergleich zur gleichen Stelle in FEBA (Bereich 400 s bis 450 s). Größere Wärmeabfuhr im Bereich der Benetzungsfront bedeutet höhere Dampfproduktion und damit besseren Wärmeübergang im unbenetzten Teil des Bündels aus Stäben mit Spalt.

Die Heliumfüllung im Nominalspalt von 0.05 mm bewirkt einen Spaltwärmedurchgang, wie er bei frischen Brennstäben vorliegt (Größenordnung $(0.5 - 1.0) \cdot 10^4$ W/m²K). Im Laufe des Abbrandes zugemischte Spaltgase beim Brennstab verringern den Spaltwärmedurchgang /15/. Die Argonfüllung der Gasspalte der in SEFLEX eingesetzten REBEKA-Stäbe in Serie II bedeutet zwar den nicht reaktortypischen Extremfall, daß der Wärmedurchgang des Nominalspaltes auf etwa 1/10 des

Anfangswertes absinkt. Unter LOCA-Bedingungen können aber Brennstabhüllrohre durch inneren Überdruck und hohe Temperaturen aufgeweitet werden, so daß Spaltgase und größere Spalte zwischen Hüllrohr und Pellet durchaus zu vergleichbar geringen Wärmedurchgangszahlen führen können. Entsprechende Auswirkungen gehen aus den in Abb. 8 dargestellten Hüllrohrtemperaturtransienten hervor. Es sind gleiche Meßstellen aus vergleichbaren Versuchen aus FEBA Serie I, SEFLEX Serie I (Helium im Spalt) und SEFLEX Serie II (Argon im Spalt) ausgewählt. Unterhalb der Bündelmittenebene wirkt sich der veränderte Spaltwärmedurchgang noch nicht deutlich aus (axiales Niveau 2225 mm). Oberhalb der Bündelmittenebene nimmt dessen Einfluß jedoch deutlich zu. Beim axialen Niveau 1680 mm (vergleiche Abbn. 6 und 7), führt Argon im Spalt zu etwa 12 % kürzerer Benetzungszeit gegenüber der Heliumfüllung (40 % kürzer als bei FEBA-Stäben) und die Maximaltemperatur sinkt um etwa 30 K (um 120 K gegenüber FEBA). Diese Unterschiede vergrößern sich zum oberen Bündelende hin.

Je geringer der Spaltwärmedurchgang, desto rascher die Wärmeauspeicherung im Bereich der Benetzungsfront und desto intensiver die Kühlung des noch unbenetzten Teils des Bündels. Damit werden auch die Kühlungseffekte an Abstandshaltern und Blockaden beeinflusst. Am Beispiel der axialen Temperaturprofile der Hüllrohre oberhalb und unterhalb des Abstandshalters in Bündelmittenebene wird dies deutlich (s. Abb. 9). Nach einer Flutzeit von 30 s (unteres Bild) sind die SEFLEX-Hüllrohrtemperaturen in und nach dem Abstandshalter bereits deutlich niedriger (40 K) als die in FEBA. Nach 90 s (mittleres Bild) ist der Unterschied wesentlich größer (70 K). Nach 150 s Flutzeit (oberes Bild) sind die SEFLEX-Hüllrohrtemperaturen aufgrund des rascheren Flutablaufs zwar schon allgemein tiefer, aber der Unterschied ist am größten unmittelbar nach dem Abstandshalter ($170\text{ K} - 90\text{ K} = 80\text{ K}$).

Detaillierte Analysen sind in /16, 17 und 18/ beschrieben.

Die Untersuchung entsprechender Effekte an 90 % Blockaden (SEFLEX Serie III entsprechend FEBA Serie III) erfolgt mit den noch ausstehenden Versuchen.

5. Zusammenfassung und Schlußfolgerung

Durch Brennstabsimulatoren mit Gasspalt zwischen innerer Wärmequelle und Hüllrohr (Zircaloy) werden Reaktor Brennstäbe besser simuliert als mit "spaltlosen" Brennstabsimulatoren (mit Edelhüllhüllen), wie sie üblicherweise für thermohydraulische Experimente verwendet werden.

Die bisherigen mit 5x5 Stabbündeln voller Länge erzielten SEFLEX-Ergebnisse bestätigen quantitativ, daß Bündel aus Stäben mit Spalt (REBEKA-Stäbe) rascher benetzt und geflutet werden als solche aus spaltlosen Stäben (FEBA). Mit zunehmendem Wärmewiderstand im Spalt zwischen Hüllrohr und Pellet wird das Fluten und Wiederbenetzen beschleunigt. Die raschere Wärmeabfuhr, vor allem während des Filmsiedens, bewirkt auch erhöhte Vorkühlung im unbenetzten Teil des Bündels.

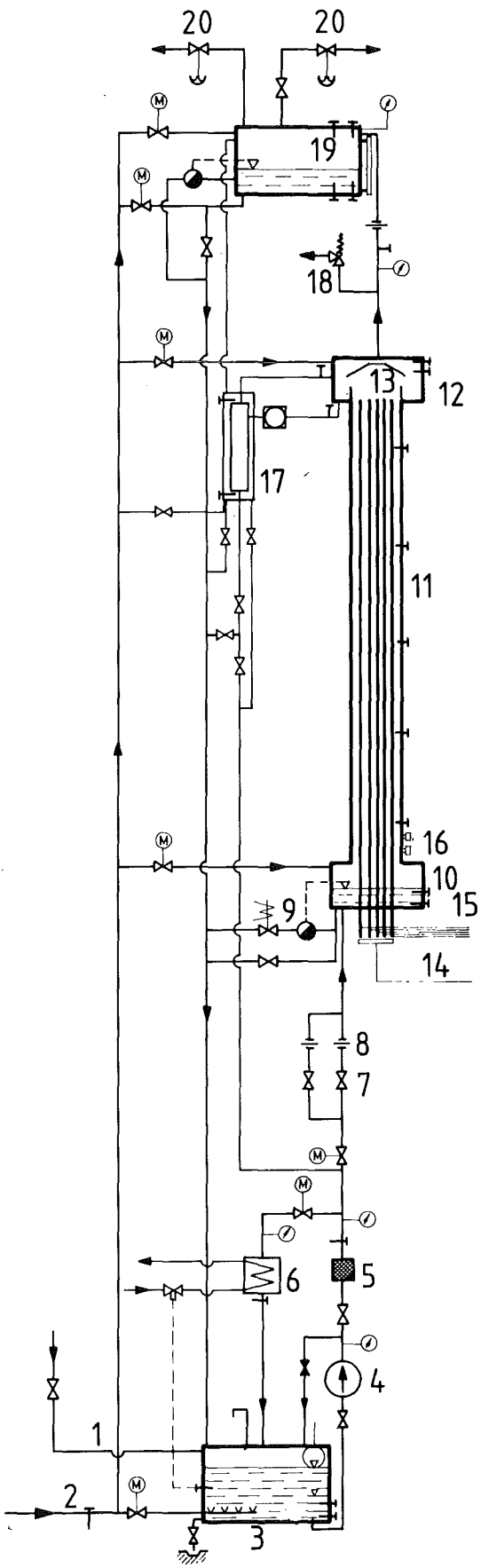
Die Maximaltemperaturen verringern sich in der Größenordnung von 50 K, die Benetzungszeiten um etwa 30 % bei Heliumfüllung des Gasspaltes mit dem geringstmöglichen Wärmewiderstand des Spaltes im Vergleich zu spaltlosen Brennstabsimulatoren.

Lokale Kühlungsverbesserungen, z.B. an Abstandshaltern, wirken sich ebenfalls stärker aus auf Hüllrohrtemperaturen bei Brennstabsimulatoren mit Spalt. Aufgrund der Parametervariation bei den SEFLEX Tests und der Übereinstimmung mit den Versuchsrandbedingungen der FEBA Tests, erlaubt die quantitative Analyse des unterschiedlichen Brennstabsimulatorverhaltens bei Flutexperimenten eine Übertragung auf Brennstäbe. Außerdem kann die Aussagegenauigkeit von Flutrechnungsprogrammen bezüglich des thermohydraulischen Brennstabverhaltens anhand der SEFLEX-Ergebnisse überprüft und verbessert werden.

6. Literatur

- [1] Mohr, C. L.; et al.:
"LOCA Simulation in the National Research Universal Reactor Program"
NUREG/CR-2528, PNL-4166, April 1983
- [2] Wilson, C. L.; et al.:
"LOCA Simulation in NRU Program,
Data Report for the Fourth Materials Experiment (MT-4)"
NUREG/CR-3272, PNL-4669, July 1983
- [3] Loftus, M. J.; Hochreiter, L. E.; Lee, N.:
"FLECHT-SEASET 21-Rod Bundle, Flow Blockage Heat Transfer during Reflood"
Proc. of Second International Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermal-
Hydraulics, Santa Barbara, CA, Jan. 11-14, 1983, Vol. 1, pp. 646-656
- [4] Hein, D.:
"PKL I Findings - PKL II Plans"
9th Water Reactor Safety Research Information Meeting, Gaithersburg, MD,
Oct. 26-30, 1981
- [5] Ihle, P.; Rust, K.:
"FEBA - Flooding Experiments with Blocked Arrays,
Evaluation Report"
KfK 3657, March 1984
- [6] Ihle, P.; Rust, K.:
"FEBA - Flooding Experiments with Blocked Arrays,
Data Report 1, Test Series I through IV"
KfK 3658, March 1984
- [7] Ihle, P.; Rust, K.:
"FEBA - Flooding Experiments with Blocked Arrays,
Data Report 2, Test Series V through VIII"
KfK 3659, March 1984
- [8] Casal, V.; Malang, S.; Rust, K.:
"Thermal and Mechanical Behavior of PWR Fuel Rod Simulators for LOCA
Experiments"
KfK 3331, May 1982
- [9] Broughton, J. M.; Golden, D. W.; McDonald, P. E.:
"An Assessment of Nuclear Fuel Rod and Solid Electric Heater Thermal
Behavior during the Heatup and Reflood Phases of a Large Break LOCA"
Proc. of ANS/ENS Topical Meeting on Reactor Safety Aspects of Fuel
Behavior, Sun Valley, ID, Aug. 2-6, 1981, Vol. 2, pp. 294-305
- [10] Gottula, R. C.; Tolman, E. L.:
"Effects of Cladding External Thermocouples and Electrical Heater Rod
Design on Quench Behavior"
Proc. of Second International Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermal-
Hydraulics, Santa Barbara, CA, Jan. 11-14, 1983, Vol. 2, pp. 1491-1498
- [11] Aksan, S. N.; Tolman, E. L.; Nelson, R. A.:
"Application of Analytical Capability to Predict Rapid Cladding Cooling
and Quench during the Blowdown Phase of a Large Break LOCA"
Proc. of Second International Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermal-
Hydraulics, Santa Barbara, CA, Jan. 11-14, 1983, Vol. 1, pp. 705- 712

- [12] Rust, K.; Ihle, P.; Lee, S. L.:
"Comparison of FEBA Test Data with RELAP4/MOD6 Postcalculations"
Proc. of Second International Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermal-
Hydraulics, Santa Barbara, CA, Jan. 11-14, 1983, Vol. 1, pp.731-739
- [13] Erbacher, F. J.; Neitzel, H. J.; Wiehr, K.:
"Effects of Thermohydraulics on Clad Ballooning, Flow Blockage and Cool=
ability in a LOCA"
OECD-NEA-CSNI/IAEA Specialists' Meeting on Water Reactor Fuel Safety and
Fission Product Release in Off-Normal and Accident Conditions,
Risø National Laboratory, Denmark, May 16-20, 1983
- [14] Erbacher, F.; Wiehr, K.:
"Premature Quenching by Ballooned and Burst Fuel Rod Claddings"
Proc. of International Workshop on Fundamental Aspects of Post-Dryout
Heat Transfer, Salt Lake City, UT, April 1-4, 1984
- [15] Gärtner, M.:
"Untersuchung des Wärmedurchgangs durch den Spalt zwischen Brennstoff
und Hüllrohr bei LWR-Brennstäben (Spaltleitfähigkeitsversuche)"
GRS-F-128, Sept. 1983, Forschungsvorhaben 150448
- [16] Ihle, P.; Rust, K.; Erbacher, F.:
"Dispersed Flow Reflood Heat Transfer in Rod Bundles of Different
Fuel Rod Simulator Design"
International Workshop on Fundamental Aspects of Post-Dryout
Heat Transfer, Salt Lake City, UT, April 1-4, 1984
- [17] Ihle, P.; Rust, K.; Erbacher, F.:
"Quenching of Rod Bundles of Different Fuel Rod Simulator Design"
International Workshop on Fundamental Aspects of Post-Dryout
Heat Transfer, Salt Lake City, UT, April 1-4, 1984
- [18] Ihle, P.; Rust, K.; Erbacher, F.:
"Grid Spacer Effects in Reflooding Experiments Using Rod Bundles of
Different Fuel Rod Simulator Design"
International Workshop on Fundamental Aspects of Post-Dryout
Heat Transfer, Salt Lake City, UT, April 1-4, 1984



LEGEND

- 1 Water Supply
- 2 Steam Supply
- 3 Storage Tank
- 4 Water Pump
- 5 Filter
- 6 Heat Exchanger
- 7 Throttle Valve
- 8 Turbine Meter
- 9 Water Level Regulation Valve
- 10 Lower Plenum
- 11 Test Section
- 12 Upper Plenum
- 13 Water Separator
- 14 Power Supply
- 15 Rod Instrumentation Exits
- 16 Water Level Detector
- 17 Water Collecting Tank
- 18 Outlet Valve
- 19 Buffer
- 20 Pressure Regulator

Fig. 1 FEBA test loop used for the SEFLEX tests

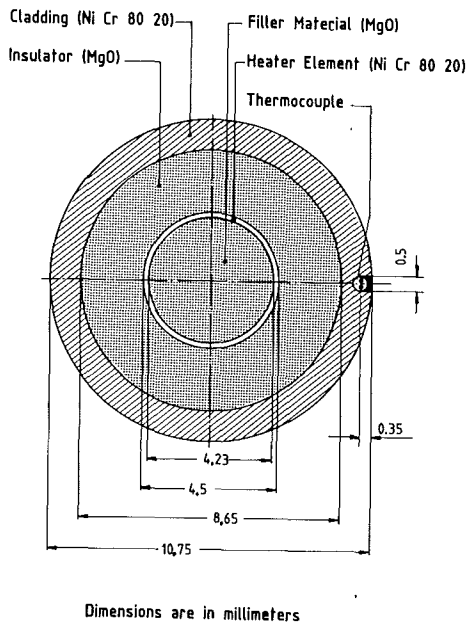


Fig. 2 FEBA fuel rod simulator

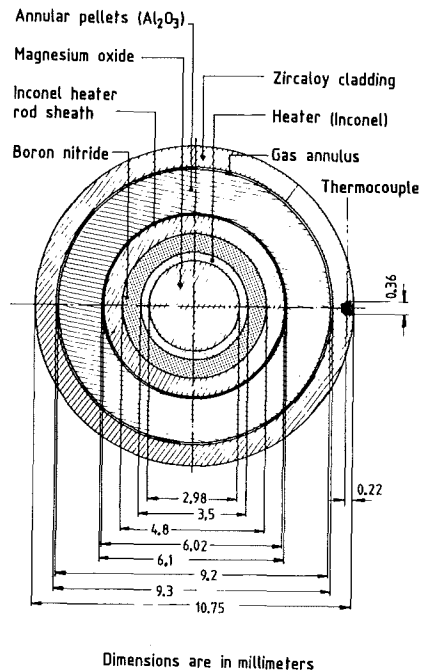


Fig. 3 REBEKA fuel rod simulator used for SEFLEX tests

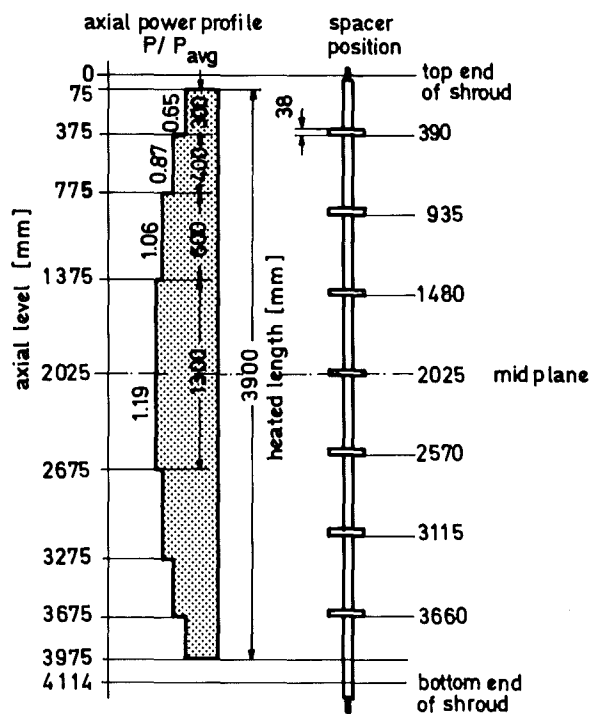
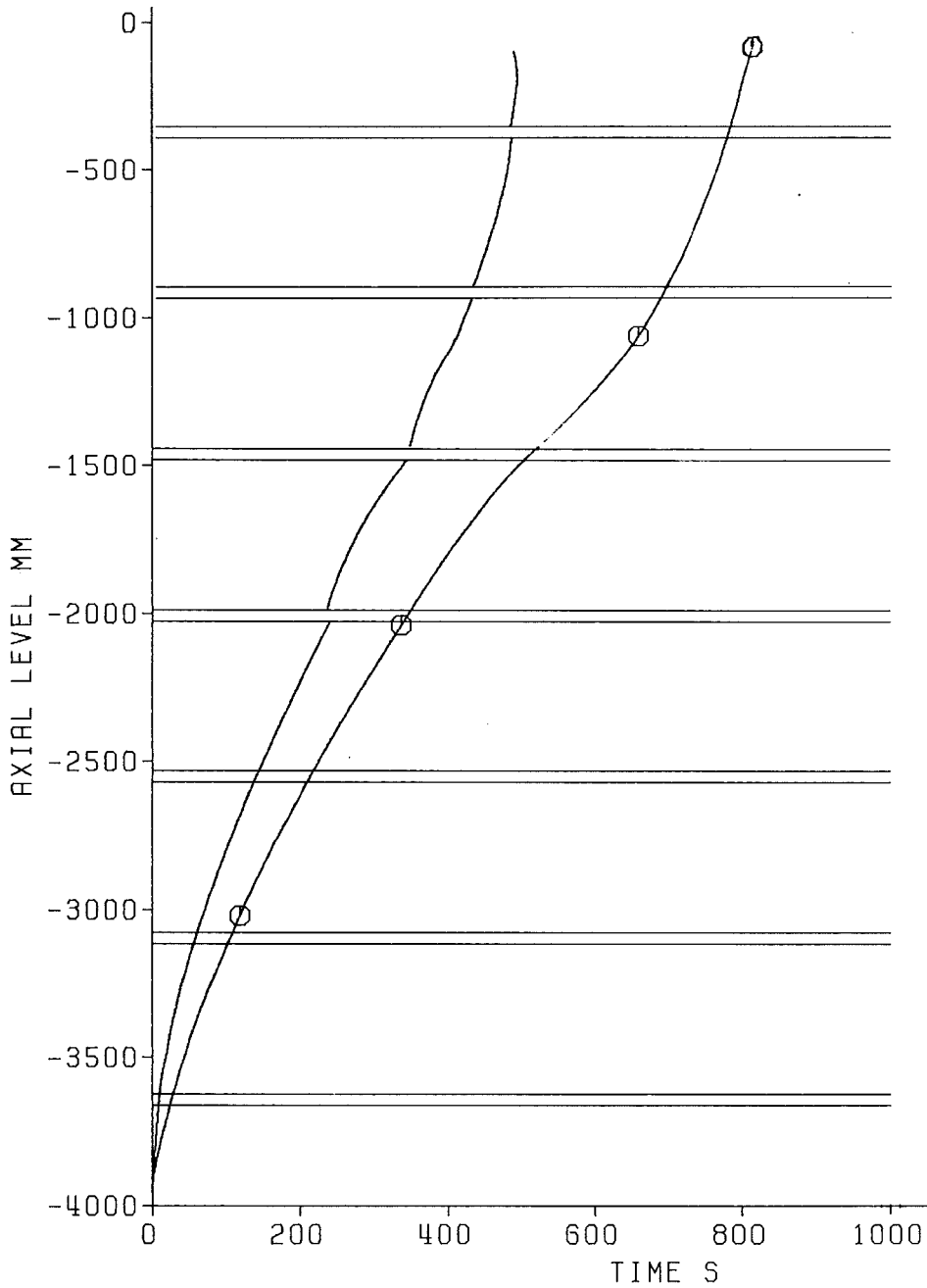


Fig. 4 Axial heater rod layout

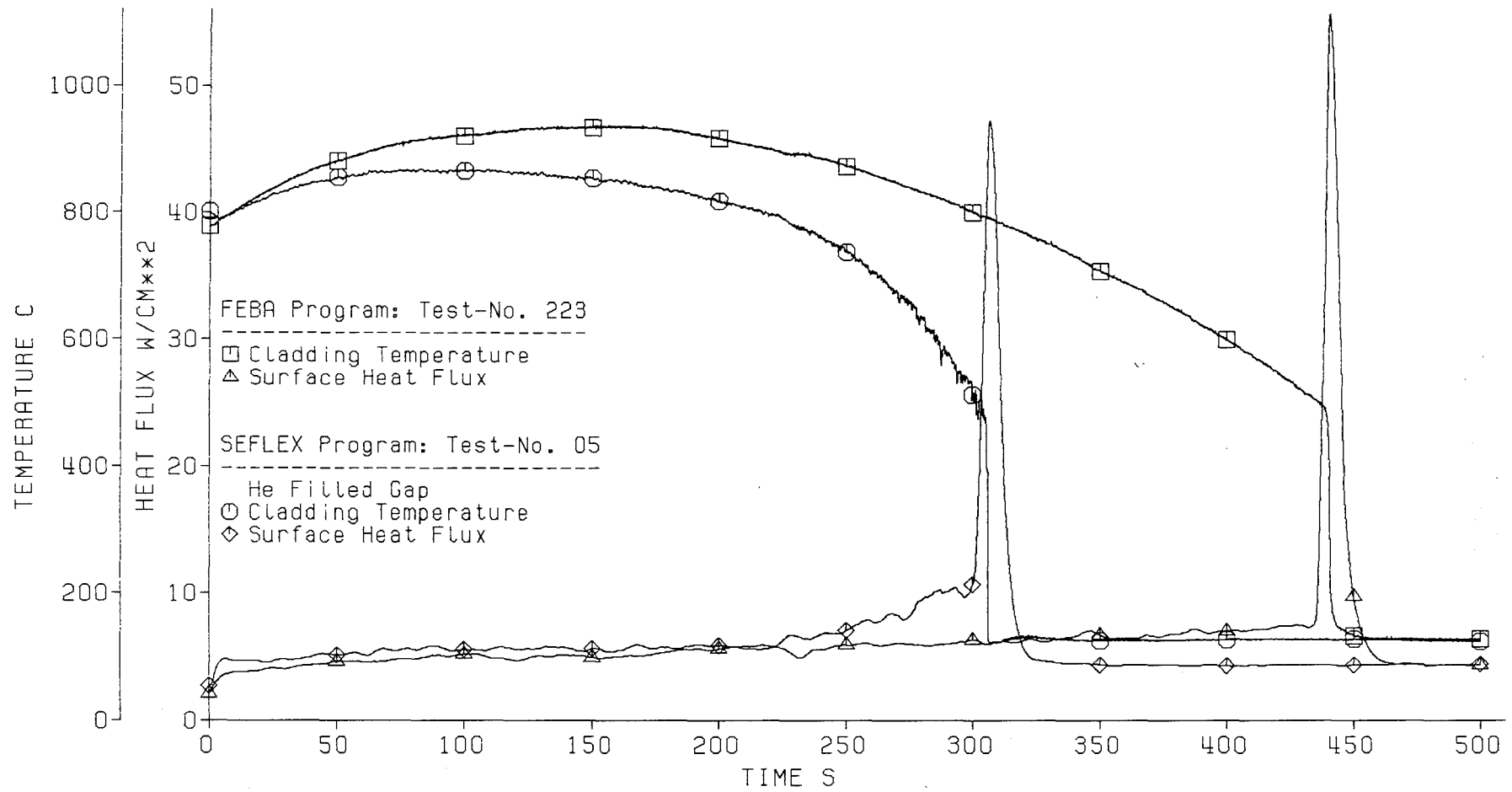
Axial Position of Quench Front

SEFLEX Test-No. 05
⊙ FEBA Test-No. 223



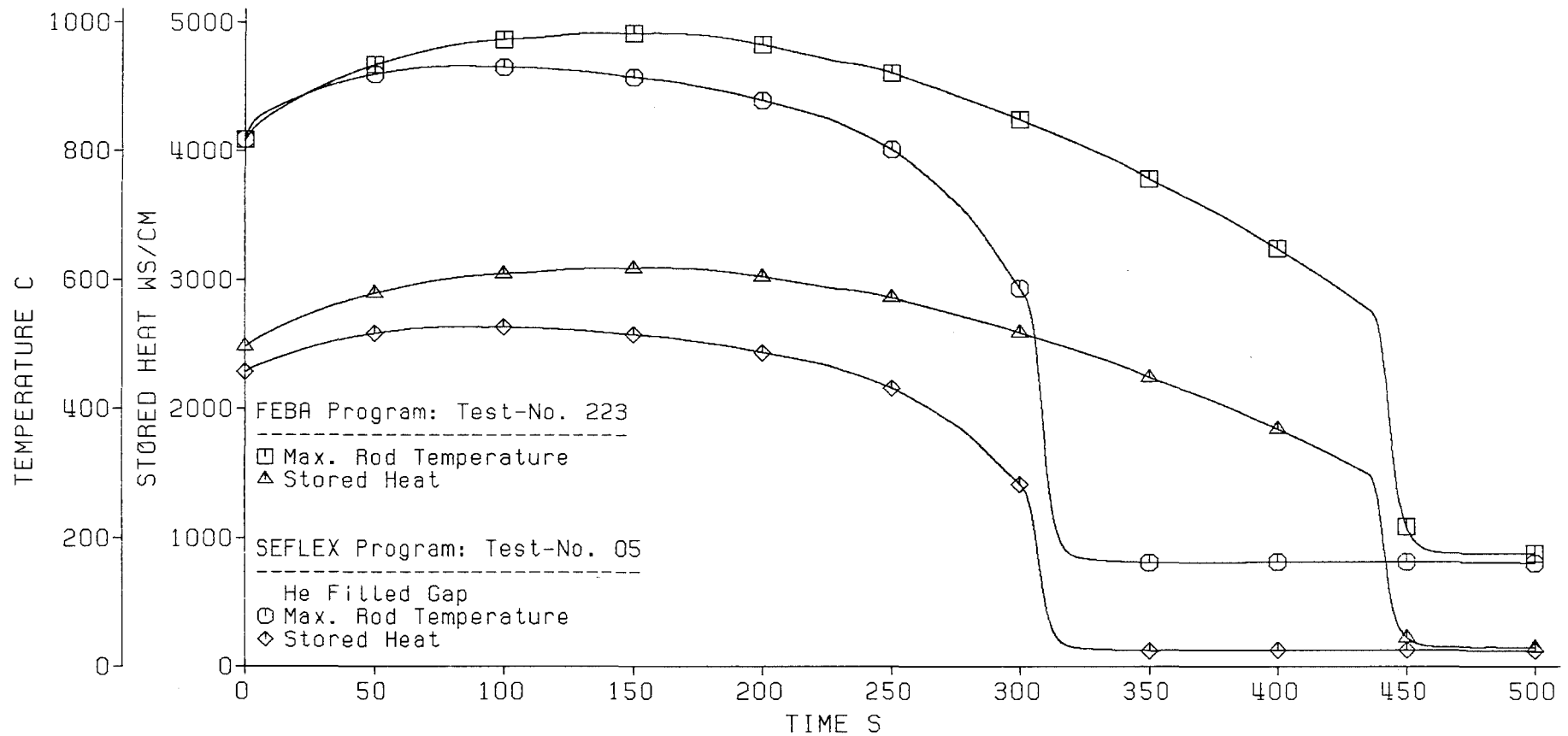
Flooding Velocity (cold) 3.8 cm/s
System Pressure 2.1 bar

Fig. 5 Influence of heater rod design on quench front progression



Flooding Velocity 3.8 cm/s
 System Pressure 2.1 bar
 Axial Level 1680 mm

Fig. 6 Cladding temperature and surface heat flux



Flooding Velocity 3.8 cm/s
 System Pressure 2.1 bar
 Axial Level 1680 mm

Fig. 7 Maximum rod temperature and stored heat

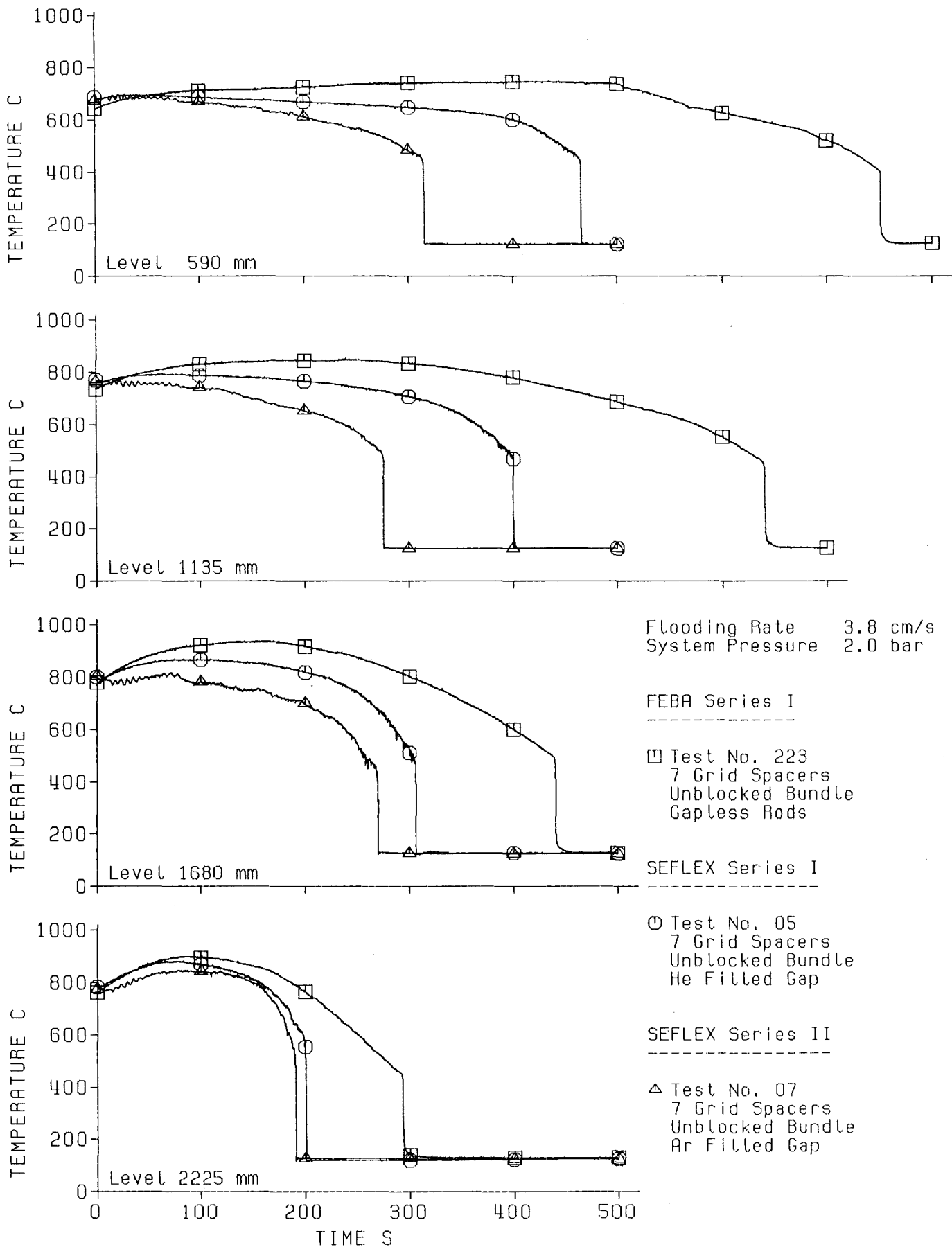
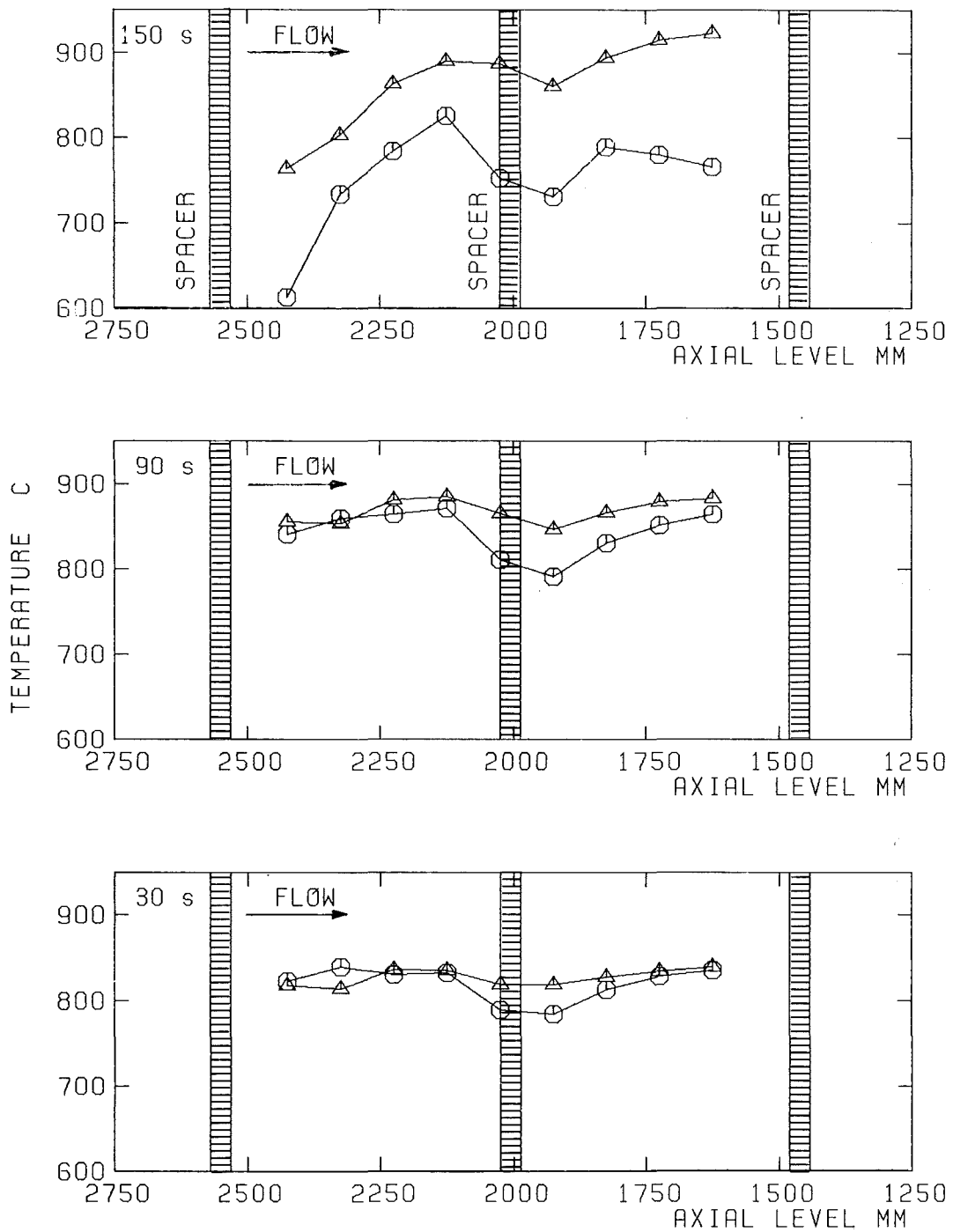


Fig. 8 5x5 rod bundles: Cladding temperatures
FEBA series I, SEFLEX series I + II



Flooding Velocity 3.8 cm/s
 System Pressure 2.1 bar

△ FEBA Program
 Test No. 223
 Heater Rod: NiCr-Cladding, No Gap

○ SEFLEX Program
 Test No. 05
 Heater Rod: Zr-Cladding, He Filled Gap of 0.050 mm Width

Fig. 9 Influence of heater rod design on axial temperature profile at bundle midplane

06.01.16 Untersuchungen zu schweren Kernschäden

06.01.16/17A Oxidationsverhalten von Zircaloy-Hüllrohren bei langsamen
PNS 4254 Transienten und schweren Kernschäden
 (S. Leistikow, B. Bennek-Kammerichs, H. v. Berg,
 G. Schanz, H. Uetsuka; IMF-II

1. Untersuchung des Wasserdampf-Oxidationsverhaltens von Zircaloy-4-
Hüllrohren bei 600 - 1300^oC und Versuchszeiten bis 25 h

1.1 Einleitung

Zum Spektrum möglicher LWR-Reaktorstörfälle gehören Kombinationen zwischen kleinen Leckagen im Primärsystem und einem teilweisen oder zeitweiligen Versagen der Notkühlsysteme. Die Folgen wären langsame Anstiege der Hüllmaterialtemperatur und anschließende Abkühlung von Maximaltemperaturen mittleren Niveaus. Die Untersuchung des Wasserdampf-Oxidationsverhaltens unter diesen Bedingungen erfordert die Durchführung isothermer Versuche in weiten Bereichen der Versuchsparameter, Temperatur und Zeit sowie die Bestätigung, daß die Ergebnisse auf den temperaturtransienten Fall übertragen werden können. Auf diese Weise sind, auch ohne Kenntnis störfallrelevanter Temperatur-Zeitverläufe, allgemeiner gültige Ergebnisse zu erzielen. Ihre Anwendung auf den speziellen Fall erfordert allerdings eine Simulationsrechnung mit einem Computercode, der das Oxidationsverhalten beschreibt und der auf experimenteller Basis verifiziert wurde.

Über den Fortgang dieser Untersuchung wurde bereits im PNS-Jahresbericht 1982 (1) kurz informiert und die experimentelle Durchführung beschrieben. Die nachfolgende abschließende Darstellung der Ergebnisse dieser Arbeit stützt sich auf insgesamt etwa 270 isotherme und 16 temperaturtransiente Versuche.

1.2 Ergebnisse der isothermen Untersuchung

Im Anschluß an frühere Untersuchungen bis 15 min Versuchsdauer wurde der Zeitraum bis 25 h bzw. bis zum vollständigen oxidativen Konsum der Rohrwand ausgedehnt (2). In Abb. 1 sind die gravimetrischen Ergebnisse in doppelt logarithmischer Darstellung wiedergegeben. Während sich das Kurzzeitverhalten mit kubischer Kinetik unterhalb und parabolischer Kinetik oberhalb 1000^oC beschreiben läßt, ist das Langzeitverhalten wesentlich durch das

Auftreten des breakaway-Effektes, d.h. eine periodische Rißbildung im Oxid, das dadurch ständig seine diffusionshemmende Schutzwirkung teilweise einbüßt, bestimmt. Zwischen 600 und 800°C und ebenfalls bei 1000°C wird dadurch ein Übergang zu linearer Oxidationskinetik beobachtet, wobei die Inkubationszeiten unterhalb 750°C zunehmen. Das mechanische Versagen des Oxids nach berschreiten kritischer Wachstumsspannungen ist nach einer modellmäßigen Beschreibung des breakaway-Effektes mit mikromorphologischen Veränderungen aufgrund einer Modifikationsänderung des Oxids zu deuten (3). Damit ist auch das oberhalb 1050°C beobachtete Verschwinden des breakaway-Effektes zu erklären. Unerwartet sind andererseits das Langzeitverhalten zwischen 850 und 950°C sowie die zeitliche Begrenzung der linearen Kinetik. Diese Ergebnisse hauptsächlich haben eine sorgfältige metallographische Untersuchung ausgewählter Versuchsproben notwendig gemacht.

Abb. 2-5 zeigen Querschnitte der oxidierten Hllrohrwand. Für 600 - 800°C ist die Rissigkeit der Oxidschicht und die nur sehr dünne α -Zr(O)-Schicht typisch (Abb. 2). Bei 850 - 950°C treten Risse weniger regelmäßig verteilt auf, und die ausgeprägte α -Zr(O)-Schicht weist auf eine beträchtliche Schutzwirkung des Oxids hin. Offenbar tritt hier nur eine gemäßigte Form des breakaway auf (Abb. 3). Bei 1050°C ist die Existenzgrenze des breakaway-Gebiets erreicht und bei 1100°C wird nur noch die normale Wachstumsform des Oxids gefunden (Abb. 4).

Die Ergebnisse der Vermessung der Oxidationsschichten ZrO_2 und α -Zr(O) sind in Abb. 6 und 7 zusammengefaßt. Abb. 6 bestätigt weitestgehend Abb. 1, d.h. die Massenzunahme findet sich im Wachstum des Oxids wieder, das den überwiegenden Anteil des aufgenommenen Sauerstoffs bindet. Abb. 7 zeigt, daß für 1000, 800 und 750°C Perioden linearen Oxidwachstums von konstanten α -Zr(O)-Schichtdicken begleitet sind. Die Abnahme der α -Zr(O)-Schichten erfolgt letztlich nach Konsum der β -Zr-Matrix durch das bis zur totalen Wandungsoxidation weiterhin wachsende Oxid (2).

Die zwischen 850 und 950°C beobachtete gemäßigte Form des breakaway kann mit der α/β -Phasenumwandlung des Zircaloy in Beziehung gebracht werden. Für das in diesem Temperaturbereich vorliegende zweiphasige Material ist Superplastizitt bekannt, die zu einem Abbau von Oxid-Wachstumsspannungen beitragen und die Tendenz zur Rißbildung im Oxid vermindern dürfte. Allerdings wurde gefunden, daverstrkte Wasserstoffaufnahme der Zircaloy-Matrix während des breakaway das Zweiphasengebiet zu tieferen Temperaturen hin erweitert, so daß auch bei 800°C und darunter eine gemäßigte Form des breakaway erwartet werden könnte. Analysen ausgewählter Proben auf ihren Wasser-

stoffgehalt mit dem Heißextraktionsverfahren haben ergeben, daß die Wasserstoffaufnahme im zeitlichen Verlauf und im Vergleich der Temperaturabhängigkeit deutliche Parallelen zur Oxidationskinetik anzeigt: Abb. 8 ist zu entnehmen, daß der Wasserstoffgehalt der bei 1000 und 800°C in Dampf oxidierten Proben im Zeitbereich der linearen Oxidationskinetik nach mehr als 0.5 h rasch ansteigt. Bei 650°C ist ein solcher Anstieg entsprechend dem später auftretenden breakaway zu längeren Zeiten verschoben. Für 650 und 800°C verlangsamt sich die Wasserstoffaufnahme später wieder - ebenfalls parallel zur Kinetik der Oxidation - während bei 1000°C der Gehalt an Wasserstoff wieder abnimmt, da die metallische Matrix, in der er gelöst ist oxidativ umgesetzt wird. Bei 900°C setzt die vergleichsweise geringe Wasserstoffaufnahme später ein. Dies wird auch in Abb. 9 deutlich, in der die relative Wasserstoffaufnahme dargestellt ist: Von dem durch den Oxidationsumsatz freigesetzten Wasserstoff wird bei 900°C weniger als 10% aufgenommen, während dieser Anteil bei 650 und 800°C auf ca. 60% ansteigt.

Das komplizierte Wechselspiel zwischen Oxidation und Wasserstoffaufnahme kann mit der folgenden Hypothese dem Verständnis näher gebracht werden: Die im Verlauf des breakaway gebildeten Risse öffnen Transportwege für molekularen Dampf, der auf seinem Weg in die defekte Oxidstruktur laufend Sauerstoff, d.h. an Oxidationspotential verliert und somit Wasserstoff freisetzt. Die Wasserstoffaufnahme läuft zunächst parallel zur Oxidation, wird aber später durch die Sättigung der Matrix begrenzt. Überschüssiger Wasserstoff hemmt nunmehr den weiteren Dampf- resp. Sauerstofftransport in die rissige Oxidstruktur und verlangsamt damit die Oxidation und die Bildung weiteren Wasserstoffs. Oxidativer Konsum der Matrix setzt endlich zusätzlichen, gelösten Wasserstoff wieder frei.

Die Einflüsse des Wasserstoffs sollten eher als Folgen und nicht als Beitrag zu den Ursachen des breakaway-Effektes verstanden werden, die noch immer nicht vollständig geklärt sind. Deshalb ist das Auftreten des breakaway im temperaturtransienten Fall experimentell zu prüfen, um die Übertragbarkeit der isothermen Ergebnisse zu bestätigen.

1.3 Ergebnisse der temperaturtransienten Untersuchung

Die transienten Versuche bestanden aus linearen Temperaturrampen $+ 0.1 \text{ K s}^{-1}$ nach isothermer Voroxidation bis in den Grenzbereich des breakaway. Auch im transienten Fall wurde nachgewiesen, daß die Rißbildung in der ZrO_2 -Schicht bei einer kritischen Schichtdicke einsetzt, wodurch die Oxidation beschleunigt wird. Andererseits kommt die Rißbildung dann zum Stillstand, wenn das

kritische Schichtdicke/Temperatur-Gebiet verlassen wird. Damit können die isothermen Ergebnisse auf den transienten Fall übertragen werden.

2. Untersuchung des Oxidationsverhaltens von Zircaloy-4-Hüllrohren in Luft bei 750 - 1200°C

Die Kinetik der Oxidation von Zircaloy-4-Rohrabschnitten in Luft wurde unter dem Aspekt der Brandgefahr in einer Wiederaufarbeitungsanlage untersucht. Dabei wurde die anfängliche Temperaturabweichung bei Lufteinlaß an einer in Schutzgas auf Reaktionstemperatur befindlichen Probe als Funktion des Ausgangszustandes und des Luftangebotes gemessen. An metallischen, d.h. nicht voroxidierten Proben wurde bei 750°C ein schneller Temperaturanstieg von 25°C, bei 1200°C einer von 670°C gemessen. Bei 1100°C wurde eine mit der durch Voroxidation in Dampf erzeugten Oxidschichtdicke sich stetig vermindernde Tendenz zur plötzlichen Energiefreisetzung festgestellt. Gleiches gilt bei Verminderung des Luftangebotes auf 10 resp. 1% des Ausgangswerts von 60 - 85 mg/s (1 m/s).

Bei isothermen Versuchen in Luft (750-1200°C) bei Unterdrückung des Temperatur-Peaks durch Einbeziehung der freigesetzten Reaktionswärme in den Aufheizvorgang wurde eine mit den Versuchen in Dampf qualitativ ähnliche Kinetik, jedoch auf höherem Niveau der Massenzunahme und bei frühzeitiger einsetzendem breakaway, gemessen.

Die Dokumentation der inzwischen abgeschlossenen Untersuchung ist in Arbeit.

3. Untersuchung des Oxidationsverhaltens von Zircaloy-4-Hüllrohren bei reduziertem Dampfangebot und in Dampf-Wasserstoff-Gemischen

3.1 Einleitung

Unter den Bedingungen hypothetischer Reaktorunfälle, die zu schweren Kernschäden führen, ist zu erwarten, daß die Oxidation der Zircaloy-4-Hüllrohre durch starken Dampfkonsument und Aufkonzentration des freigesetzten Wasserstoffs beeinflußt wird. Einige Literaturergebnisse zum Einfluß eines begrenzten Dampfangebots und eines Wasserstoffgehaltes der Atmosphäre liegen vor. Cathcart et al. (4) fanden keinen Einfluß von 5 Vol.-% Wasserstoff in Dampf bei 1100 und 1300°C. Dagegen registrierten Furuta et al. (5) in Untersuchungen bei 950 - 1100°C Fluktuationen des Oxidationsausmaßes für kritische Wasserstoff/Dampf-Verhältnisse von 0,2-0,4 und beobachteten Wasserstoffaufnahme oberhalb dieser Anteile. Chung und Thomas (6) berichteten

über Untersuchungen mit wasserstoffhaltigen Atmosphären und begrenztem Dampfangebot bei 1200 - 1700°C. Sie fanden, daß die Oxidation durch geschwindigkeitsbegrenzende Transportvorgänge in der Gasphase oder der Oberfläche verlangsamt wird und von Wasserstoffaufnahme begleitet ist. Mit zunehmender Temperatur wurde ein stärkerer Einfluß des Wasserstoffs registriert. Ein schwerwiegender Mangel dieser Untersuchung ist die unzureichende Kenntnis und Konstanz der Atmosphäre.

3.2 Experimentelle Durchführung

Aufgrund des insgesamt unbefriedigenden Kenntnisstandes sind eigene Untersuchungen aufgenommen worden. Diese Parameterstudien werden unter möglichst streng definierten Bedingungen durchgeführt, wie sie nur mit strömenden Atmosphären zu realisieren sind. Dazu wurden die Dampfkreisläufe der bisher verwendeten Laborversuchs-Apparaturen entsprechend modifiziert: Der eine Typ von Versuchen unter vermindertem Dampfangebot verwendet einen kleineren Verdampfer, dessen Durchsatz über die Verdampfungsrate während mehrerer Stunden stationären Betriebs geeicht wird. Der andere Typ von Versuchen wird in Mischungen aus Argon und Dampf bzw. Argon, Wasserstoff und Dampf durchgeführt. Der Dampfdurchsatz wird durch Messung des Kondensats, Bestimmung des Taupunktes der Atmosphäre bzw. ihre Trocknung mit Phosphorpentoxid bestimmt. Der Durchsatz der Gase wird mit Rotametern gemessen. Das Trägergas Argon erlaubt die Dosierung kleinster Dampfmenngen, verbessert die Durchmischung, verhindert stagnierende Bedingungen und vermindert das Gefährdungspotential des Wasserstoffs.

Die verwendeten Proben sind 30 mm lange Abschnitte aus Zircaloy-4-Rohrmaterial. In Ergänzung zur Messung der Massenzunahme und der metallographischen Untersuchung werden ausgewählte Proben auf Dimensionsänderungen vermessen sowie auf ihren Gehalt an Wasserstoff und Sauerstoff analysiert.

3.3 Ergebnisse

Oxidationsversuche in Dampf über 15 min bei 1000°C bestätigen noch für stark reduzierte Dampfangebote die bisherigen Ergebnisse für Dampfüberschuß. Weiter reduziertes Dampfangebot führt zu einem steilen Abfall des Reaktionsumsatzes. Entsprechende Versuche bei 1300°C sowie die Variation der Versuchsdauer sind vorgesehen.

In Dampf-Argon bzw. Dampf-Wasserstoff-Argon Gemischen wurden Versuche zwischen 2 min und 6 h bei 800°C durchgeführt. Bei relativ hohen Dampfangeboten wird kein Einfluß des zudosierten Wasserstoffs und Argons festgestellt und

der Anschluß an die früheren Ergebnisse in Dampf gefunden. Mit der Verminderung des Dampfangebotes verstärkt sich der Einfluß von Wasserstoff: Dieser wird parallel zur Oxidationsreaktion in zunehmendem Umfang aufgenommen, ohne nachweisbaren Einfluß auf die Oxidationskinetik. Die parabolische bis kubische Zeitabhängigkeit der Oxidation geht in lineare Kinetik über. Im Grenzfall der Hydrierung ohne gleichzeitige Oxidation ist die Wasserstoffaufnahme des Zircaloy-4 zunächst zeitlich linear, später wird eine Sättigung bei annähernd 50 At.-% registriert. Diese Untersuchungen werden fortgeführt

4. Literatur

- (1) PNS-Jahresbericht 1982,
KfK 3350 (1983) 174-195
- (2) S. Leistikow, G. Schanz, H. v. Berg, A.E. Aly
"Comprehensive Presentation of Extended Zircaloy-4 Steam Oxidation Results (600-1600°C)"
Proc. OECD-NEA-CSNI/IAEA Meeting, Risø National Laboratory (Denmark),
IAEA-Summary Report IWGFPT/16 (1983) 188-199
- (3) G. Schanz, S. Leistikow
Microstructural Reasons for Mechanical Oxide Degradation (Breakaway Effect) and Resulting Kinetic Anomalies of Zircaloy-4/Steam-HT-Oxidation
Proc. 8th Intern. Congress Metallic Corrosion, Mainz,
Vol. II (1981) 1712-1717
- (4) J.V. Cathcart et al.
"Zirconium Metal-Water Oxidation Kinetics IV. Reaction Rate Studies"
ORNL/NUREG.17 (1977)
- (5) T. Furuta, S. Kawasaki
"Reaction Behaviour of Zircaloy-4 in Steam-Hydrogen Mixtures at High Temperature"
J. Nucl. Mater. 105 (1982) 119-131
- (6) H.M. Chung, G.R. Thomas
"High Temperature Oxidation of Zircaloy in Hydrogen-Steam Mixtures"
Proceedings Sixth Internat. Conf. on Zirconium in the Nuclear Industry, Vancouver, Canada, June 28-July 1, 1982, im Druck

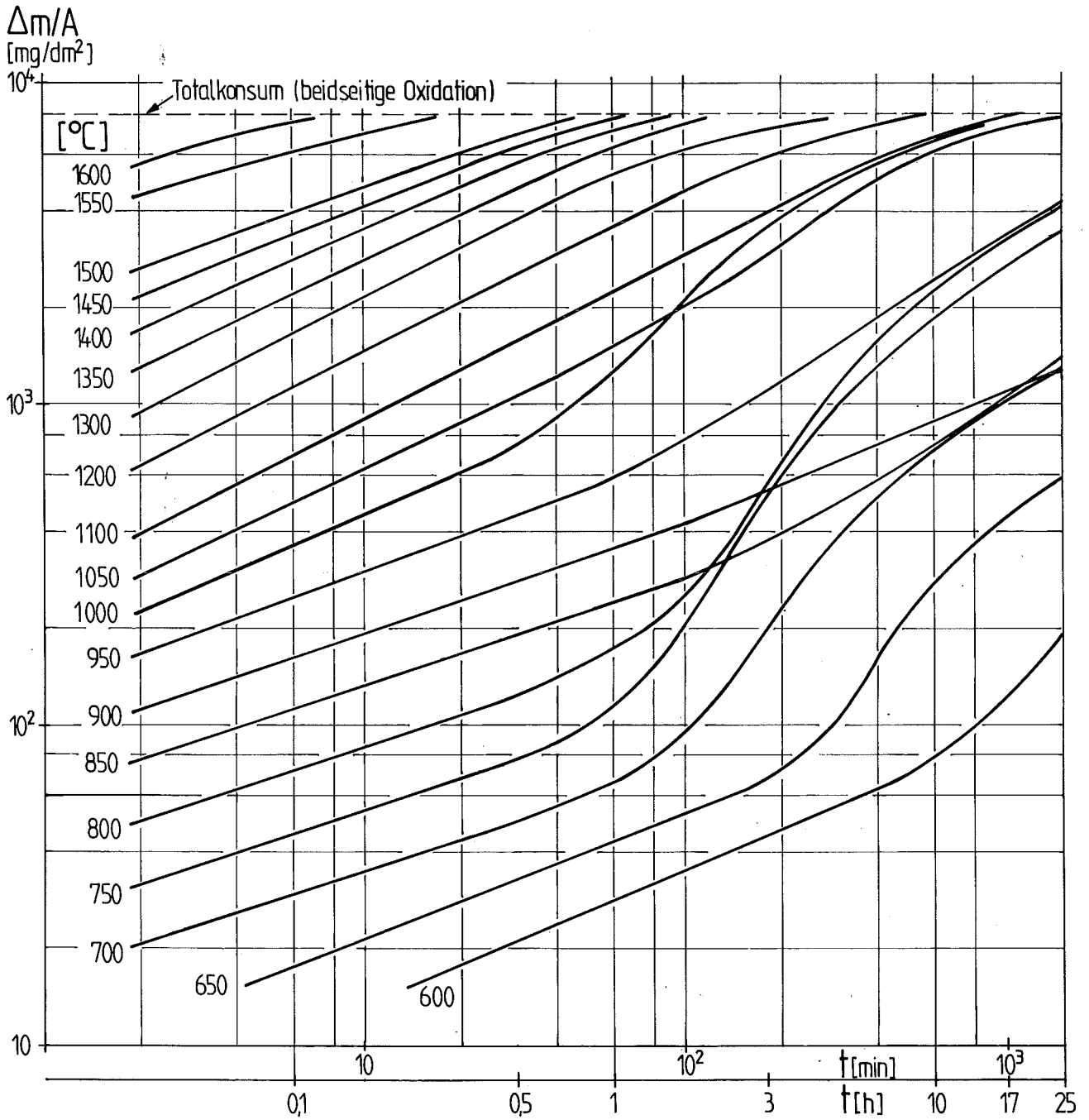


Abb. 1

Hochtemperatur-Oxidation von Zircaloy-4 Hüllrohrmaterial in Wasserdampf
Kinetik der Massenzunahme (600-1600°C, 2 min - 25 h)

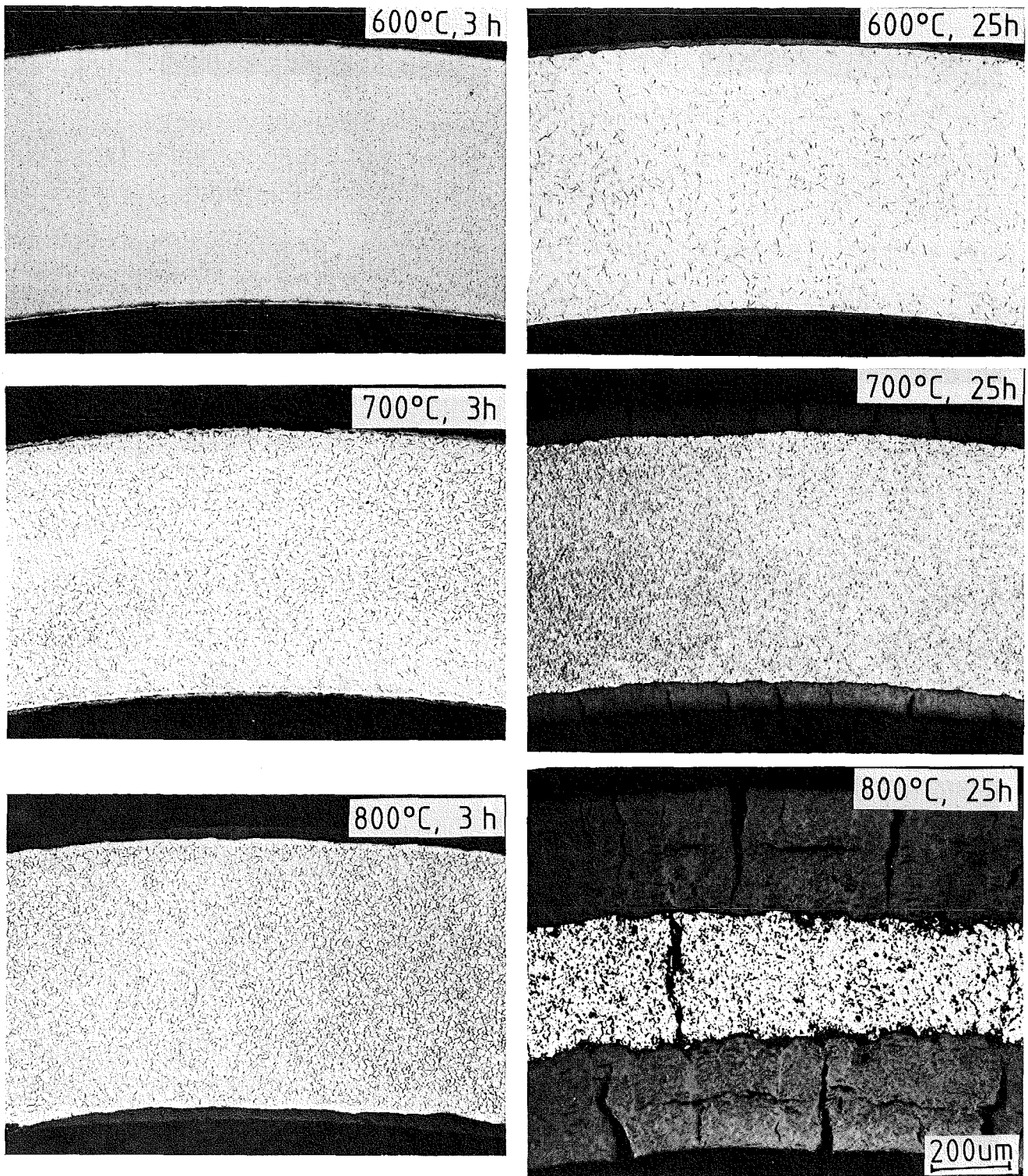
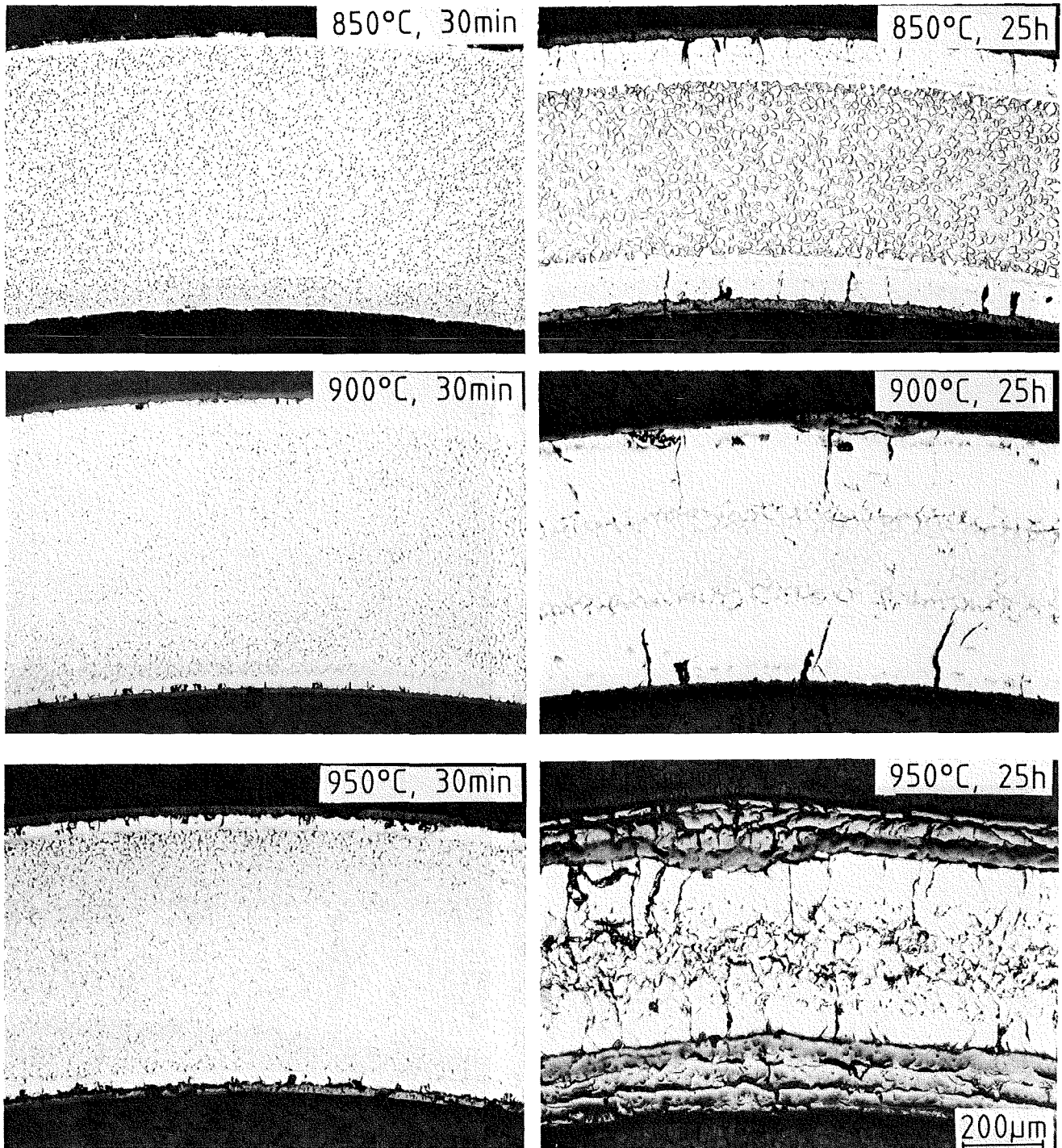


Abb. 2

Zircaloy-4 Cladding Tube Microstructures after double-sided Steam Oxidation at 600, 700, and 800°C



KfK IMF/II

Abb. 3

Zircaloy-4 Cladding Tube Microstructures after double-sided Steam Oxidation at 850, 900, and 950°C

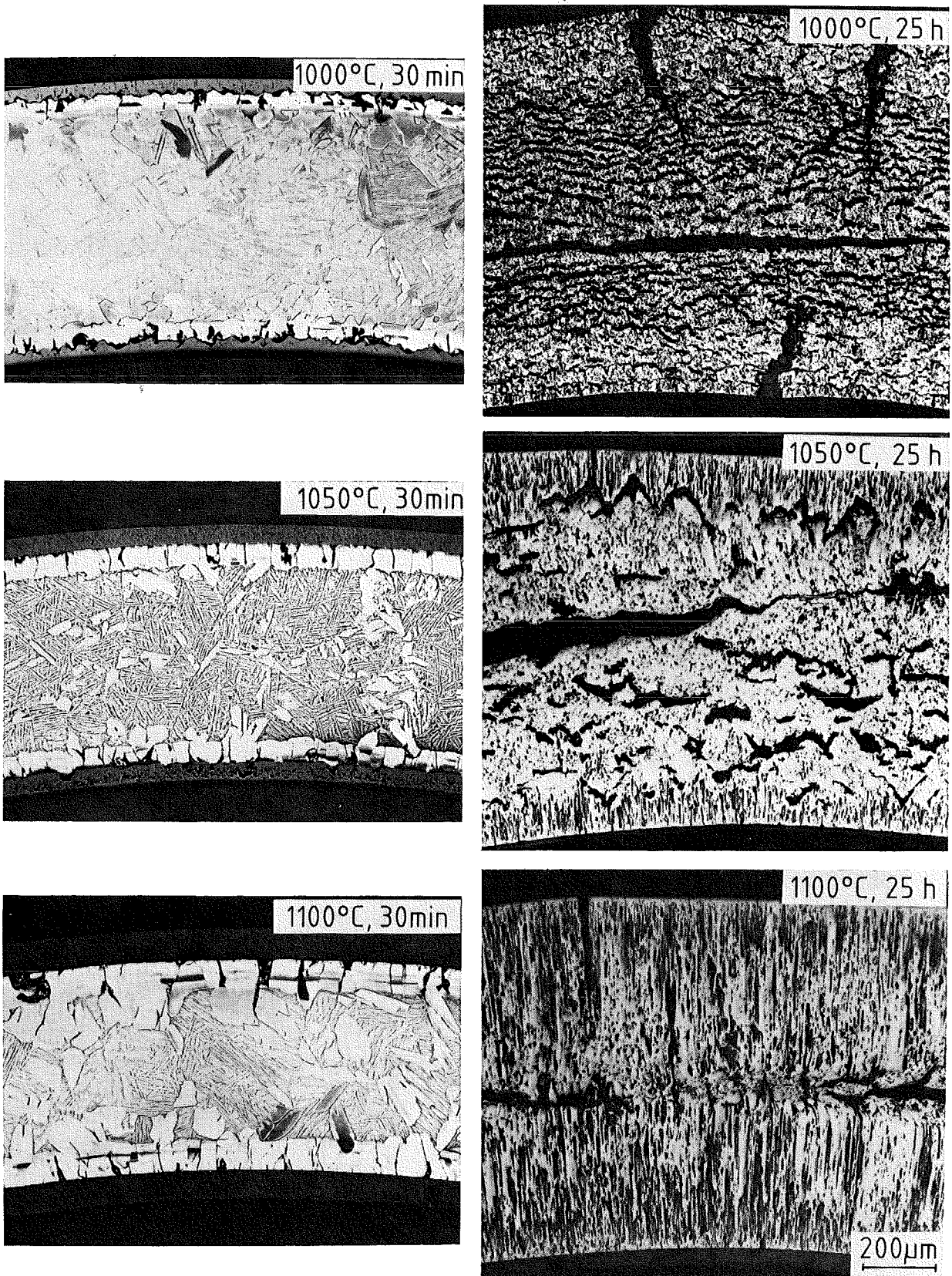
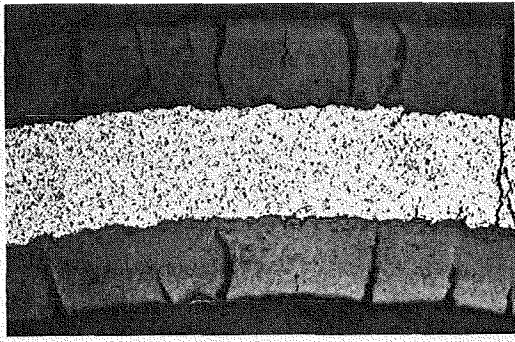
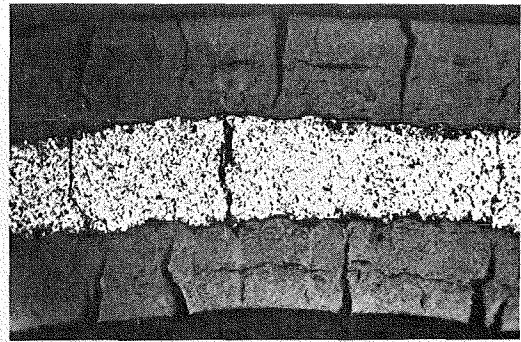


Abb. 4

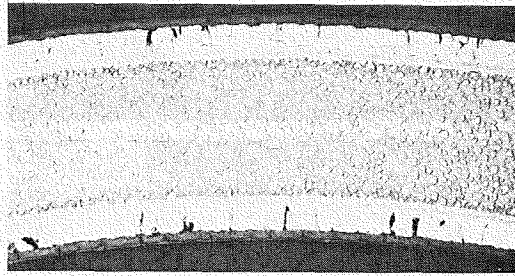
Zircaloy-4 Cladding Tube Microstructures after double-sided Steam Oxidation at 1000, 1050, and 1100°C



750°C



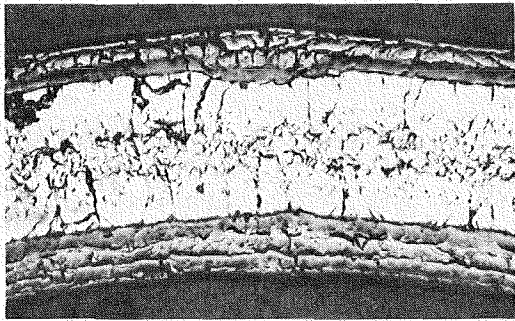
800°C



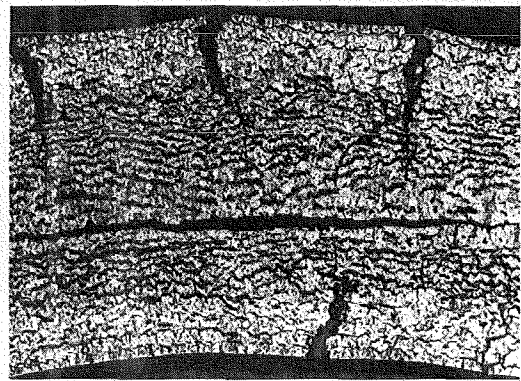
850°C



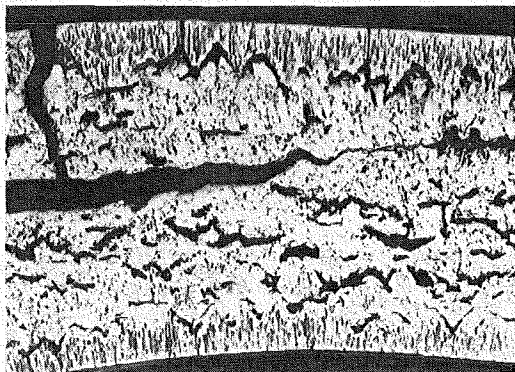
900°C



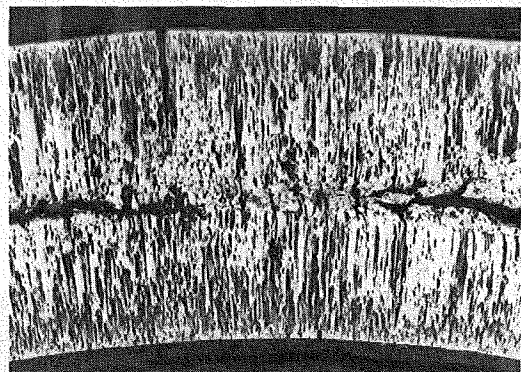
950°C



1000°C



1050°C



1100°C

Abb. 5

Isothermal Zircaloy-4 Steam Oxidation
(750-1100°C, 25 h)



100 μm

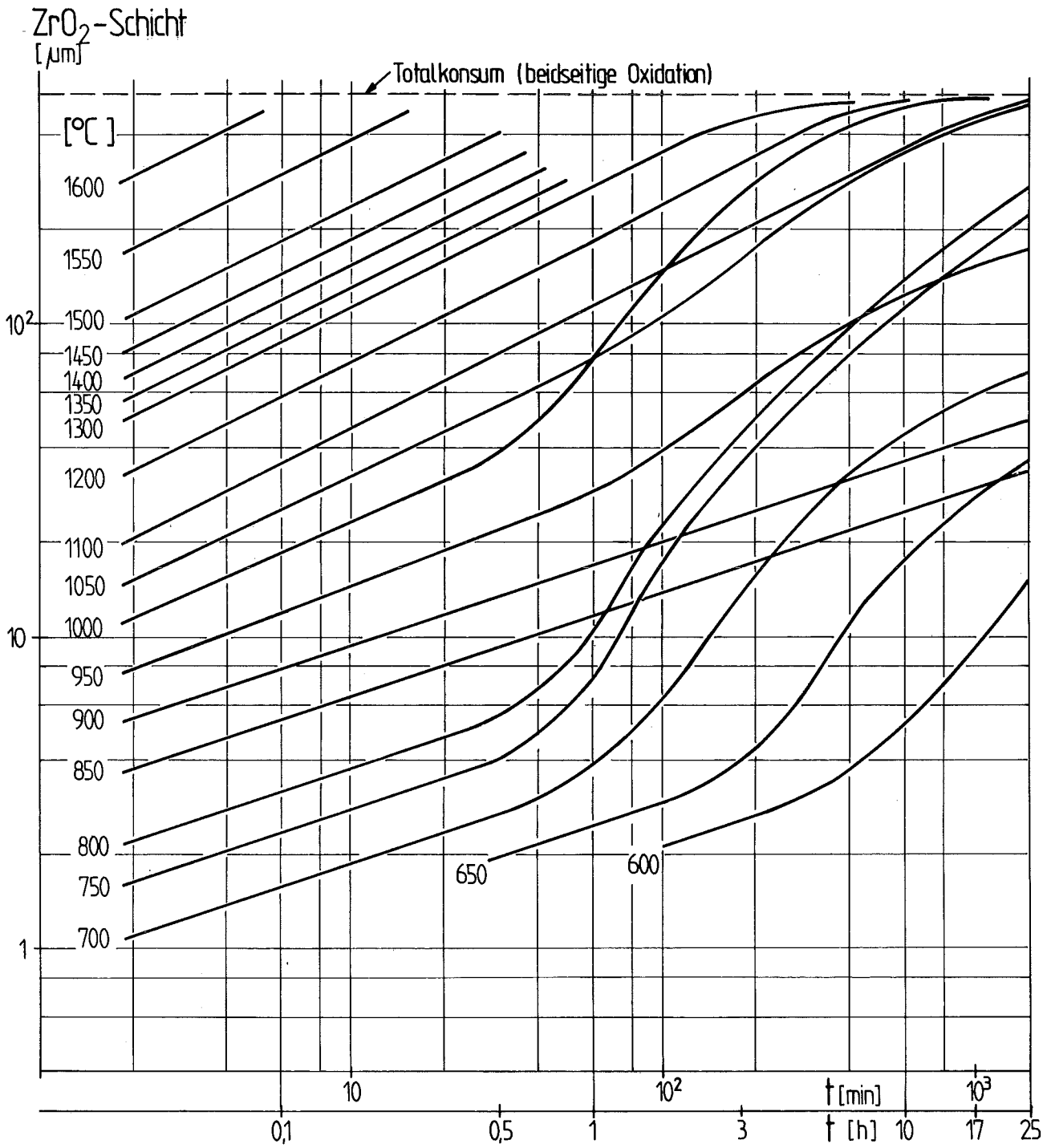


Abb. 6

Hochtemperatur-Oxidation von Zircaloy-4 Hüllrohrmaterial in Wasserdampf
Kinetik des Wachstums der ZrO_2 -Schicht (600-1600 $^{\circ}C$, 2 min - 25 h)

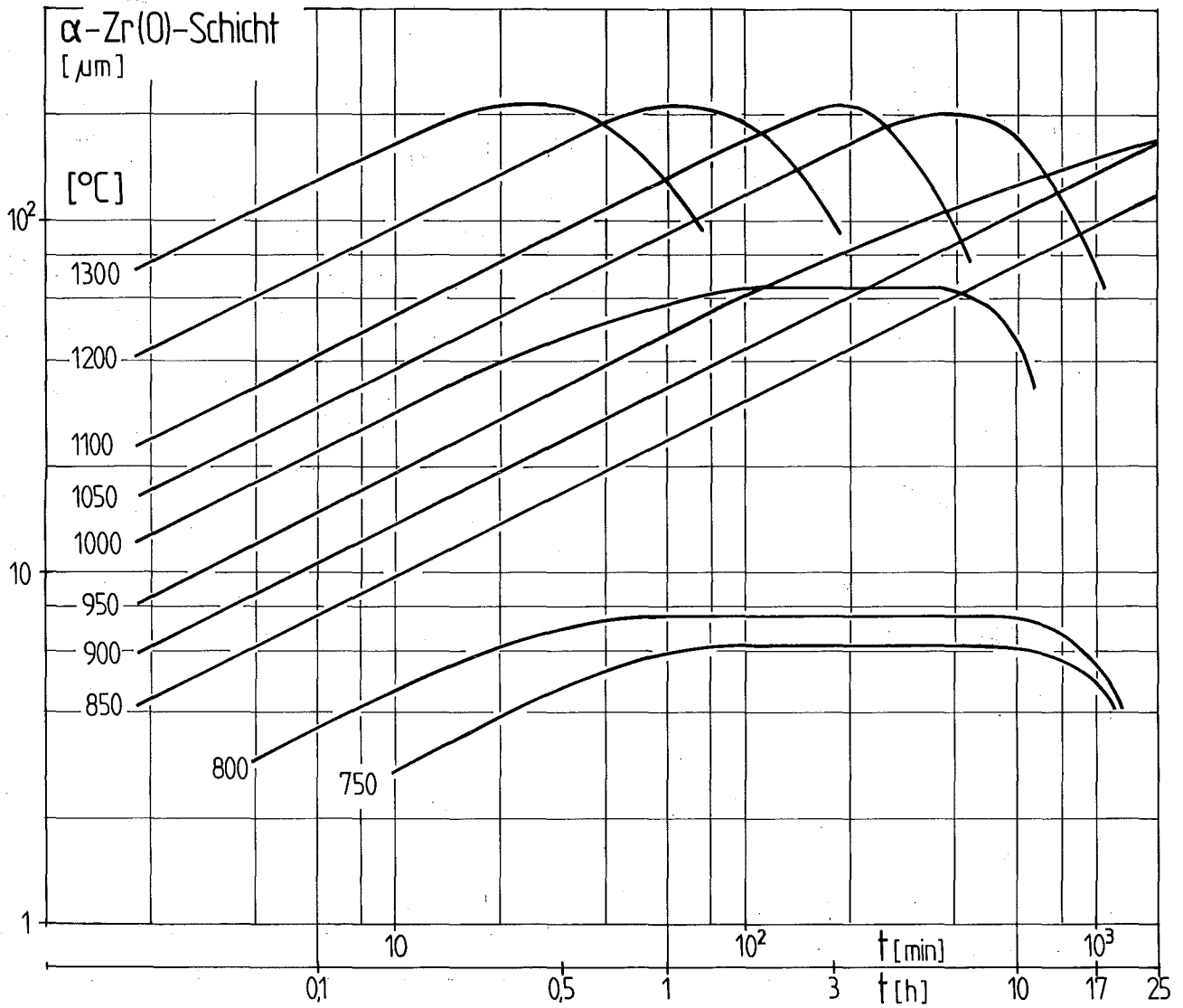


Abb. 7
Hochtemperatur-Oxidation von Zircaloy-4 Hüllrohrmaterial in Wasserdampf
Kinetik des Wachstums der α -Zr(O)-Schicht (600-1600°C, 2 min - 25 h)

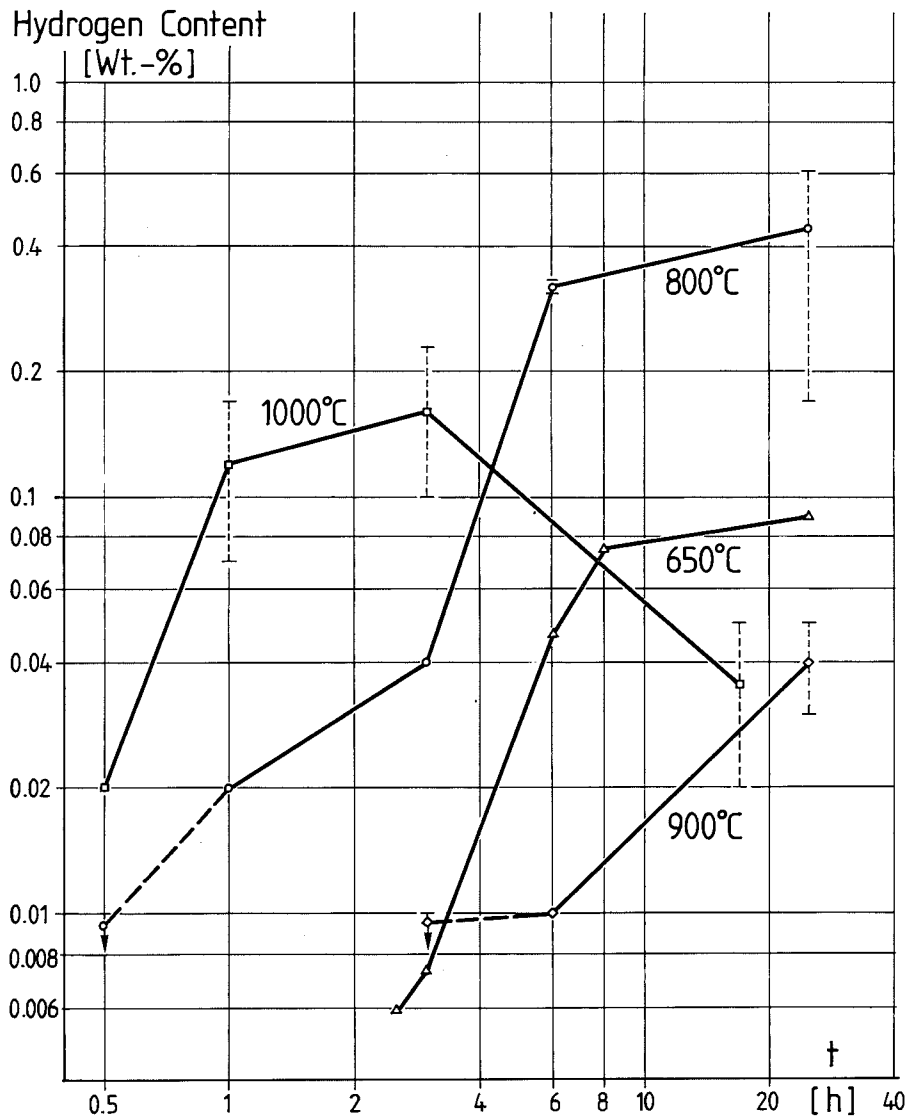


Abb. 8
High-Temperature Steam Oxidation of Zircaloy-4 Cladding.
Hydrogen Uptake in Relation to the Breakaway Effect

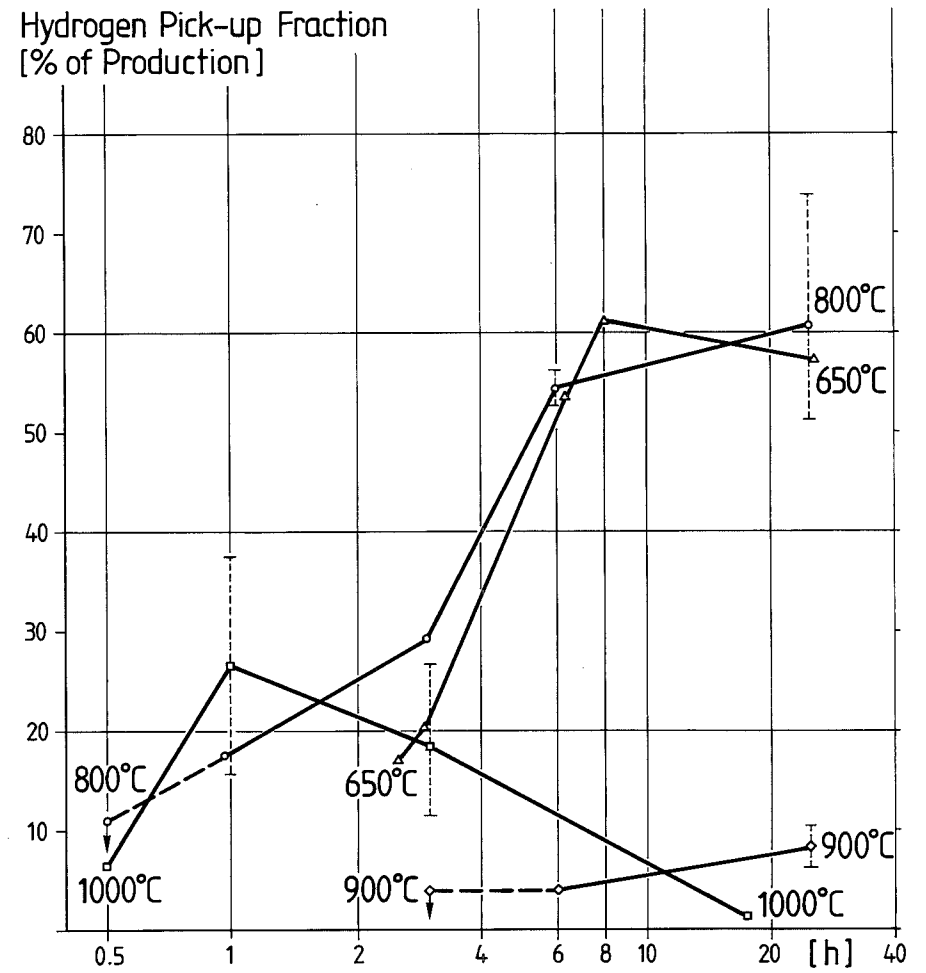


Abb. 9
High-Temperature Steam Oxidation of Zircaloy-4 Cladding.
Hydrogen Pick-up Fraction in Relation to the Breakaway Effect

06.01.16/16A Mechanisches und chemisches Verhalten von Zircaloy-
PNS 4253 4-Hüllrohren und UO₂-Brennstoff bei hohen Temperaturen

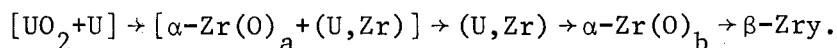
(P. Hofmann, Ch. Adelhelm, D. Kerwin-Peck, P. Nikolopoulos;
J. Burbach, Ch. Gosgnach, G. Gausmann, K. Kurz, H. Metzger,
G. Nagel, E. Nold; IMF I)

1. Temperaturtransiente UO₂/Zircaloy-Reaktionsexperimente unter
inerten Bedingungen

In der Versuchsanlage MONA wurden zwischen 1000 und 2000^oC temperaturtransiente Experimente mit kurzen LWR-Brennstababschnitten in Argon durchgeführt. Die Versuchsparameter waren die Aufheiz- und Abkühlgeschwindigkeit (2 und 10 K/s), die maximale Temperatur und der äußere Überdruck (1 und 40 bar Argon). Ziel der Versuche war, Informationen über den Umfang der chemischen Wechselwirkungen zwischen UO₂ und Zircaloy-4 (Zry) und über das Abschmelzverhalten der Hülle nach dem Überschreiten des Zry-Schmelzpunktes (≈ 1760^oC) zu erhalten /06.01.16/16A-1/.

1.1 Experimente unterhalb des Zircaloy-Schmelzpunktes

Der Reaktionsumfang hängt - neben der maximal erreichten Temperatur - sowohl von der Aufheiz- und Abkühlgeschwindigkeit als auch von dem äußeren Gasdruck ab. Bei einem Druck von 1 bar finden keine chemischen Wechselwirkungen statt, da dieser Druck ungenügend ist, einen guten Festkörperkontakt zwischen dem UO₂ und Zry herzustellen. Bei einem Druck von 40 bar kollabiert das Hüllrohr dagegen auf den Brennstoff, und es bilden sich Reaktionszonen, die denen von isothermen Experimenten entsprechen. Die Reihenfolge der verschiedenen Reaktionszonen vom UO₂ zum Zry ist wie folgt /06.01.16/16A-2, -3/:



Die Dicke der verschiedenen Reaktionszonen in Abhängigkeit der maximalen Temperatur für eine Aufheiz- und Abkühlzeit von 2 und 10 K/s ist in den Abbildungen 06.01.16/16A-1 und -2 dargestellt. Die gesamte Reaktions-

zeit für die maximalen Temperaturen von 1400, 1500 und 1600°C (Starttemperatur: 1000°C) beträgt bei $\pm dT/dt = 2K/s$ 400, 500 und 600 s und bei $\pm dT/dt = 10 K/s$ 80, 100 und 120 s. Den Abbildungen kann man entnehmen, daß unter diesen Randbedingungen bereits umfangreiche chemische Wechselwirkungen stattfinden. So ist bei 2 K/s und einer maximalen Temperatur von 1600°C etwa 50% der Hüllrohrwanddicke infolge Reaktion mit dem UO_2 in sauerstoffstabilisiertes α -Zr(O) umgewandelt und dadurch versprödet (06.01.06/16A-1). Es ist zu beachten, daß die Ordinaten in den Abbildungen 06.01.06/16A-1 und -2 in unterschiedlichem Maßstab gezeichnet sind.

1.2. Experimente oberhalb des Zircaloy-Schmelzpunktes

Der Festkörperkontakt zwischen Brennstoff und Hüllmaterial während der Aufheizphase der Brennstababschnitte bestimmt die Sauerstoffaufnahme des Zry vom UO_2 und damit den Schmelzbeginn. Falls kein UO_2 /Zry-Kontakt existiert, finden keine chemischen Wechselwirkungen statt, und das Zry schmilzt, sobald der Schmelzpunkt erreicht ist. Existiert ein guter Festkörperkontakt, so nimmt das Zry Sauerstoff vom UO_2 auf, und es bildet sich sauerstoffstabilisiertes α -Zr(O) und eine (U,Zr)-Legierung. Durch die Sauerstoffaufnahme steigt der Schmelzpunkt des Zry von ca. 1760°C auf etwa 1970°C an (Schmelzpunkt von sauerstoffgesättigtem α -Zr(O)).

Abbildung 06.01.16/16A-3 zeigt die Ergebnisse von 2 temperaturtransienten Experimenten, bei denen eine maximale Temperatur von 2000°C erreicht wurde. Die Aufheiz- und Abkühlgeschwindigkeit betrug einheitlich 10 K/s, der äußere Gasdruck betrug 1 und 40 bar. Bei 1 bar existiert kein UO_2 /Zry-Festkörperkontakt, und die Zry-Hülle beginnt bei etwa 1760°C zu schmelzen. Das flüssige, sauerstoffarme Zry läuft am Brennstoff herab und löst diesen dabei chemisch auf. Aufgrund des geringen Sauerstoffgehaltes besitzt die Zry-Schmelze eine große Lösungsfähigkeit für das UO_2 (Abb. 06.01.16/16A-3 oben links), und es bildet sich zunächst eine homogene (U,Zr,O)-Schmelze, in der sich mit zunehmendem Sauerstoffgehalt eine Keramische, feste (U,Zr) O_2 -Phase ausscheidet. Die verschiedenen

Phasen sind in der vergrößerten Detailaufnahme der Abb. 06.01.16/16A-3, oben rechts, deutlich zu erkennen. Da die (U,Zr,O)-Schmelze beim Abkühlen in α -Zr(O) und eine (U,Zr)-Legierung zerfällt, sind daher bei Raumtemperatur insgesamt 3 Phasen festzustellen: 1) eine metallische α -Zr(O)-Phase die etwas Uran enthält, eine uranreiche metallische (U,Zr)-Legierungsphase und eine keramische (U,Zr)O₂-Phase.

Bei einem Argondruck von 40 bar bildet sich während der Aufheizphase aufgrund des guten UO₂/Zry-Festkörper-Kontaktes α -Zr(O), dessen Schmelzpunkt vom Sauerstoffgehalt abhängt. Es kommt deshalb bei der maximal erreichten Temperatur von 2000°C nicht zu einer ausgeprägten Bildung schmelzflüssiger Phasen (Abb. 06.01.16/16A-3 unten links) und es sind Reaktionszonen zu beobachten, die denen im festen Zustand bei tieferen Temperaturen sehr ähnlich sind (Abb. 06.01.16/16A-3) unten rechts)

Der Einfluß der Aufheizgeschwindigkeit ist ähnlich dem Einfluß des äußeren Druckes. Bei einem Druck von 1 bar existiert kein Festkörperkontakt zwischen dem UO₂ und Zry, und die Hülle schmilzt bei ca. 1760°C, unabhängig von der Aufheizgeschwindigkeit. Abbildung 06.01.16/16A-4 zeigt den Zustand eines Brennstababschnittes, der mit 2K/s bei einem äußeren Druck von 1 bar auf 1900°C aufgeheizt wurde. Man erkennt die starken chemischen Wechselwirkungen des geschmolzenen Zry mit dem UO₂. In der erstarrten Schmelze sind starke Inhomogenitäten bezüglich der keramischen Phase zu erkennen. Bei 40 bar existiert ein guter Festkörperkontakt, und die Sauerstoffaufnahme des Zry hängt von der Aufheizgeschwindigkeit ab. Je kleiner die Aufheizgeschwindigkeit desto größer die Sauerstoffaufnahme und desto höher der Schmelzpunkt der Hülle. Der Schmelzbeginn variiert zwischen etwa 1760°C (Zry) und ca. 1970°C (α -Zr(O)).

2. UO₂/Zircaloy-Schmelzexperimente

Oberhalb des Schmelzpunktes von Zry wird in stärkerem Maße UO₂ durch das geschmolzene Zry chemisch unter Bildung einer homogenen (U,Zr,O)-Schmelze oder einer heterogenen [(U,Zr,O) + (U,Zr)O₂]-Schmelze gelöst.

Ganz allgemein ist dabei von Interesse, wieviel UO_2 im flüssigen Zr gelöst wurde. Dies kann durch chemische Analysenmethoden ermittelt werden, was allerdings sehr kostspielig ist und relativ viel Zeit in Anspruch nimmt.

Eine andere Möglichkeit ist, die verschiedenen Phasenanteile quantitativ mit Hilfe eines Gefügeanalysators zu bestimmen und mit Referenzproben, deren chemische Zusammensetzung genau bekannt ist, zu vergleichen. Es wurden deshalb UO_2/Zr -Schmelzproben mit definierten chemischen Zusammensetzungen hergestellt und die resultierenden Gefügebestandteile quantitativ ermittelt. Das UO_2/Zr -Verhältnis der Schmelzproben variiert zwischen 5/95 bis zu 95/5 Gew.%. Die Proben wurden in einem Lichtbogenofen oberhalb 3000°C geschmolzen. Ein Teil der Proben wurde bei 1400°C 30 Minuten lang homogenisiert, um chemisches Gleichgewicht zwischen den einzelnen Phasen zu erreichen. Sowohl die abgeschreckten als auch die homogenisierten Proben wurden anschließend metallographisch, mit der Mikrosonde und mit Hilfe von Röntgenfluoreszenz- und Augerelektronenspektroskopischen Analysenmethoden untersucht. Das Ziel dieser Experimente war, die Menge an UO_2 zu bestimmen, die im geschmolzenen Zr gelöst werden kann, die entstehenden Phasen zu identifizieren, und die absoluten Mengen der einzelnen Phasenanteile zu bestimmen. Die Ergebnisse der Schmelzexperimente können als metallographische Standards benutzt werden, um bei komplexeren out-of-pile and in-pile-Experimenten die Menge an gelöstem UO_2 in geschmolzenem Zr abzuschätzen.

Die Versuchsergebnisse, d.h. die Phasenanteile verschiedener UO_2/Zr -Schmelzproben, sind in Abbildung 06.01.16/16A-5 dargestellt /06.01.16/16A-1/. Bis etwa 30 Gew.% UO_2 können in flüssigem Zr unter Bildung einer homogenen (U,Zr,O)-Schmelze gelöst werden. Die (U,Zr,O)-Schmelze zerfällt während der Abkühlung in $\alpha\text{-Zr(O)}$ und in eine (U,Zr)-Legierung, die beide bei Raumtemperatur sichtbar sind. Oberhalb eines UO_2 -Gehaltes von etwa 30 Gew.% in den Schmelzproben (30 Gew.% UO_2 entsprechen etwa 3,6 Gew.% Sauerstoff) bilden sich feste $(\text{U,Zr})\text{O}_{2-x}$ -Partikel mit geringem Zr-Gehalt, und es entsteht eine heterogene (flüssig/fest) Schmelze. Die unterstöchiometrischen festen $(\text{U,Zr})\text{O}_{2-x}$ -Partikel zerfallen

während der Abkühlung in stöchiometrisches $(U,Zr)O_2$ und in eine (U,Zr) -Legierung. Die $(U,Zr)O_2$ -Phase zeigt z.T. eine dendritische Struktur, was darauf hinweist, daß sie sich erst während der Abkühlung gebildet hat. Die tatsächliche Menge an festem $(U,Zr)O_2$ -Partikeln in den (U,Zr,O) -Schmelzen ist daher bei hohen Temperaturen kleiner. Den Abbildungen kann man entnehmen, daß der Anteil der keramischen Phase in den erstarrten Schmelzproben mit dem Anfangsgehalt an UO_2 zunimmt (bei UO_2 -Gehalten > 30 Gew.%).

Die beobachteten Phasen in den erstarrten Schmelzproben sind in Übereinstimmung mit den Gleichgewichtsphasen des ternären (U,Zr,O) -Phasendiagramms (Abb. 06.01.16/16A-6). Die untersuchten UO_2/Zr -Verhältnisse liegen auf der Verbindungslinie AB zwischen UO_2 und Zr. In dem rechten unteren Phasenfeld (mit wenig UO_2) treten die Phasen α -Zr(O) und eine (U,Zr) -Legierung auf. Im großen Phasenfeld (mehr UO_2) sind die Gleichgewichtsphasen UO_2 , α -Zr(O) und (U,Zr) zu erwarten. Es ist nicht möglich mit den UO_2/Zr -Mischungen in das Phasenfeld oberhalb der Verbindungslinie AC zu gelangen, auch dann nicht, wenn man anstelle Zr sauerstoffgesättigtes α -Zr(O) verwendet (ca. 6,7 Gew.% Sauerstoff). In dem Phasenfeld oberhalb der Linie AC tritt nur eine metallische Phase auf (α -Zr(O)), unterhalb sind dagegen zwei metallische Phasen (α -Zr(O), (U,Zr) -Legierung) zu beobachten. Daraus folgt, falls nur die metallische α -Zr(O)-Phase in der erstarrten Schmelze eines abgeschmolzenen Brennstab beobachtet werden kann, und keine (U,Zr) -Legierung, daß eine andere Sauerstoffquelle vorhanden gewesen sein muß (z.B. H_2O und/oder ZrO_2) von der Sauerstoff in die Schmelze gelangte. Zusätzliche Schmelzexperimente mit $UO_2/Zr/ZrO_2$ -Mischungen, d.h. einer zusätzlichen Sauerstoffquelle, bestätigten obige Beobachtung. In allen Fällen wurde in der erstarrten Schmelzprobe nur eine metallische Phase (α -Zr(O)) und eine keramische Phase ($(U,Zr)O_2$) beobachtet (Abb. 06.01.16/16A-7). Die Gegenwart einer (U,Zr) -Legierung zeigt daher, daß das Hüllrohr bzw. die Schmelze während des Abschmelzvorganges keinen oder nur sehr wenig Sauerstoff aus der Atmosphäre aufgenommen hat.

Bei den Schmelzproben war außerdem noch von Interesse, ob die Abkühlgeschwindigkeit oder eine nachfolgende Glühbehandlung ($1400^{\circ}\text{C}/30\text{ min}$) die Anzahl der Phasen oder deren Mengenanteile verändert. Die Ergebnisse zeigen (Abb. 06.01.16/16A-8), daß es durch die Homogenisation zu einem Zusammenwachsen kleiner Phasenanteile kommen kann, die Menge und die Anzahl der Phasen bleibt aber erhalten.

Die metallische (U,Zr)-Legierung besitzt einen sehr hohen U-Gehalt und ist daher gegenüber Sauerstoff und Feuchtigkeit sehr empfindlich, d.h. sie oxidiert zu $(\text{U,Zr})\text{O}_2$, auch bereits bei Raumtemperatur. Durch diesen Umstand wird ein größerer Anteil an keramischer Phase in der erstarrten Schmelze vorgetäuscht, und es wird dann ein zu großer gelöster UO_2 -Gehalt abgeschätzt. Abb. 06.01.16/16A-9 zeigt den Unterschied zwischen frisch polierten Proben (obere Bildreihe) und an Luft oxidierten Proben (untere Bildreihe). Es muß daher vor der Auswertung der Proben sichergestellt sein, daß diese im frisch polierten Zustand vorliegen und nicht bereits einige Stunden bzw. Tage alt sind.

Die Anwendung der oben beschriebenen Versuchsergebnisse ist von besonderer Bedeutung bei komplexeren out-of-pile und in-pile-Experimenten. Abb. 06.01.16/16A-10 zeigt den Querschliff von einem out-of-pile-Bündelexperiment ESB-1 /06.01.16/16A-4/ sowie zwei Gefügestrukturen der erstarrten Schmelze in stärkerer Vergrößerung. Die herablaufende Zr-Schmelze führt zu einer nahezu vollständigen Blockade des Bündelquerschnittes. Die linke Detail-Gefügaufnahme zeigt neben der keramischen $(\text{U,Zr})\text{O}_2$ -Phase noch zwei metallische Phasen, die rechte dagegen nur eine metallische Phase ($\alpha\text{-Zr(O)}$) aber keine (U,Zr)-Legierung. Das deutet darauf hin, daß in dem rechten Bereich neben UO_2 noch eine Reaktion der Schmelze mit entweder ZrO_2 oder Wasserdampf stattfand und daher einen höheren Sauerstoffgehalt besitzt als der linke Bereich /06.01.16/16A-1/.

3. Isotherme UO₂-Zircaloy-Reaktionsexperimente unter oxidierenden Umgebungsbedingungen

Nach dem Abschluß und der Dokumentation der isothermen UO₂/Zry-Reaktionsexperimente /06.01.16/16A-2, -3/ mit kurzen LWR-Brennstababschnitten unter inerten Versuchsbedingungen wurden erste isotherme Experimente unter oxidierenden Versuchsbedingungen durchgeführt. Als Oxidationsmedium diente eine (Ar + 25 Vol.% O₂)-Mischung, der Druck betrug 40 bar. Die Glühtemperaturen variierten zwischen 1000 und 1500°C, die Glühzeiten zwischen 3 und 150 min. Durch Sauerstoffaufnahme der Zircaloy-Hülle von innen infolge Reaktion mit dem UO₂ und von außen infolge Reaktionen mit dem gasförmigen Sauerstoff entstehen sauerstoffstabilisierte α-Zr(O)-Phasen, die etwa gleich schnell in das Hüllrohr wachsen. Auf der Hüllrohraußenoberfläche bildet sich außerdem, aufgrund des größeren Sauerstoffpotentials des Gasgemisches gegenüber dem UO₂, eine ZrO₂-Schicht. Die verschiedenen Reaktionszonen sind in Abb. 06.01.16/16A-11 schematisch dargestellt. Die Ergebnisse von Reaktionsglühungen bei 1100°C sind in Abb. 06.01.16/16A-12 wiedergegeben. Es sind die Dicken der verschiedenen Reaktionszonen in Abhängigkeit von \sqrt{t} aufgetragen. Man erkennt das Schichtdickenwachstum in Abhängigkeit der Zeit, außerdem ist eine Durchmesserzunahme infolge Volumenzunahme des ZrO₂ festzustellen. Nach ca. 60 min ist der Anteil des Hüllrohres, der nicht durch Sauerstoffaufnahme chemisch beeinflusst wurde (prior β-Zry) und daher nahezu unveränderte mechanische Eigenschaften besitzt, vollständig in α-Zr(O) umgewandelt. Nach dieser Zeit besitzt das oxidierte Hüllrohr praktisch keine mechanische Stabilität mehr, das Zircaloy ist versprödet. Bereits geringe Kräfte während der Abkühlung oder bei der nachfolgenden Handhabung führen zum Auseinanderbrechen der Brennstababschnitte.

Infolge der kombinierten Außen- und Innenoxidation der Zry-Hülle wird die Zeit bis zu einer vollständigen Versprödung um etwa den Faktor 4 gegenüber der einseitigen Oxidation reduziert. Bei 1400°C beträgt sie z.B. nur einige Minuten, bei 1000°C ist die Hülle selbst nach der max. Versuchszeit von 150 min noch nicht vollständig oxidiert.

Bei Temperaturen oberhalb 1400°C kommt es infolge der starken exothermen Reaktion an der Außenseite der Hülle zu einer unkontrollierten Temperaturerhöhung mit Temperaturen bis zu 2000°C. Das metallische Zry und α -Zr(O) schmelzen und lösen dabei UO_2 in stärkerem Maße auf. Da die äußere ZrO_2 -Schicht mechanisch erhalten bleibt, wird ein Weglaufen der entstehenden Schmelzen verhindert. Die unkontrollierten Temperaturerhöhungen sollen in weiterführenden Experimenten durch Voroxidation der Zircaloy-Hülle reduziert werden.

4. Erklärung der Reaktionszonenreihenfolge in dem UO_2 /Zircaloy-Diffusionssystem

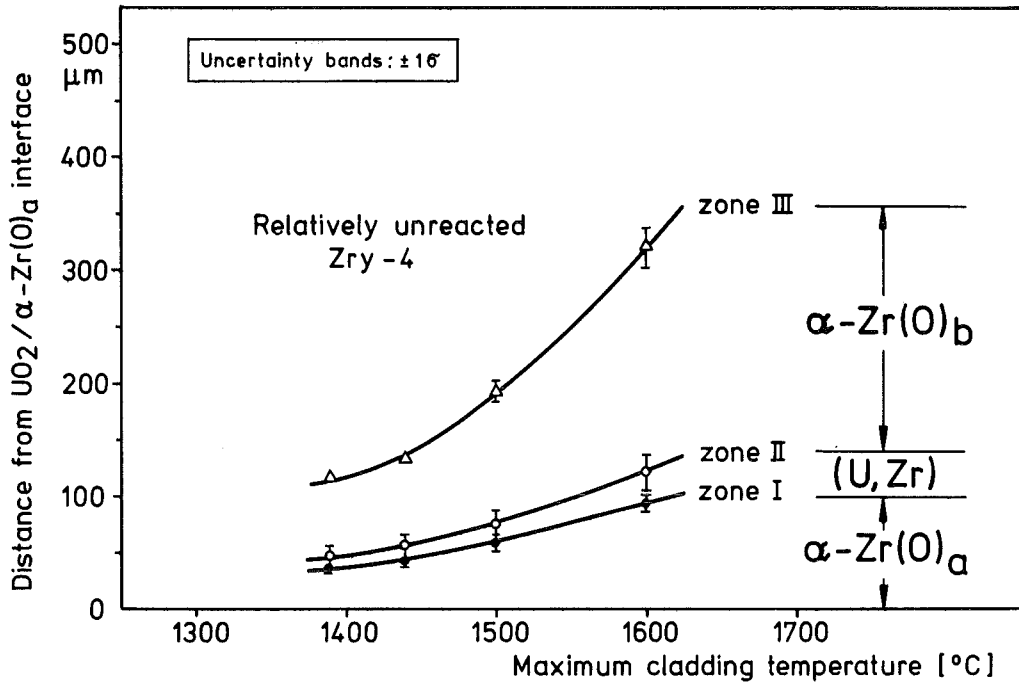
Die Reihenfolge der UO_2 /Zry-Reaktionszonen, wie unter 1.1. beschrieben, kann durch Phasendiagrammbetrachtungen in dem ternären System U-Zr-O erklärt werden. Eine andere Möglichkeit ist, die Grenzflächenenergie und Adhäsionsarbeit des Systems abzuschätzen, und mit anderen möglichen Anordnungen zu vergleichen. In Abb. 06.01.16/16A-13 ist die tatsächlich beobachtete und eine angenommene (fiktive) Reihenfolge der Phasen dargestellt. Das bei der Reduktion des UO_2 durch das Zry gebildete Uran bleibt nicht an der UO_2 /Zry-Phasengrenze liegen, sondern es diffundiert und penetriert in das α -Zr(O) und bildet eine Sandwichstruktur. Die Grenzflächenenergie der tatsächlichen Phasenreihenfolge sollte ein Minimum und die Adhäsionsarbeit ein Maximum gegenüber anderen denkbaren Anordnungen darstellen. Entsprechende experimentelle Untersuchungen zur Bestimmung der Grenzflächenenergien und der Adhäsionsarbeiten an den verschiedenen Phasengrenzflächen sind in /06.01.16/16A-5/ beschrieben. Dazu wurden Benetzungsexperimente mit den Systemen UO_2/U , $UO_2/Zry-4$, $UO_2/\alpha-Zr(O)$, $\alpha-Zr(O)/U$ und $Zry-4/U$ durchgeführt. Die Abschätzung der Gesamtgrenzflächenenergie und der dazugehörigen Adhäsionsarbeit für die experimentell beobachtete und für die fiktive Phasenreihenfolge ergibt, daß die Phasenreihenfolge

$[UO_2+U] \rightarrow [\alpha-Zr(O)_a+(U,Zr)] \rightarrow (U,Zr)\text{-Legierung} \rightarrow \alpha-Zr(O)_b \rightarrow Zry-4$
gegenüber der angenommenen Phasenreihenfolge

$UO_2 \rightarrow U(Zr)\text{-Legierung} \rightarrow \alpha-Zr(O) \rightarrow Zry-4$
energetisch günstiger ist /06.01.16/16A-6/.

Literatur

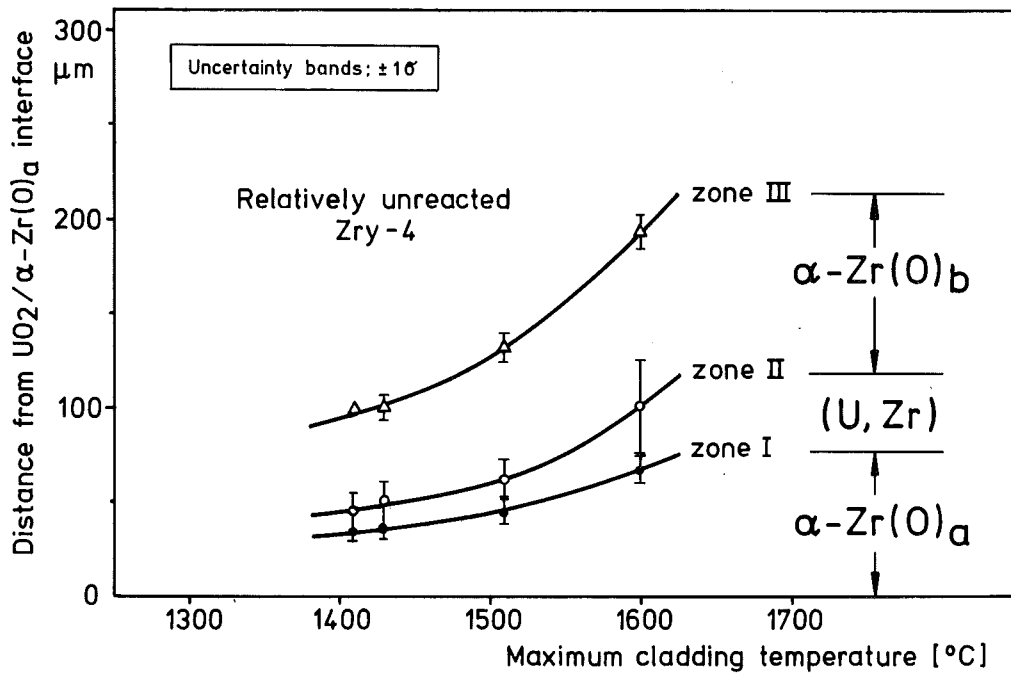
- /06.01.16/16A-1/ P. Hofmann, D.K. Kerwin-Peck, "Chemical interactions of solid and liquid Zircaloy-4 with UO_2 under transient nonoxidizing conditions", International Meeting on LWR Severe Accident Evaluation, Cambridge, MA, USA, Aug. 28 - Sept. 1, 1983
- /06.01.16/16A-2/ P. Hofmann, D.K. Kerwin-Peck, " UO_2 /Zircaloy-4 chemical interactions and reaction kinetics from 1000 to 1700°C under isothermal conditions", Final Report, KfK 3552 (1983)
- /06.01.16/16A-3/ P. Hofmann, D.K. Kerwin-Peck, " UO_2 /Zircaloy-4 chemical interactions from 1000 to 1700°C under isothermal and transient temperature conditions", to be published in the Journ. of Nucl. Mater. 124
- /06.01.16/16A-4/ S. Hagen, S.O. Peck, "Temperature Escalation of Zircaloy-Clad fuel rods and bundles under SFD conditions", KfK 3656 (1983)
- /06.01.16/16A-5/ P. Nikolopoulos, P. Hofmann, D. Kerwin-Peck, "Determination of the interfacial energy and work of adhesion in the UO_2 /Zry diffusion couple", to be published in the Journ. of Nucl. Mater. 124
- /06.01.16/16A-6/ P. Hofmann, D. Kerwin-Peck, P. Nikolopoulos, "Explanation of the UO_2 /Zry reaction layer sequence in terms of the total interfacial energy of the system", to be published in the Journ. of Nucl. Mater. 124



heatup and cooldown rates: $\pm dT/dt = 2 \text{ K/s}$

initial temperature: $T_0 = 1000 \text{ °C}$ ($\Delta p = 40 \text{ bar}$), time at maximum temperature: 10 s.

Abb. 06.01.16/16A-1: Dicke der UO_2 /Zircaloy-Reaktionszonen in Abhängigkeit der maximalen Temperatur bei einer Aufheizgeschwindigkeit von 2 K/s.



heatup and cooldown rates: $\pm dT/dt = 10 \text{ K/s}$

initial temperature: $T_0 = 1000 \text{ °C}$ ($\Delta p = 40 \text{ bar}$), time at maximum temperature: 10 s

Abb. 06.01.16/16A-2: Dicke der UO_2 /Zircaloy-Reaktionszonen in Abhängigkeit der maximalen Temperatur bei einer Aufheizgeschwindigkeit von 10 K/s.

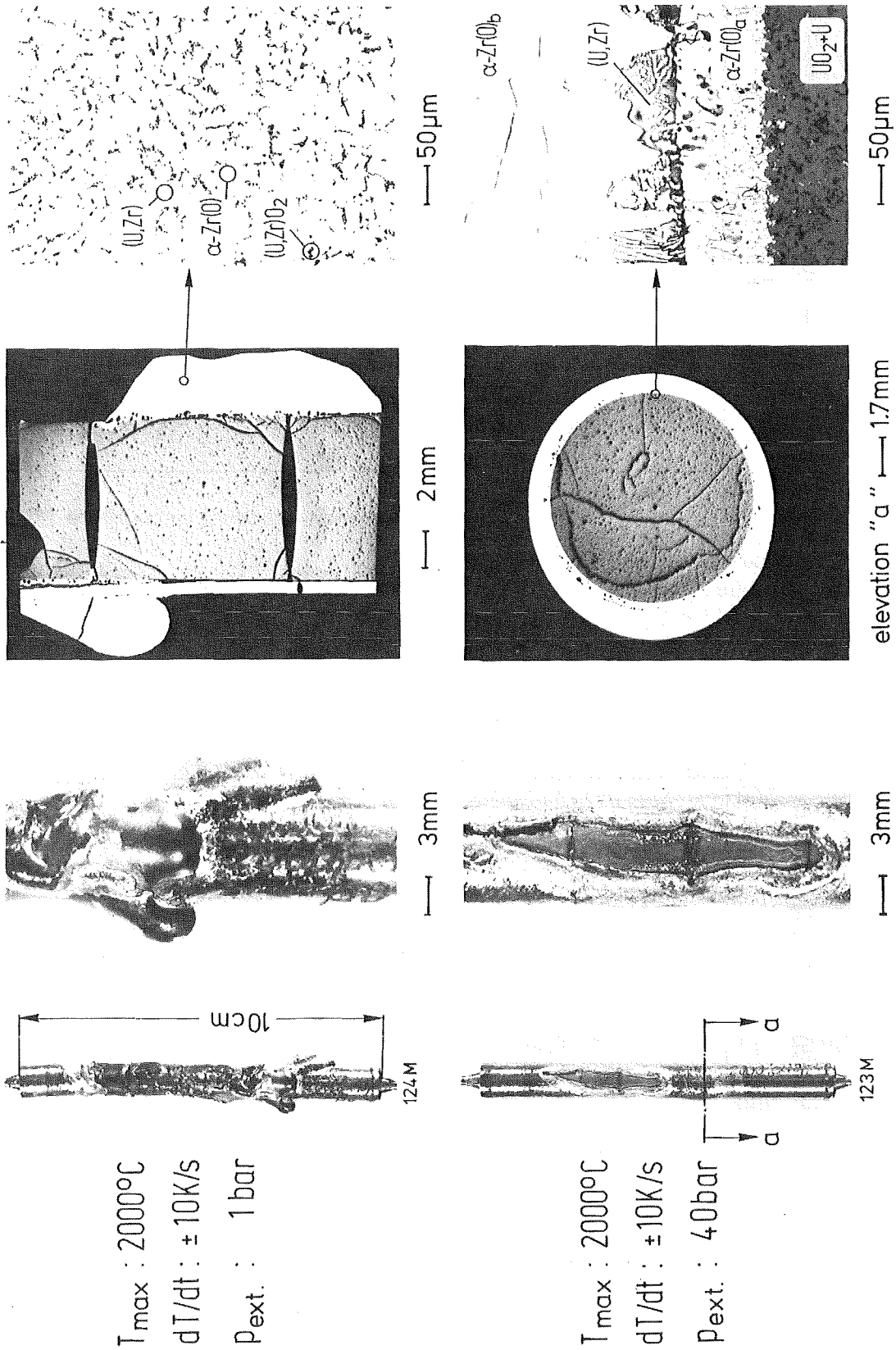


Abb. 06.01.16/16A-3: Temperaturtransiente (10 K/s) UO_2 /Zircaloy-Reaktionsexperimente bis zu einer maximalen Temperatur von 2000°C in Abhängigkeit des äußeren Argondruckes (1 und 40 bar).

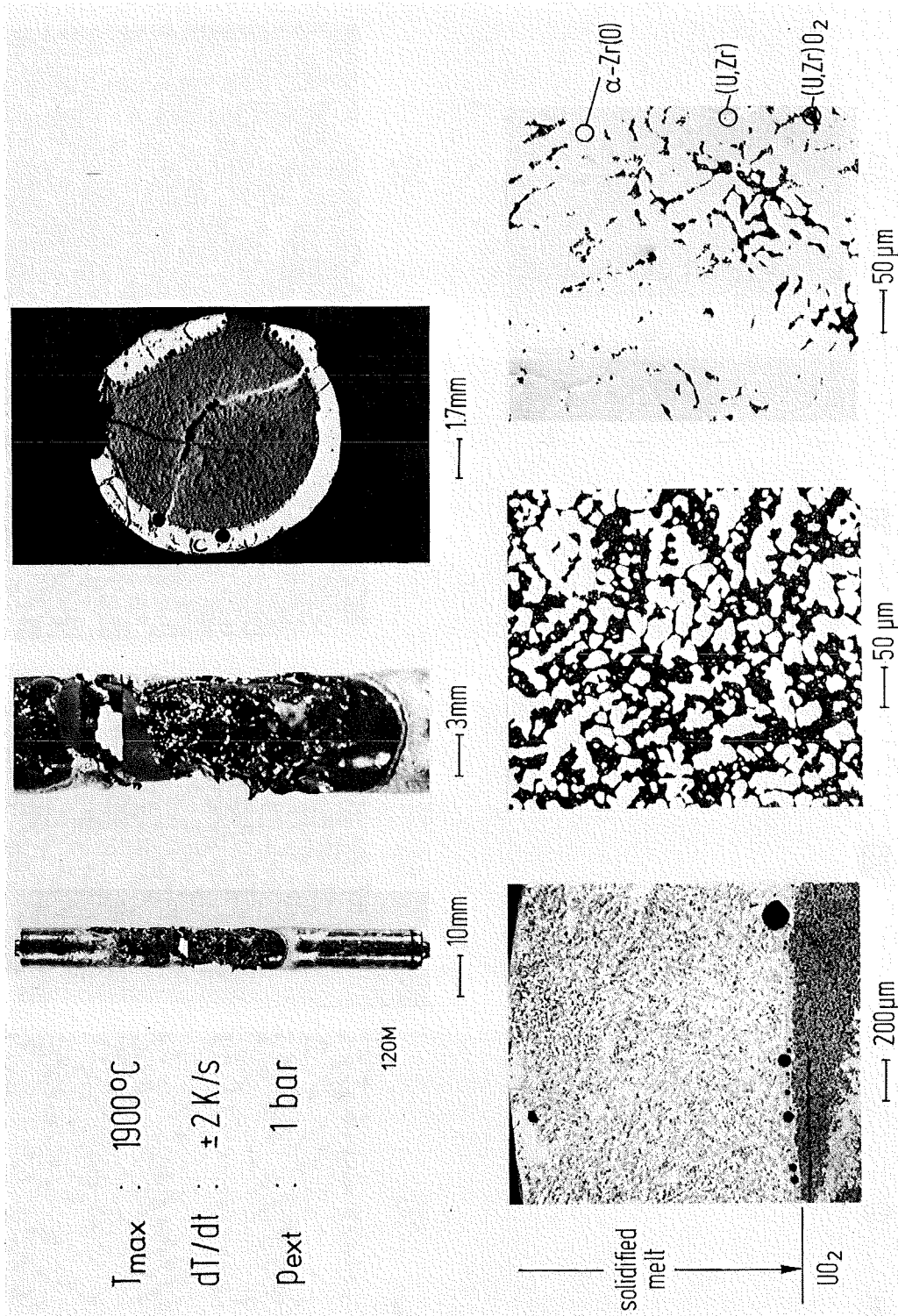


Abb. 06.01.16/16A-4: Mikrostruktur einer erstarrten Zircaloy-Schmelze, nach einem temperaturtransienten Experiment. Maximale Temperatur: 1900°C, Aufheizgeschwindigkeit: 2 K/s, Atmosphäre: 1 bar Argon.

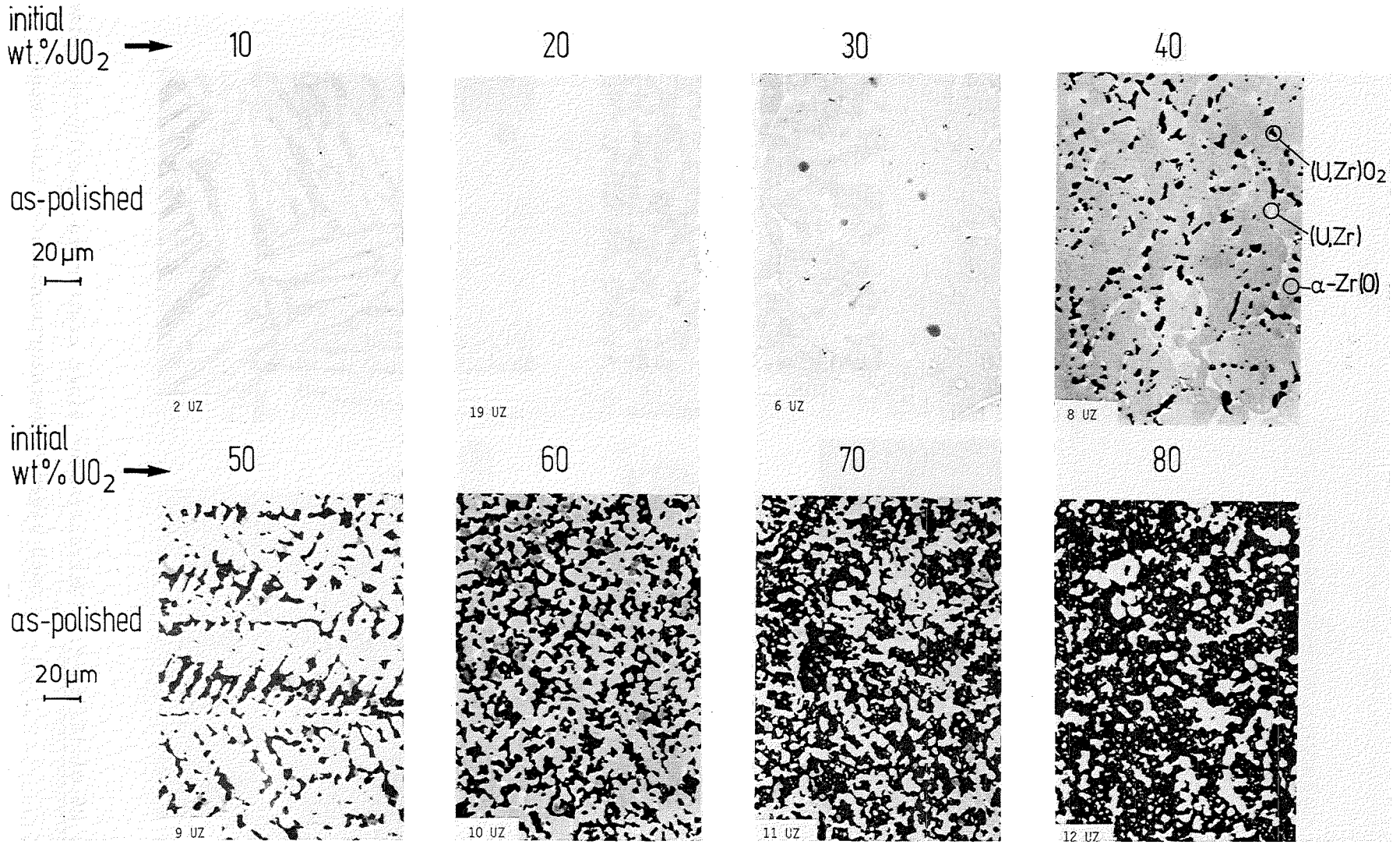
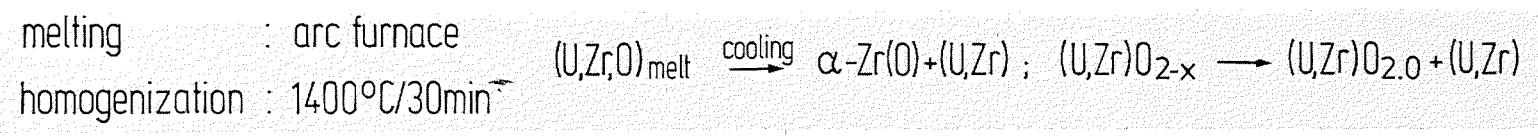
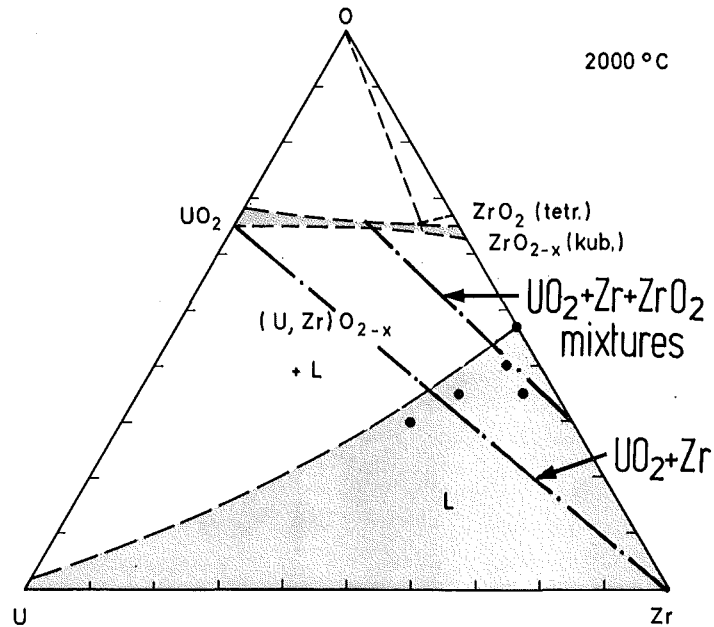
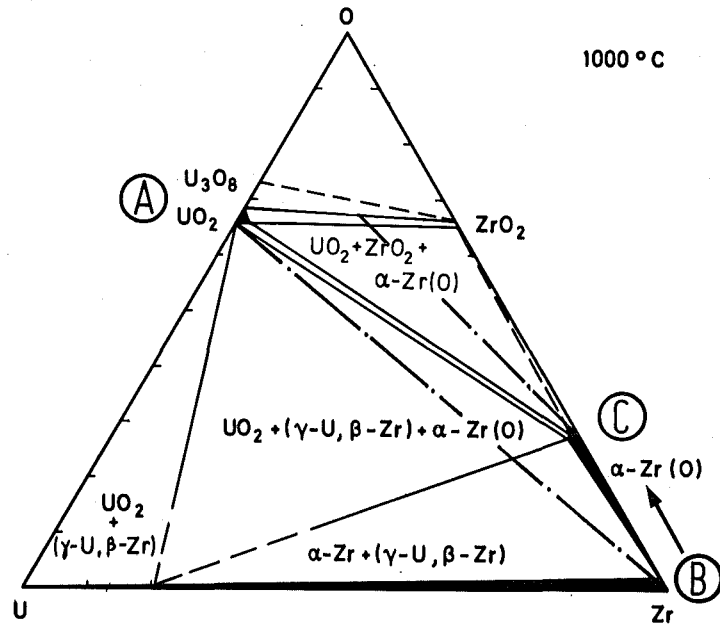


Abb. 06.01.16/16A-5: Mikrostruktur von geschmolzenen und homogenisierten (1400°C/30 min) UO₂/Zr-Schmelzproben in Abhängigkeit der UO₂-Konzentration.





A → B represents the initial tie line

Abb. 06.01.16/16A-6: Phasenbeziehungen in dem ternären (U-Zr-O)-System bei 1000 und 2000°C.

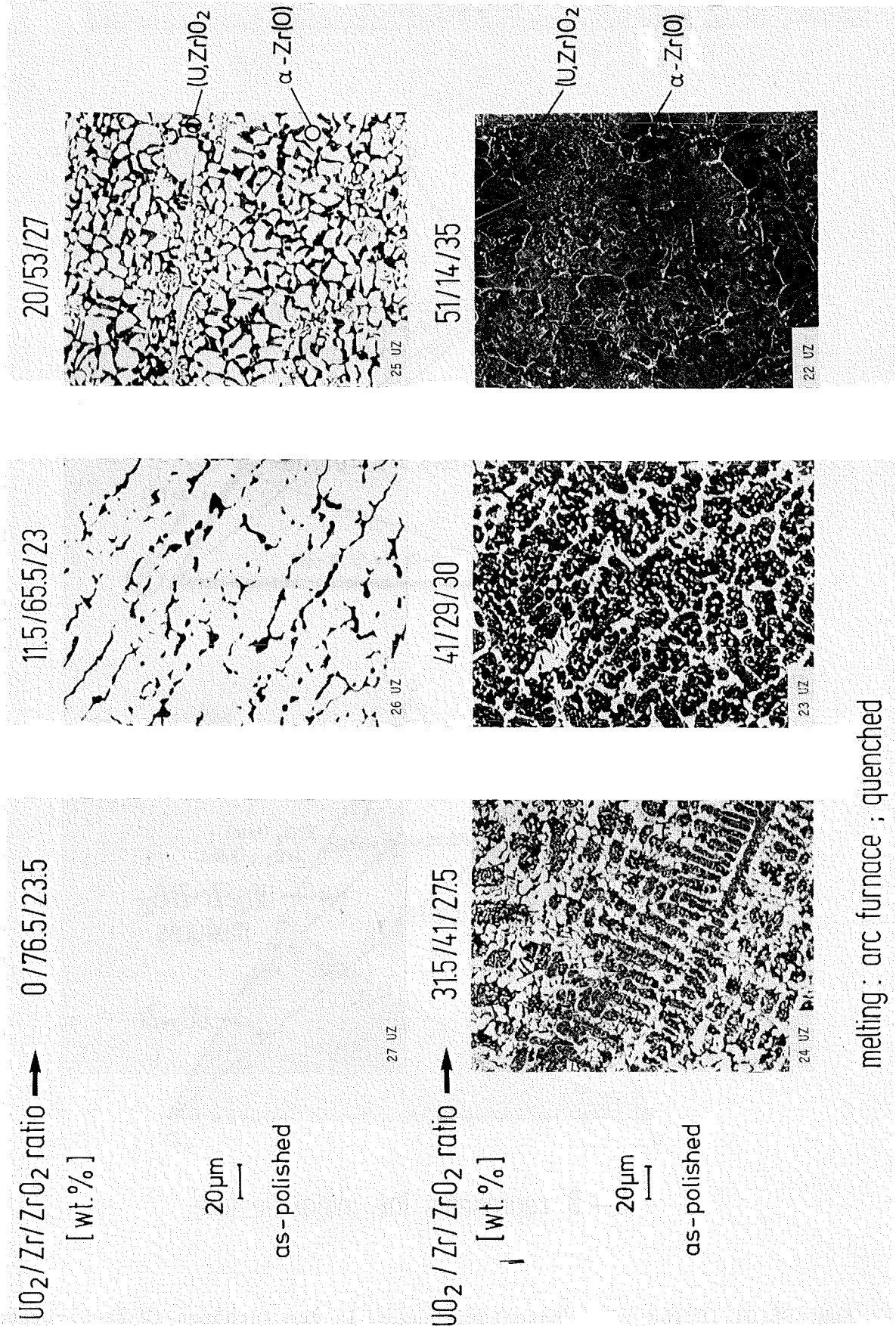


Abb. 06.01.16/16A-7: Mikrostruktur von geschmolzenen und abgeschreckten $UO_2/ZrO_2/Zr$ -Schmelzproben in Abhängigkeit der chemischen Zusammensetzung (zunehmender UO_2 und ZrO_2 -Gehalt).

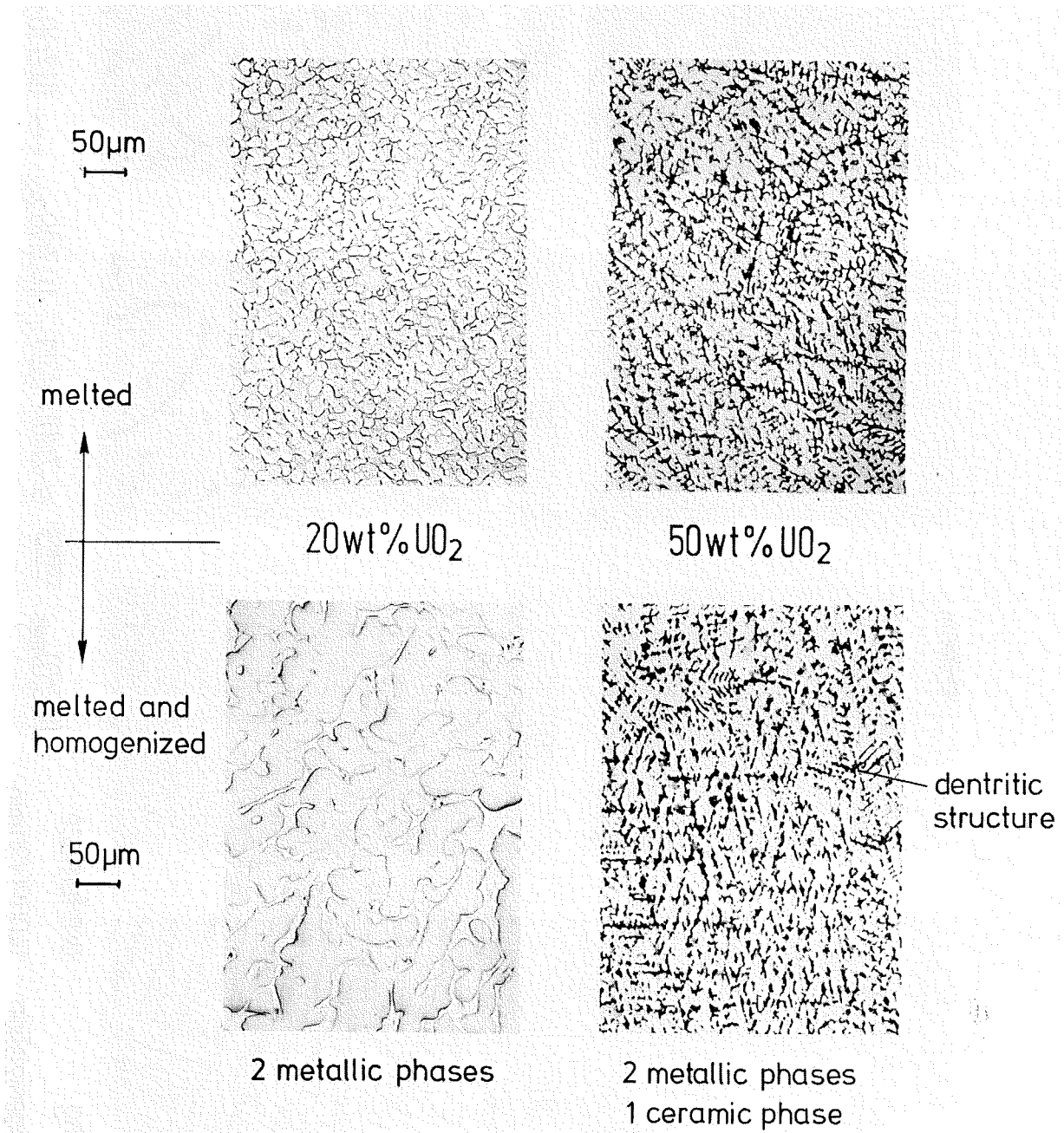


Abb. 06.01.16/16A-8: Vergleich der Mikrostruktur von geschmolzenen und von geschmolzenen und homogenisierten (1400°C/30 min) UO₂/Zr-Schmelzproben.

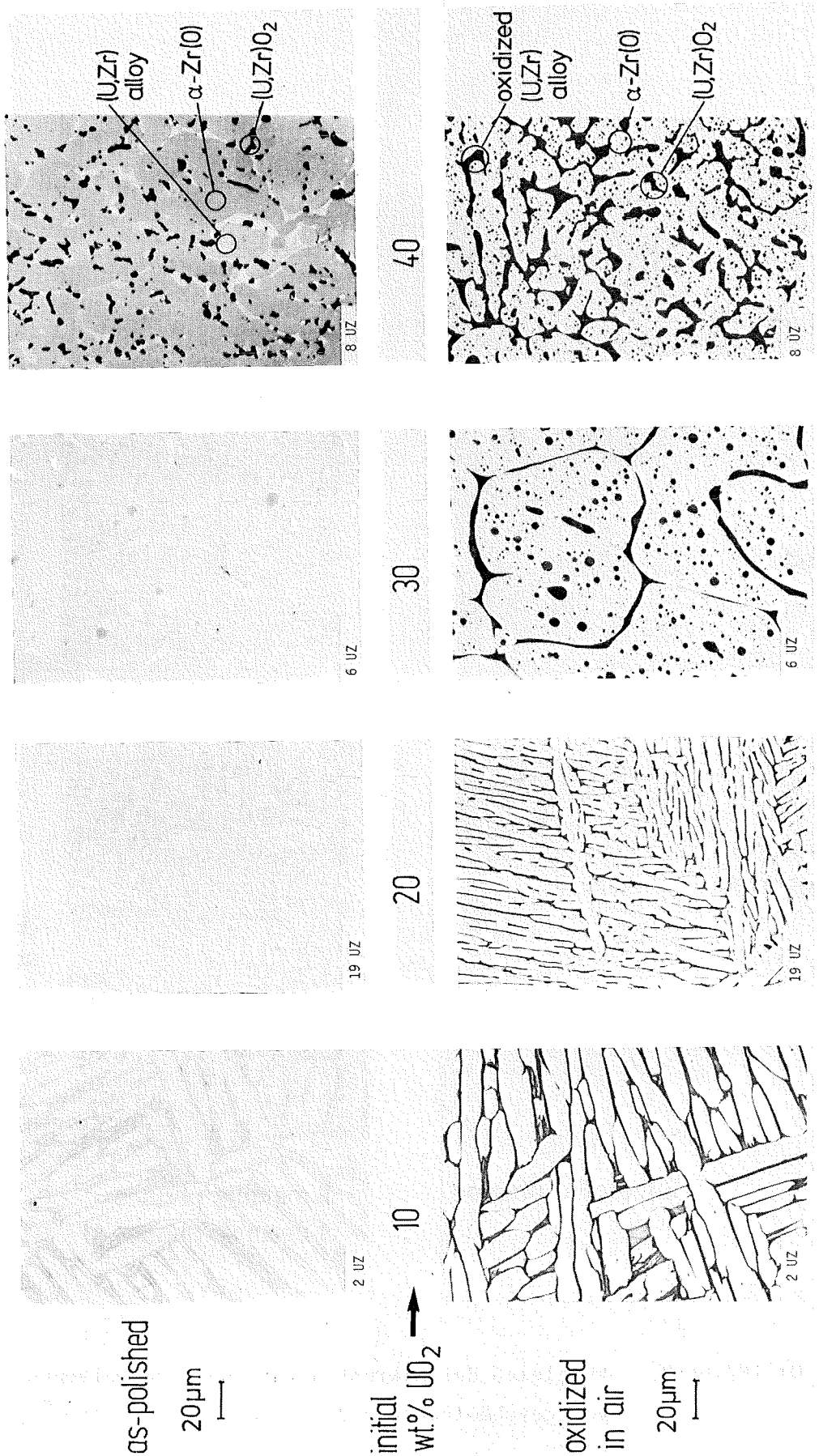


Abb. 06.01.16/16A-9:

Einfluß der Oxidation bei 20°C auf die Mikrostruktur von geschmolzenen und homogenisierten (1400°C/30 min) UO₂/Zr-Schmelzproben. Durch die Einwirkung von Luftsauerstoff oxidiert die (U,Zr)-Legierung zu (U,Zr)O₂.

melting : arc furnace
 homogenization : 1400°C/30 min
 $(U,Zr,O)_{melt} \xrightarrow{\text{cooling}} \alpha-Zr(O)+(U,Zr) ; (U,Zr)O_{2-x} \rightarrow (U,Zr)O_{2.0}+(U,Zr)$

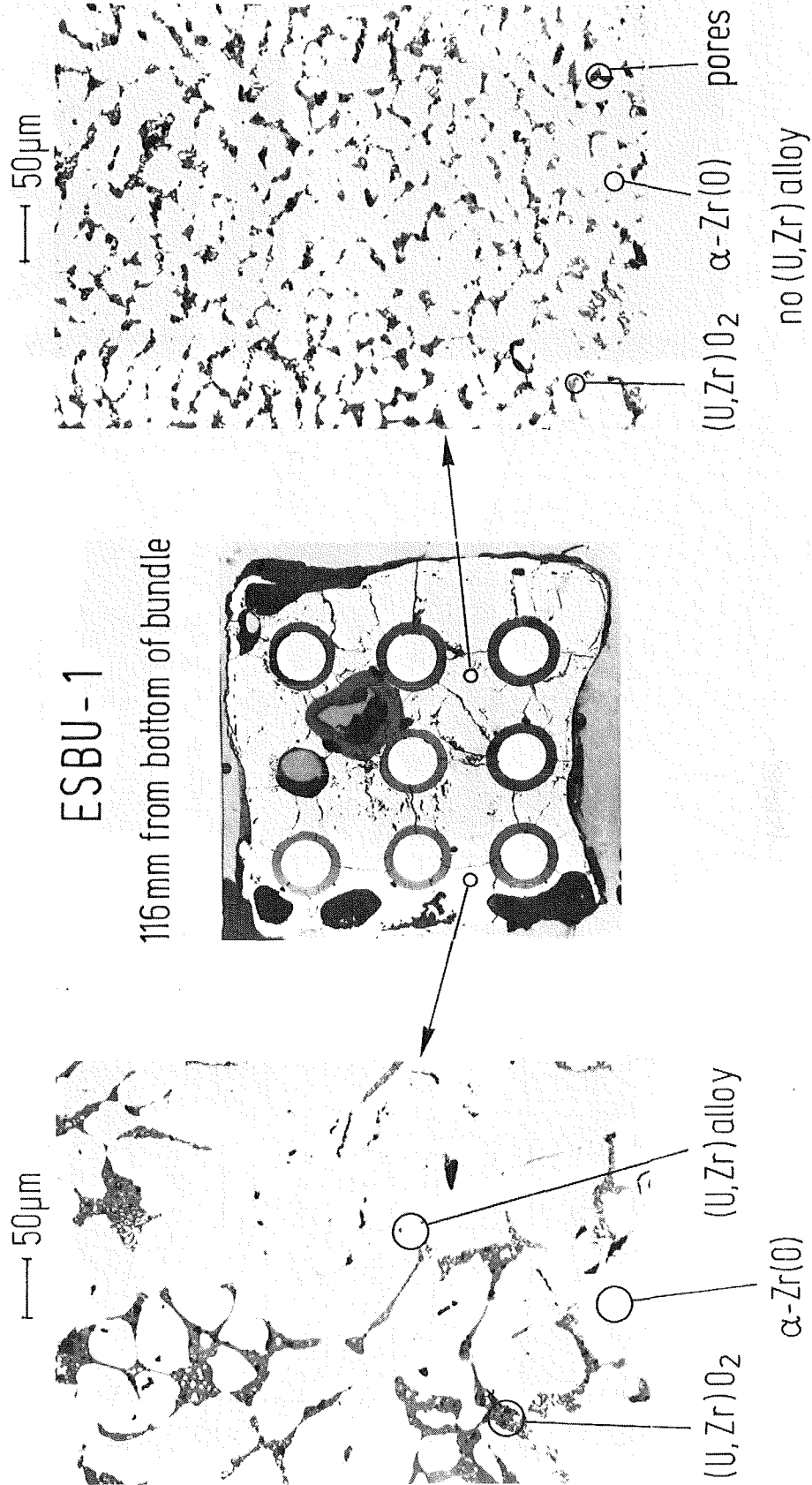


Abb. 06.01.16/16A-10: Metallographische Untersuchung der erstarrten Schmelze des Bündelabschmelzexperimentes ESBU-1. Die Detailaufnahmen zeigen unterschiedliche chemische Zusammensetzungen der Schmelze.

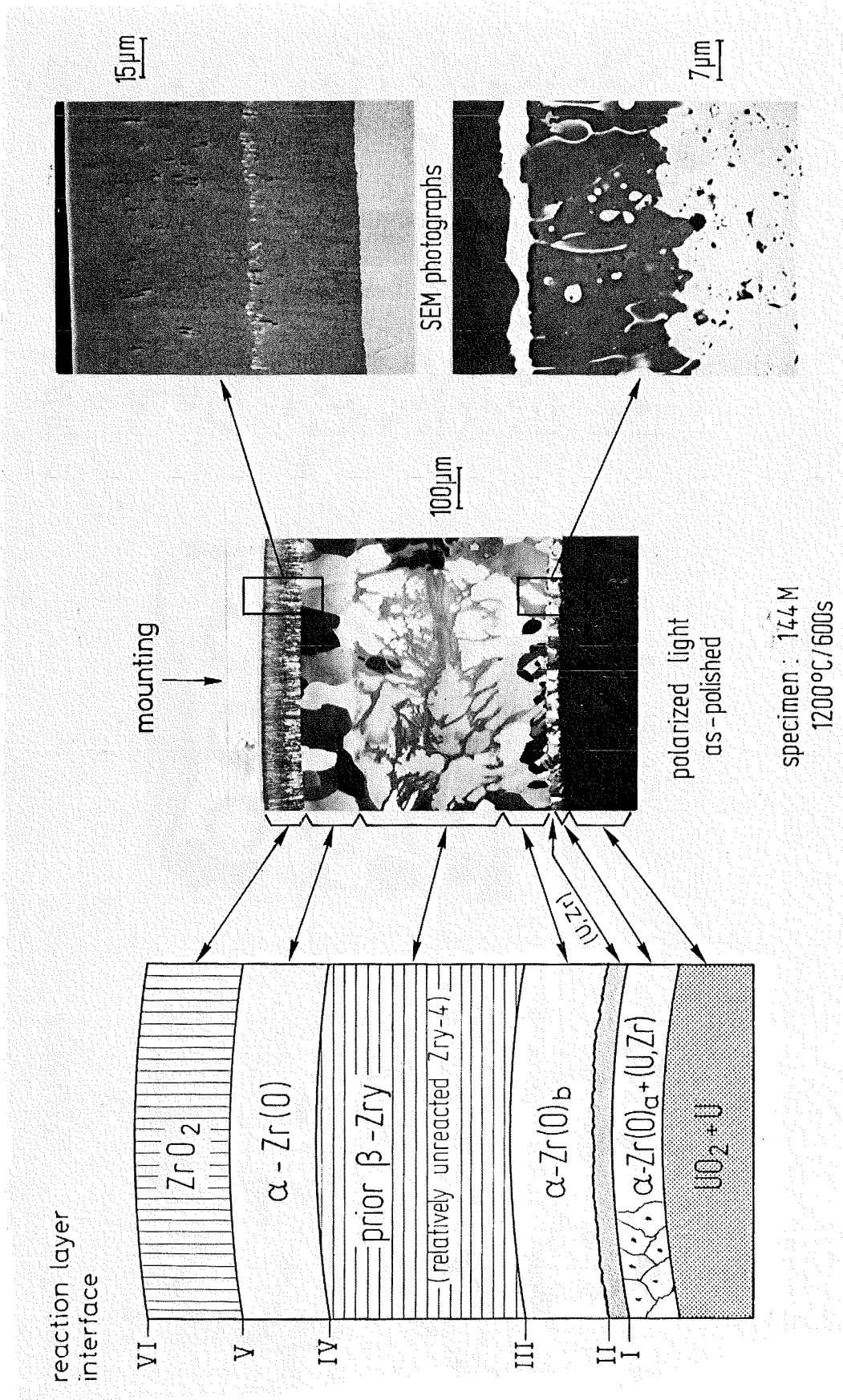
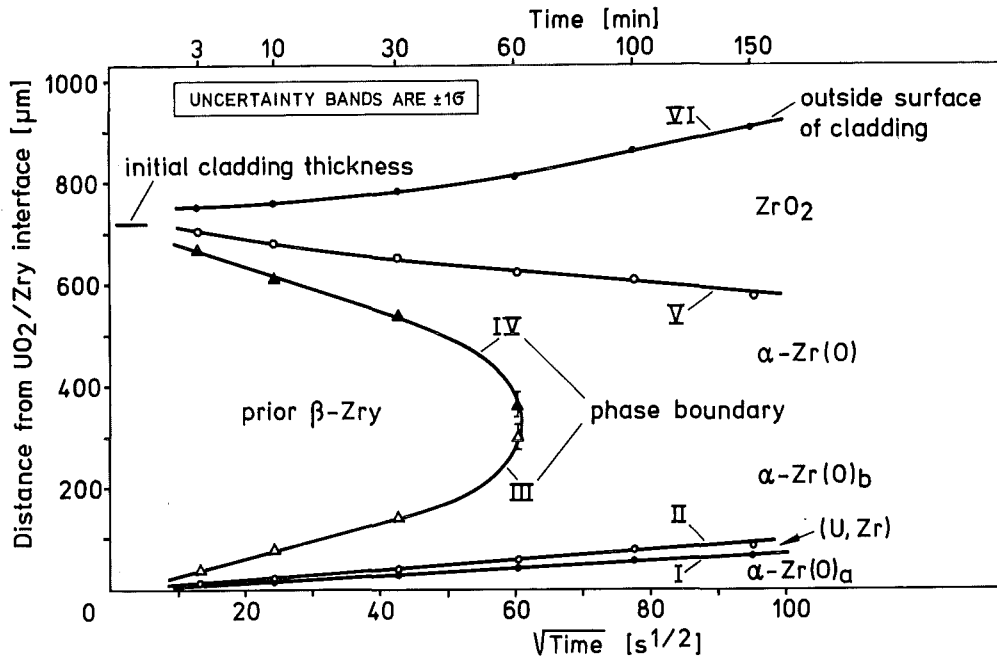


Abb. 06.01.16/16A-11: Reihenfolge der äußeren Sauerstoff/Zircaloy- und der inneren UO₂/Zircaloy-Reaktionszonen bei Reaktionsexperimenten mit kurzem LWR-Brennstababschnitten unter oxidierenden Bedingungen.



$T = 1100^\circ\text{C}$; $p_{\text{ext.}} = 40 \text{ bar}$; atmosphere = Ar+25 vol.% O_2 (1.8 g O_2/h)

Abb. 06.01.16/16A-12: Dicke der Sauerstoff/Zircaloy- und UO_2 /Zircaloy-Reaktionszonen in Abhängigkeit der Zeit bei 1100°C . Oxidationsmedium: Argon + 25 Vol.% O_2 mit einem Druck von 40 bar.

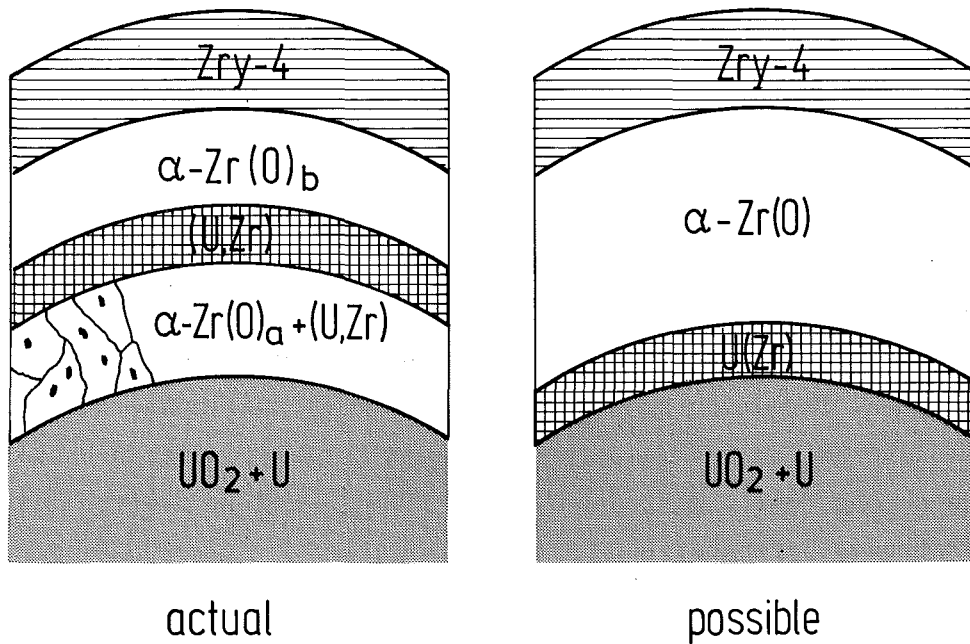


Abb. 06.01.16/16A-13: Experimentell beobachtete und fiktiv angenommene Phasenreihenfolge bei UO_2 /Zircaloy-Wechselwirkungen.

06.01.16/14A Out-of-pile Bündelexperimente zur Untersuchung schwerer
/15A Kernschäden (CORA-Programm)
PNS 4251.1/2 (S. Hagen, K. Hain, F. Brüderle, W. Butzer, A. Grünhagen,
J. Hanauer, G. Harbauer, W. Lange, W. Leiling, H. Malauschek,
F. Schloß, T. Vollmer, K.P. Wallenfels; IT)

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 bis 2200 °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, wird die Versuchsanlage CORA aufgebaut. CORA wird parallel zum unterschiedlichen Temperaturanstieg der elektrisch beheizten Brennstabsimulatoren im Dampf auch die richtigen Druckverhältnisse und das Quenchen der Brennstabbündel erlauben. Die Fortschritte in der Erstellung dieser Anlage werden im ersten Teil dieses Berichtes beschrieben.

Parallel zum Aufbau der Versuchsanlage CORA werden Experimente in der NIELS-Anordnung durchgeführt. Diese Versuche sollen Informationen zu Fragestellungen liefern, bei denen der Druckeinfluß und das Quenchen keine Rolle spielen. Im Berichtszeitraum wurden Bündelexperimente zum Eskalationsverhalten des Temperaturanstiegs durch die Zirkon-Wasserdampf-Reaktion durchgeführt. Über den Versuch ESBU-1 wird im zweiten Teil dieses Beitrags berichtet.

CORA-Anlage

Die Entwurfsphase für die Erstellung der Versuchsanlage CORA wurde abgeschlossen. Jetzt liegt das Schwergewicht der Arbeiten auf den Detailkonstruktionen, der Herstellung, der Beschaffung und der Montage der Einzelkomponenten. So wurde z.B. das Containment montiert, die Abgasstrecke, die Schwaden- und Schwallkondensatoren eingebaut und mit der Rohrleitungsmontage begonnen. Ebenso konnte mit den Arbeiten für den Anschluß an die Infrastruktureinrichtungen der Rotunde FR2 begonnen werden, wie z.B. der Anschluß der CORA-Anlage an die Abgasanlage für Experimente oder der Aufbau der Erweiterung der Experimentierbühne zur Aufstellung der CORA-Schaltwarte.

Die Anforderung, die Eintrittstemperatur des Oxidationsdampfes am Bündel- anfang von Sattdampfbedingungen auf eine Überhitzungstemperatur von 1000 °C bei einem max. Betriebsdruck von 14 bar anzuheben, machte umfangreiche projektierende Arbeiten erforderlich. Diese reichten bis zu rechnerischen Vorbestimmung der Verteilung des hochüberhitzten Wasserdampfes innerhalb der Stabanordnung im 37-ABündel. Ein speziell für die CORA-Anlage ausgelegter und an die bereits vorhandenen Komponenten angepaßter Verdampfer/Überhitzer wurde in Zusammenarbeit mit einem Hersteller konzipiert und mittlerweile in Auftrag gegeben.

Ein weiteres Problem bereitete die Bündelstabheizung mit Wechselstrom. Da das Containment und die eigentliche Versuchsapparatur ganz oder teilweise aus ferromagnetischen Material aufgebaut sind, war bei den vorliegenden Stromstärken an den Durchführungen mit Wirbelstrom- und Hystereseverluste zu rechnen. Direkt anwendbare Berechnungsunterlagen fehlen. Daher wurden an einfachen, an den Anwendungsfall angepaßten Bauteilen Versuche durchgeführt, um die in der Literatur angegebenen Grundbeziehungen für die Wirbelstrom- und Hystereseverluste bestimmter Bauteilanordnungen, wie z.B. Stäben und V-Eisen auf konzentrische Rohre, z.B. Durchführungen übertragen zu können. Die danach errechneten Wirbelstromverluste stimmten erst nach einer 4-fachen Erhöhung mit den Vorversuchsergebnissen überein.

Die korrigierten Beziehungen wurden in das eindimensionale Wärmeleitprogramm STATI-4 eingebaut und so die Erwärmung in guter Übereinstimmung mit den Verlustwerten berechnet.

Aufgrund dieser Versuche wurde das Konzept der Wechselstromheizung verlassen und eine Gleichstromheizung vorgesehen, die einschließlich der Strombahnen zu den Simulatorgruppen (ca. 7000 A/Gruppe) inzwischen angefertigt wird.

Bündelversuch ESBU-1 zum Eskalationsverhalten im Temperaturanstieg

Das exponentielle Anwachsen der exothermen Zirkon-Wasserdampf-Reaktion hat eine entsprechende Freisetzung an Wärme zur Folge. Die Energiezufuhr erhöht die Temperatur des Zirkalloys und damit die Reaktionsrate. Ob jetzt ein Temperaturanstieg der Zirkaloyhülle eskaliert oder nicht, ist durch das Verhalten von Energiegewinn zu Energieverlust bei der höheren Temperatur bedingt. Der Energiegewinn hängt von der Temperatur und der Dicke der schon vorhandenen Oxidschicht ab, wobei ausreichende Dampfzufuhr und noch nicht oxidiertes Zirkaloy vorausgesetzt wird.

Bei Einzelstabexperimenten /3,4,5/ konnte unabhängig von der anfänglichen Aufheizrate (0.3 - 4 °C/sec) eine Temperatureskalation beobachtet werden. Die maximale Temperatur blieb aber in allen Versuchen unter 2200 °C. Die Temperatur, bei der die Eskalation begann, nahm mit abnehmender Aufheizrate zu. Bei langsamerem Aufheizen hat sich beim Erreichen der gleichen Temperatur schon eine stärkere Oxidschicht gebildet. Die Nachuntersuchungen zeigten, daß die Eskalation bei schneller Anfangsaufheizrate durch ablaufendes geschmolzenes Zirkaloy begrenzt worden war. Bei langsamer anfänglicher Aufheizrate trat eine Begrenzung der Eskalation durch die sich bildende Oxidschicht ein.

Ob diese Begrenzung der Eskalation sich auch in Bündelanordnung bemerkbar macht, sollte in zwei Bündelversuchen geklärt werden. Die Ergebnisse des Versuchs ESBU-1 sind in diesem Bericht beschrieben.

Versuchsanordnung und Versuchsführung

Das Bündel bestand aus 3x3 Brennstabsimulatoren. Die Simulatoren hatten den üblichen Aufbau: 6 mm Wolframheizer, UO₂ Ringpellets und Zirkaloy-Hüllrohr mit 10.75 mm Außendurchmesser. Die Länge der Simulatoren betrug 400 mm. Das Bündel war von einem Zirkaloykasten umgeben, der wiederum durch einen enganliegenden ZrO₂-Faser-Mantel von ca. 6 mm Stärke isoliert war (Abb. 1). Am unteren Ende des Bündels wurde durch ein Dampfverteilungssystem mit 16 Löchern der einströmende Dampf gleichmäßig verteilt.

Die Temperaturmessung wurde mit Quotientenpyrometern und Thermoelementen durchgeführt. Die Temperatur mit den Quotientenpyrometern wurden in 145 mm vom oberen Bündelende an folgenden Positionen gemessen: a) Hüllrohr des Zentralstabs, b) Hüllrohr des Nebenstabes und c) Außenfläche des Dampf-führungskastens aus Zirkaloy (Abb. 1). Die Messung der Temperatur am Zentralstab wurde durch Entfernen eines Nebenstabes in Höhe des Quotientenpyrometers ermöglicht.

NiCrNi-Thermoelemente mit Inconel-Mantel wurden für die Messung der Hüllrohrtemperatur am oberen und unteren Ende des Stabes benutzt. Ferner wurde mit Thermoelementen auch die Dampfaustrittstemperatur, die Temperatur am Shroud und die Temperatur in der Isolation gemessen. In diesem Bericht sind nur die Messungen mit den Quotientenpyrometern wiedergegeben. Die Thermoelementmessungen sind in KfK-Bericht 3508 beschrieben /2/.

Abb. 2 zeigt die eingespeiste elektrische Leistung. Sie wurde durch entsprechende Variation der elektrischen Spannung erreicht. Das Plateau zwischen 10 und 23 Minuten war unbeabsichtigt. Es wurde durch eine Reparatur am Versuchsaufbau bedingt. Durch die Leistungseinspeisung sollte eine anfängliche Aufheizrate von ca. 2 °C/sec erreicht werden.

Zu Beginn des Versuchs herrschte im Kessel ein Argondruck von 770 Torr. Die Dampfzufuhr von ca. 1 g/sec erfolgte ab 41 min.

Ergebnisse

Die mit Quotientenpyrometern gemessenen Temperaturverläufe sind in Abb. 2 wiedergegeben. Die Temperatur am Zentralstab zeigt den ausgeprägtesten Eskalationspeak. Nach einem anfänglichem Temperaturanstieg von 2 °C/sec erhöhte sich die Anstiegsrate bei 1700 °C auf 6 °C/sec. Die maximale Temperatur betrug ca. 2250 °C. Danach fiel die Temperatur auf unter 1700 °C.

Der Zentralstab hatte die geringsten Wärmeverluste, da er von den anderen Brennstabsimulatoren umgeben war, was auch eine höhere lokale Dampftemperatur zur Folge hatte. Daher konnte sich die Eskalation hier am stärksten bemerkbar machen. Der schnelle Abfall nach dem Maximum hängt vermutlich mit dem Abfließen des geschmolzenen Zirkalloys aus der Reaktionszone zusammen. Die erstarrte abgelaufene Schmelze ist in den Bildern zur Nachuntersuchung zu erkennen.

Der Temperaturabfall von 58 bis 60 Minuten und der anschließende Temperaturanstieg von 60 bis 65 Minuten, trotz der konstanten Leistung in diesem Zeitraum, wurde von allen drei Quotientenpyrometern registriert. Wir vermuten, daß diese Temperaturveränderung mit der Bewegung der entstandenen Schmelze verknüpft ist.

Thermoelementmessungen in 25 mm Abstand vom oberen und 50 mm Abstand vom unteren Bündelende zeigten eine Temperaturzunahme am oberen Ende und eine Abnahme am unteren Ende. Vermutlich hat sich die axiale Verteilung der Leistungserzeugung durch die Verlagerung der Schmelze ins untere Bündelende verändert. Ein Hinweis in die gleiche Richtung ist auch die Tatsache, daß das Thermoelement am Zentralstab 50 mm vom unteren Ende bei 58 m versagte.

Bündelverhalten

Nach der Durchführung des Versuchs war der Isolationsmantel und der Dampfführungskasten noch intakt. Sie waren aber stark versprödet und zerbrachen bei der Demontage in viele Stücke. Das Aussehen des Bündels

nach Entfernen der Isolation und des Dampfführungskastens ist in Abb. 3 wiedergegeben. Im mittleren Bereich sind die Hüllrohre von allen neun Stäben geschmolzen. Das flüssige Zirkaloy hat den äußeren Bereich der Pellets aufgelöst, ist an den Stäben herabgeflossen und ist zu einem zusammenhängenden Klumpen am unteren Bündelende erstarrt.

Der Dampfführungskasten war mit dem Klumpen verklebt, so daß beim ersten Abbau dieser Bereich des Kastens nicht entfernt werden konnte. Das untere Ende des Kastens, hatte metallisches Aussehen. Wie Abb. 5 zeigt, war dieser Bereich nicht mehr voll mit Schmelze aufgefüllt. Im unteren Bereich (Abb. 4) sind erstarrte Tropfen zu erkennen, über denen sich dann der Schmelzklumpen ausgebildet hat.

Die Oberfläche des Schmelzklumpens zeigt ein glattes Aussehen. Die von der erstarrten Schmelze umschlossenen Stäbe sind gut benetzt (kleine Benetzungswinkel). Nach Ende des Versuches lag feinkörniges Material auf dem erstarrten Klumpen. Dieses Material, vorwiegend UO_2 , muß beim Abkühlen durch Zerfall von Pelletbereichen entstanden sein. Wäre dieses Material schon vor dem Abkühlen in die Schmelze gestürzt, wäre nicht die glatte Oberfläche der erstarrten Schmelze entstanden.

Metallographische Nachuntersuchung

Nach dem Ausbau wurde das Bündel in Epoxidharz eingegossen und im Bereich des erstarrten Schmelzklumpens geschnitten (Abb. 5). Die Querschnitte in 116, 106, 96 und 86 mm Abstand vom Bündelboden sind in den Abbildungen 6 und 7 wiedergegeben. Die Größe der Bilder entspricht ungefähr dem dreifachen der natürlichen Größe.

Der Querschnitt in 116 mm Höhe (Abb. 6) zeigt, daß das Bündel durch die erstarrte Schmelze nahezu blockiert war. Der Dampf konnte nur noch in einem Loch das Bündel durchströmen. Der schwarze Saum am Rand dieses Loches wurde durch die Oxidation der angrenzenden Schmelze hervorgerufen. Die hellen Kreisflächen sind die Querschnitte der Wolframstäbe. Sie sind von den dunklen Ringpellets umgeben. Diese wiederum sind von der erstarrten Schmelze eingeschlossen. Im 116 mm Querschnitt kann man keine

Hüllrohre mehr erkennen. In diesem oberen Bereich des Klumpens ist auch der äußere Oxidrand der Zircaloy-Hülle von der Schmelze aufgelöst. Das rechte Bild auf der Abbildung zeigt den Querschnitt 10 mm tiefer. Hier sieht man im linken oberen Bereich noch einige Reststücke von oxidierten Hüllrohren. In tieferen Höhenlagen (Abb. 7) kann man an vielen Stellen die äußere Oxidation der Hüllrohre erkennen.

Die Photographien in Abb. 7 zeigen, daß die Wechselwirkung zwischen Brennstab, Schmelze und Dampf im gleichen Querschnitt, je nach dem zeitlichen Verlauf der Anwesenheit von Schmelze oder Dampf, deutlich verschieden sein kann. Das Ausmaß der Oxidation vor dem Bedecken des Stabbereiches mit Schmelze und das Auflösen des Oxids durch die Schmelze kann deutlich schwanken. Der Zentralstab im Querschnitt bei 96 mm Höhe läßt vier deutlich unterschiedliche Bereiche erkennen. Beginnt man im Uhrzeigersinn rechts oben, so findet man: a) eine starke Wechselwirkung zwischen Hülle und Schmelze, die die Grenze zwischen beiden verschwinden läßt, b) eine schwächere Wechselwirkung, welche die Grenze zwischen Hülle und Schmelze deutlich erkennen läßt, c) oxidiertes Hüllrohr mit nur geringfügiger Wechselwirkung, und d) eine stark oxidierte Hülle im Bereich ohne Schmelze.

Je tiefer man das Bündel betrachtet, je geringer ist der von erstarrter Schmelze ausgefüllte Bereich. Die Schmelze ist also tropfenweise erstarrt und hat den Bereich zwischen den Stäben ausgefüllt bis im oberen Bereich sich ein zusammenhängender Schmelzsee gebildet hat.

Die Untersuchung der Querschnitte ergab Informationen über: a) die Auflösung von UO_2 durch flüssiges Zircaloy, b) die Bildung von typischen Phasen in der sich bildenden Schmelze, c) die Auflösung von ZrO_2 durch die Schmelze, und d) die Oxidation der Schmelze durch Dampf.

Auflösung von UO_2 durch flüssiges Zircaloy

Wenn das Hüllrohr die Schmelztemperatur des Zircaloy erreicht, beginnt der nicht oxidierte Bereich des Hüllrohrs zu schmelzen. Das flüssige Zircaloy in Kontakt zum Pellet beginnt das UO_2 aufzulösen.

Dieser Auflösungsprozeß ist im Detail untersucht worden /6,7/. Auch aus unseren Versuchen ergibt sich der gleiche Verlauf. Das flüssige Zircaloy entzieht dem UO_2 Sauerstoff. Es bildet sich metallisches Uran, das bei der Versuchstemperatur flüssig ist und sich in der Zircaloy-Schmelze löst. Abb. 8 illustriert diese Wechselwirkung bei unseren Versuchen durch ein Rasterelektronenbild aus dem Querschnitt bei 106 mm. An der Grenze zwischen Schmelze und Pellet (rechts) kann man schmale Bereiche (1) finden, die im wesentlichen aus metallischem Uran bestehen. Durch die Bildung von metallischem Uran an den Korngrenzen werden UO_2 -Partikel aus dem Pelletverbund herausgebrochen und in das flüssige Zircaloy geschwemmt. Dort werden auch diese Partikel durch Sauerstoffabgabe an die Schmelze aufgelöst.

Phasen in der erstarrten Schmelze

In der erstarrten Schmelze konnte durch Mikrosondenanalyse 3 verschiedene Phasen bestimmt werden. Es handelt sich um 2 metallische und 1 oxidische Phase: a) sauerstoffstabilisiertes α -Zr(O) mit geringen U-Beimengungen, eine U-reiche (U,Zr)-Legierung und c) ein (U,Zr) O_2 -Mischoxid.

In Abb. 9 sind Mikrosondenanalysen der erstarrten Schmelze der gleichen Stelle aus Querschnitten in verschiedenen Höhen wiedergegeben. Die Position ist im Querschnitt in 116 mm in Abb. 6 markiert. Man sieht, daß in den verschiedenen Höhen von 116 bis 7 mm jeweils die gleichen Phasen auftreten. Die Korngrößen wachsen mit der Höhe. Vermutlich kühlte im oberen Bereich die Schmelze wegen der dort vorhandenen größeren Masse langsamer ab, so daß sich dabei größere Körner ausbilden konnten.

Auflösung von oxidiertem Hüllrohr durch die Schmelze

Die Querschnitte in Abb. 6 und 7 haben gezeigt, daß die Auflösung des oxidierten Hüllrohrs im Bereich des Schmelzklumpens merklich variiert, was auf das unterschiedliche Zeitverhalten der herablaufenden Schmelze in diesem Bereich zurückzuführen ist. In Abb. 10 ist ein Elektronenrasterbild von der Position 3 aus dem Querschnitt in 106 mm Höhe (Abb. 6) zusammen mit den Werten der Mikrosondenanalyse wiedergegeben. In diesem Bereich war der oxidierte Hüllrohrrest von innen nach außen von Schmelze umgeben.

Die Analysenwerte zeigen, daß in Hüllrohrreststücken 3 Zonen zu erkennen sind. Ein zentraler Streifen von ZrO_2 (St 8) ist auf beiden Seiten von α -Zr (St 7 und St 9) umgeben. Der vorher ganz aus ZrO_2 bestehende Streifen ist durch Sauerstoffentzug infolge Wechselwirkung mit der Schmelze an den Rändern zu α -Zr reduziert worden.

Oxidationsverhalten der Schmelze

Im Querschnitt in 106 mm Höhe strömte der Dampf nur noch durch das obere Loch. Die gesamte Grenzschicht dieses Loches war stark oxidiert. Abb. 11 zeigt eine rastermikroskopische Vergrößerung der in Abb. 6 mit 4 markierte Stelle. Dieser Bereich grenzt mit einer oxidierten Hüllrohrschicht gegen den Dampfkanal.

Das Balkendiagramm in der oberen Hälfte gibt die mit der Mikrosonde gewonnenen Analysenwerte für die entsprechend gekennzeichnete Position im Rasterbild. Auf dem Rasterbild ist links als schmaler dunkler Bereich der Rand des UO_2 -Pellets zu erkennen. Auf der rechten Seite gibt die weiße große Fläche den oxidierten Hüllrohrbereich wieder. Dazwischen liegen die Zonen, in der das nicht oxidierte Zircaloy beim Erreichen seiner Schmelztemperatur geschmolzen ist. Durch Wechselwirkung mit dem UO_2 hat sich eine (U,Zr,O) -Schmelze gebildet. Durch Sauerstoffdiffusion durch die Zircaloyoxidschicht wird der Sauerstoffgehalt in der in das Zirkonoxid angrenzenden Schmelzschicht so hoch, daß ihr Gefrierpunkt über die Versuchstemperatur gehoben wird. Die Abbildung zeigt, daß sich eine homogene Schicht ausgebildet hat. Die Analysenwerte an den Stellen 2 und 13 ergeben, daß diese keramische Phase als $(U,Zr)O_2$ -Mischoxid aufgebaut ist. Die Mikrosondenanalyse zeigte, daß die Schmelze, die in direktem Kontakt zum Dampf erstarrt war, die gleiche Struktur aufwies.

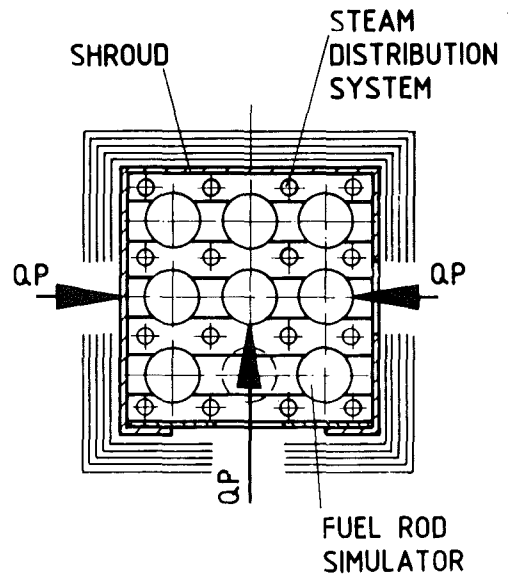
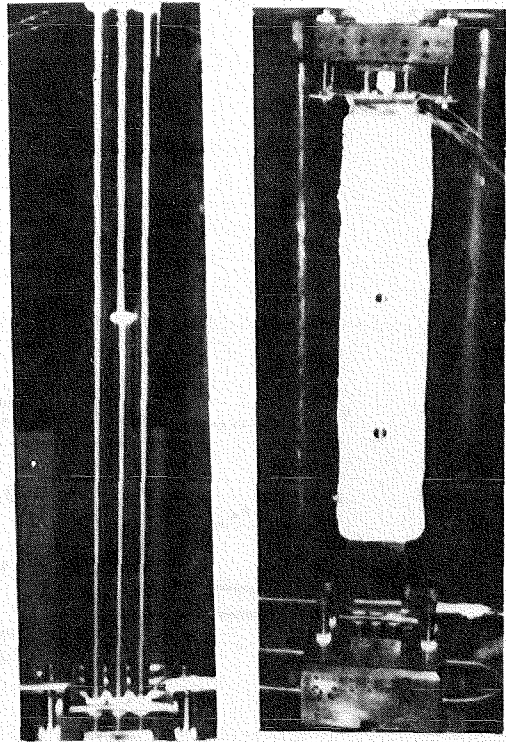
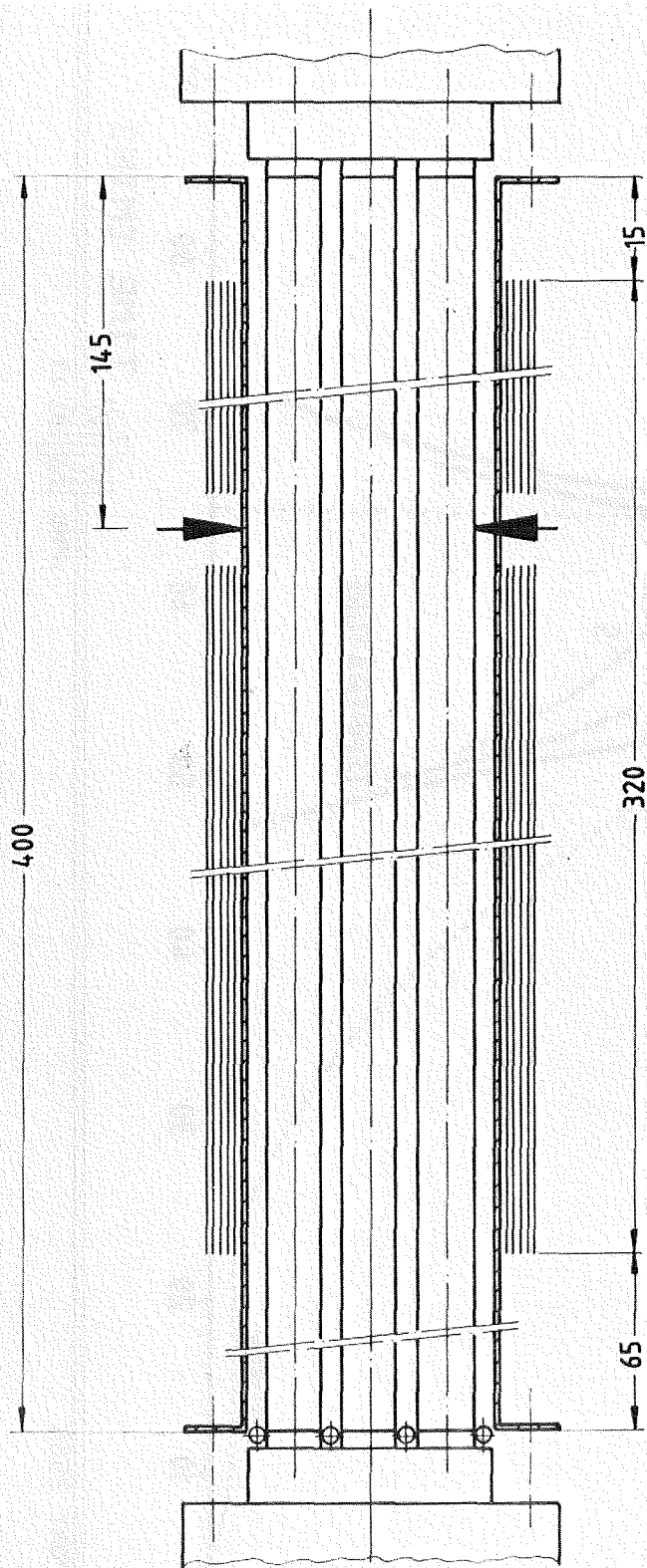
Zusammenfassung

Der Zentralstab des 3x3 Bündels eskalierte zu einer Maximaltemperatur von 2250 °C. Abfließen des geschmolzenen Zircalloys begrenzte die Eskalation. Die Betrachtung des Bündels nach dem Versuch zeigte: die Hüllen der Stäbe im mittleren axialen Stabbereich sind geschmolzen. Die Schmelze hatte den äußeren Bereich des Pellets aufgelöst, war an den Stäben hinab geflossen und war dann im unteren Bereich in einen zusammenhängenden Klumpen erstarrt. Auf dem Klumpen haben sich in der Abkühlphase abplatzende Pelletstücke in feinkörniger Schicht abgelagert.

Die Nachuntersuchungen mit dem Rasterelektronenmikroskop und der Mikrosonde gaben Information über den Auflösungsprozeß des UO₂ durch flüssiges Zircaloy und die bei der Abkühlung der Schmelze entstehenden Phasen. Von der Schmelze eingeschlossenes in der Anfangsphase des Versuchs entstandenes ZrO₂ wird von der Schmelze durch Sauerstoffentzug aufgelöst. In Kontakt mit Dampf oxidiert die Schmelze aber selber zu einem (U,Zr)O₂-Mischoxid.

Literaturverzeichnis

- /1/ A. Fiege
Severe Fuel Damage Investigations of KfK/PNS,
KfK-Bericht 3431B, Januar 1983
- /2/ S. Hagen, S.O. Peck
Temperature Escalation in PWR Fuel Rod Bundles due to the
Zircaloy/Steam Reaction: Bundle Test ESBU-1, Test Result Report,
KfK-Report 3508, 1983
- /3/ S. Hagen
"Out-of-pile Experiments on the High Temperature Behaviour of Zry 4
Clad Fuel Rods," 6th Int. Conf. on Zirconium in the Nuclear Industry,
Vancouver, British Columbia, Canada, 28 June - 1 July 1982.
- /4/ S. Hagen, S.O. Peck
Temperature Escalation in PWR Fuel Rod Simulators due to the
Zircaloy/Steam Reaction: Tests ESSI 1-3, Test Results Report,
KfK-Report 3507, 1983
- /5/ S. Hagen, S.O. Peck
Temperature Escalation in PWR Rod Simulators due to the
Zircaloy/Steam Reaction: Tests ESSI 4-11, Test Results Report,
KfK-Report 3557, 1983
- /6/ P. Hofmann, D.K. Kerwin-Peck, P. Nikolopoulos
"Physical and Chemical Phenomena associated with the Dissolution of
Solid UO₂ by Molten Zircaloy-4", 6th Int. Conf. on Zirconium in the
Nuclear Industry, Vancouver, British Columbia, Canada, 28 June -
1 July, 1982
- /7/ P. Hofmann, D.K. Kerwin-Peck
"Chemical Interaction of Zircaloy-4 with UO₂ above 1700°C under
Nonoxidizing Conditions," paper presented at the Int. Meeting on
LWR Severe Accident Evaluation, Cambridge, Massachusetts,
August 28 - September 1, 1983.



HAGEN ET AL., KFK-REPORT 3568

PNS  IT

ABB.06.01.16- 1: AXIALER UND RADIALER BUENDELQUERSCHNITT UND DIE POSITIONEN DER QUOTIENTENPYROMETER: ESBU-1

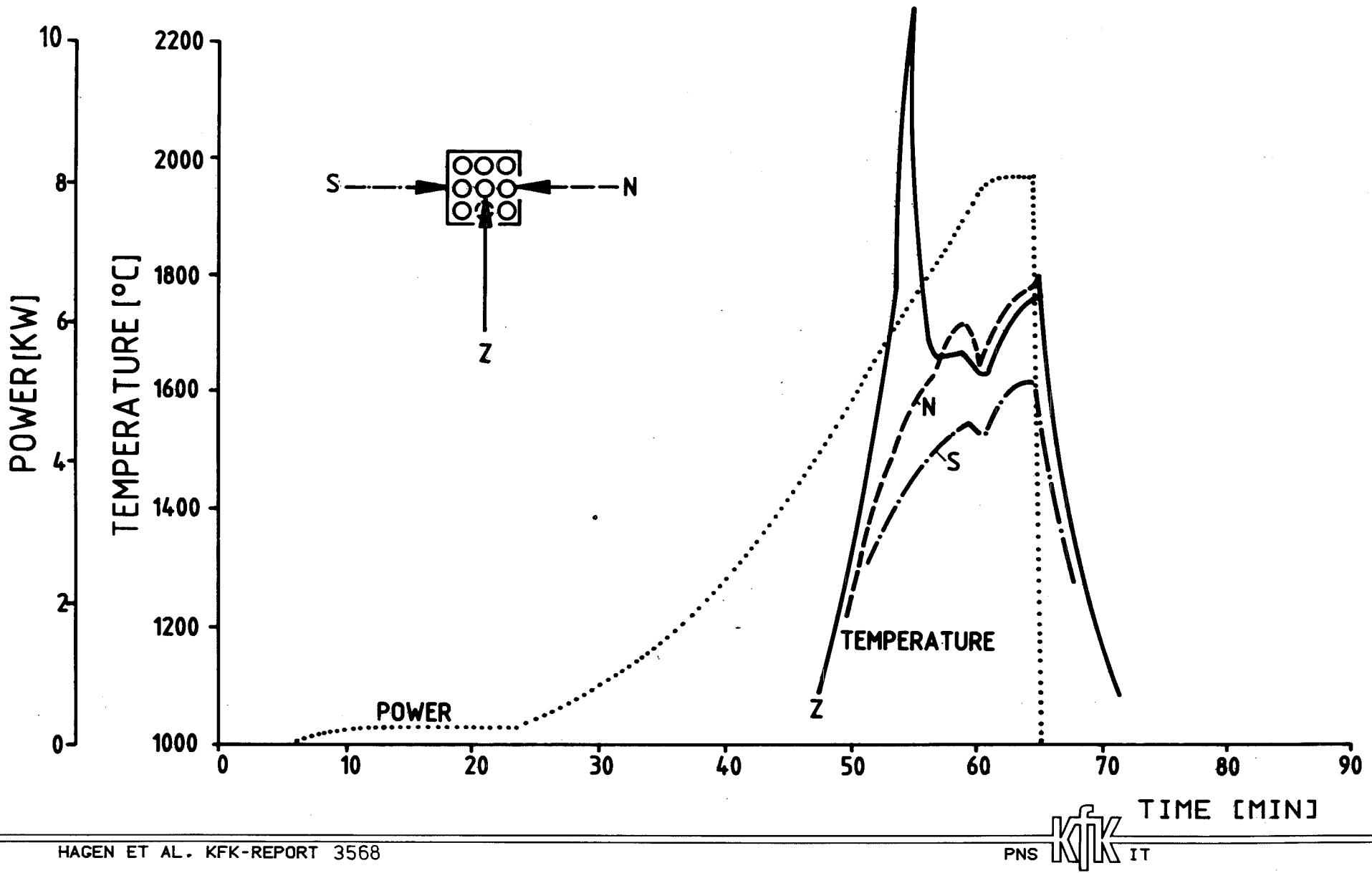
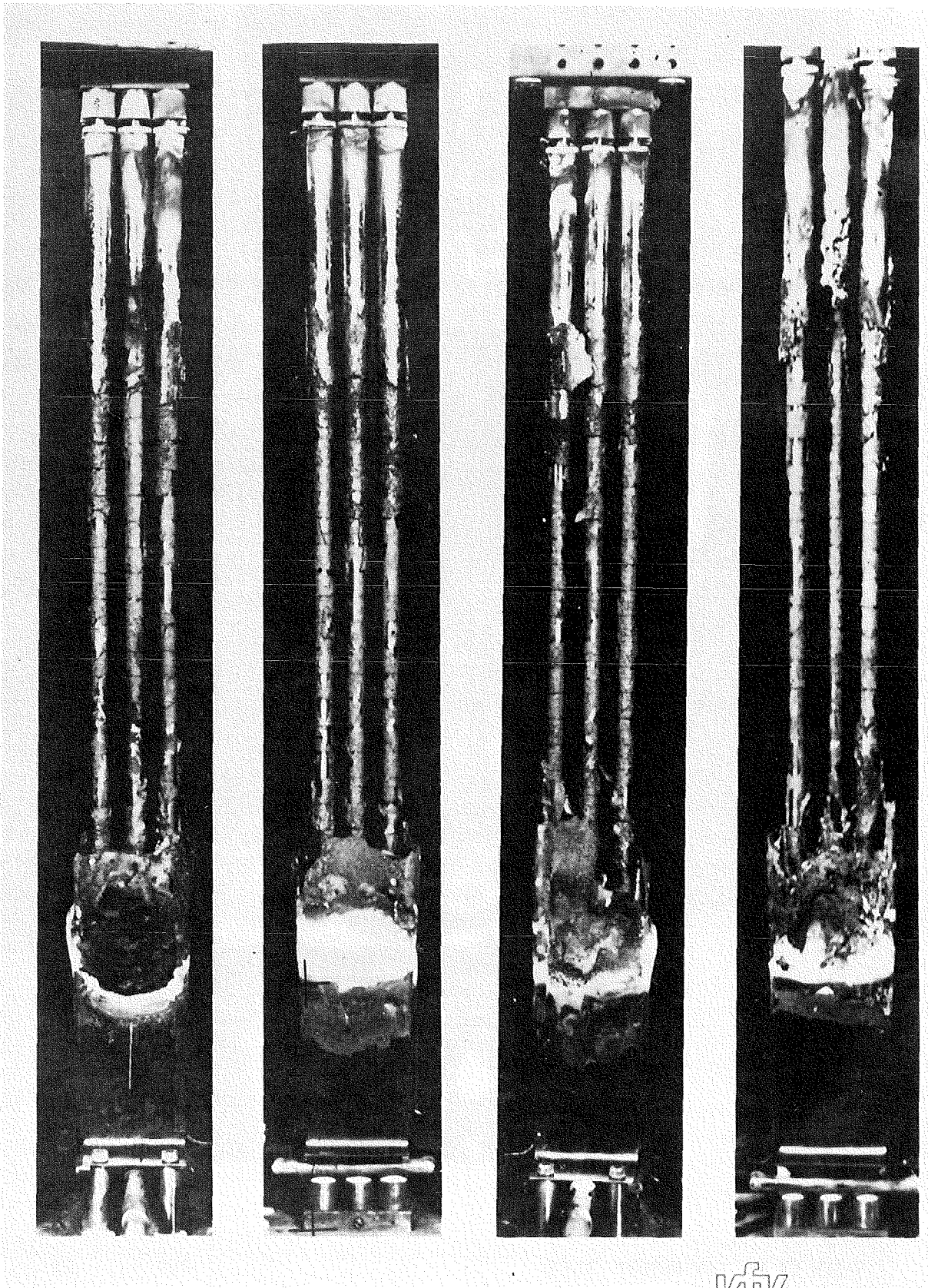


ABB.06.01.16- 2: TEMPERATUREN AM ZENTRALSTAB (Z), AM NEBENSTAB (N) UND AM DAMPFUEHRUNGSKASTEN (S) 145 MM VOM OBEREN BUENDELLENDE IM VERGLEICH ZUR ELEKTRISCHEN LEISTUNG; ESB-1



HAGEN ET AL., KFK-REPORT 3568

PNS  IT

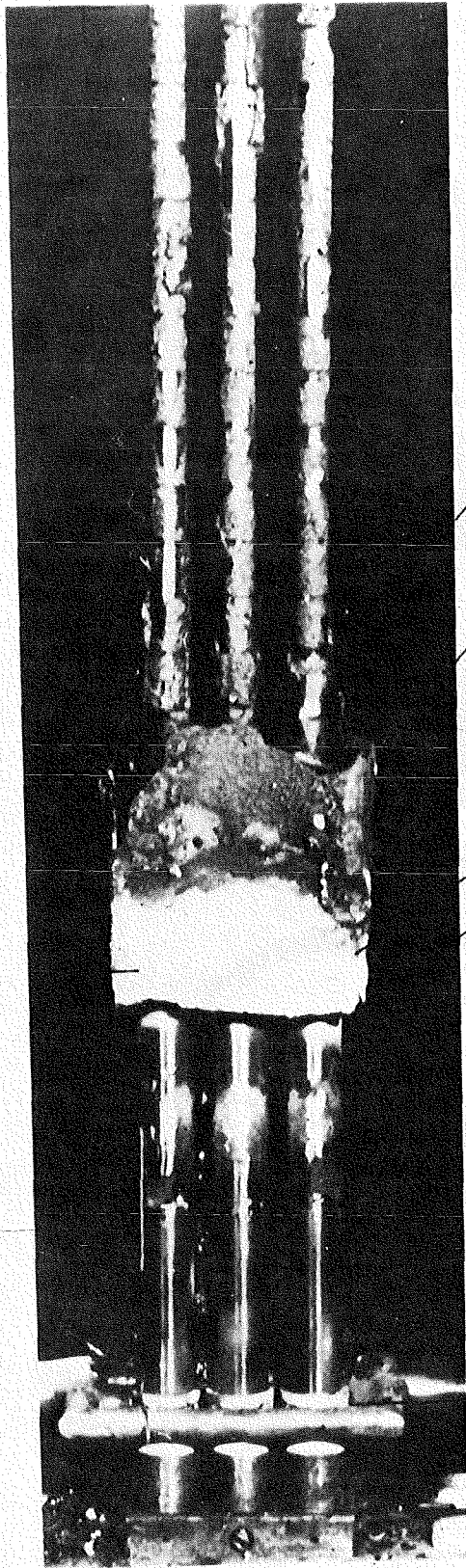
ABB.06.01.16- 3: 3x3 BUENDEL ESBU-1 NACH ENTFERNEN DER ISOLATION
UND DES DAMPFUEHRUNGSKASTENS



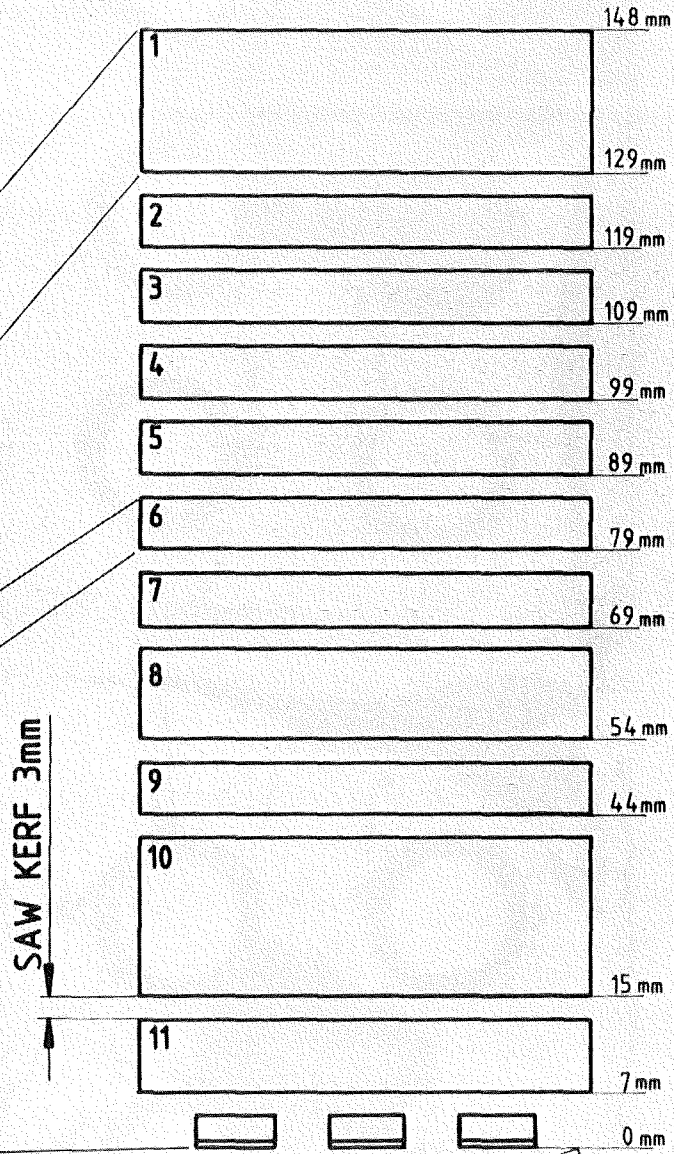
HAGEN ET AL., KFK-REPORT 3568

PNS  IT

ABB.06.01.16. 4: ERSTARRETE SCHMELZE BEIM BUENDELVERSUCH ESBU-1



3x3 BUNDLE



LOWER END OF CLADDING

ABB 06.01.16- 5: SCHEMATISCHE DARSTELLUNG DER LAGE DER QUERSCHNITTE IM BEREICH DER ERSTARRTEN SCHMELZE; ESB-1

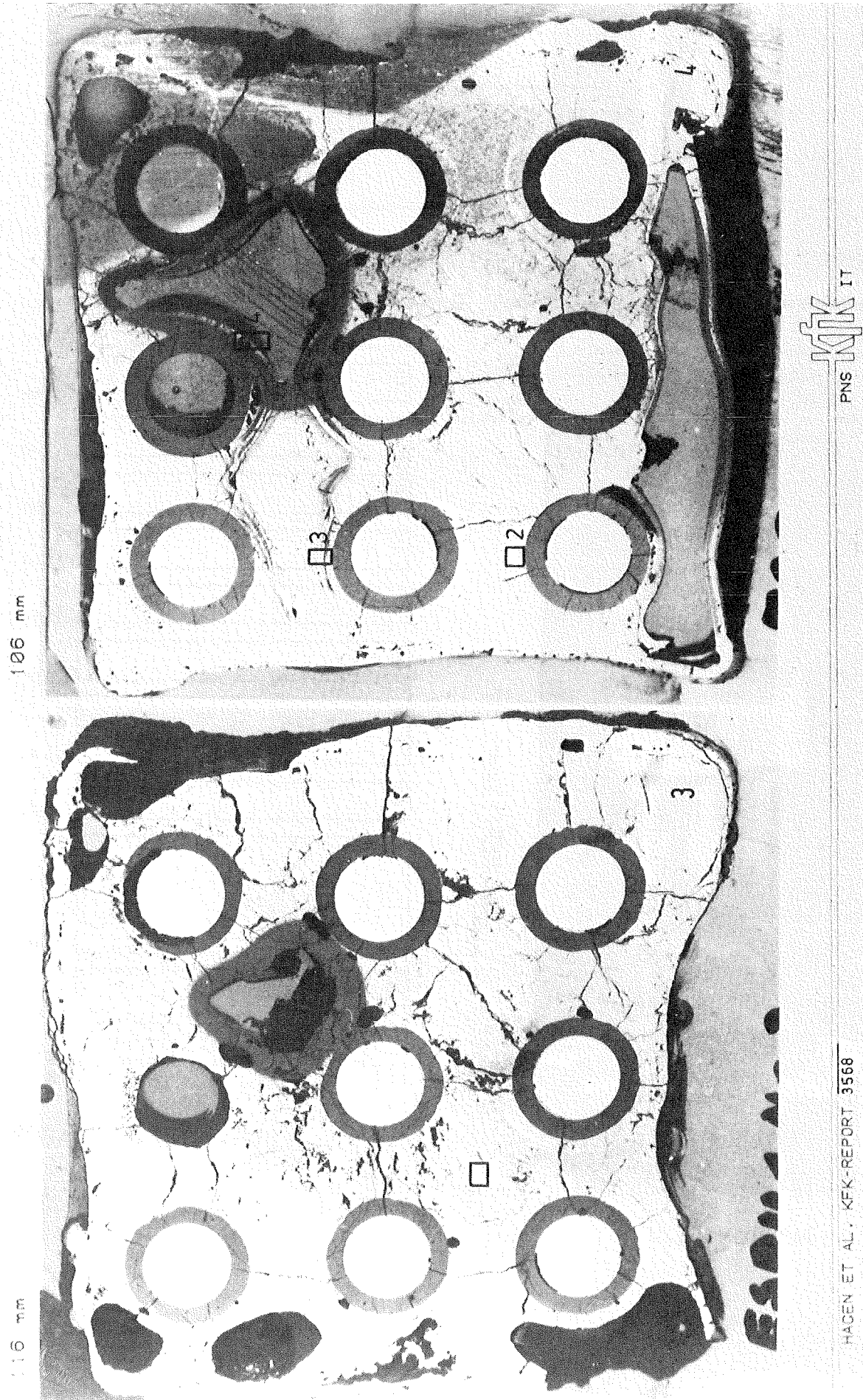


ABB. 06.01.16- 6: QUERSCHNITTE VON ESBU-1 116 UND 106 MM UEBER DEM BUENDELBODEN

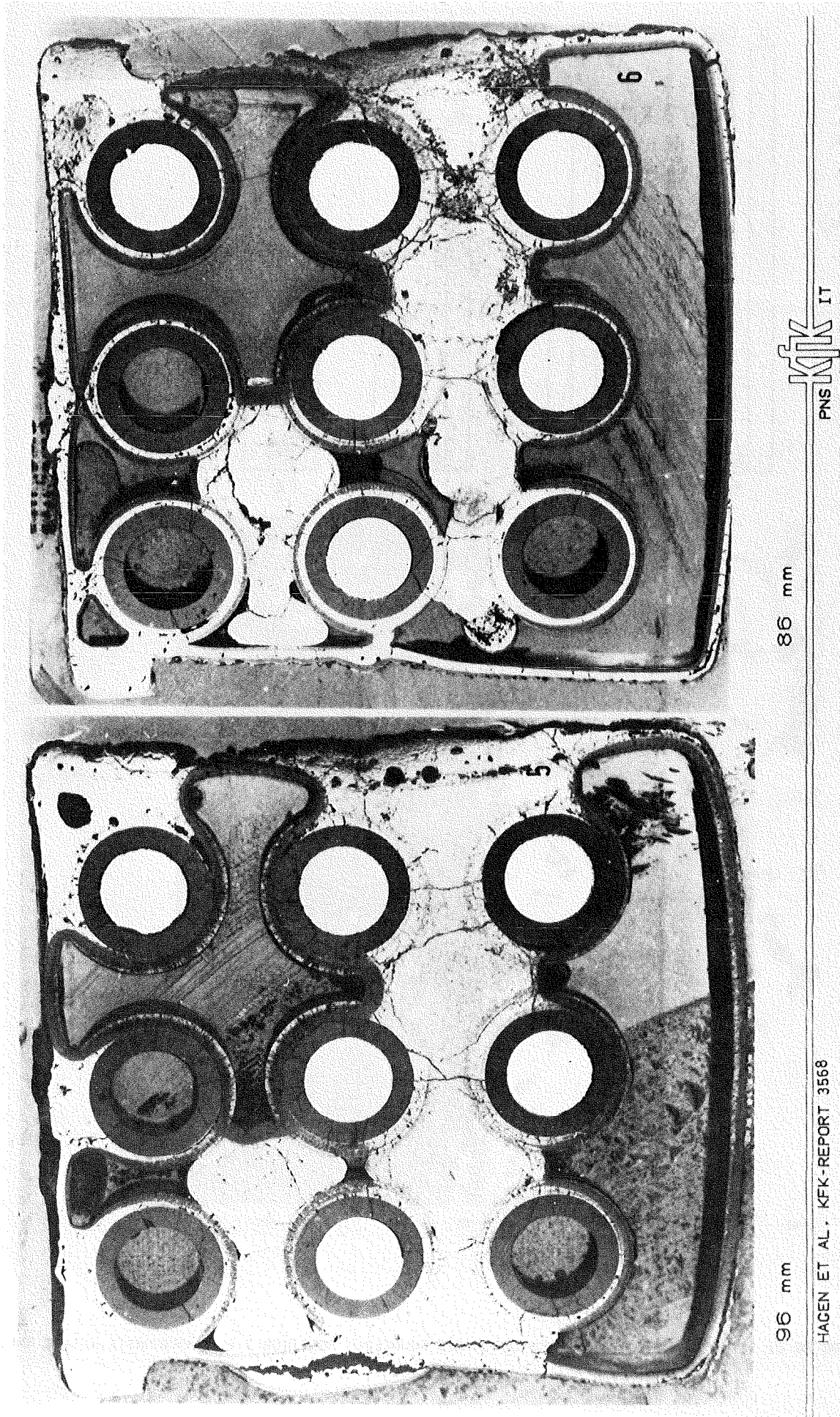


ABB.06.01.16-7: QUERSCHNITTE VON ESBU-1 96 UND 86 MM UEBER DEM BUENDELBODEN

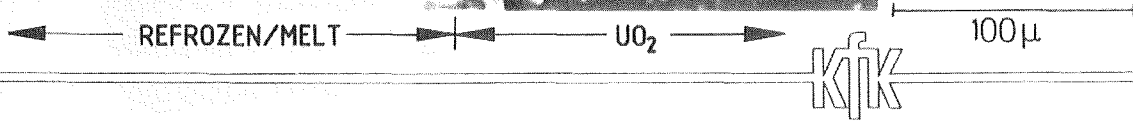
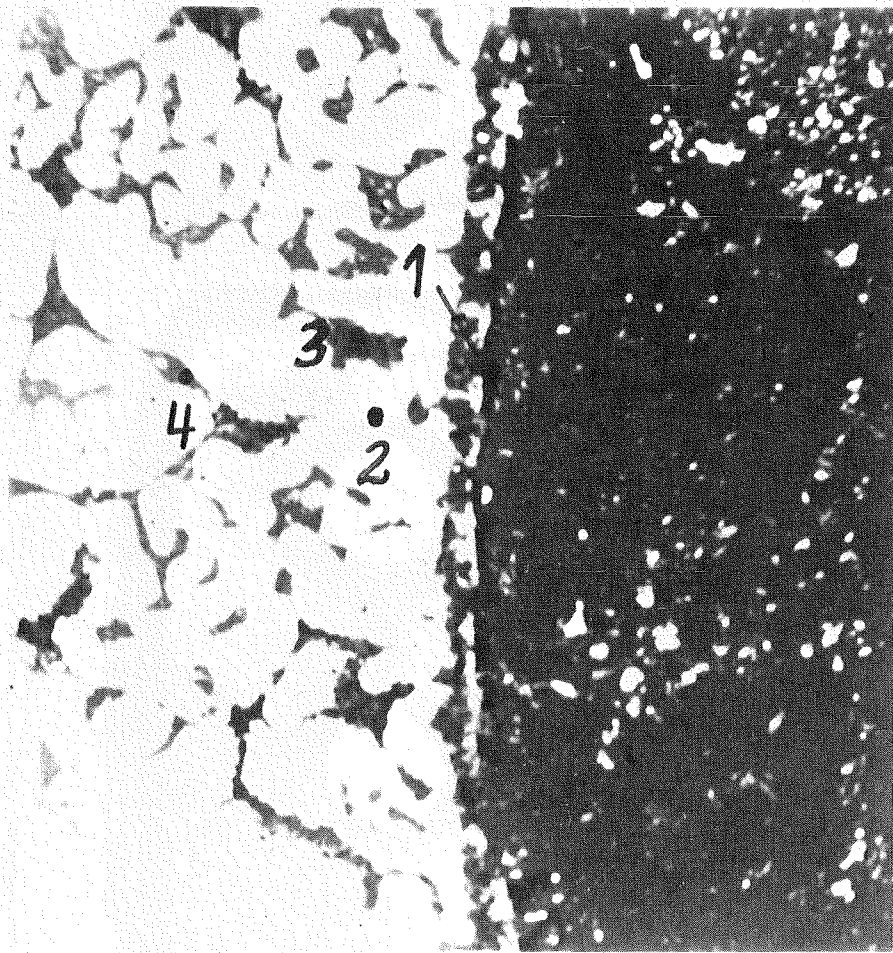
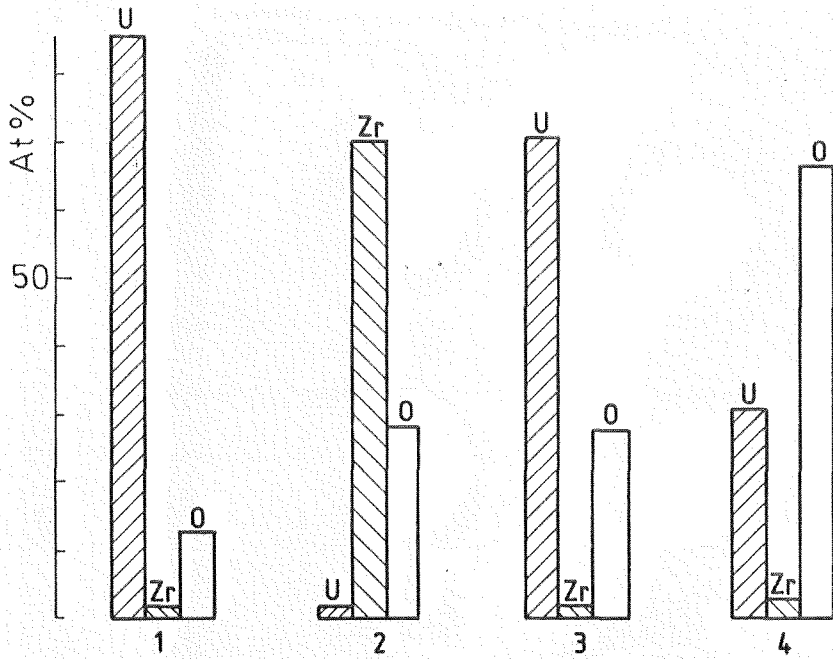
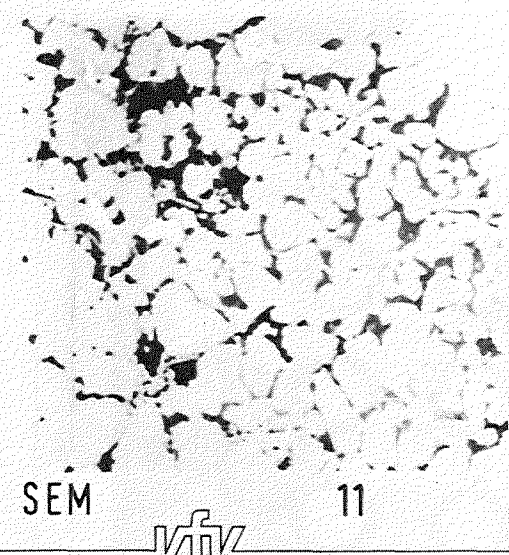
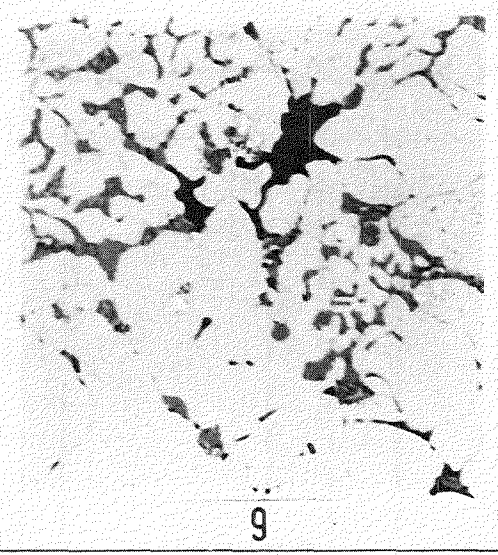
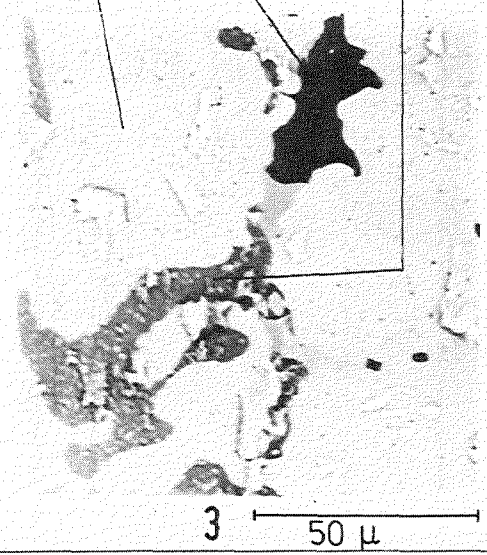
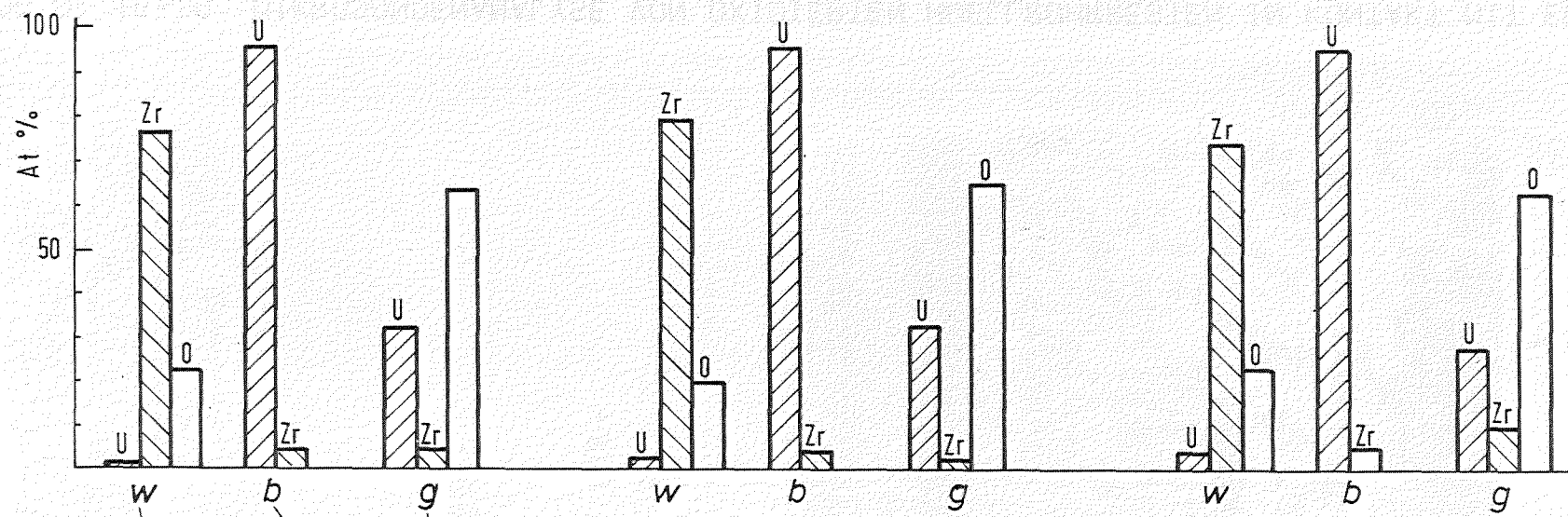


ABB.06.01.16- 9: AUFLÖSUNG VON UO₂ DURCH DIE SCHMELZE; POSITION 2 IN QUERSCHNITT 4 (106 MM):
UNKORRIGIERTE SAUERSTOFFVERTE ESBU-1



PNS **KIK** IT

ABB.06.01.16- 9: MIKROSONDENANALYSE DER 3 PHASEN IN DER ERSTARRTEN SCHMELZE; QUERSCHNITTE:3 (116 MM), 9 (51 MM) UND 11 (7 MM); KORRIGIERTE SAUERSTOFFWERTE ESB-1

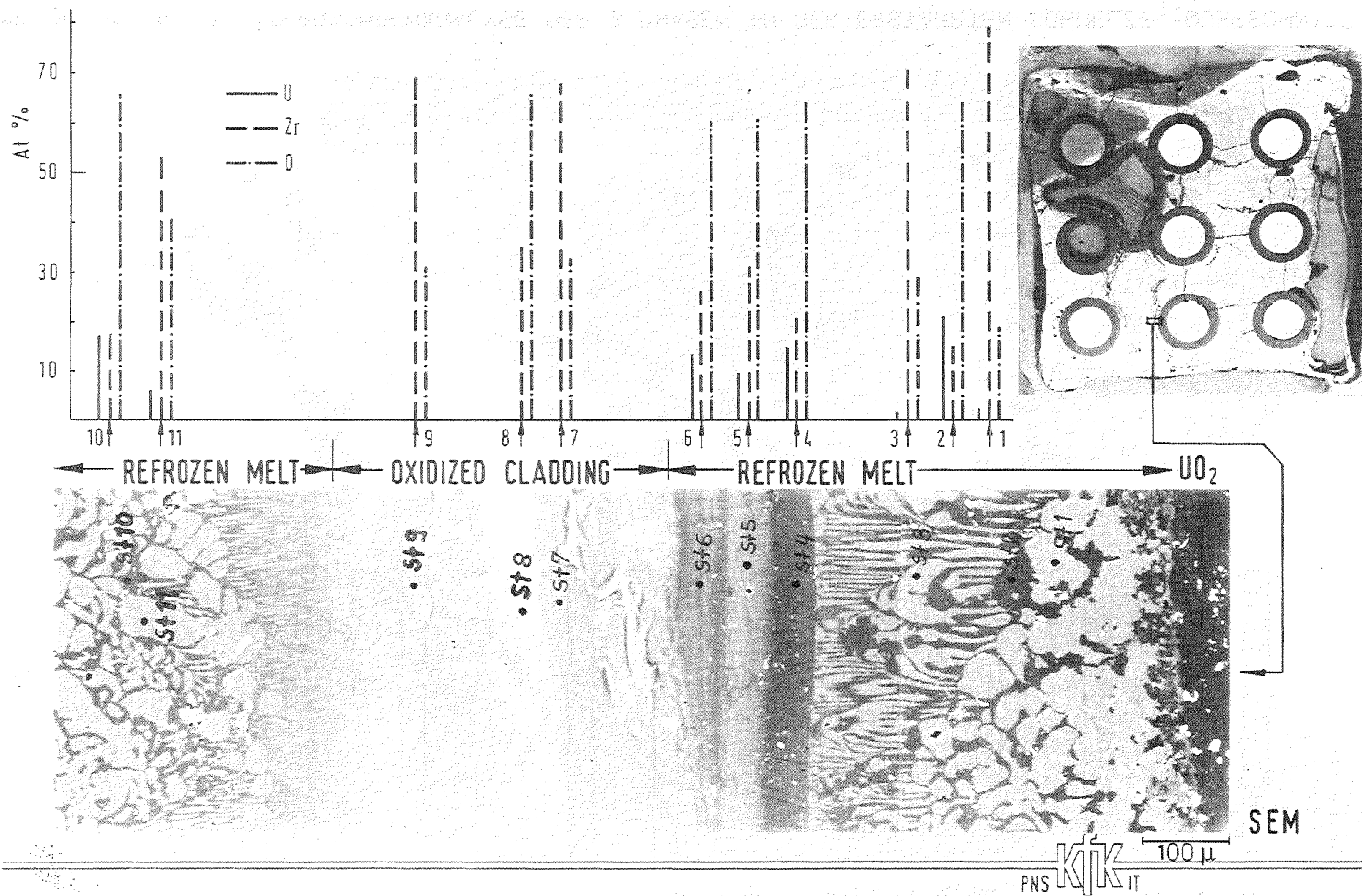
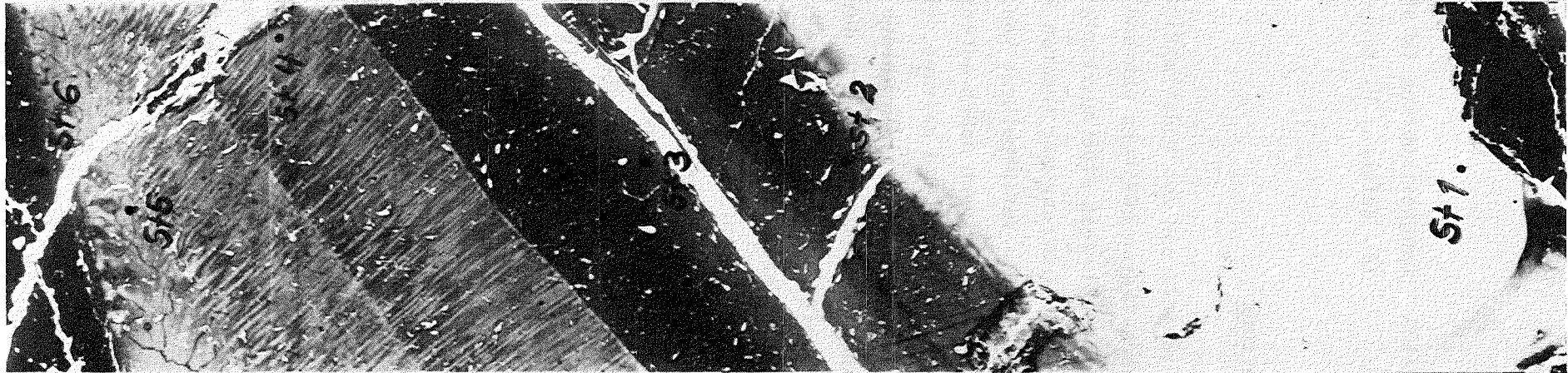
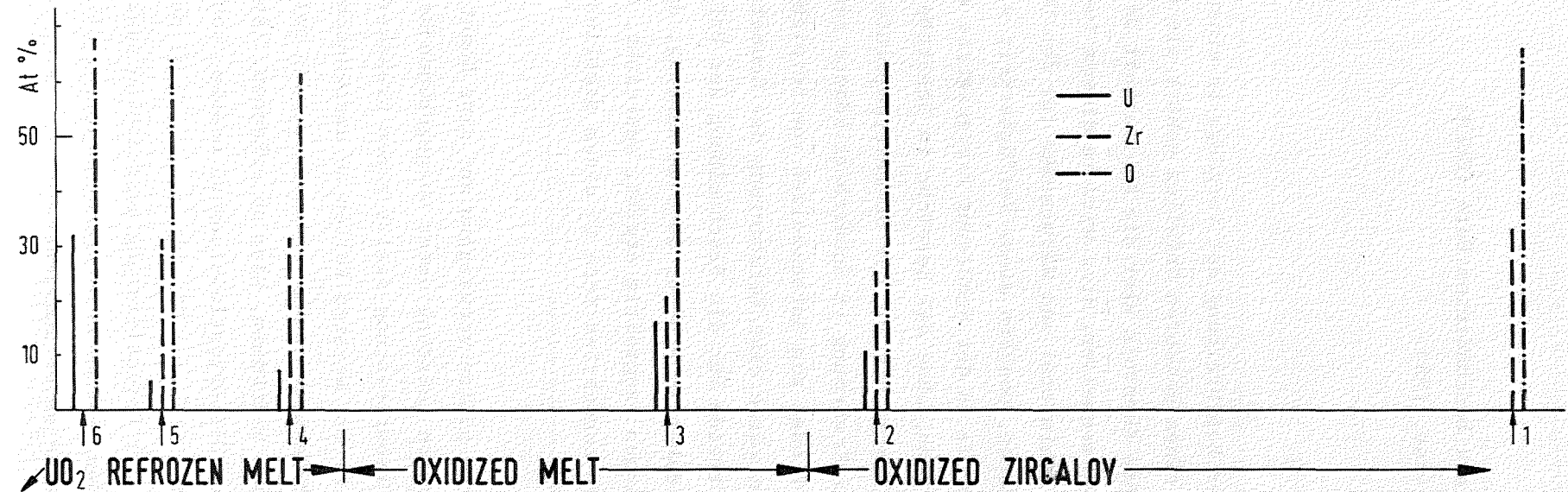


ABB.06.01.16-10: MIKROSONDENANALYSE VON OXIDIERTEN HUELLROHRRESTEN IN KONTAKT MIT ERSTARRTER SCHMELZE; POSITION 3 IM QUERSCHNITT 4 (106 MM); ESBU-1



SEM

PNS KIK IT

ABB.06.01.16.11: OXIDATION DER IM HUELLROHR EINGESCHLOSSENEN SCHMELZE POSITION 4 IM QUERSCHNITT 4 (106 MM): ESB-1

06.01.16/13A 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 axiale Druckverteilung im Schüttbett,
- die axiale Sättigungsverteilung im Schüttbett,
- die Verfolgung der Transiente, die zum Auftreten der ersten trockenen Stelle nach einer Leistungserhöhung führt,
- die Zeitabhängigkeit und die Richtung der Ausdehnung der trockenen Zone.

Das Forschungsvorhaben zielt auf das Verständnis der Dryoutmechanismen und deren Modellierung durch Gewinnung und Auswertung solcher Zusatzinformationen in Dryoutexperimenten.

Im Rahmen des Vorhabens wurden im Berichtszeitraum folgende Arbeiten durchgeführt:

Arbeiten zur modellmäßigen Beschreibung des Dryout:

- Erweiterung des Modells zur Beschreibung des Dryout-Ortes auf Fälle, in denen die Kapillarwirkung eine Rolle spielt.
- Vergleich dieses Modells mit veränderter spezifischer Permeabilität mit experimentellen Ergebnissen.
- Entwicklung eines quasistationären Modells zur Beschreibung der Vor-Dryout-Transiente.

Arbeiten an Versuchseinrichtungen:

- Entwurf und Konstruktion einer vielseitig verwendbaren Teststrecke für Dryout-Versuche in tiefen Betten mit variablem Zufluß von unten.
- Vorversuche für ein Verfahren zur Sättigungsmessung.

2. Arbeiten zur modellmäßigen Beschreibung des Dryout

2.1 Modell zur Berechnung des Dryout-Ortes

2.11 Verallgemeinerung des Modells

Das im Jahresbericht 1982 /1/ beschriebene Modell zur Berechnung der Höhenposition des Ortes im Bett, an dem bei einem Dryout die erste Überhitzung der Bettpartikel auftritt, basierte auf dem Modell von Lipinski /2/ in der vereinfachten Form für Fälle, bei denen die Kapillarwirkung vernachlässigt werden kann (große Partikel, tiefe Betten). In diesem Sonderfall können die Dryout-Wärmestromdichte und die zugehörige Sättigungsverteilung durch die Lösung von quadratischen Gleichungen berechnet werden. Wie in /1/ gezeigt wurde, kann der Dryout-Ort gefunden werden, indem man den Verbrauch des Reservoir-Wassers

während der Vor-Dryout-Transiente in der Gleichung wie eine Bodeneinspeisung für die obere Bettzone behandelt. Man erhält dabei für jede fiktive Bodeneinspeisung w_r jeweils zusammengehörige Werte für die Dryout-Wärmestromdichte und den Dryout-Ort als dem Ort, an dem sich zuerst die Sättigung $s = 0$ einstellt. Für $w_r = 0$ ergibt sich die kleinste Wärmestromdichte, bei der ein Dryout entsteht, und dieser tritt am Boden des Bettes auf; für größere w_r beginnt der Dryout weiter oben im Bett. Um dies zu veranschaulichen, ist in Abb. 1 die Sättigungsverteilung für $w_r = 0,2 \text{ kg/m}^2\text{s}$ und für den Augenblick des ersten Austrocknens in einem Bett aus 3 mm-Partikeln dargestellt.

Bei kleinen Partikel und/oder flachen Betten spielen die Kapillarkräfte eine nicht zu vernachlässigende Rolle. Wenn man sie in die Berechnung einbezieht, sind nach /2/ Wärmestromdichte, Sättigung und Bodeneinspeisung über eine Differentialgleichung erster Ordnung miteinander verknüpft, zu deren Lösung ein numerisches Verfahren benutzt werden muß. Wie im vereinfachten Fall ohne Kapillarkräfte wurde auch hier der Verbrauch von Reservoir-Flüssigkeit in der Gleichung durch eine fiktive Bodeneinspeisung simuliert; um eine Wiederholung zu vermeiden, sei hier auf Gl. (10) in Kapitel 2.2 verwiesen, wo dieselbe Gleichung für die Berechnung des zeitlichen Verlaufs der Vor-Dryout-Transiente verwendet wird, während hier nur der Endpunkt (erste Überhitzung) interessiert. Auch für diesen allgemeinen Fall mit Kapillarwirkung kann für jeden vorgegebenen Wert w_r der fiktiven Bodeneinspeisung die Dryout-Wärmestromdichte berechnet werden; zugleich erhält man die axiale Sättigungsverteilung, die in Abb. 2 für $w_r = 0,2 \text{ kg/m}^2\text{s}$ und auch sonst gleiche Parameter wie bei Abb. 1 dargestellt ist. Mit w_r gibt man einen Dryout-Ort vor und beginnt daher bei der Lösung der Differentialgleichung mit dem Randwert $s = 0$ für $z = w_r \cdot h_{1,v}/q'''$ und integriert von dort nach oben und unten; man sucht für jedes w_r nach der kleinsten Wärmestromdichte $q'' = q''' H_b$, für die an keiner Stelle des Bettes $s > 1$ wird.

Auch hier kann man wie oben aus einer Vielzahl solcher Rechnungen die Abhängigkeit des Dryout-Ortes von der normierten Wärmestromdichte q''/q_c'' ermitteln, wobei q''/q_c'' angibt, um wieviel die jeweilige Wärmestromdichte den kritischen Wert für das betrachtete Bett überschreitet. Dies ist für die genannten Beispiele in Abb. 3 erfolgt und zeigt, wie zu erwarten, daß wegen des relativ großen Teilchendurchmessers sich der berechnete Dryout-Ort nur wenig ändert, wenn die Kapillarwirkung berücksichtigt wird. Die gleiche Abhängigkeit ist in Abb. 4 für ein Bett aus 0,5 mm-Partikeln bei sonst unverän-

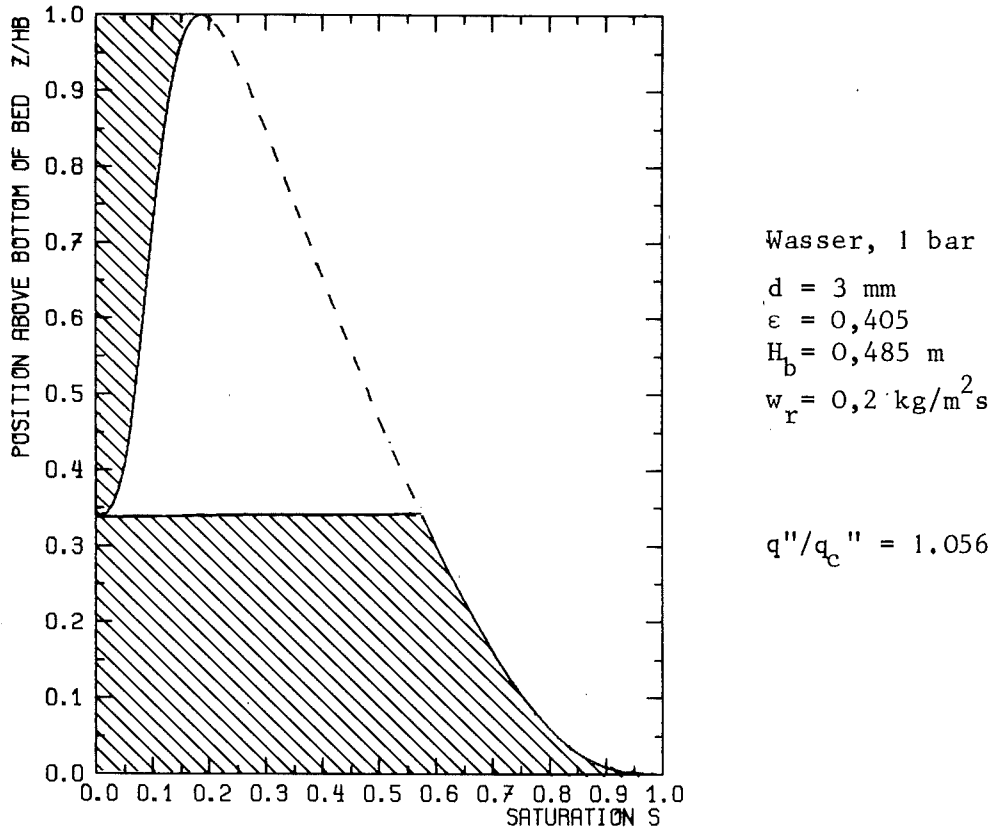


Abb. 1 Sättigungsverteilung bei vernachlässigter Kapillarwirkung im Zeitpunkt des Auftretens der ersten trockenen Stelle

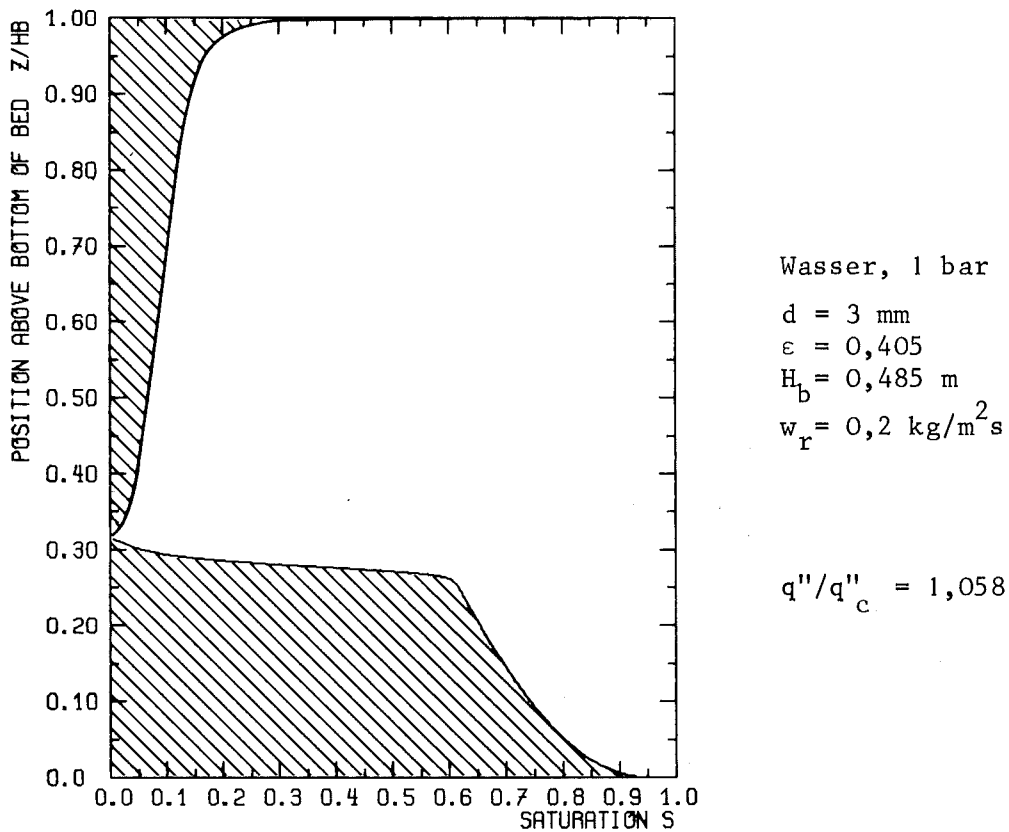


Abb. 2 Sättigungsverteilung bei berücksichtigter Kapillarwirkung im Zeitpunkt des Auftretens der ersten trockenen Stelle

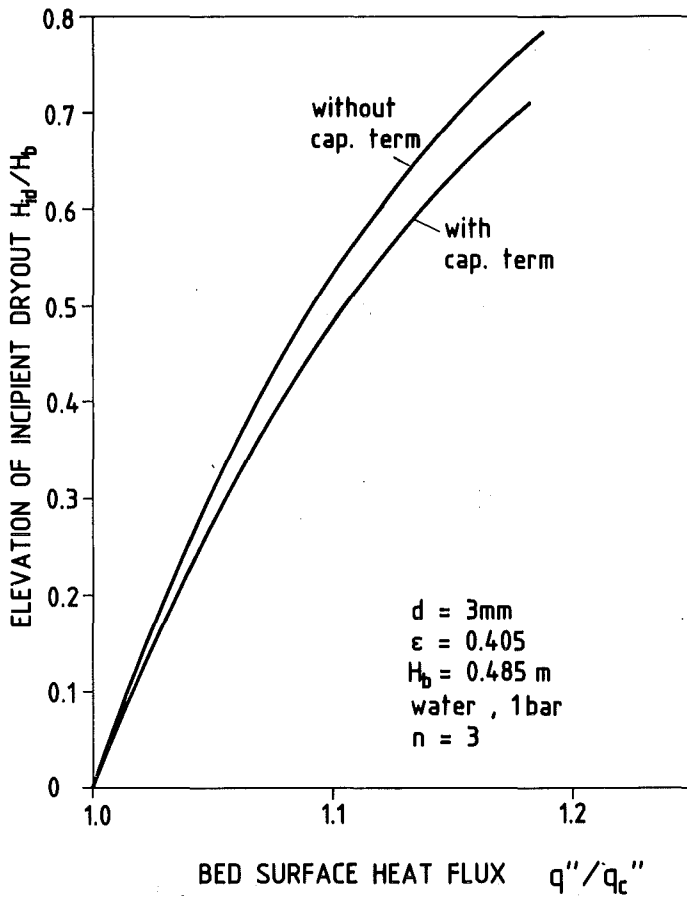


Abb. 3
Einfluß des Kapillar-Gliedes
auf den berechneten Ort
bei groben Partikeln

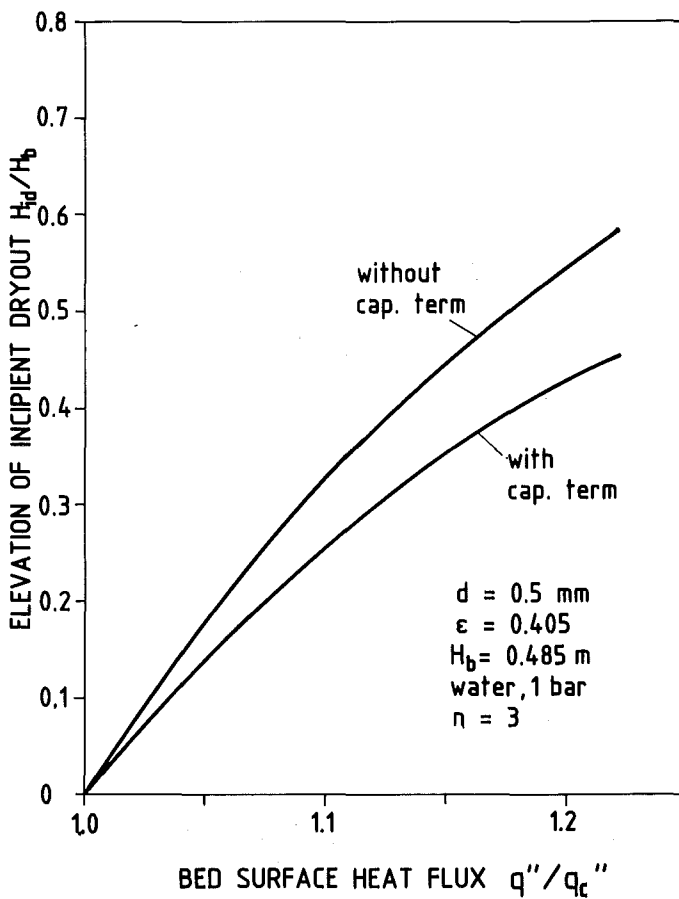


Abb. 4
Einfluß des Kapillar-Gliedes
auf den berechneten Ort
der ersten trockenen Stelle
bei feinen Partikeln

derten Parametern aufgetragen; es wird deutlich, daß bei den kleineren Partikeln die Kapillarwirkung einen stärkeren Einfluß auf den Dryout-Ort hat und nicht vernachlässigt werden darf und daß der Dryout-Ort weniger empfindlich von q''/q_c'' abhängt.

2.1.2 Vergleich der Modellaussage über den Dryout-Ort mit experimentellen Ergebnissen

In /1/ war eine qualitativ richtige aber quantitativ unbefriedigende Übereinstimmung zwischen dem damaligen Modell und den experimentellen Werten festgestellt worden. Damals enthielt das Modell nicht nur die Vernachlässigung der Kapillarkräfte, von deren Einbeziehung aber nur eine kleine Veränderung in Richtung auf die Meßpunkte erwartet wurde; es enthielt auch im Ausdruck für die relativen Permeabilitäten im turbulenten Bereich $\eta_l = s^n$ und $\eta_v = (1-s)^n$ den von /2/ übernommenen Exponenten $n = 3$. Inzwischen haben Experimente /3,4/ und eine Ableitung von Reed /5/ die damals geäußerte Vermutung bestätigt, daß mit $n \approx 5$ der Reibung der beiden Phasen aneinander im turbulenten Bereich besser Rechnung getragen wird.

Mit $n = 5$ und unter Berücksichtigung der Kapillarwirkung ergibt das Modell für den Dryout-Ort eine Abhängigkeit von der normierten Wärmestromdichte, wie sie in Abb. 5 als durchgezogene Linie (Modell 1983) mit den Meßwerten für eine Betthöhe von 0,485 m verglichen ist. Da aus meßtechnischen Gründen eine obere Einhüllende um die Meßwerte das experimentelle Ergebnis am besten repräsentiert, ist die Übereinstimmung mit der Modellkurve sehr gut. Die unterbrochene Kurve (Modell 1982) zeigt zum Vergleich das Ergebnis der früheren Modellrechnung aus /1/.

2.2 Quasistationäres Modell zur Berechnung der Vor-Dryout-Transiente

In einem Schüttbett mit inneren Wärmequellen, das auf einem für das Kühlmittel undurchlässigen Boden ruht und mit Kühlmittel von Sättigungstemperatur benetzt und überschichtet ist, erzeugt die freigesetzte Wärmeleistung Dampf und verläßt das Bett als Verdampfungswärme in einem Dampfstrom nach oben. Der Dampfstrom ist am Boden des Bettes Null und hat am oberen Rand des Bettes sein Maximum. Der Dampf nimmt von dem freien Porenquerschnitt zwischen den Partikeln einen Anteil ein, der von der Größe des Dampfstroms abhängt und daher mit dem Dampfstrom von unten nach oben wächst. Der jeweils nicht vom

Dampfstrom beanspruchte Rest des Porenquerschnitts ist mit Flüssigkeit gefüllt und wird Sättigung s genannt; s wird demgemäß von unten nach oben kleiner. Da im Querschnittsanteil s unter stationären Bedingungen derjenige Flüssigkeitsdurchsatz abwärtsströmen muß, der zur Verdampfung gebraucht wird, darf s einen von der Wärmestromdichte abhängigen Wert nicht unterschreiten, wenn Flüssigkeitsmangel in tiefer liegenden Bereichen des Bettes vermieden werden soll. Weil Flüssigkeitsmangel zum Austrocknen (Dryout) solcher Bettbereiche führt, ist die axiale Sättigungsverteilung und insbesondere ihr Minimum der Schlüssel zur Beurteilung der Bedingungen, unter denen Dryout auftritt.

Wenn die Wärmestromdichte an der Oberfläche des Bettes einen kritischen Wert q''_c überschreitet, mit dem die Bedingungen für das Auftreten von Dryout erfüllt werden, dann entsteht, wie in /1/ gezeigt wurde, nicht sofort eine trockene Stelle, sondern im Bett noch vorhandene Flüssigkeit (Reservoir-Flüssigkeit) muß zunächst verdampft werden; erst danach kann die Sättigung an einer Stelle, die nicht mehr von nachströmender Flüssigkeit von oben erreicht wird, Null werden. Während dieser Vor-Dryout-Transiente, die vom Überschreiten der kritischen Dryout-Wärmestromdichte bis zum Auftreten der ersten trockenen Stelle dauert, findet eine starke Veränderung des axialen Sättigungsprofils statt, die im Experiment beobachtet werden konnte.

In /1/ wurde ein Modell beschrieben, das mit Hilfe einer quasistationären Betrachtung erlaubt, den Zustand am Ende dieser Vor-Dryout-Transiente und damit den Ort des ersten Dryout zu berechnen; dieses Modell ist später durch eine Berücksichtigung der Kapillarkräfte in seiner Anwendbarkeit erweitert worden (siehe Kap. 2.1.1).

In den folgenden Abschnitten wird gezeigt, wie es möglich ist, auch den Verlauf der Vor-Dryout-Transiente durch ein ähnliches Verfahren in quasistationären Schritten näherungsweise zu berechnen und damit nicht nur den Dryout-Ort sondern auch die zeitabhängige Sättigungsänderung vorherzusagen. Ein Vergleich dieser rechnerischen Vorhersage mit experimentellen Ergebnissen aus /1/ dient einer Verifizierung des zugrundeliegenden Dryout-Modells.

2.2.1 Qualitative Beschreibung der Vor-Dryout-Transiente

Jede Änderung der Wärmestromdichte q'' verursacht im Bett eine Änderung der Sättigungsverteilung. Wenn die Wärmestromdichte einen kritischen Wert q_c'' , der gerade noch nicht zu einem Dryout geführt hat, übersteigt ($q_c''/q_c'' > 1$), dann wird dadurch eine Sättigungstransiente (Vor-Dryout-Transiente) ausgelöst, die in zwei qualitativ unterschiedliche Vorgänge zu unterteilen ist:

a) Der Flüssigkeitsgehalt des Bettes reagiert auf eine Erhöhung von q''/q_c'' mit einer fast sofortigen "schnellen Änderung" seiner Sättigungsverteilung, denn der plötzlich vergrößerte Dampfstrom beansprucht mehr Querschnittsfläche zum Verlassen des Bettes. Darauf wurde bereits in /1/ für den Fall vernachlässigbarer Kapillarkräfte hingewiesen und die Abb. 6 wird hier noch einmal verwendet, um den Vorgang zu veranschaulichen. Die schnelle Änderung entspricht der Verschiebung des rechten Astes der Kurve im Teilbild ① von Abb. 6 nach links. Diese schnelle Änderung wird in den voll transienten Modellen /6, 7/ als eine nach oben laufende Schockwelle beschrieben. Der größte Teil der überschüssigen Flüssigkeit wird dabei nach oben aus dem Bett ausgetrieben; nur ein sehr kleiner Anteil verdampft während der Dauer des Auswurfs. Diese Art der schnellen Änderung findet nach jeder plötzlichen Erhöhung der Wärmestromdichte statt.

b) Für Wärmestromdichten über einem bestimmten Grenzwert (q_c'' für den Fall vernachlässigbarer Kapillarkräfte) ist die schnelle Änderung nicht die einzige Antwort der Sättigungsverteilung auf eine Leistungsänderung. Die neue Sättigungsverteilung nach der schnellen Änderung läßt dann nicht mehr so viel Flüssigkeit von oben in das Bett nachströmen, wie dort zur Abfuhr der freigesetzten Wärme verdampft wird. Deshalb ergibt sich eine zweite relativ "langsame Änderung" der Sättigungsverteilung, während die zusätzlich benötigte Flüssigkeit aus dem Flüssigkeitsreservoir im Bett entnommen wird. Im Falle vernachlässigbarer Kapillarkräfte befindet sich dieses Reservoir zwischen den beiden Ästen der Sättigungskurve (② in Abb. 6). Für $q''/q_c'' < 1$ stellt der rechte Ast der Kurve die relevante Lösung dar, weil das Reservoir mit Flüssigkeit gefüllt ist und das System keine Veranlassung hat, etwas daran zu ändern. Für $q''/q_c'' > 1$ wird der linke Ast relevant, weil das Bett, das von oben nicht ausreichend nachgespeist wird, Flüssigkeit aus dem Reservoir verdampft; dadurch entsteht eine Stufe in der Sättigungsverteilung (② in Abb. 6), die sich mit dem Verbrauch der Reservoir-Flüssigkeit nach unten bewegt.

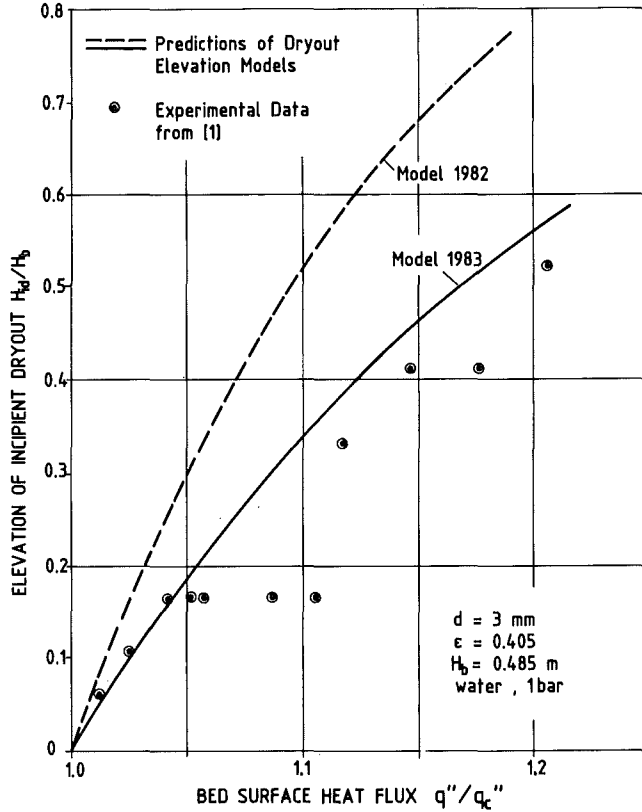


Abb. 5
 Dryout-Ort in Abhängigkeit von der normierten Wärmestromdichte. - Vergleich zwischen Rechnung und Experiment

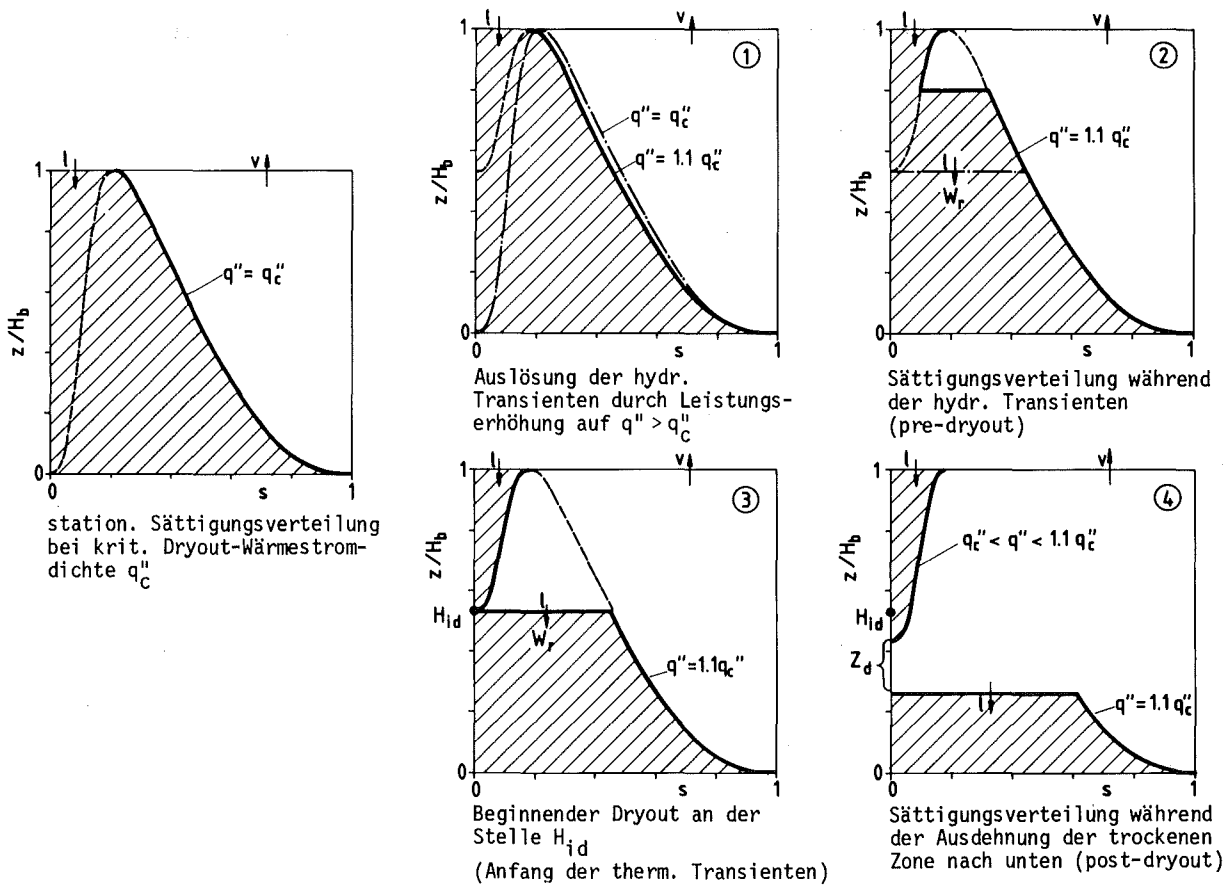


Abb. 6 Veränderung der Sättigung während der Dryout-Transiente in einem von oben mit Flüssigkeit versorgten Bett bei vernachlässigter Kapillarwirkung

Während der Verdampfung der Reservoir-Flüssigkeit, ist die Sättigung an keiner Stelle des Bettes $s = 0$, d.h. es gibt noch keine trockene Stelle, obwohl vom Beginn der Transiente an die kritische Dryoutwärmestromdichte überschritten ist. Erst wenn die Sättigungsstufe das untere Ende des linken Astes bei der Position H_{1d} (in ③ der Abb. 6) erreicht hat, tritt dort mit $s = 0$ die erste trockene Stelle auf und wird im weiteren Verlauf der Transiente eine trockene Zone (④ in Abb. 6).

Die Sättigungsverteilungen in Abb. 6 repräsentieren die Lösung einer quadratischen Gleichung, die sich aus den stationären Erhaltungssätzen für Impuls, Masse und Energie ohne Berücksichtigung des Kapillarterms ergibt /2/. Wenn man den Kapillarterm einbezieht, ergibt sich eine Differentialgleichung /2/, die zunächst nur ein Feld von Sättigungsgradienten ds/dz beschreibt, wie es für das Beispiel eines Bettes aus 0.5 mm-Partikeln in Abb. 7 dargestellt ist. Dieses Feld enthält alle möglichen Lösungen der Differentialgleichung (Gl. 10) und seine Betrachtung hilft, die Gleichung in ihrem physikalischen Gehalt zu verstehen und angemessene Lösungen zu finden. Die Sättigungsverteilung für den Sonderfall vernachlässigbar kleiner Kapillarkräfte kann man leicht erkennen, wenn man die Punkte mit vertikalen Gradienten ($ds/dz = 0$) verbindet, wie das mit der unterbrochenen Linie in Abb. 8 geschehen ist. Jede Lösung der Differentialgleichung, die den Gradienten von Punkt zu Punkt folgt, hängt von den vorgegebenen Randwerten ab. Solche Randwerte sind, wenn dem Bett Flüssigkeit überschichtet ist, $s = 1$ (oder etwas kleiner) am oberen Rand des Bettes und für den Fall $q''/q''_c = 1$ zusätzlich auch $s = 0$ am Boden des Bettes; die durchgezogenen Linien R bzw. L ergeben sich als die entsprechenden Sättigungsverteilungen, wenn die Gleichung numerisch gelöst wird. L hat dieselbe physikalische Bedeutung, wie der linke Ast der Kurve in Abb. 6 ⑤. R ist die Sättigungsverteilung für eine Wärmestromdichte, die extrem nahe bei und praktisch gleich q_c ist, wenn q_c von unten angenähert wird. Die Fläche zwischen R und L repräsentiert, ähnlich wie in Abb. 6, das Flüssigkeitsreservoir, das während einer Vor-Dryout-Transiente verdampft werden kann.

Ein Modell zur Berechnung der langsamen Sättigungsänderung, dem maßgeblichen Teil der Vor-Dryout Transient, aus einer Folge von quasistationären Schritten bis hin zum Auftreten der ersten trockenen Stelle wird im nächsten Kapitel beschrieben; die Genauigkeit dieser Näherung an das transiente Verhalten wird in Kapitel 2.2.3 diskutiert.

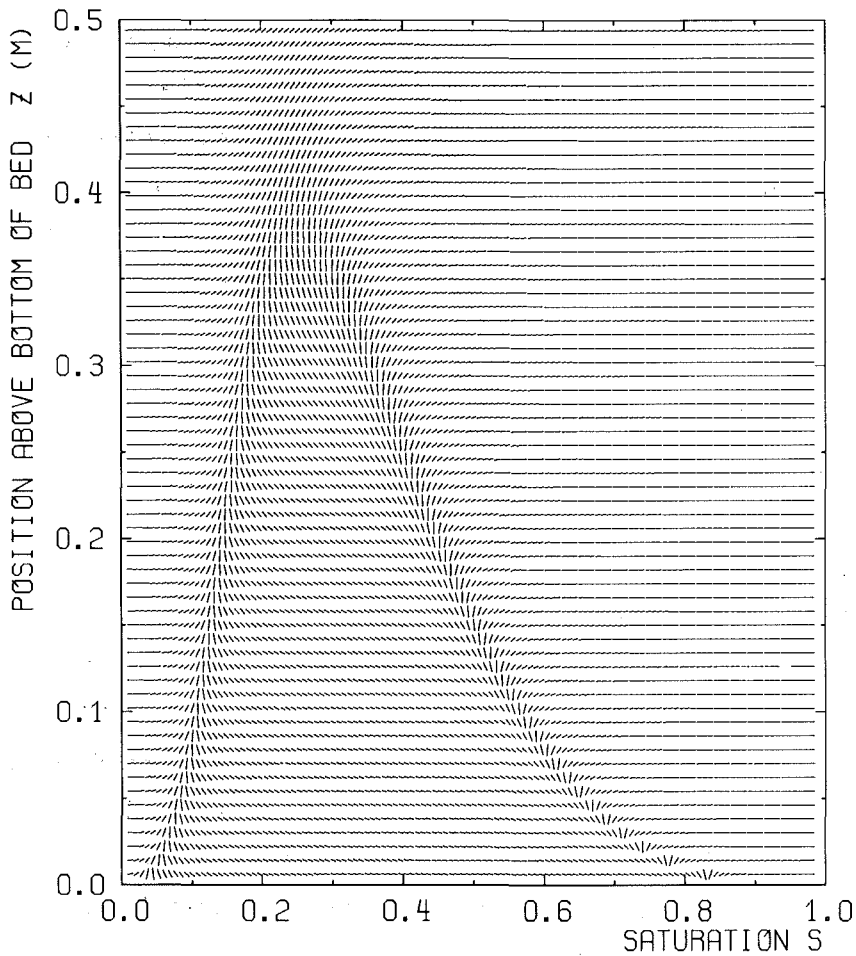


Abb. 7
 Feld der Sättigungs-
 gradienten, das von
 der Dgl.(10) beschrie-
 ben wird für
 $d = 0,5 \text{ mm}$
 $\epsilon = 0,405$
 $q''' = 0,2512 \text{ W/cm}^3$

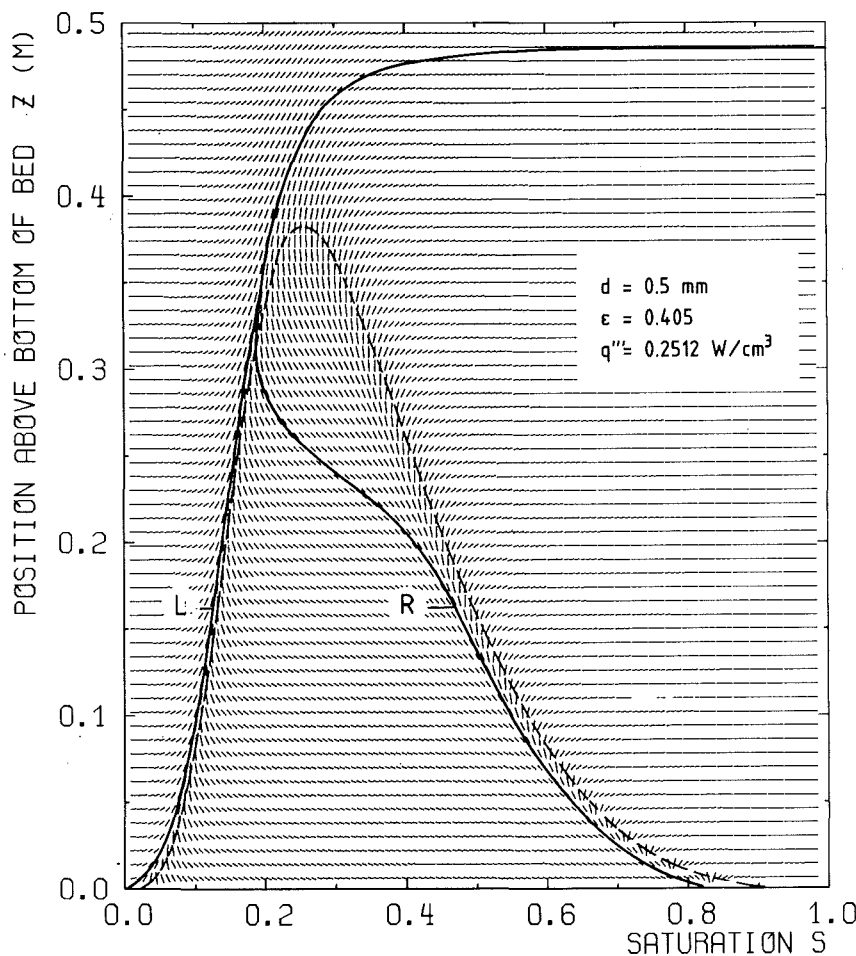


Abb. 8
 Lösungen der Dgl.(10)
 R für den Randwert
 $z = H_b; s = 1$
 L für den Randwert
 $z = 0; s = 0$
 (unterbrochene Linie
 durch $ds/dz=0$ ist die
 Lösung von Gl.(11) für
 den Fall ohne Kapillar-
 wirkung)

2.2.2 Quasistationäres Modell zur Berechnung der Vor-Dryout-Transiente

Annahmen des Modells

Es wird das eindimensionale Modell nach /2/ zusammen mit den folgenden zusätzlichen Annahmen benutzt:

- Die in Kap. 2.2.1 beschriebenen schnellen und langsamen Sättigungsänderungen werden als zeitlich aufeinander folgende Schritte behandelt, d.h. es wird angenommen, daß die schnelle Änderung abgeschlossen ist, bevor die langsame Änderung einen nennenswerten Umfang bekommen hat. Wegen der relativ kurzen Dauer der schnellen Änderung bestimmt die langsame Änderung den zeitlichen Verlauf der Transiente.
- Es wird angenommen, daß der Verbrauch aus dem Flüssigkeits-Reservoir im Bett durch eine fiktive Einspeisung von unten ersetzt werden kann.

Die Zulässigkeit dieser beiden Annahmen wird in Kap. 2.2.3 gezeigt.

Gleichungen des Modells

Wie in /2, 6, 7/ werden die beiden Phasen Flüssigkeit und Dampf in den Gleichungen als voneinander getrennte Fluide behandelt; die Reibung der beiden Phasen aneinander wird über die Ausdrücke für die relativen Permeabilitäten berücksichtigt.

a) Differentialgleichung für die Sättigungsverteilung mit Kapillarkräften:

In der zeitabhängigen Form lauten die Erhaltungsgleichungen für Masse und Energie, wie sie auch in /6/ zu finden sind

$$\epsilon \frac{\partial}{\partial t} (\rho_v(1-s) + \rho_l s) + \frac{\partial}{\partial z} (\rho_v v_v + \rho_l v_l) = 0 \quad (1)$$

$$\epsilon \frac{\partial}{\partial t} (\rho_v(1-s)) + \frac{\partial}{\partial z} (\rho_v v_v) = \frac{q'''_{lv}}{h_{lv}} \quad (2)$$

Die Masse des Dampfes, der in den Raum nachrückt, aus dem Flüssigkeit entnommen wird, ist klein und kann vernachlässigt werden, wenn $\rho_v \ll \rho_l$; dadurch wird

$$\int_0^z \varepsilon \frac{\partial}{\partial t} (\rho_v (1-s)) dz \approx 0. \quad (3)$$

Der aus dem Reservoir entnommene Flüssigkeit-Massenstrom

$$-\int_0^z \varepsilon \frac{\partial}{\partial t} (\rho_l s) dz = w_r(t, z) \quad (4)$$

ist allgemein eine Funktion der Zeit und der axialen Position. In diesem Modell wird als Näherung angenommen, daß er nur von der Zeit abhängt und daß er sich darüber hinaus nur langsam ändert, so daß dieses Integral für jeden Zeitschritt während der langsamen Änderung als Konstante w_r behandelt werden kann. Durch diese Näherungen werden aus den zeitabhängigen Gleichungen für ein nur von oben gespeistes Bett zeitunabhängige Gleichungen für ein Bett mit einer fiktiven Zusp eisung von unten. Nach der Integration erhält man

$$\rho_l v_l + \rho_v v_v = w_r \quad (5)$$

$$\rho_v v_v h_{lv} = q'' \quad (6)$$

Die Gleichungen für den Impuls und die Kapillarkräfte werden von /2/ übernommen

$$\frac{dp_l}{dz} + \frac{\rho_l v_l |v_l|}{\eta \eta_l} + \frac{\mu_l v_l}{\kappa \kappa_l} + \rho_l g = 0 \quad (7)$$

$$\frac{dp_v}{dz} + \frac{\rho_v v_v |v_v|}{\eta \eta_v} + \frac{\mu_v v_v}{\kappa \kappa_v} + \rho_v g = 0 \quad (8)$$

$$p_v - p_l = \sigma \cos \theta \sqrt{\frac{\varepsilon}{\kappa}} J(s) \quad (9)$$

$$\text{mit } J(s) = 0.447 (s^{-1} - 1)^{0.175} \quad (9a)$$

Aus den Gln. (5)-(9) ergibt sich die Differentialgleichung

$$\begin{aligned}
 & \left(-\sigma \cos \theta \sqrt{\frac{\varepsilon}{\kappa}} \frac{dJ}{ds} \right) \frac{ds}{dz} = \\
 & \frac{q''^2}{\eta h_{1v}^2} \left(+\frac{1}{\rho_1 \eta_1} + \frac{1}{\rho_v \eta_v} \right) \\
 & + \frac{q''}{\kappa h_{1v}} \left(\frac{\mu_1}{\rho_1 \kappa_1} + \frac{\mu_v}{\rho_v \kappa_v} \right) \\
 & - (\rho_1 - \rho_v) g \\
 & + \frac{w_r}{\rho_1} \left(+\frac{w_r}{\eta \eta_1} + \frac{2q''}{h_{1v} \eta \eta_1} - \frac{\mu_1}{\kappa \kappa_1} \right) \quad (10)
 \end{aligned}$$

(mit den Vorzeichen jeweils für $z \gtrsim w_r h_{1v} / q'''$).

Gl. (10) entspricht der Gl. (3-21) in /2/ für den Fall eines Bettes aus gleichförmigen Partikeln, die den stationären Zustand beschreibt und neben laminaren und turbulenten Gliedern auch einen Kapillarterm enthält und eine Zuspeisung von unten berücksichtigt, die hier w_r genannt wird und den Verbrauch aus dem internen Flüssigkeitsreservoir repräsentiert. Gl. (10) wird numerisch gelöst für die Anfangs- und Randwerte, die im Abschnitt über das Rechenverfahren genannt sind.

b) Quadratische Gleichung für die Sättigungsverteilung ohne Kapillarkräfte:

Aus den Gln. (5)-(9) wird eine quadratische Gleichung, wenn der Druckunterschied als Folge von Kapillarkräften in Gl. (9) Null gesetzt wird.

$$\begin{aligned}
 & \left(+\frac{1}{\rho_1 \eta_1} + \frac{1}{\rho_v \eta_v} \right) \frac{q''^2}{\eta h_{1v}^2} + \left(\frac{\mu_1}{\rho_1 \kappa_1} + \frac{2w_r}{\rho_1 \eta \eta_1} + \frac{\mu_v}{\rho_v \kappa_v} \right) \frac{q''}{h_{1v}} \\
 & + \frac{w_r}{\rho_1} \left(+\frac{w_r}{\eta \eta_1} - \frac{\mu_1}{\kappa \kappa_1} \right) - (\rho_1 - \rho_v) g = 0 \quad (11)
 \end{aligned}$$

(mit den Vorzeichen jeweils für $z \gtrsim w_r h_{1v} / q'''$)

In die Gln. (10) und (11) werden folgende Permeabilitäten eingesetzt:

$$\eta = \frac{d}{1.75} \frac{\epsilon^3}{1-\epsilon} \quad \kappa = \frac{d^2}{150} \frac{\epsilon^3}{(1-\epsilon)^2} \quad (12 \text{ a/b})$$

$$\eta_1 = s^n \quad \kappa_1 = s^3 \quad (13 \text{ a/b})$$

$$\eta_v = (1-s)^n \quad \kappa_v = (1-s)^3 \quad (14 \text{ a/b})$$

Der Exponent n wurde variiert. Die Ergebnisse werden im Kapitel 2.2.4 diskutiert.

Ende der schnellen Sättigungsänderung

Obwohl das Modell den Verlauf der schnellen Änderung nicht im einzelnen verfolgt, muß die Sättigungsverteilung an ihrem Ende ermittelt werden, weil sie den Flüssigkeitsgehalt des Bettes am Anfang der langsamen Änderung beschreibt, der als Ausgangswert für die verdampften Flüssigkeitsmassen und die zugehörigen Zeiten während der Schritte der langsamen Änderung gebraucht wird.

Das Kriterium für die Sättigungsverteilung am Ende der schnellen Änderung ergibt sich aus der folgenden Diskussion der Abb. 9. Die Kurven C und NC in Abb. 9a sind die Sättigungsverteilungen mit bzw. ohne Kapillarkräfte für dasselbe Bett bei einer Wärmestromdichte, die deutlich unter q''_c liegt. Für steigende Wärmestromdichten wandert der Schnittpunkt der Kurven auf dem rechten Ast der Kurve NC nach oben, bis er ihr Maximum erreicht (Abb. 9b). Bis zu dieser Wärmestromdichte verursacht ein Leistungssprung nur eine schnelle Änderung der Sättigung, da der vergrößerte Dampfmassenstrom zwar mehr Querschnittsfläche zum Abströmen braucht, aber der verbleibende mit Flüssigkeit gefüllte Querschnitt noch überall groß genug ist, um dem darunterliegenden Bett genügend Flüssigkeit von oben zuzuführen.

Dies ist jedoch nicht mehr der Fall, wenn bei noch höheren Wärmestromdichten die Sättigung weiter vermindert wird; dann wird Flüssigkeit aus dem Reservoir gebraucht und dies wird in den Rechenschritten als Einspeisung w_r von unten modelliert. Für jede vorgegebene Wärmestromdichte q''/q''_c hat w_r dann ein

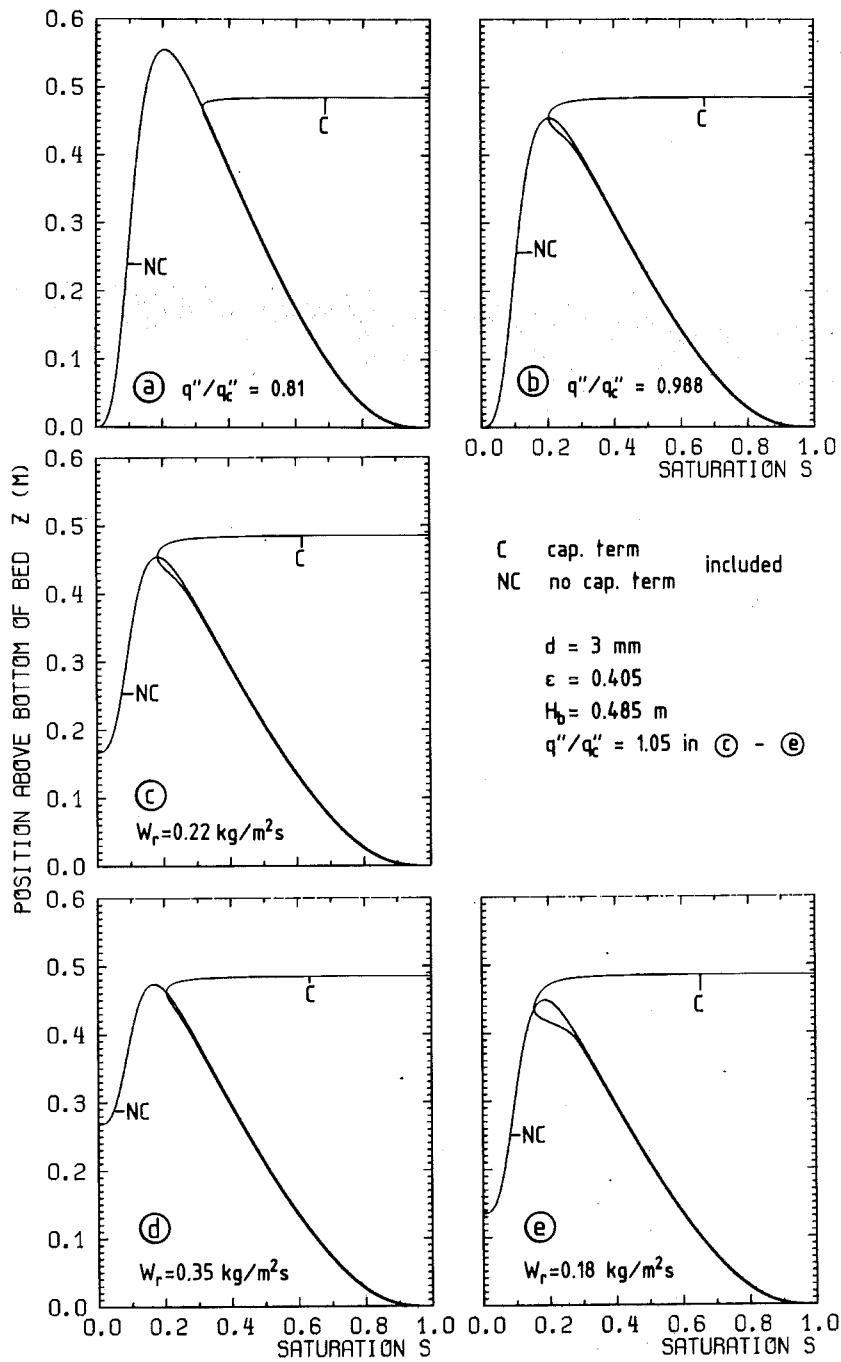


Abb. 9
 Sättigungsverteilungen nach Gl.(10): Kurven C
 und nach Gl.(11): Kurven NC
 zur Diskussion des Kriteriums für den Zustand
 am Ende der schnellen und Beginn der langsamen
 Sättigungsänderung

Maximum, wenn von den zugehörigen Sättigungsverteilungen die Kurve C (mit Kapillarkräften) gerade das Maximum der Kurve NC (ohne Kapillarkräfte) schneidet, wie es in Abb. 9c dargestellt ist. Dieser Zustand wird als das Ende der schnellen Änderung definiert.

Der Grund dafür wird in den Abbn. 9 d und e veranschaulicht: Ein größeres w_r ist nicht möglich (Abb. 9d), weil es eine erhöhte Flüssigkeitsentnahme aus dem Reservoir bei gleichzeitig nicht ganz ausgenutztem Flüssigkeitsangebot von oben bedeuten würde. Ein kleineres w_r (Abb. 9e) würde bedeuten, daß das System während der schnellen Änderung mehr Flüssigkeit auswirft, als zum Freimachen ausreichender Dampfwege erforderlich ist, und das kann nicht erwartet werden; dieser Zustand wird erst während des langsamen Aussiedeprozesses (siehe nächsten Abschnitt) erreicht werden.

So endet die schnelle und beginnt die langsame Änderung mit der Sättigungsverteilung der Abb. 9c.

Quasistationäre Schritte während der langsamen Sättigungsänderung

Für den Anfang der langsamen Änderung ist das Bett in Höhe der Stelle, wo die Kurve NC in Abb. 9c $s = 0$ schneidet, in zwei Zonen unterteilt; die obere Zone wird von Flüssigkeit, die von oben zuströmt erreicht, und die untere Zone benötigt Flüssigkeit aus dem Reservoir des Bettes (modelliert als w_r) und bestimmt damit die Aussiedegeschwindigkeit, weil die zur Kühlung erforderliche Flüssigkeit der Wärmefreisetzung in dieser Zone proportional ist. Die ersten Schritte während der langsamen Änderung können durch eine geeignete Verminderung von w_r berechnet werden; zwei solche Schritte sind in Abb. 10 zusätzlich zur Anfangsverteilung von Abb. 9c dargestellt. Sie und alle folgenden Schritte stellen Zustände dar, die während der Sättigungstransiente durchlaufen werden, denen aber zunächst noch keine Zeit zugeordnet ist. Der physikalische Grund für die Verminderung von w_r am Anfang der langsamen Änderung ist, daß der Aussiedevorgang das Minimum der Sättigungskurve zu kleineren Sättigungen verschiebt; das vergrößert über die Leverett-Funktion den Kapillareffekt und bringt in dem Maß mehr Flüssigkeit von oben herein, wie der zusätzliche kapillare Pumpeffekt größer ist als der zusätzliche Drosseleffekt, den der Flüssigkeitsstrom durch die Verschiebung des Sättigungssminimums erfährt; w_r kann um so viel reduziert werden, wie mehr Flüssigkeit von oben zuströmen kann.

Wenn w_r von einem bestimmten Wert an nicht mehr reduziert werden kann, ohne damit einen vorzeitigen Sprung der Lösung vom Typ der Kurve C auf $s \leq 0$ zu verursachen, dann sind alle folgenden Schritte der langsamen Änderung Lösungen derselben Differentialgleichung, die das gefundene minimale w_r enthält; einige dieser Lösungen sind in Abb. 11 dargestellt. Es ist leicht zu sehen, daß alle diese Lösungen praktisch den gleichen Randwert am oberen Bettrand haben, und man kann daher nicht erwarten, daß man die unterschiedlichen Kurven in Abb. 11 erhält, wenn man mit dem Lösungsverfahren dort beginnt; der beste Ort für den Start der Lösungsprozedur für einen bestimmten Verlauf ist das Gebiet der sich nach unten bewegenden Sättigungsfront. Deswegen werden willkürlich ausgewählte Anfangspunkte der Lösung in diesem Gebiet benutzt und es wird von dort aufwärts und abwärts integriert. Die letzte Lösung, die das Ende des langsamen Aussiedevorganges kennzeichnet, beginnt bei $z = w_r \cdot h_{1v}/q'''$, und $s = 0$, wo auch die erste trockene Stelle erzeugt wird.

Jeder der oben beschriebenen Schritte während der langsamen Sättigungsänderung läßt sich mit einer Zeit nach dem Beginn der langsamen Änderung verknüpfen, wenn man jeweils das entleerte Volumen des Flüssigkeitsreservoirs mit dem Flüssigkeitsbedarf w_r bis zu dem betrachteten Schritt vergleicht. Wenn man als charakteristischen Punkt der Sättigungskurve z. B. die axiale Position seines Sättigungsminimums benutzt, dann kann man die zeitabhängige Abwärtsbewegung dieses Punktes aus einer einfachen Bilanz berechnen. Diese Abwärtsbewegung ist für das Beispiel in Abb. 12 aufgetragen; sie charakterisiert die Zeitabhängigkeit der Aussiedefront während der langsamen Änderung. Der Endpunkt der Kurve kennzeichnet den Zeitpunkt und die axiale Position der ersten trockenen Stelle im Bett.

Die Abbildungen 10 bis 12 wurden für ein 0.485 m tiefes Bett aus 3 mm-Kugeln mit $\epsilon = 0.405$ für eine Erhöhung der Wärmestromdichte auf $q'' = 1.05 q_c''$ mit dem hier beschriebenen Modell berechnet und vom Computer gezeichnet.

Rechenprozedur des Modells

Zur besseren Übersicht sei nachfolgend noch einmal die Prozedur beschrieben, die zur Berechnung der langsamen Sättigungsänderung während der Vor-Dryout-Transiente aus einer Folge von quasistationären Schritten durchlaufen werden muß. Jeder Schritt ist durch eine Sättigungsverteilung charakterisiert. Die

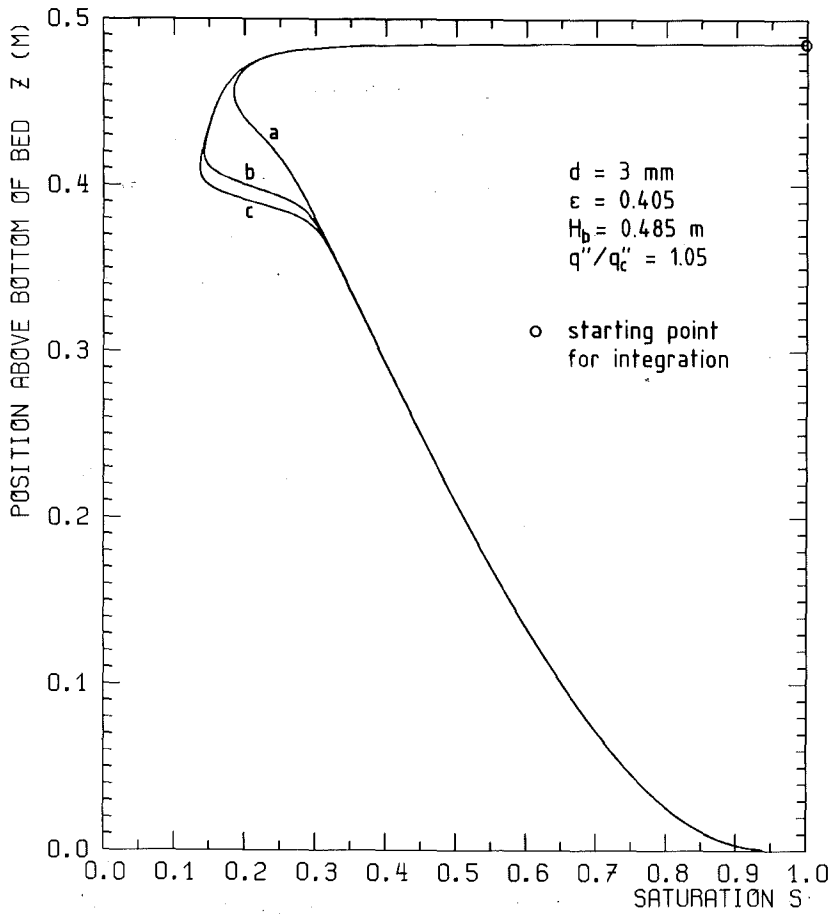


Abb. 10
 Schritte aus der lang-
 samen Sättigungsänderung
 der Vor-Dryout-Transiente

-Phase der w_r - Abnahme

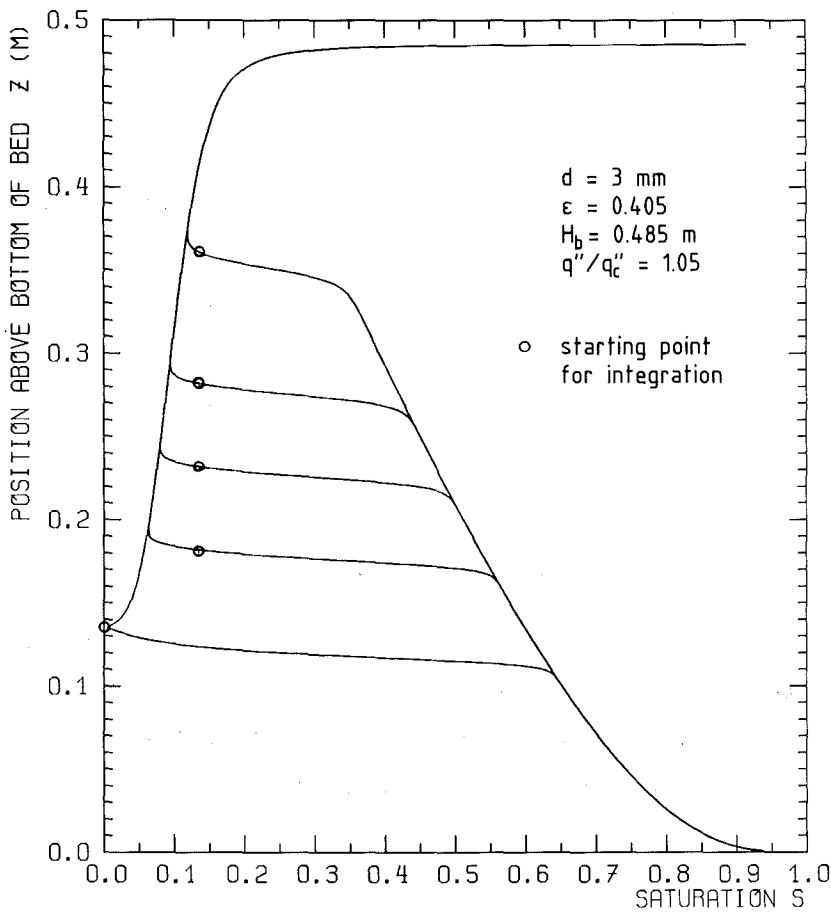


Abb. 11
 Schritte aus der lang-
 samen Sättigungsänderung
 der Vor-Dryout-Trans-
 siente

-Phase mit konstantem w_r -

Zahl der Schritte zwischen Anfang und Ende der langsamen Änderung kann frei gewählt werden.

Die Transiente beginnt mit einer sprunghaften Erhöhung der Wärmestromdichte von q_1'' , die deutlich unter q_c'' liegt, auf q_2'' , die über q_c'' liegt.

Ende der schnellen Änderung:

- man suche den Wert w_r , für den die Lösung der Gl. (10) das Maximum der Lösung der Gl. (11) mit einer vorgegebenen Genauigkeit schneidet (die Lösung von Gl. (10) beginnt bei $z = H_b$ und $s = 1$)

Schritte während der langsamen Änderung:

- man reduziere w_r in beliebigen (kleinen) Schritten und löse Gl. (10) für jeden Schritt, jeweils beginnend bei $z = H_b$ und $s = 1$.
- man fahre damit fort bis der kleinste Wert w_r erreicht ist, für den die Lösung gerade noch nicht vorzeitig nach $s < 0$ springt, und man halte w_r von hier an konstant.
- man löse Gl. (10) mit Anfangspunkten, die in beliebigen Schritten Δz unterhalb des Sättigungsminimums der vorangehenden Sättigungskurve liegen; von diesem Anfangspunkt integriere man jeweils nach oben und unten und setze die beiden Teilstücke zusammen; man fahre damit fort, bis die Lösung nach $s < 0$ springt.

Ende der langsamen Änderung:

- man löse Gl. (10) mit dem Anfangspunkt $z = w_r \cdot h_{1V}/q'''$ und $s = 0$ und integriere dabei aufwärts und abwärts.

Die Zeit zwischen jeweils zwei aufeinander folgenden Schritten ergibt sich aus

$$\Delta t = \frac{\Delta m}{w_r}, \quad (15)$$

wobei Δm die Flüssigkeitsmasse ist, die während des Schrittes aus dem Reservoir verdampft wird und aus der Fläche A , die zwischen zwei aufeinander folgenden Sättigungskurven eingeschlossen wird, berechnet werden kann

$$\Delta m = A \epsilon \rho_1. \quad (16)$$

Ein charakteristischer Punkt der Sättigungskurve (z.B. Position ihres Sättigungsminimums) kann nun als Funktion der Zeit aufgetragen werden, wie das in Abb. 12 für das Beispiel erfolgt ist; das Ende der schnellen Änderung wurde dabei $t = 0$ gesetzt.

2.2.3 Genauigkeit des Näherungsverfahrens

Bei der Benutzung des hier beschriebenen quasi-stationären Modells macht man im Vergleich zur voll transienten Behandlung zwei Fehler, die nachfolgend diskutiert und quantifiziert werden:

- Das Modell behandelt die schnelle und die langsame Änderung als zwei zeitlich aufeinander folgende Vorgänge und definiert $t = 0$ am Ende der schnellen Änderung. Die Dauer der schnellen Änderung Δt_f wurde mit Hilfe des transienten Modells aus /7/ abgeschätzt, nachdem diesem zuvor die turbulenten Glieder in den Impulsgleichungen hinzugefügt worden waren. In einem 0,5 m tiefen Bett ergeben sich für diese Dauer typische Werte von Δt_f 1 Sekunde bei 3 mm-Partikeln und $\Delta t_f \approx 10$ bis 20 Sekunden bei 0,5 mm-Partikeln; im Vergleich zu der typischen Dauer der langsamen Änderung von einigen hundert bzw. einigen tausend Sekunden kann Δt_f vernachlässigt werden.
- Im Modell wird angenommen, daß die Reservoir-Flüssigkeit, die unterhalb $z = w_r \cdot h_{lv}/q'''$ verdampft wird, von unten dem Bett zuströmt; tatsächlich strömt sie aus dem Bereich der Sättigungsänderung abwärts dorthin, wo sie gebraucht wird. w_r wird also ortskonstant angenommen, während es tatsächlich eine Funktion von z ist, wie das in Abb. 13 für einen Rechenschritt kurz vor dem ersten Austrocknen dargestellt ist. Das Modell wurde deshalb probeweise so verändert, daß es mit ortsabhängigem w_r rechnet; das lokale w_r wurde dazu gemäß Gl. (4) aus der Änderung der Sättigungskurve bestimmt. Ein Vergleich der Ergebnisse für konstantes und ortsabhängiges w_r ergab einen Sättigungsunterschied von nur weniger als 0,001 sogar an der Stelle kleinster Sättigung und für kleine Partikel (0,5 mm), wo der größte Einfluß erwartet werden muß. Es erscheint daher als ausreichend genau, das Modell mit konstantem w_r zu benutzen und nicht durch ein lokales w_r zu komplizieren, solange w_r nicht zu groß ist; ein Kriterium für die ohne wesentlichen Fehler zulässige Größe von w_r wurde noch nicht entwickelt, es wird aber empfohlen, w_r nicht größer werden zu lassen, als es $q''/q_c'' \approx 1,15$ entspricht.

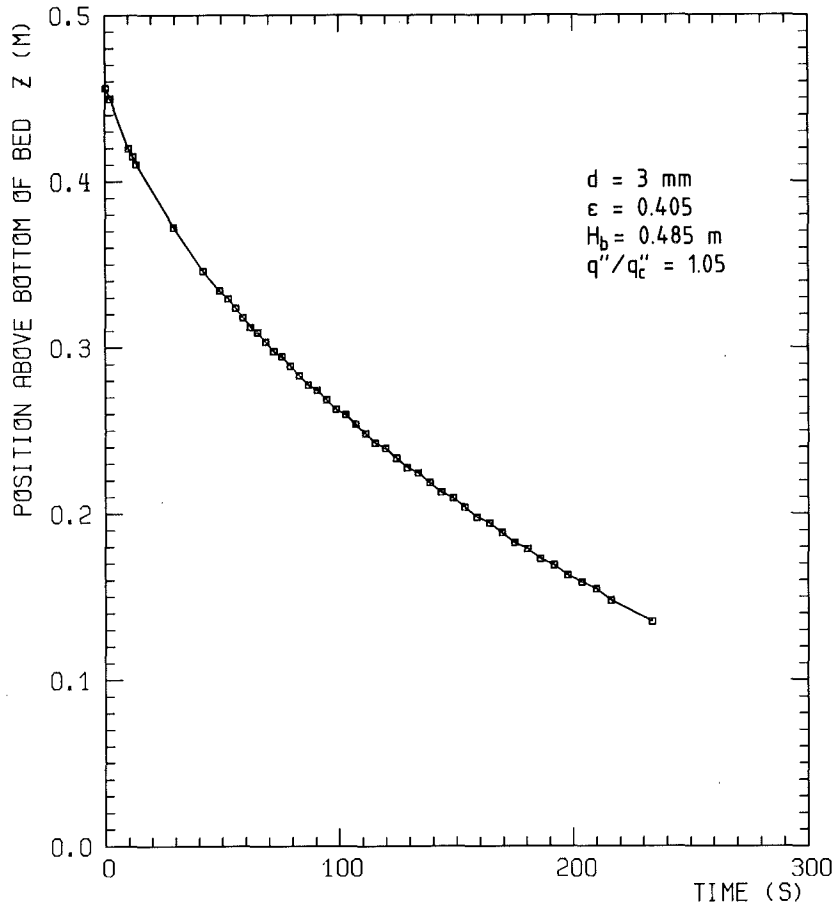


Abb. 12 Zeitabhängige Abwärtsbewegung des Minimums der Sättigungsverteilung bis zum ersten trockenen Punkt am Ende der Kurve

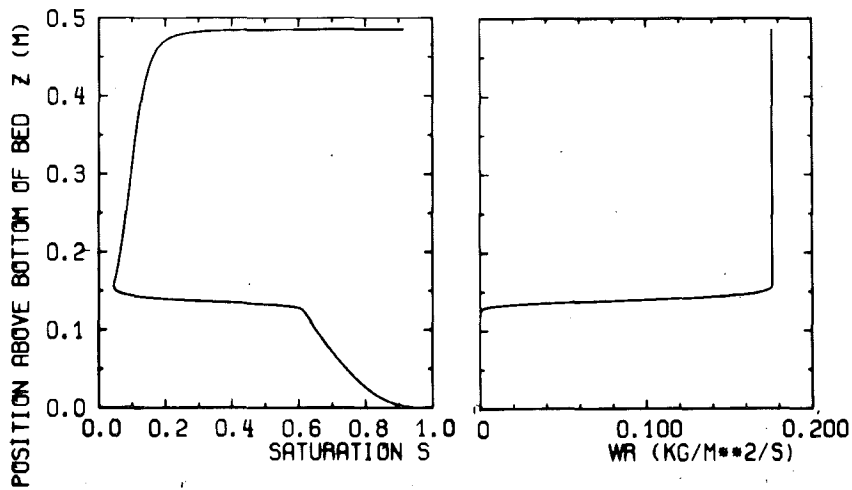


Abb. 13 Beispiel einer Sättigungsverteilung mit zugehörigem ortsabhängigem w_r kurz vor dem ersten Austrocknen

Zusammenfassend kann festgestellt werden, daß die beiden diskutierten Fehler unbedeutend sind.

2.2.4 Vergleich zwischen Modellrechnungen und Experimenten

Über Dryout-Experimente in bis zu 0,5 m tiefen Betten mit Flüssigkeitsangebot (Wasser) von oben wurde in /1/ berichtet; das Bett bestand aus induktiv beheizten austenitischen Stahlkugeln von 3 mm Durchmesser. Bei diesen Experimenten wurde erstmals eine Vor-Dryout-Transiente beobachtet und als eine sich zeitabhängig abwärts bewegende Front beschrieben. Unterhalb dieser Front befand sich pulsierend siedende Flüssigkeit zwischen den Partikeln während oberhalb nur äußerst kleine, unbewegte Flüssigkeitsreste zu erkennen waren; trotzdem wurde auch oberhalb nur Sättigungstemperatur gemessen, höhere Temperaturen wurden erst dann gemessen, wenn die fortschreitende Front eine Höhenposition unterschritten hatte, die von q''/q''_c abhing. Die Zeitabhängigkeit der Front-Position z wurde gemessen, beginnend mit $t = 0$ zum Zeitpunkt der Leistungserhöhung von einer Wärmestromdichte knapp unter q''_c auf einen Wert q'' darüber. Die gemessene Zeitabhängigkeit aus zwei Versuchen mit einem 0,485 m tiefen Bett wird im folgenden mit der Modellrechnung verglichen. In den Abbn. 14 und 15 sind die Meßpunkte für die Position der Front über der Zeit aufgetragen und es ist gekennzeichnet, wann und wo eine Überhitzung gemessen wurde. Die zum Vergleich dargestellten Ergebnisse der Modellrechnung beschreiben die berechnete Zeitabhängigkeit des Sättigungsminimums auf der Basis der gemessenen kritischen Dryout-Wärmestromdichte q''_c ; es ist je ein berechneter Verlauf für drei verschiedene Exponenten n in den Funktionen für die relativen Permeabilitäten dargestellt. Unglücklicherweise waren die Versuche bei Wärmestromdichten sehr dicht unter q''_c gestartet worden; deshalb ist im Versuch der erste Teil der langsamen Änderung nicht enthalten und die Zeitachsen von Rechnung und Experiment mußten so übereinandergelegt werden, daß die erste beobachtete Position der Front bei $z = 0,3$ m einen gemeinsamen Punkt mit dem Rechenergebnis bildet. Der Vergleich zeigt eine gute Übereinstimmung zwischen Experiment und Modellrechnung für $n \approx 5$; das Modell beschreibt sowohl die Geschwindigkeit der sich abwärts bewegenden Front (Steigung der Kurve) als auch den Ort der ersten Überhitzung (unteres Ende der Kurve) erfreulich gut.

Es muß jedoch auf eine Schwierigkeit beim Vergleich solcher rechnerischer und experimenteller Ergebnisse hingewiesen werden. In Experimenten ist es nicht

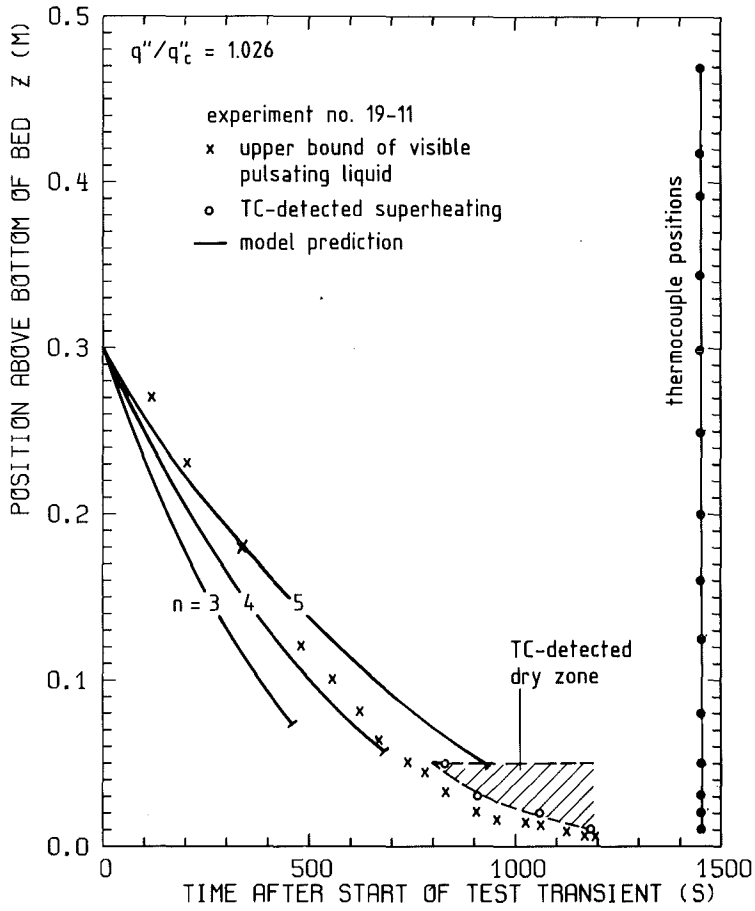


Abb. 14

Vergleiche von experimentell beobachteten Vor-Dryout-Transienten mit Rechenergebnissen des quasistationären Modells

$d = 3 \text{ mm}$
 $\epsilon = 0,405$
 $H_b = 0,485$
 Wasser, 1 bar

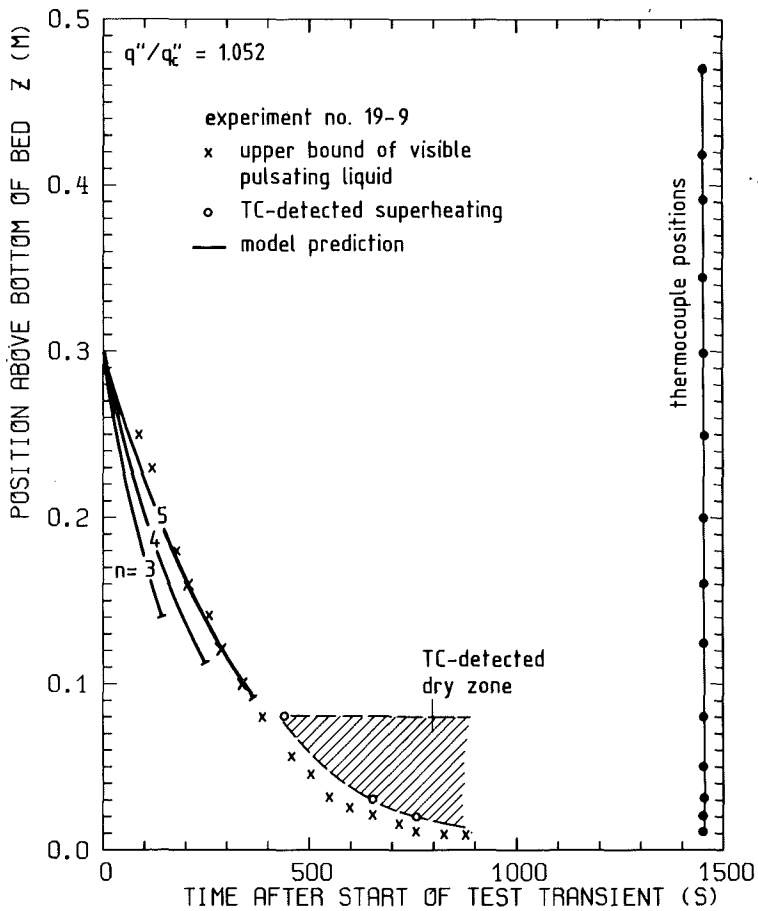


Abb. 15

leicht, einen exakten Wert für q_c'' zu finden, weil sich während der Suche das Bett geringfügig umstrukturieren kann und dabei q_c'' wegläuft. Andererseits muß q_c'' sehr genau bekannt sein, weil es über den Parameter q''/q_c'' entscheidenden Einfluß auf das Rechenergebnis nimmt. Wie aus einem Vergleich der Abbn. 14 und 15 zu erkennen ist, ergeben sich deutlich unterschiedliche Verläufe für nur wenig verschiedene Werte der normierten Wärmestromdichte ($q''/q_c'' = 1,026$ bzw. $1,052$). In künftigen Experimenten muß dem mehr Aufmerksamkeit gewidmet werden.

3. Arbeiten an Versuchseinrichtungen

3.1 Entwurf und Konstruktion einer Teststrecke

Es wurde eine Teststrecke entworfen und konstruiert, in der es möglich sein soll, mit einfachen Umbauten alle zur Zeit im Vorhaben geplanten Dryout-Versuche durchzuführen. Einige Anforderungen und besondere Merkmale sind im folgenden zusammengestellt.

Anforderungen:

- maximale Bett-Tiefe 1000 mm
- Bettdurchmesser 60 mm
- homogene induktive Beheizung und geringe radiale Wärmeverluste
- Eignung für Wasser, 1 bar als Kühlmittel
- Flüssigkeitsangebot alternativ nur von oben oder mit variabler Zulaufhöhe auch von unten
- Temperaturen in ausgetrockneten Bereichen bis etwa 500 °C
- Instrumentierung zur Messung der axialen Temperatur-, Druck- und Sättigungsverteilungen

besondere Merkmale:

- Schüttung aus Kugeln oder Drahtabschnitten aus austenitischem Stahl
- Bettbehälter aus Quarzglas, umgeben von konzentrischen Ringräumen zur radialen Isolierung und als Downcomer
- Bettbehälter wird nach einem Baukastensystem aus Rohrabschnitten und Kuppelungsstücken, an denen die Instrumentierung durchgeführt ist, zusammengesetzt
- Variable Downcomer-Zulaufhöhe $H_d/H_b < 1$ unter Beibehaltung des geschlossenen Kühlmittelkreislaufs und des Kühlmittelangebots von oben durch geeignete Führung des Kondensatstromes

Die Konstruktion ist abgeschlossen; die Teststrecke soll Ende März 1984 einsatzbereit sein.

3.2 Vorversuche für ein Verfahren zur Sättigungsmessung

Es wurden Bemühungen fortgesetzt, ein Verfahren verfügbar zu machen, mit dem die Sättigung beim Sieden im Bett gemessen werden kann. Die im Vorjahr favorisierte Verwendung von Leitfähigkeitsmessungen wurde zunächst nicht weiter verfolgt, weil ein Meßverfahren des Fraunhofer-Instituts für Physikalische Meßtechnik in Freiburg verwendbar erscheint. Bei diesem Verfahren wird das Bett als Dielektrikum in ein elektrisches Wechselfeld gebracht; der Grad der Assymetrie, der mit einer assymetrisch eingebrachten Potentialsonde gemessen wird, hängt vom Dielektrikum und damit von der Sättigung im Bett ab. Vorversuche in einer Wasser-Luft-Anordnung bei Raumtemperatur haben verwertbare Signale gebracht und zum Kauf eines Gerätes geführt. Bevor das Verfahren in Dryoutversuchen eingesetzt werden kann, müssen jedoch noch weitere Vorversuche durchgeführt werden, die insbesondere auf die günstigste Elektrodenanordnung und auf die Eichung ausgerichtet sein werden.

4. Zusammenfassung

Die modellmäßige Beschreibung des Dryout auf der Basis des Modells von Lipinski wurde erweitert:

- das früher beschriebene Modell zur Berechnung des Dryout-Ortes wurde durch Berücksichtigung der Kapillarkräfte verallgemeinert und
- es wurde ein quasistationäres Modell zur Berechnung der Vor-Dryout-Transiente entwickelt

Die Rechenergebnisse beider Modelle wurden mit experimentellen Daten verglichen und es ergab sich eine gute Übereinstimmung, wenn der Exponent in der Funktion für die relative Permeabilität im turbulenten Bereich $n \approx 5$ gesetzt wurde, wie es auch von neueren Veröffentlichungen nahegelegt wird.

Neue Experimente mit bis zu 1 m tiefen Betten in einer verbesserten Teststrecke mit erweiterter Instrumentierung wurden vorbereitet.

Nomenklatur

| | |
|----------------------|--|
| d | Partikeldurchmesser |
| g | Erdbeschleunigung |
| H_b | Betthöhe |
| H_d | Füllhöhe im Downcomer |
| h_{1v} | spez. Verdampfungswärme |
| J | Leverett-Funktion |
| p_v, p_l | Druck (Dampf, Flüssigkeit) |
| q''' | Wärmequellendichte (W/m^3) |
| q'' | Wärmestromdichte an der Bettoberfläche (W/m^2) |
| q''_c | Krit. Wärmestromdichte, deren Überschreiten Dryout ergibt |
| s | Sättigung (flüssigkeitsgefüllter Anteil des Porenvolumens) |
| t | Zeit |
| v_v, v_l | Leerrohrgeschwindigkeit (Dampf, Flüssigkeit) |
| w_r | fiktive Zuspeisung von unten zur Simulation der Reservoir-Entnahme |
| z | Höhenkoordinate im Bett |
| ϵ | Bett-Porosität |
| η | Permeabilität für turbulente Strömung |
| η_v, η_l | relative Permeabilität, turbulent (Dampf, Flüssigkeit) |
| κ | Permeabilität für laminare Strömung |
| κ_v, κ_l | relative Permeabilität, laminar (Dampf, Flüssigkeit) |
| μ_v, μ_l | dyn. Zähigkeit (Dampf, Flüssigkeit) |
| ρ_v, ρ_l | Dichte (Dampf, Flüssigkeit) |
| σ | Oberflächenspannung |
| θ | Benetzungswinkel |

Literatur

- /1/ G. Hofmann; Langzeitkühlung im stark beschädigten Core;
in Jahresbericht 1982 des Projektes Nukleare Sicherheit; KfK 3350,
S. 4200-231

- /2/ R.J. Lipinski; A Model for Boiling and Dryout
in Particle Beds; NUREG/CR-2646 (June 1982).

- /3/ N.K. Tutu, T. Ginsberg, J.C. Chen; Interfacial Drag for Two-Phase
Flow Through High Permeability Porous Beds; Proceedings 21. Nat.
Heat Transfer Conf., July 24-28, 1983, Seattle, Wash.; ASME/ATChE
(1983), p. 37.

- /4/ T. Schulenberg, U. Müller; Zweiphasenströmung in Kugelschüttungen;
KfK 3682 (1984).

- /5/ A.W. Reed; The Effect of Channeling on the Dryout of Heated Particu-
late Beds Immersed in a Liquid Pool; Ph. D. Thesis, MIT, Cambridge,
Mass. (Febr. 1982).

- /6/ B.D. Turland, K. Moore; One-Dimensional Models of Boiling and
Dryout; Proc. Fifth Post Accident Heat Removal Information Exchange
Meeting, Karlsruhe (July 1982) - Seite 192.

- /7/ E. Gorham-Bergeron; A One-Dimensional Time-Dependent Debris Bed Mo-
del; Proc. ASME-JSME Thermal Engineering Joint Conference, Honolulu
(March 1983) - Seite 23, Bd. 2

- 06.01.17 Untersuchungen zum Störfallverhalten fortgeschrittener Druckwasserreaktoren (FDWR)
- 06.01.17/11 A Flut- und Deformationsverhalten eng gepackter, hexagonaler
PNS 4240 Stabbündel
 (F.J. Erbacher, W. Just, P. Schäffner, H. Schmidt, E. Vogel,
 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

Im Jahre 1983 wurden folgende Arbeiten durchgeführt:

- Fertigung elektrisch beheizter Brennstabsimulatoren;
- Einzelstabberstversuche an Stahlhüllrohren.

3. Ergebnisse

Berstversuche an verkürzten Einzelstäben erstreckten sich auf glatte Stahlrohre (10,1 x 0,4 mm) und solche mit sechs integralen Wendelrippen (Rippensteigung 600 mm, Rippenhöhe 0,3 mm) aus dem Werkstoff 1.4970. Etwa 150 Versuche wurden in leicht strömendem Dampf bei zeitlich konstantem Rohrinneindruck sowie einer zeitlich konstanten Aufheizrate von etwa 5 K/s durchgeführt.

Die Abb. 1 zeigt, daß die gemessenen Bersttemperaturen von Stahlhüllrohren um etwa 200 °C höher sind als die von Zircaloyhüllrohren (10,75 x 0,725 mm). Stahlhüllrohre mit integralen Wendelrippen zeigen im Vergleich zu glatten Stahlhüllrohren keinen Unterschied hinsichtlich der Bersttemperatur.

Die Abb. 2 zeigt, daß die an Stahlhüllrohren mit Wendelrippen gemessenen Berstumfangaufdehnungen im gesamten untersuchten Druck- und Temperaturbereich deutlich niedriger sind als die von glatten Stahlhüllrohren. Die maximalen Berstumfangaufdehnungen treten bei einer Bersttemperatur von etwa 1100 °C auf und betragen bei Glattrohren etwa 75 %, während sie bei Rippenrohren auf Werte von etwa 20 % begrenzt bleiben.

4. Geplante Weiterarbeit

- Fertigung von Brennstabsimulatoren;
- Zusammenbau und Instrumentierung des 6ler Versuchsbündels voller Länge;
- Bündelversuch mit Fluten;
- Einzelstabberstversuche an Stahlhüllrohren.

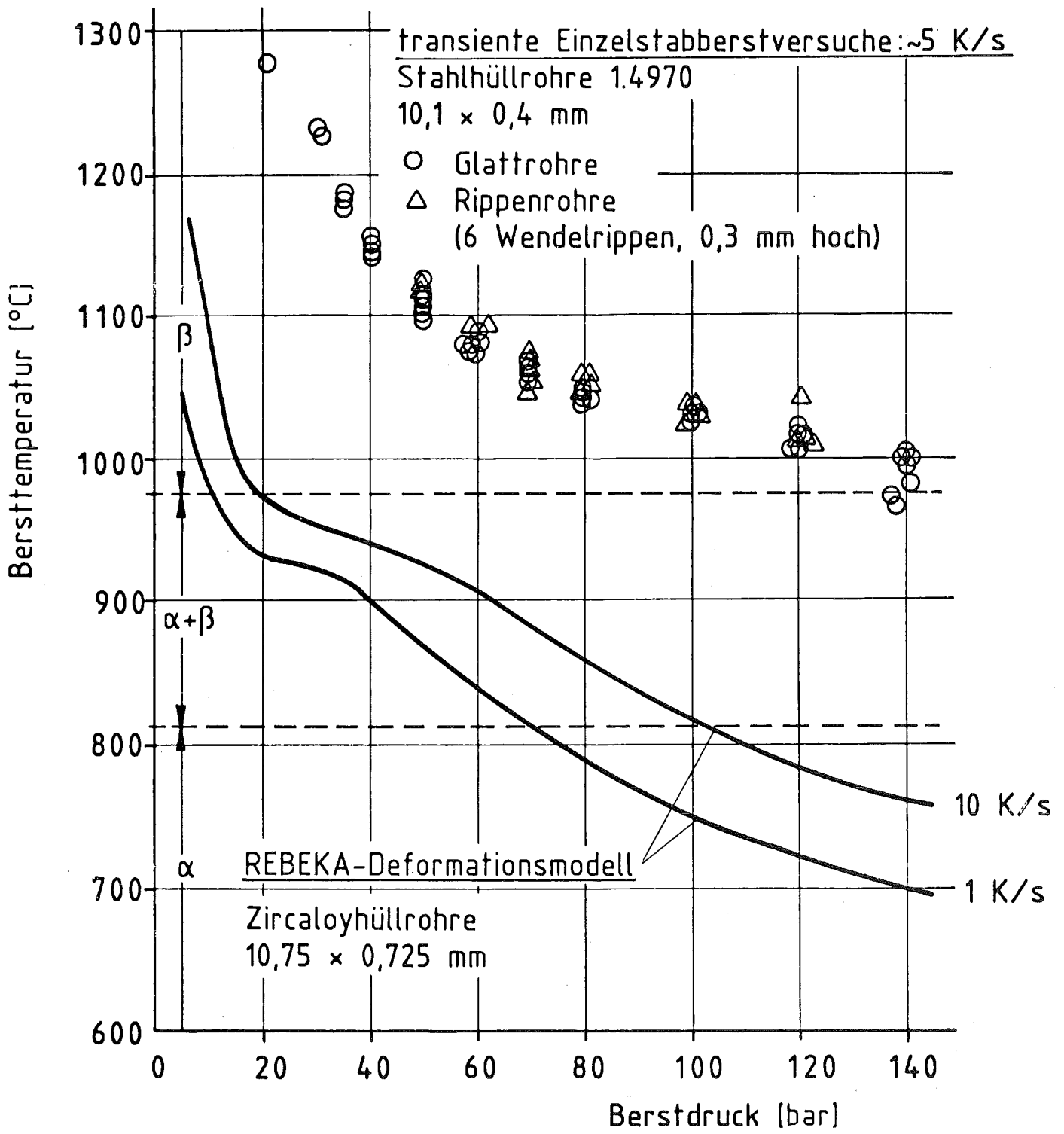


Abb. 1

Bersttemperatur über Berstdruck von Zircaloy- und Stahlhüllrohren

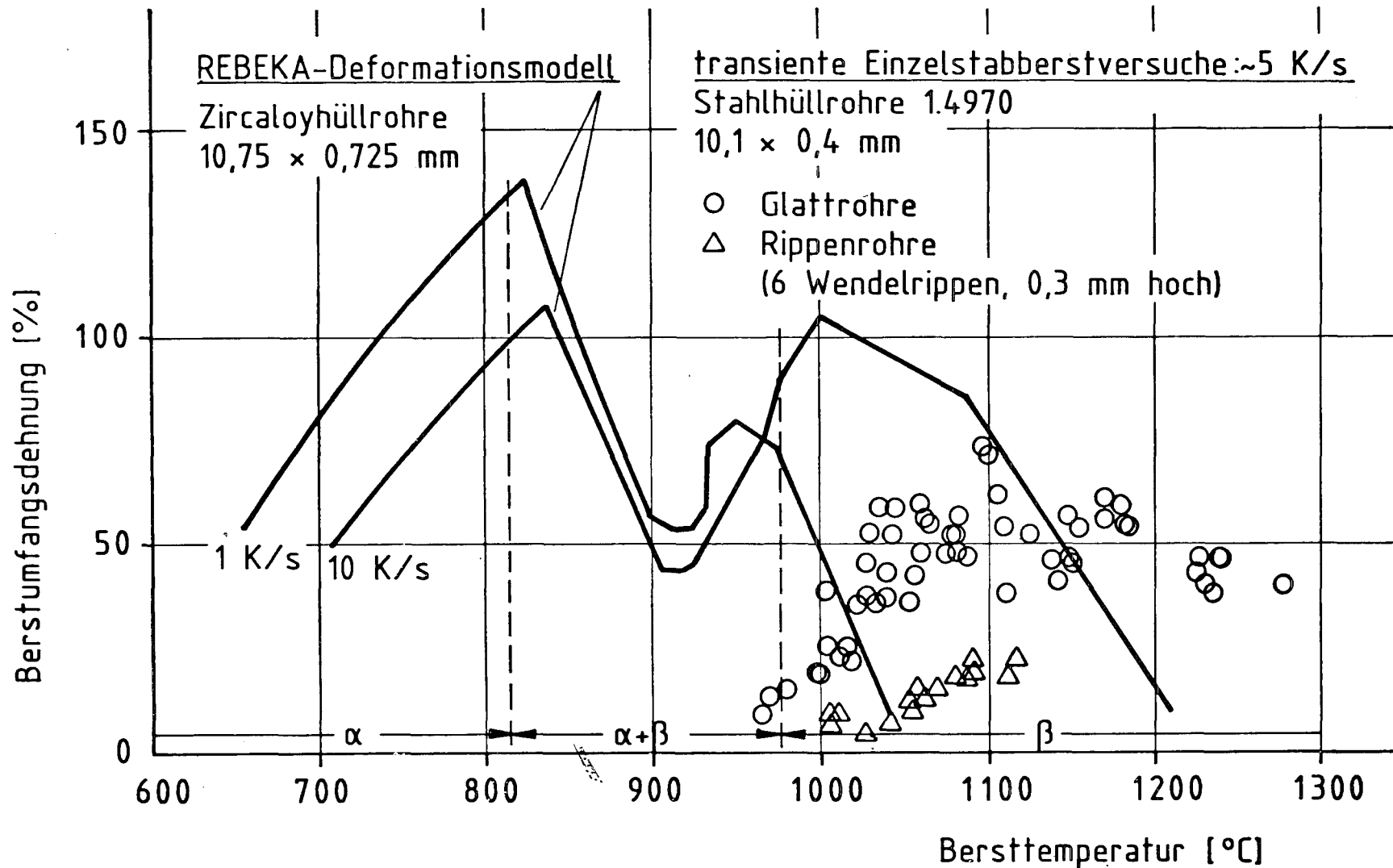


Abb. 2



Berstumfangsdehnung über Bersttemperatur von Zircaloy- und Stahlhüllrohren (gleichmäßige Temperatur auf Hüllrohrumfang)

06.01.17/12A Untersuchungen zum Einfluß des Oxidbrennstoffs
PNS 4242 und der Spaltprodukte auf das mechanische Ver-
halten von Stahlhüllrohren

(P. Hofmann, U. Liesenfeld, J. Burbach, D. Kempf,
M. Metzger, K. Rauhut; IMF I)

1.4970-Kriechberstversuche in Gegenwart von flüchtigen Spaltprodukten

Erste Experimente mit Cs, J und Te zwischen 800 und 1200°C haben ergeben, daß im wesentlichen nur Tellur einen ausgeprägten Einfluß auf die Berstdehnung und Standzeit von 1.4970-Rohrproben hat. Die Belastung (Gasinnendruck) der Rohrproben wurde so gewählt, daß die Standzeiten \leq 15 Minuten betragen. In weiterführenden Experimenten wurde der Einfluß von gasförmigen Te auf die mechanischen Eigenschaften von 1.4970 untersucht. Die Wirkung von gasförmigem Te ist deutlich geringer als die von flüssigem Te, besonders unterhalb 900°C, und ist stark vom Te-Partialdruck abhängig. Der Te-Partialdruck wurde durch unterschiedliche Mengen an Te in den Rohrproben variiert.

Neben Spaltproduktelementen wurden auch die Spaltproduktverbindungen Cs₂O und Cs₂Te untersucht, zunächst bei 1000°C. Beide Substanzen besitzen einen großen Einfluß auf die mechanischen Eigenschaften von 1.4970-Rohre. In weiterführenden Experimenten ist sowohl der Einfluß der Spaltproduktkonzentration als auch deren Temperaturabhängigkeit zu untersuchen. Außerdem sollen Kriechberstexperimente durchgeführt werden, mit Standzeiten von etwa 100 h.

06.01.17/13A Oxidationsverhalten von Edelstahl-Hüllrohren in
PNS 4243 Wasserdampf

(S. Leistikow, H. v. Berg, G. Schanz; IMF-II)

Vergleichende Darstellung der Ergebnisse des Oxidationsverhaltens von Zircaloy-4
und der hochwarmfesten Stähle Werkstoff Nr. 1.4914 und 1.4970 in Wasserdampf

1. Experimentelle Durchführung und Auswertung

Die geprüften Werkstoffe waren das Zircaloy-4, der austenitische Cr-Ni Stahl Werkstoff Nr. 1.4970 und der ferritisch-martensitische Cr-Stahl Werkstoff Nr. 1.4914. Sie hatten die in Tab. 1 wiedergegebene chemische Zusammensetzung. Die Prüfung wurde an Hüllrohr-Abschnitten in verfügbaren LWR- und SNR-Dimensionen (Tab. 1) durch beidseitige Exposition in Wasserdampf-Kreisläufen unter Atmosphärendruck vollzogen. Die gewählten Bedingungen dafür waren: $t \leq 6$ h, $T = 600-1300^{\circ}\text{C}$. Die versuchsbegleitende resp. nachgeordnete Auswertung wurde durch Gravimetrie (O_2 -Aufnahme, Metallkonsum, Wandkonsum), Metallographie (Wachstum O_2 -haltiger Schichten, Wanddurchdringung, Wandkonsum) und Mikroanalyse (Element-Verteilung, Bildung neuer Phasen, Transportvorgänge) ausgeführt (Tab. 2).

Die Ergebnisse werden wie folgt wiedergegeben:

- Gewichtszunahme in parabolischer Auftragung
- Arrhenius-Darstellung in vergleichbaren Reaktions-Teilzeiten
- Vergleich des Materialverhaltens bei unbegrenztem Wandstärkekonsum
- Weitere Darstellungen betreffen die Kinetik der Oxidation hinsichtlich
 - . der Wanddurchdringung
 - . des begrenzten Wandkonsums
 - . der Wasserstoff-Freisetzung
 - . der Dimensionsänderungen der Rohrproben

2. Versuchsergebnisse

2.1 Oxidation durch Wasserdampf

Die Oxidation des Zircaloy-4 (oberhalb 1050°C) und der Stähle in Wasserdampf

läßt sich in ihrem zeitlichen Ablauf durch parabolische Zeitgesetze beschreiben. Abweichungen kennzeichnen den Beginn des Totalkonsums der Rohrwand (Abb. 1,3,6). Die Abhängigkeit der parabolischen Geschwindigkeitskonstanten k_p von der Reaktionstemperatur ist wie folgt wiederzugeben (Abb. 8):

| | |
|------------|--|
| Zircaloy-4 | $k_p = 5.24 \cdot 10^9 \exp(-174.3/RT)$ |
| 1.4970 | $k_p = 2.80 \cdot 10^{11} \exp(-227.1/RT)$ |
| 1.4914 | $k_p = 3.51 \cdot 10^{11} \exp(-203.2/RT)$ |

(Aktivierungsenergie in kJ/mol)

Bei niedrigeren Temperaturen als 1050°C treten beim Zircaloy-4 andersartige Verläufe auf, die sich nur über die ersten etwa 30 min durch eine parabolische Funktion beschreiben lassen. Abweichungen vom linearen Verlauf sind einerseits der Reaktionsbeschleunigung durch den breakaway-Effekt, andererseits der Reaktionsverminderung durch den beginnenden Totalkonsum der Rohrwand zuzuschreiben. Dieser Zeitpunkt ist nach oxidativer Waddurchdringung im Fall des Zircaloy-4 bei Aufnahme von 50 %, für Werkstoff Nr. 1.4970 bei Aufnahme von 80 % und für Werkstoff Nr. 1.4914 bei Aufnahme von 90 % der rechnerisch zum Totalkonsum erforderlichen Sauerstoffmenge gegeben (Abb. 2,4,7).

Bei einem Vergleich des langzeitigen Korrosionsverhaltens der Materialien unter der (hier nicht gegebenen) Voraussetzung unbegrenzter Dicke der der Oxidation unterworfenen metallischen Wandungen wird der Metallkonsum nach 6 Std, 1300°C wie folgt extrapoliert (Abb. 9):

| | | |
|--------|--------------|----------|
| 1.4970 | < Zircaloy-4 | < 1.4914 |
| 400 µm | 600 µm | 1400 µm |

Somit erweist sich der austenitische CrNi-Stahl als beständigster Werkstoff gefolgt von Zircaloy-4 und dem ferritisch-martensitischen Cr-Stahl.

2.2 Wasserstoff-Freisetzung

Die Kinetik der Wasserstofffreisetzung läuft synchron zur Sauerstoffbindung. Zur Mengen-Berechnung werden -wie bei der korrodierten Metallmenge- stöchiometrische Faktoren herangezogen, die weniger theoretischen, jedoch vielmehr empirischen Charakter haben. Die Unschärfe der Rechnung (etwa 5-7 %) beruht auf der Unsicherheit hinsichtlich der stöchiometrischen Zusammensetzung der gebildeten Reaktionsprodukte wie ZrO_2 sowie FeO , Fe_3O_4 , Cr_2O_3 ,

NiO etc. nach Teil- resp. Totaloxidation.

2.3 Dimensionsänderungen des Rohrmaterials bei doppelseitiger Oxidation

Die Maximalwerte betragen (in %)

| | <u>Zircaloy-4</u> | <u>1.4970</u> | <u>1.4914</u> |
|--------------------|-------------------|---------------|---------------|
| Wand | 60 | 120 | 190 |
| Außen- \emptyset | 12 | 10 | 15 |
| Innen- \emptyset | 8 | -10 | -15 |

Bei Zircaloy-4 schwillt das Rohr unter Zunahme des Innen- und Außendurchmessers, bei den Stählen unter symmetrischer Abnahme des Innen- und Zunahme des Außendurchmessers (Abb. 5).

3. Zusammenfassung

Der doppelseitige Angriff von Wasserdampf auf die Rohrwandungen von Zircaloy-4 und hochwarmfesten Stählen bei Temperaturen weit oberhalb der für den Langzeiteinsatz verbindlichen technischen Beständigkeitsgrenzen erbrachte also folgende Ergebnisse:

- Der Verlauf der Sauerstoffaufnahme läßt sich durch parabolische Zeitgesetze beschreiben. Die parabolischen Geschwindigkeitskonstanten lassen sich gut als Funktion der reziproken abs. Temperatur im Arrhenius-Diagramm wiedergeben und erlauben, die jeweiligen Aktivierungsenergien der Reaktion zu berechnen.
- Dieses Verhalten ist durch ein relativ ungestörtes Oxidschichtwachstum auf der dem oxidativen Konsum doppelseitig unterworfenen Rohrwandung verständlich. Die Produkte stellen also in sich geschlossene Schutzschichten im haftfesten Verbund mit der metallischen Unterlage dar.
- Erst bei Temperaturen $<1050^{\circ}\text{C}$ wird für Zircaloy-4 eine mechanische Instabilität des Schichtaufbaus (breakaway) gefunden, die ein beschleunigtes, d.h. lineares Schichtwachstum verursacht, jedoch nicht zum Oxidabplatzen oder Verlust des Probenzusammenhalts führt. Wie gezeigt war danach Wägung und metallographische Untersuchung möglich.
- Abweichungen vom parabolischen Verlauf treten erst bei beginnendem Totalkonsum der Rohrwandungen ein. Die Reaktionen kommen mangels zu oxidieren-

der metallischer Masse zum Erliegen.

- Dimensionsänderungen treten zwar in hohem Maße auf, ihre technische Bedeutung kann jedoch nur auf der Basis der Auslegung der Kernstruktur beurteilt werden.
- Die Oxidationsprodukte unterscheiden sich in einem wesentlichen Punkt: ZrO_2 schmilzt erst bei $2700^{\circ}C$, die Eisenoxide jedoch schon bei Temperaturen um $1500^{\circ}C$. Bei höheren als den hier gewählten Temperaturen werden die Stähle und ihre Oxide also schmelzflüssige Phasen bilden.

4. Literatur

- (1) S. Leistikow, G. Schanz, Zb. Zurek
Vergleichende Untersuchungen der Oxidation von hochwarmfesten Stählen und Zircaloy-4 unter Reaktorstörfallbedingungen in Wasserdampf
Vortrag, Deutsche Gesellschaft für Metallkunde, Hauptversammlung
Erlangen, 24. - 27.5.1983
- (2) S. Leistikow
Comparison of High Temperature Steam Oxidation Kinetics under LWR
Accidental Conditions: Zircaloy-4 versus Austenitic Stainless Steel.
Proc. 6th Intern. ASTM-Conf. "Zirconium in the Nuclear Industry",
Vancouver, B.C., Canada, 28.6.-1.7.1982, im Druck
- (3) Zb. Zurek
Isothermal Steam Oxidation of the Ferritic 11 % Cr Steel (DIN No. 1.4914)
at 900 to $1300^{\circ}C$
KfK 3436 (1982)

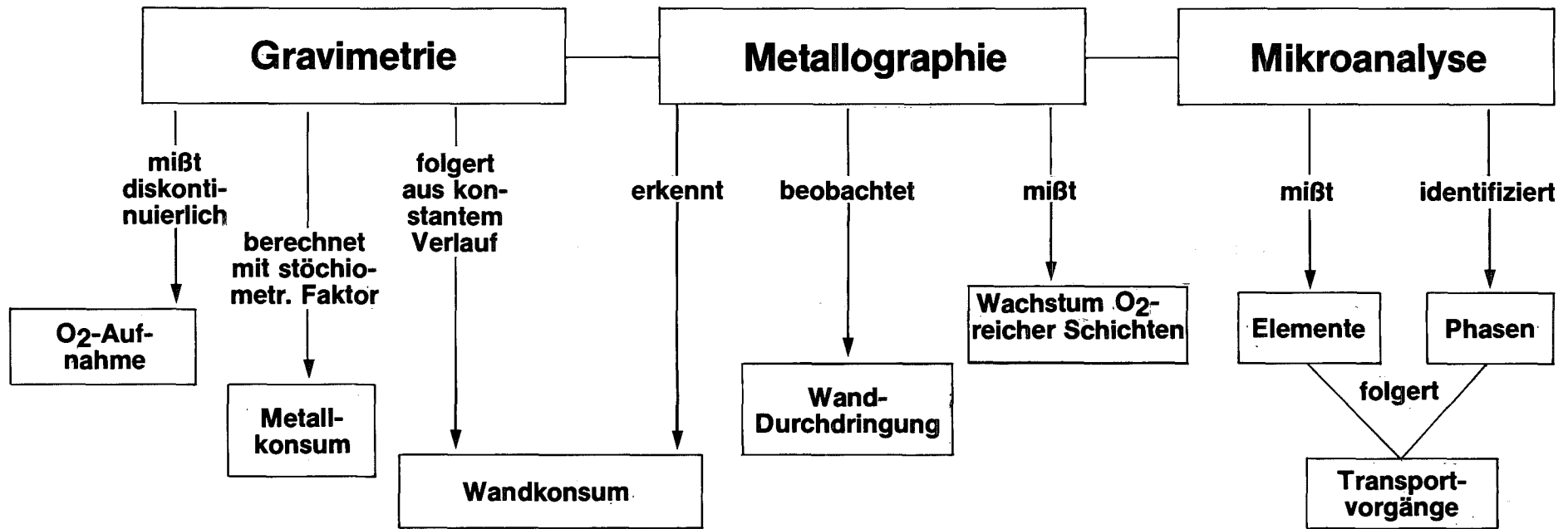
Tab. 1: Chemische Analyse und Rohrabmessungen des untersuchten Materials

1. Chemische Analyse (Gew. %)

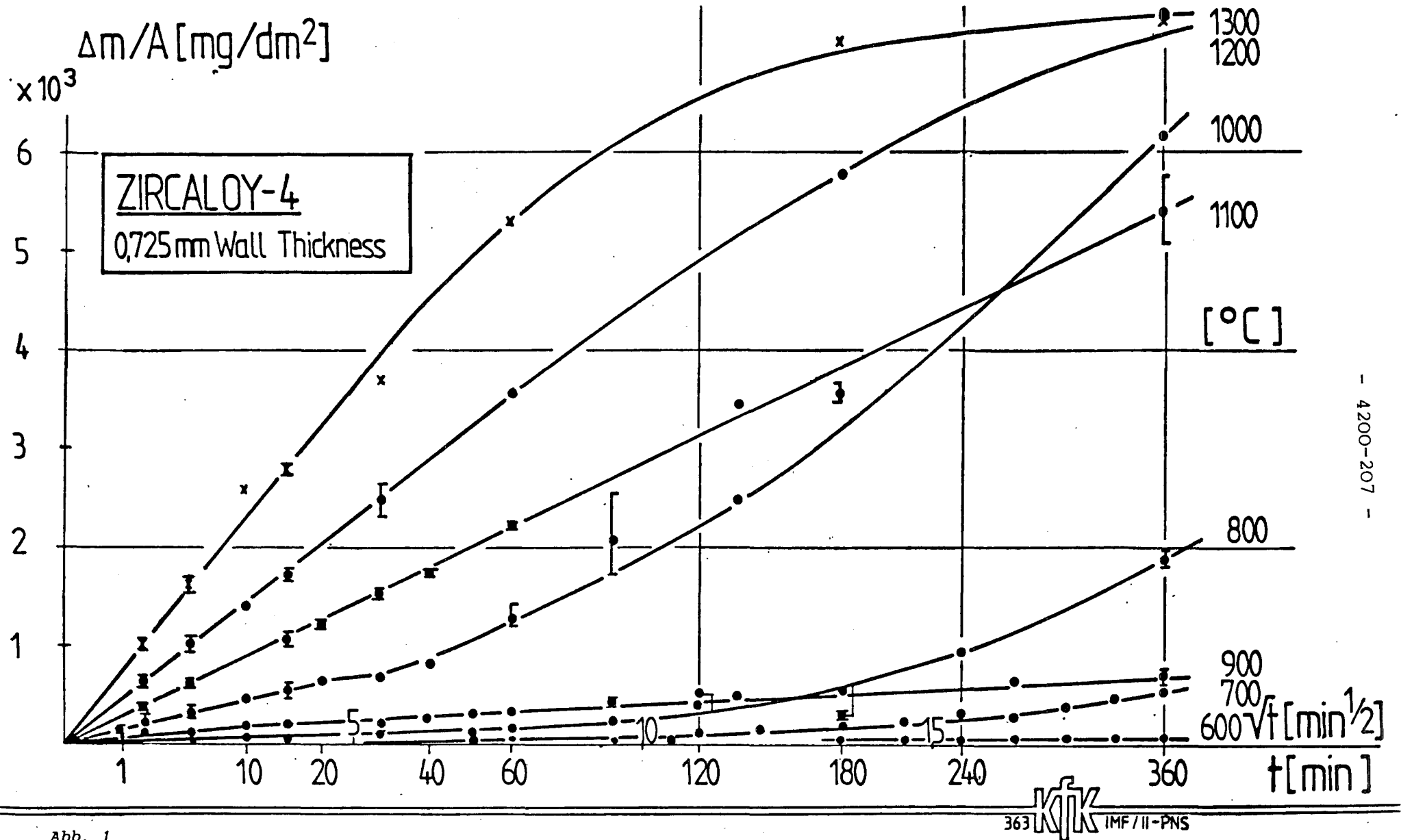
| | | | | | | | | |
|-----------------|-----------|-----------|-----------|-----------|-----------|-----------|-----------|-----------|
| Material | <u>Sn</u> | <u>Fe</u> | <u>Cr</u> | <u>O</u> | <u>Zr</u> | | | |
| Zircaloy-4 | 1.35-1.47 | 0.19-0.21 | 0.09-0.10 | 0.12 | Rest | | | |
| Austenitischer | <u>B</u> | <u>C</u> | <u>Ca</u> | <u>Co</u> | <u>Cr</u> | <u>Mn</u> | <u>Mo</u> | <u>Ni</u> |
| Stahl | 0.005 | 0.09 | 0.005 | 0.02 | 14.9 | 1.60 | 1.19 | 15.0 |
| Werkstoff Nr. | <u>Si</u> | <u>Ti</u> | <u>V</u> | <u>Ta</u> | <u>Fe</u> | | | |
| 1.4970 | 0.4 | 0.43 | 0.05 | 0.02 | Rest | | | |
| Ferritisch- | <u>Nb</u> | <u>C</u> | <u>Cu</u> | <u>Co</u> | <u>Cr</u> | <u>Mn</u> | <u>Mo</u> | <u>Ni</u> |
| Martensitischer | 0.24 | 0.21 | 0.024 | 0.006 | 11.5 | 0.3 | 0.60 | 0.77 |
| Stahl | <u>Si</u> | <u>Ti</u> | <u>V</u> | <u>Fe</u> | | | | |
| Werkstoff Nr. | 0.34 | 0.006 | 0.31 | Rest | | | | |
| 1.4914 | | | | | | | | |

2. Rohrabmessungen (mm)

| | | | |
|-----------------|-----------|-----------|-------------|
| | <u>AD</u> | <u>ID</u> | <u>Wand</u> |
| Zircaloy-4 | 10.75 | 9.30 | 0.725 |
| Austenitischer | | | |
| Stahl | 7.6 | 6.6 | 0.5 |
| Werkstoff Nr. | | | |
| 1.4970 | | | |
| Ferritisch- | | | |
| Martensitischer | | | |
| Stahl | 6.0 | 5.24 | 0.38 |
| Werkstoff Nr. | | | |
| 1.4914 | | | |



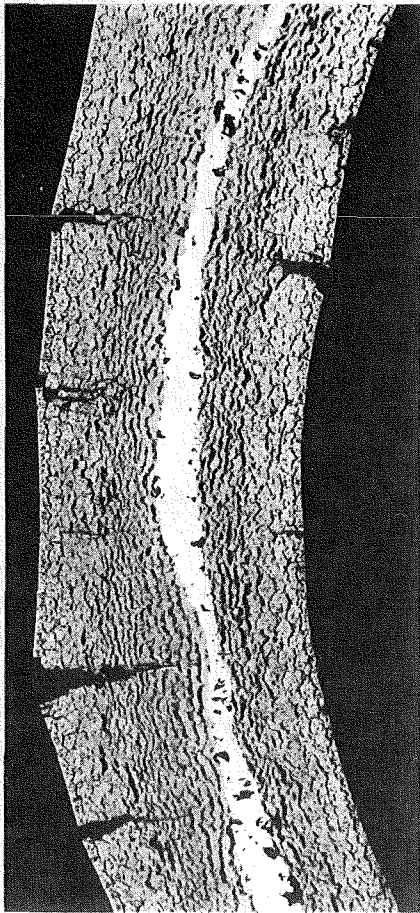
Tab. 2: Experimentbegleitende und nachgeordnete Untersuchungsmethodik



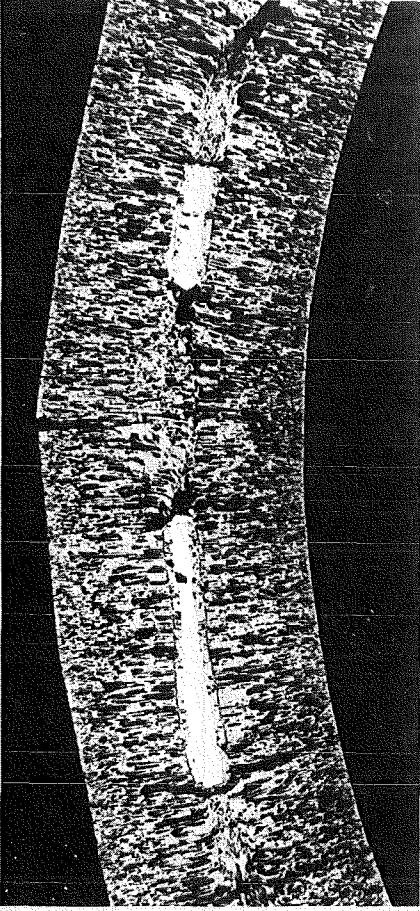
- 4200-207 -

Abb. 1

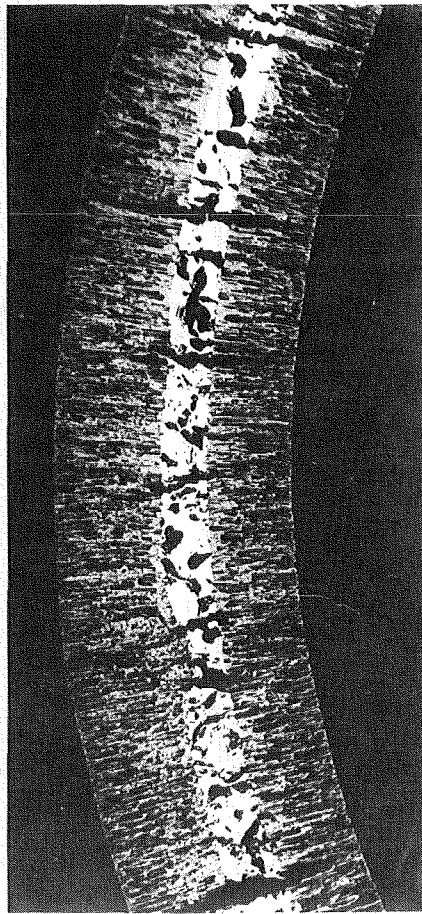
Zircaloy-4 Cladding Tube Steam Oxidation ; Weight Gain versus Time of Exposure



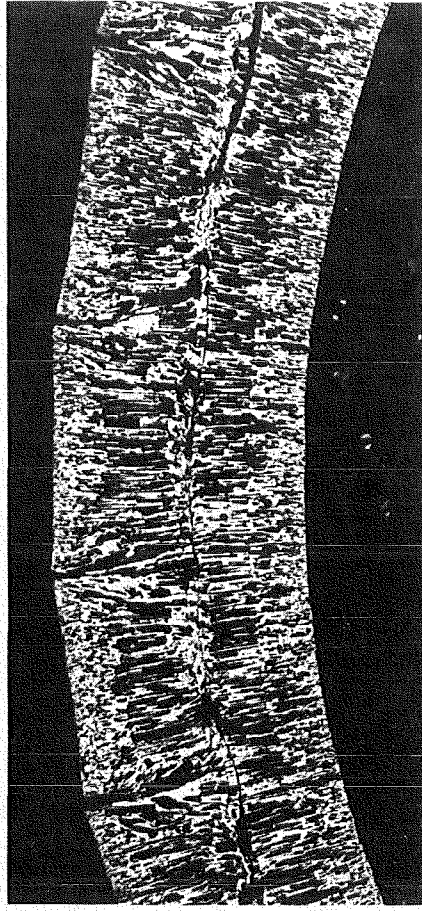
1000 °C



1200 °C



1100 °C



1300 °C

200 μm

Abb. 2

KfK
254 IMF/II

HT-Steam Oxidation of Zircaloy 4 Under LWR-Accidental Conditions (6h,1bar)

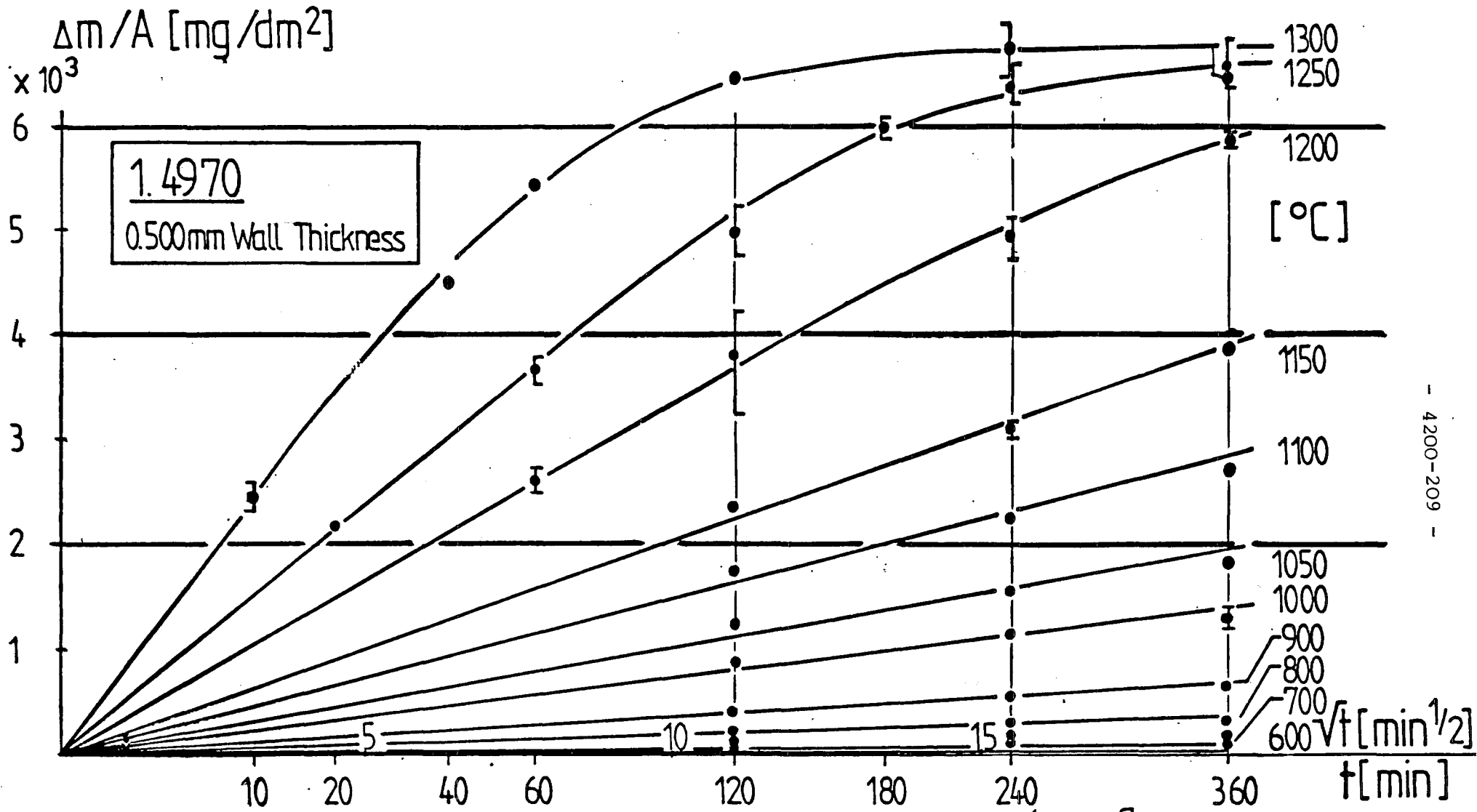
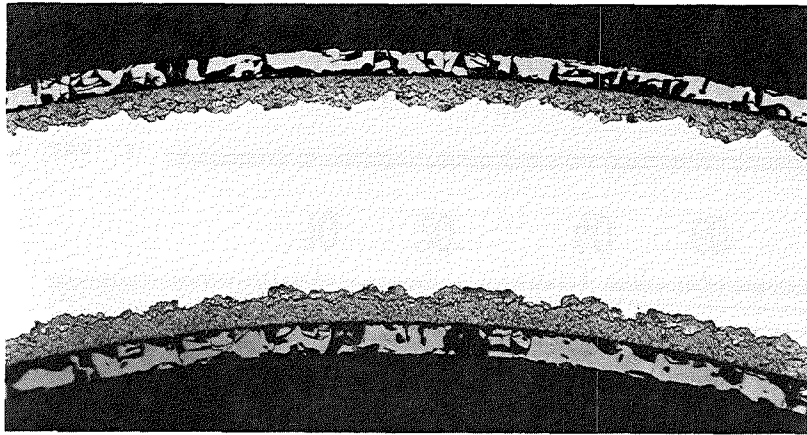


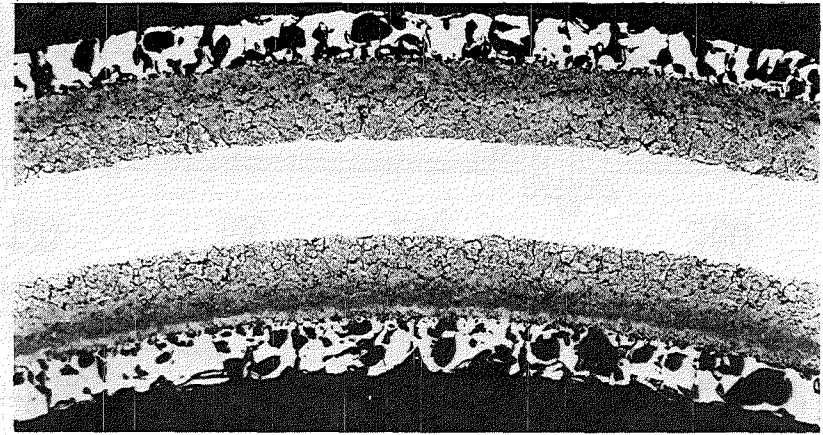
Abb. 3

364 KJK IMF/II-PNS

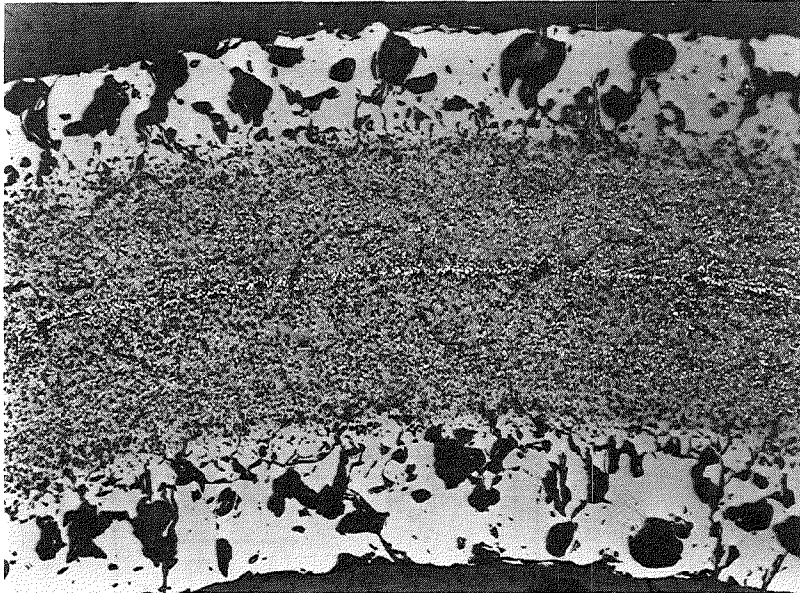
Austenitic Stainless Steel No. 1.4970 Cladding Tube Steam Oxidation
 Weight Gain versus Time of Exposure



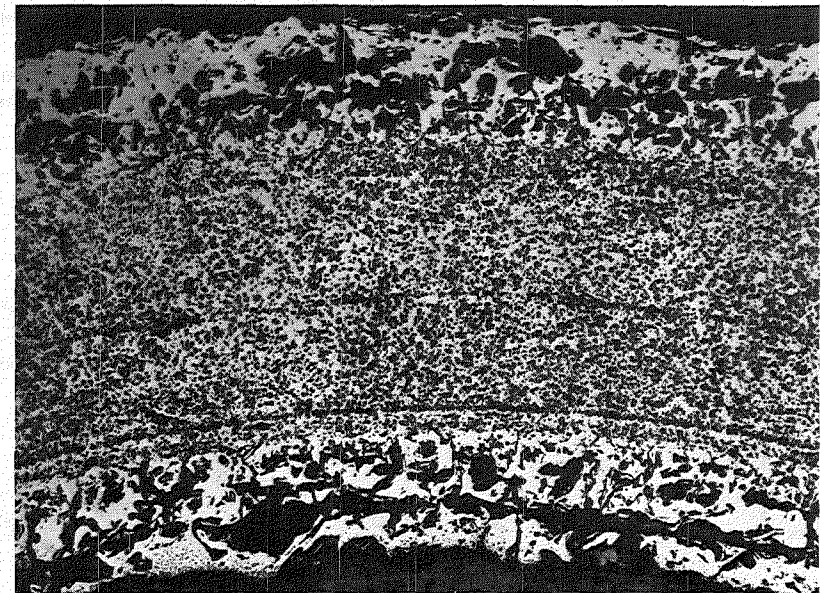
1000°C



1100°C



1200°C



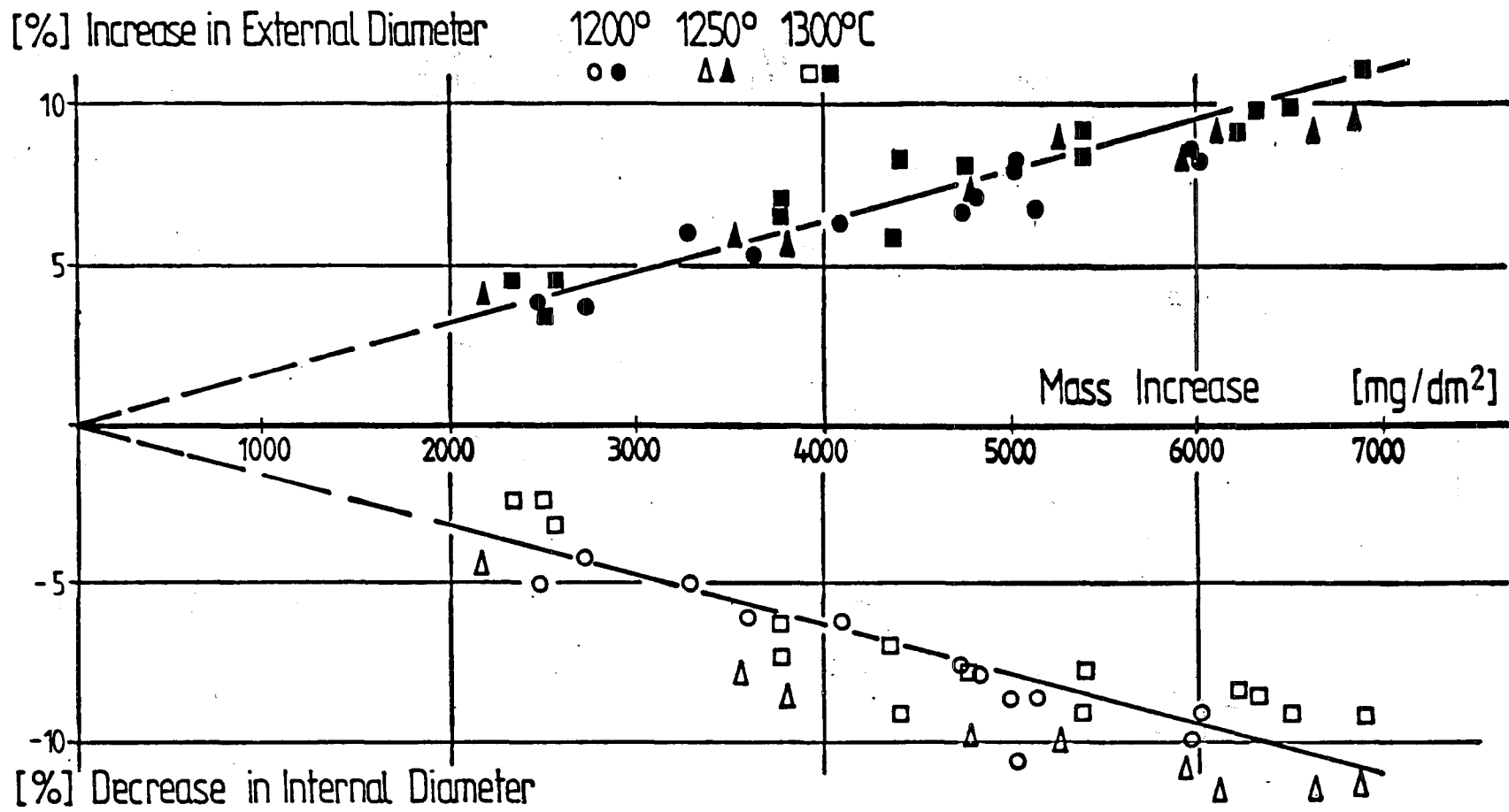
1300°C

KfK

100 μm

Abb. 4

HT-Steam Oxidation of Material No.1.4970 Under FDWR-Accidental Conditions (6 h, 1 bar)

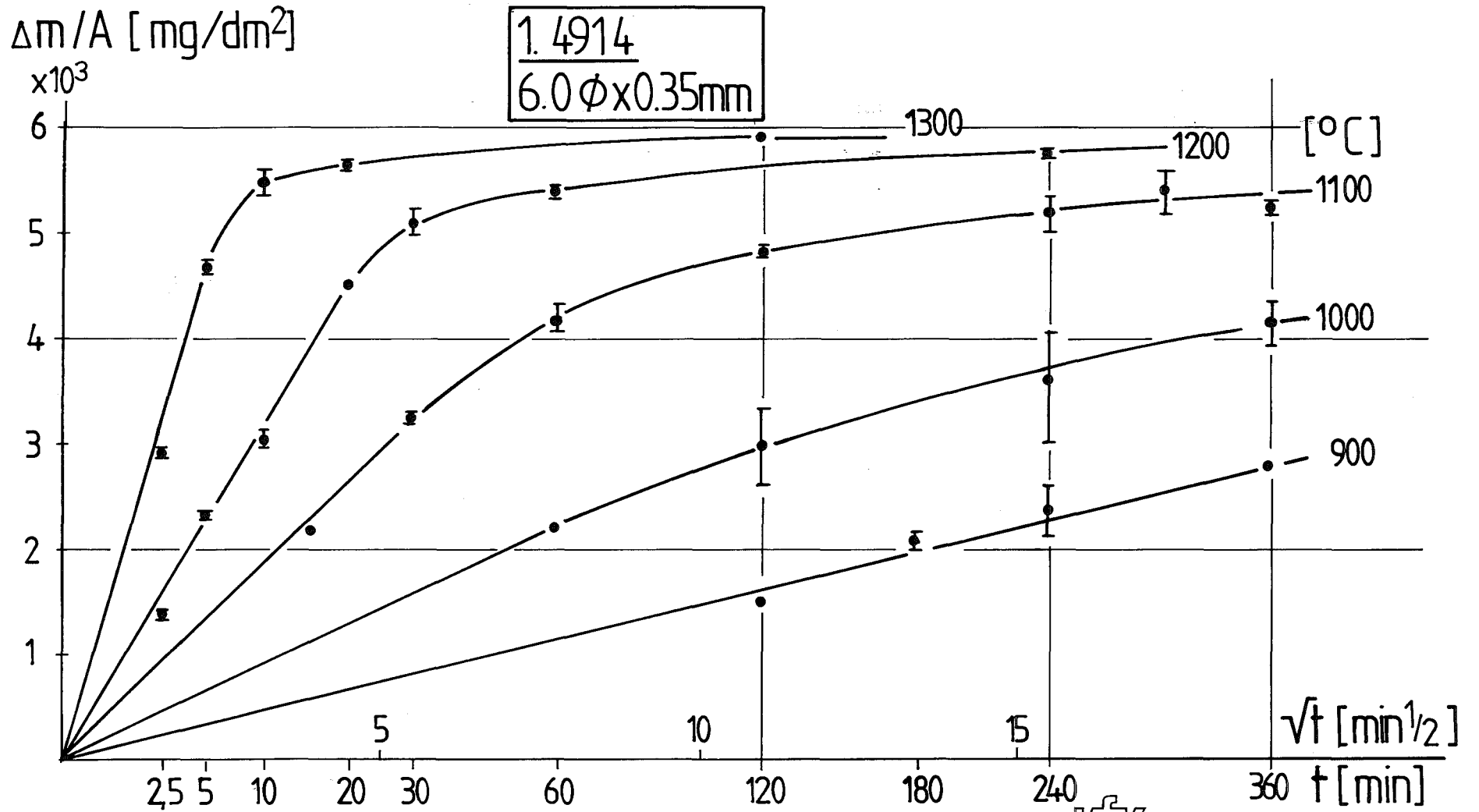


- 4200-211 -



Abb. 5

Austenitic Stainless Steel No.14970/Steam Oxidation
 Dimensional Changes versus Mass Increase of Tubing (7,6 mm OD / 0,5 mm Wall Thickness)

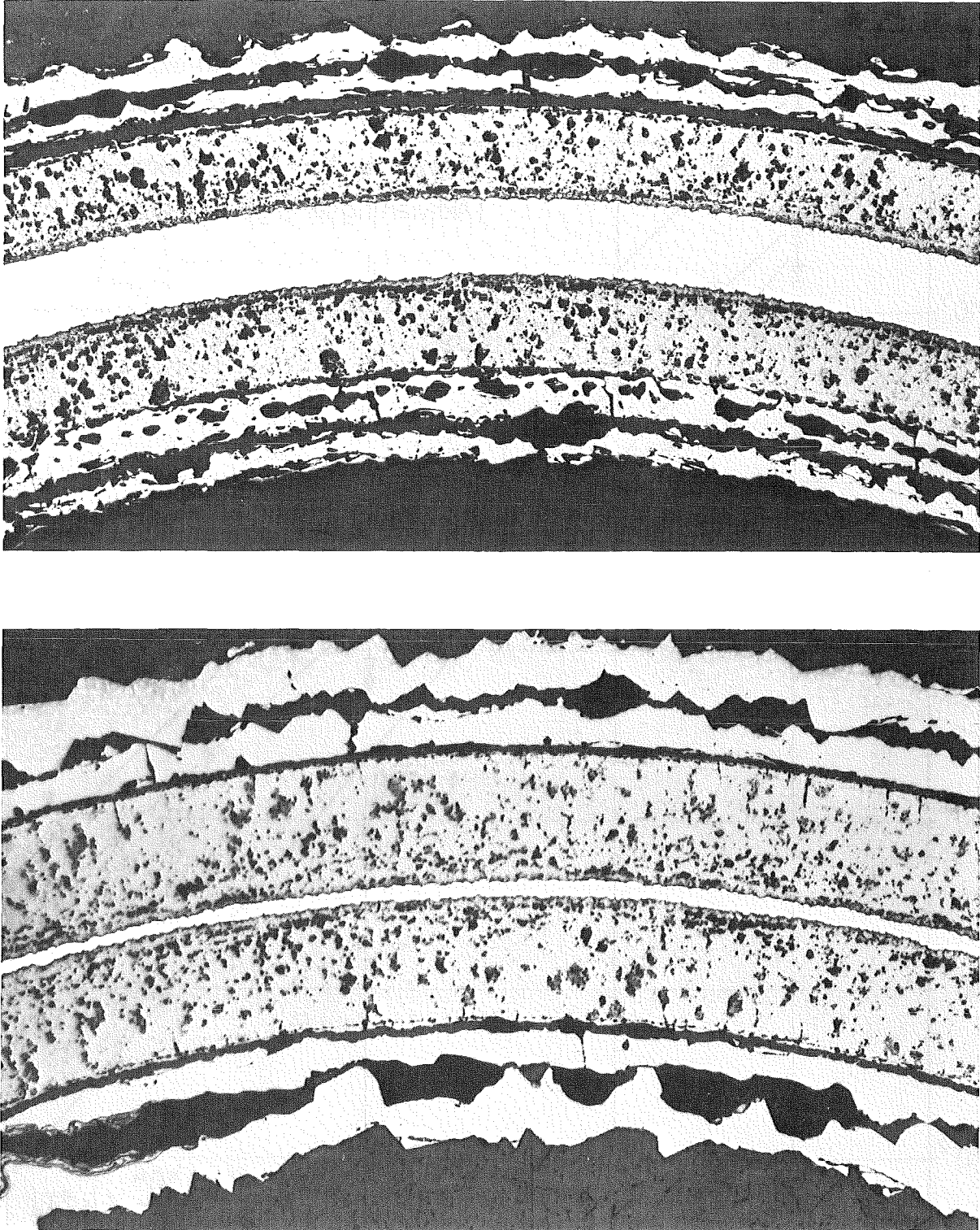


- 4200-212 -

Abb. 6

365 **KfK** IMF/II-PNS

HOCHTEMPERATUR-DAMPFOXIDATION VON ROHRMATERIAL DES FERRITISCH-MARTENSITISCHEN STAHLER 1.4914. MASSENZUNAHME IN PARABOLISCHER DARSTELLUNG



—|— = 100 μm

KfK

Abb. 7

Hochtemperatur-Dampfoxidation des Werkstoffes Nr. 1.4914

a) 30 min, 1100°C b) 60 min, 1100°C

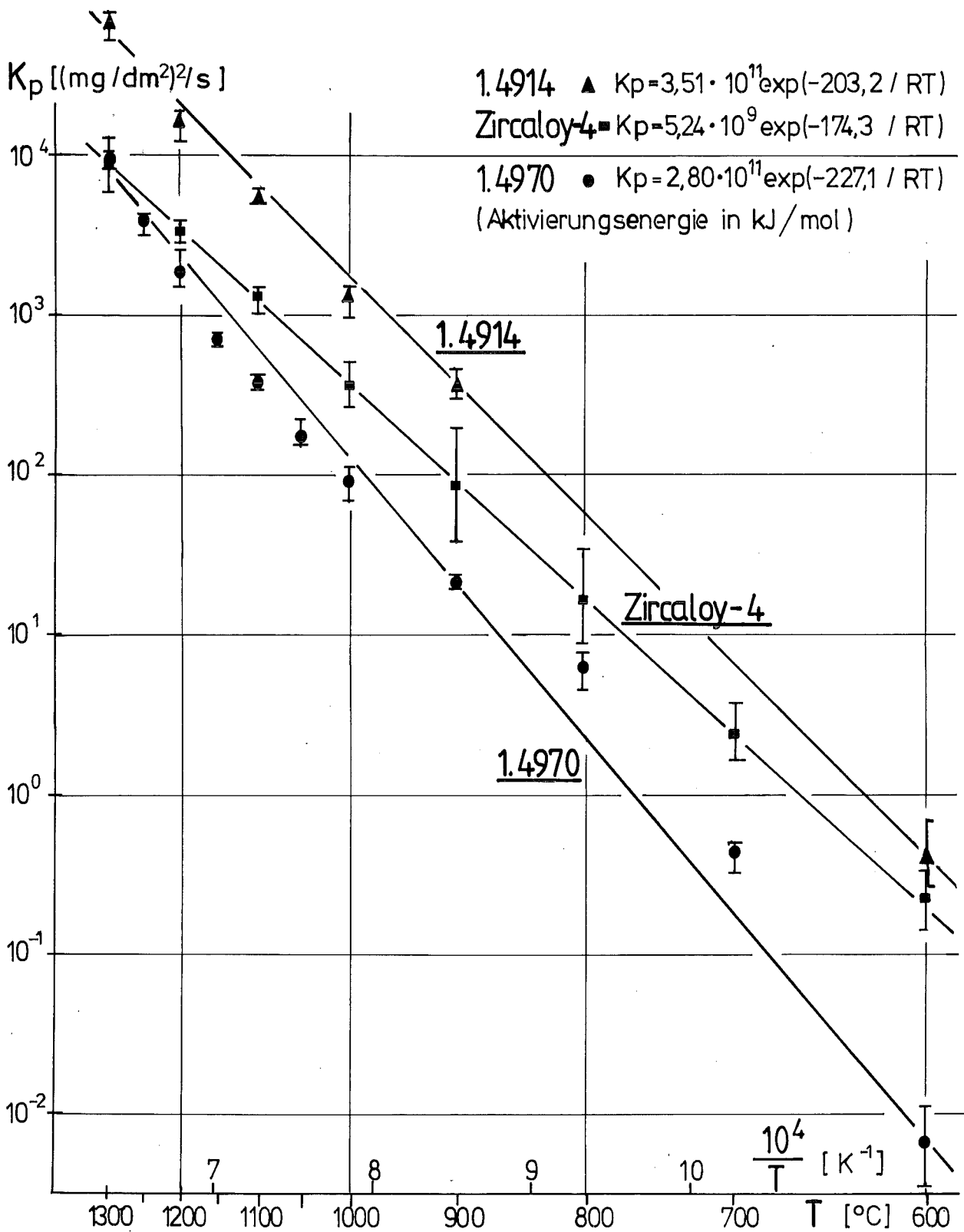


Abb. 8

Arrhenius-Diagramm der Massenzunahme von Stählen und Zircaloy-4 bei Hochtemperatur-Dampfoxidation

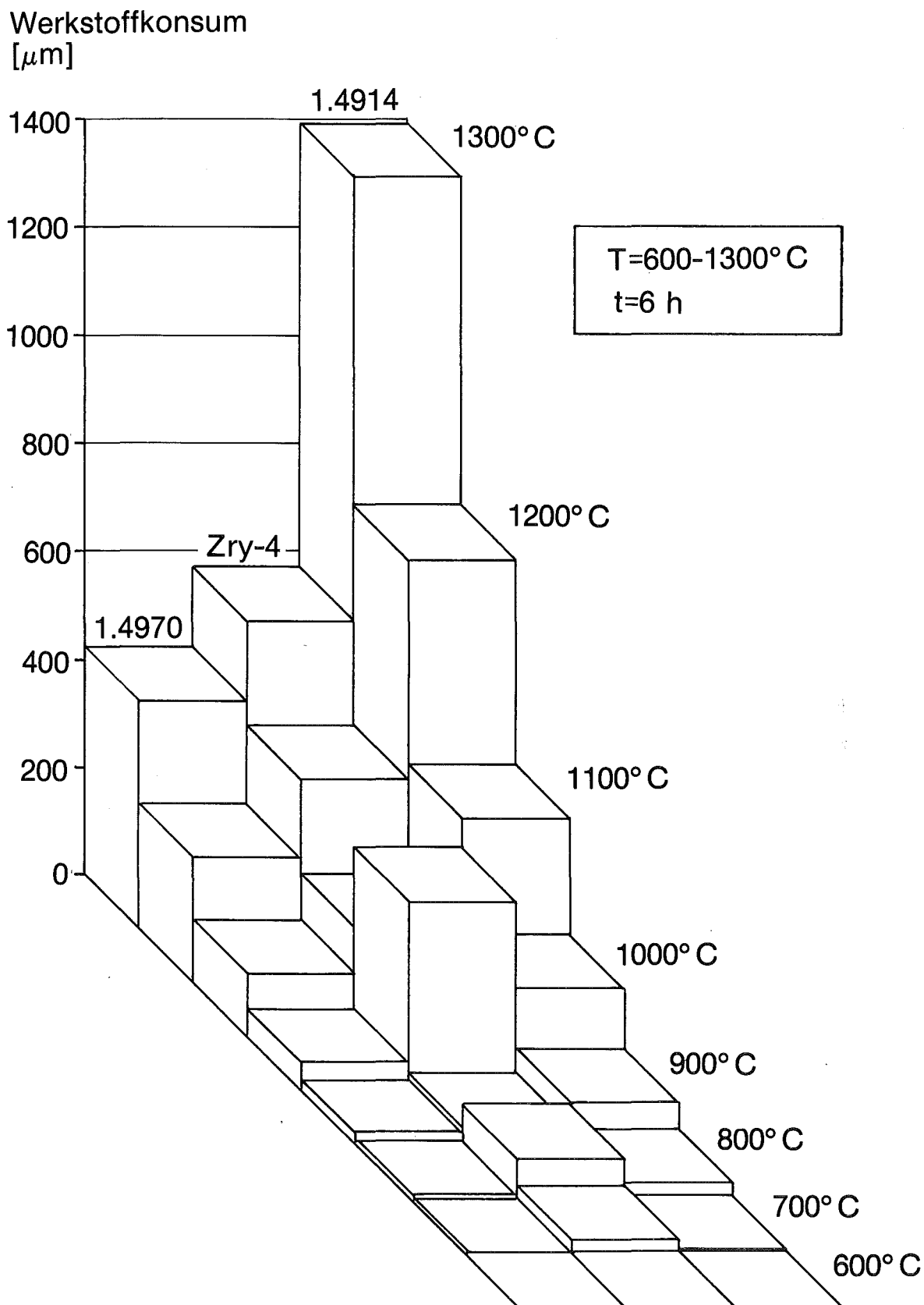


Abb. 9

Vergleich des Oxidationsverhaltens in Wasserdampf von Zircaloy-4 sowie den Stählen Werkst. Nr.1.4914 u.1.4970

06.01.17/14A Untersuchungen zum mechanischen Verhalten von
PNS 4244 Hüllwerkstoffen für FDWR
 (C. Petersen, H. Schneider, B. Seith; IMF II)

1 Stand der Arbeiten

Die Literaturstudie zur Auswahl von austenitischen und ferritisch, martensitischen Stählen als Hüllrohrwerkstoffe für FDWR wurde abgeschlossen /1/. Hierbei ergaben sich im Vergleich zum DWR-Hüllmaterial Zircaloy-4 bei Betriebsbedingungen ebenfalls keine Probleme mit der Neutronenökonomie und der chemischen Verträglichkeit mit Brennstoff und Kühlmittel. Die Herstellungskosten sind für alle Materialien vergleichbar. Die Wiederaufarbeitung der Ferrite bereitet einige Schwierigkeiten. In der mechanischen Stabilität sind die Stähle dem Zircaloy-4 überlegen. Bei den physikalischen Eigenschaften konnten Vorteile für die Stähle im Bereich hoher Temperaturen gefunden werden.

Die mechanischen Kurzzeiteigenschaften bei höheren Temperaturen für den optimierten thermomechanischen Vorbehandlungszustand des 1.4970 und den thermischen Vorbehandlungszustand des 1.4914 ergaben höhere Festigkeiten bei geringeren Bruchdehnungen als beim Zircaloy-4. Erst oberhalb 800 °C zeigt das Zircaloy bessere Festigkeitseigenschaften als die Stähle, aufgrund seines höheren Schmelzpunktes.

Ebenso ergaben sich bei den Langzeiteigenschaften für die Stähle höhere Zeitstandfestigkeiten, kleinere Kriechgeschwindigkeiten und zumindest für den 1.4970 kleinere Bruchdehnungen als für das Zircaloy.

Eine Bestrahlung führt im Austenit nur bei SBR-typischer Dosis zum Schwellen des Hüllrohres, das aber durch Erhöhung der Kaltverformung minimiert werden kann. Die Hochtemperaturversprödung nach Neutronenbestrahlung ist bei den Austeniten sehr und bei dem Ferrit 1.4914 nicht so ausgeprägt. Die damit verbundenen kleinen Versagensdehnungen sind für das Störfallverhalten von Vorteil.

Für Sicherheitsanalysen reicht das vorliegende Datenmaterial nicht aus. Denn bei isothermer Versuchsführung ist oberhalb 900 °C nur eine sehr lückenhafte Kenntnis des Materialverhaltens vorhanden. Temperaturtransiente Versuchsergebnisse fehlen bei den Stählen völlig. Hierauf sollten sich anstehende Untersuchungen zum Sicherheitsverhalten der FDWR-Hüllrohre im verstärkten

Maße konzentrieren.

2 Versuchsprogramm und Versuchsdurchführung

Die Abarbeitung des schon im Jahre 1982 vorgelegten Versuchsprogrammes konnte bis zum Ende des Berichtszeitraumes das Vorversuchsstadium noch nicht verlassen, weil, zu den damals berichteten elektromagnetischen Einstreuungen in die Maschinensteuerung, Kühlwasserprobleme auftraten, die den Versuchsablauf immer wieder zum Erliegen brachten. Diese Störungen konnten zu Jahresende beseitigt werden.

3 Weiteres Vorgehen

Wegen des Zeitverzuges werden hauptsächlich temperaturtransiente Versuche durchgeführt, um die bestehenden Versagensmodelle im Hinblick auf ihre Verwendbarkeit bei den Stählen zu überprüfen.

4 Literatur

/1/ C. Petersen

Literaturübersicht mechanischer und physikalischer Eigenschaften von Hüllrohrwerkstoffen für Fortgeschrittene Druckwasserreaktoren (FDWR) bei hoher Temperatur
KfK 3469, Oktober 1983

Seite

06.01 SICHERHEIT UND UMGEBUNGSSCHUTZ VON KKW

PNS-Teilprojekt 4300 - Ablauf und Beherrschung von LWR-
Kernschmelzenunfällen

06.01.11 Reaktions-, Freisetzungs- und Aerosolver- 4300 - 1
halten beim Kernschmelzen

06.01.12 Untersuchungen zur Wechselwirkung von 4300 - 37
Stahlschmelzen mit Beton

- 06.01.11 Reaktions-, Freisetzungs- und Aerosolverhalten
 beim Kernschmelzen
- 06.01.11/26A Untersuchungen zur Wechselwirkung von Spaltprodukten und
PNS 4311 Aerosolen in LWR-Containments
 (H. Bunz, M. Koyro, W. Schöck; LAF I)

Die Arbeiten im Berichtszeitraum werden hier unterteilt dargestellt in Arbeiten an und mit dem NAUA-Code, sowie Arbeiten in der Vorbereitungsphase des DEMONA-Programms, das der abschließenden experimentellen Demonstration der Zuverlässigkeit der NAUA-Rechenergebnisse dient.

1. NAUA

1.1 Einbringung des NAUA-Codes in die ANS-Source-Term-Studie

Nachdem der NAUA-Code im Jahre 1982 bereits an die USNRC sowie an EPRI übergeben worden war, wurde er zu Beginn dieses Jahres bei Stone & Webster Eng. Corp. (SWEC), Boston/USA implementiert, da SWEC von der ANS beauftragt wurde, eine Studie zum radiologischen Quellterm für eine Reihe von Störfallsequenzen sehr geringer Eintrittswahrscheinlichkeit auf möglichst realistischer Basis durchzuführen, wozu Computercodes, wie NAUA, eingesetzt werden sollten, die die ablaufenden physikalischen Prozesse mit den geringstmöglichen Einschränkungen behandeln.

Die Rechnungen wurden in Abstimmung parallel sowohl bei SWEC als auch im LAF durchgeführt. Die behandelten Szenarien besitzen eine gewisse Ähnlichkeit mit den früher für deutsche Reaktoren durchgeführten Studien zur Freisetzungskategorie 2, bei der davon ausgegangen wird, daß die Containmentintegrität von Anfang an verloren gegangen ist. Aufgrund der anderen Containmentgeometrie bei den amerikanischen Reaktoren führt der Weg der Aktivität aber nicht über den Ringraum und das Hilfsanlagengebäude in die Umgebung, sondern über ein Leck im Sicherheitsbehälter (etwa durch ein Erdbeben verursacht) direkt. Damit ergibt sich eine im Vergleich zu FK2 sehr stark verminderte Rückhaltung des Containmentsystem, so beträgt der Dekontaminationsfaktor bei FK2 ca. 100 - 150 und bei der untersuchten AB- β -Sequenz nur 4 - 5. Dieser Wert erhöht sich nur geringfügig (um ca. 16 %), wenn statt einer Einraumrechnung mit dem NAUA-Code

eine Kompartimentisierung des Containments (im vorliegenden Fall 14 Compartments) vorgenommen wird.

1.2 Arbeiten am NAUA-Code

Im Berichtszeitraum wurde die Version Mod5 der NAUA-Codes entwickelt. Diese unterscheidet sich von der früheren Version Mod4 /1/ durch verbesserte Numerik sowie durch die Hinzunahme der Diffusiophorese als zusätzlicher Abscheideeffekt.

Die Rechenzeit konnte durch Straffung insbesondere der zeitaufwendigen Berechnung der Partikelkoagulation um einen Faktor 2 reduziert werden, ohne daß das bewährte Schema der Diskretisierung der Partikelgrößenverteilung geändert werden mußte. Der Speicherplatzbedarf des Codes wurde durch die Umstellung allerdings erheblich vergrößert, was aber bei modernen Großrechnern kein Problem darstellt. Im Rahmen diese Optimierungsarbeiten wurde die Empfindlichkeit des Codes auf Änderungen der Maschinengenauigkeit getestet. Es ergab sich, daß die Abweichungen beim Übergang von der jetzt verwendeten Real-4-Arithmetik zur Real-8-Arithmetik selbst nach ca. 10000 Iterationsschritten bei maximal 3 % liegen, so daß die für die Rechenzeit günstigere Real-4-Arithmetik beibehalten werden kann.

Wie bereits im Jahresbericht 1982 am Beispiel der NSPP-Experimente gezeigt, kann Diffusiophorese ein wichtiger zusätzlicher Abscheideeffekt in Anwesenheit kondensierender Gase, wie Wasserdampf, sein. Da dieser Effekt auch bei den in Vorbereitung befindlichen DEMONA-Experimenten eine gewisse Rolle spielen wird, wurde nach Durchsicht der Literatur der von Waldmann und Schmitt theoretisch und experimentell entwickelte Ansatz zur Beschreibung der Diffusiophorese zur Anwendung im NAUA-Code ausgewählt, da zum einen die Unterschiede zu sonst in der Literatur zu findenden Ansätze gering sind und zum anderen die Anwendung und Implementierung dieser Formulierung in einen Aerosolcode verhältnismäßig einfach ist. Der in der ursprünglichen Fassung der Waldmann-Schmitt-Formel enthaltene, für Containments wie auch für integrale Großversuche nur schwer ermittelbare molare Gradient des Wasserdampfes, konnte mittels der Diffusionsgleichung für Wasserdampf durch ruhende Luft aus der Gleichung entfernt werden

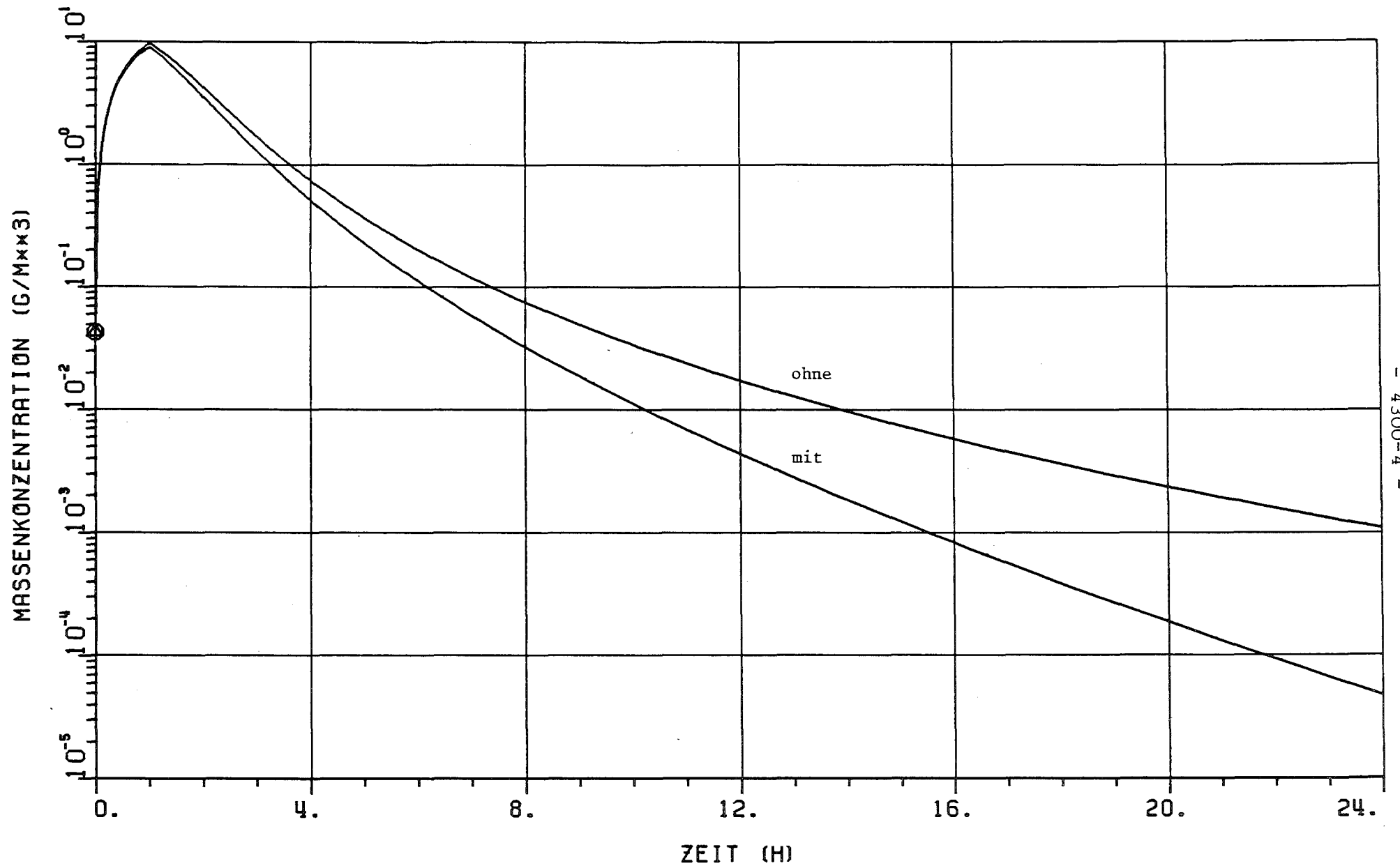
und durch entsprechende Thermodynamik-Codes, wie COCMEL, leicht bestimmbare Größen, wie den Luft- und Dampfpartialdruck, sowie durch die integrale Kondensationsrate ersetzt werden.

Zur experimentellen Absicherung des Diffusiophorese-Modells wurden Messungen im NAUA-Versuchsstand durchgeführt. Das Problem besteht darin, den Effekt der diffusiophoretischen Abscheidung zu isolieren, insbesondere zu verhindern, daß die kalte Abscheidefläche auf das Aerosol rückkoppelt und Volumen Kondensation induziert. In mehreren Verbesserungsschritten wurde eine Probenahmesonde entwickelt, die das Aerosol nicht beeinflußt und Dampf und Aerosolpartikeln getrennt abscheidet. Es wurde mit UO_2 -Partikeln gearbeitet und die Proben so klein wie möglich gehalten. Die dadurch bedingten relativ großen Fehler einer Einzelmessung erforderten die statistische Auswertung vieler Proben. Insgesamt ergab sich eine befriedigende Übereinstimmung der gemessenen Abscheidung mit der berechneten, so daß das Modell in NAUA-Mod5 als verifiziert gelten kann.

Rechnungen mit NAUA-Mod5 zur Freisetzungskategorie FK6 zeigen, daß die langfristig luftgetragene Aktivität unter dem Einfluß der Diffusiophorese um etwa eine Größenordnung im Vergleich zu den bisherigen Rechnungen vermindert wird. Im Kurzzeitbereich ist dagegen nur ein geringer Unterschied gegeben. Dies bedeutet, daß die durch Leckage verursachte Aktivitätsbelastung, die im wesentlichen durch die Zeiten mit hoher Massenkonzentration bestimmt wird, nur um wenige Prozent reduziert wird. Dies könnte sich für Störfälle der Kategorie FK2 noch ändern, da dort möglicherweise auch in nachgeschalteten Compartments, wie dem Hilfsanlagengebäude, noch erhebliche Kondensationsraten auftreten, aber sonst aufgrund der geringen Aerosolkonzentration nur eine schwache Aerosolabscheidung stattfinden würde.

1.3 Auslegungsrechnungen zum DEMONA-Experiment

Nach Implementierung der Diffusiophorese in den NAUA-Code wurde eine weitere Reihe von Auslegungsrechnungen zu den DEMONA-Experimenten durchgeführt. Diese zeigen, daß wie bei den FK6-Rechnungen - das Kurzzeitverhalten und damit auch die maximal erreichbare Massenkonzentration nur unwesentlich durch



- 4300-4 -

Abb. 1: Aerosolmassenkonzentration beim DEMONA-Versuch berechnet mit und ohne diffusiophoretischer Abscheidung

Berücksichtigung der Diffusiophorese beeinflußt werden. Dagegen sind im Langzeitverhalten erhebliche Unterschiede zu erkennen, so daß die als untere Meßgrenze anzusehende Konzentration von 1 mg/m^3 bereits nach 15 h erreicht wird im Gegensatz zu 24 h ohne Diffusiophorese (siehe Abb. 1). Variationsrechnungen zur Aerosolerzeugungsrates zeigen, daß die als Basiswert anzusehende Erzeugungsrates von 130 g/min für 1 h im Hinblick auf den reinen Demonstrationscharakter der DEMONA-Experimente möglichst nicht unterschritten werden sollte, da sonst die Maximalkonzentration wesentlich unter 10 g/m^3 liegen würde.

2. DEMONA

Die Vorbereitungen für das Aerosolabbauexperiment DEMONA /2/ im Modellcontainment bei Battelle Frankfurt wurden abgeschlossen. Die Arbeiten im Vorhaben 4311 lassen sich drei Einzelaufgaben zuordnen:

- Aerosolerzeugung
- Aerosolmeßtechnik
- Vorausrechnungen

2.1 Aerosolerzeugung

Es ist geplant, eine Anfangsmassenkonzentration von 12 g/m^3 Metalloxidaerosol bei den Versuchen zu erreichen. Bei einem Volumen des Modellcontainments von 640 m^3 entspricht das einer Gesamtmasse von knapp 8 kg, die in einer Stunde erzeugt werden müssen. Am Ende der Aerosolerzeugung sollen im Containment ein Druck von 3 Bar und eine Temperatur von 115 °C herrschen; das entspricht einer gesättigten Wasserdampf-atmosphäre mit $1,3 \text{ kg/m}^3$ Luftanteil. Als Aerosolerzeugungsmethode, die diese Leistung unter den herrschenden thermodynamischen Bedingungen erbringt, wurde das Aufschmelzen von Metallpulvern im Plasma-brenner und nachfolgende exotherme Oxidation zu Oxiddämpfen ausgewählt. Die Dämpfe kondensieren bei Abkühlung zu Aerosolpartikeln, die die geforderte morphologische Struktur und die richtige Größenverteilung haben. Es sind drei Plasmabrenner mit einer elektrischen Leistung von je 80 kW vorgesehen, jeder Brenner muß eine Aerosolproduktionsrate von $S = 45 \text{ g/min}$ erreichen. Als

Pulvermaterialien sind Eisen, Zinn und Silber vorgesehen, die die Hauptbestandteile des Aerosols beim Kernschmelzen sind.

Zum Nachweis der Machbarkeit und zur Einarbeitung in die Technik der Erzeugung solch großer Mengen von Aerosol wurden Vorversuche durchgeführt. Dazu wurde uns von der KWU kurzfristig eine Plasmaspritzeanlage (Siemens LGP 250) leihweise zur Verfügung gestellt. Das EIR lieferte die notwendigen Komponenten für die Brennkammer. Der Versuchsbehälter, die Dampferzeugung und die Meßtechnik wurden aus eigenen Mitteln bereitgestellt. Ein thermisch isolierter Druckbehälter von 1 m³ Volumen diente als Versuchsgefäß. Der Plasmabrenner war an einem Ende montiert, ein Dampfgenerator diente sowohl zur Aufheizung als auch zur Erzeugung einer wasserdampfgesättigten Atmosphäre. Zur on-line-Kontrolle der Aerosolkonzentration wurde ein Laser-Extinktionsfotometer eingesetzt.

Die Bestimmung der Aerosolparameter erfolgte durch Auswertung von Filterproben. Die Massenkonzentration wurde gravimetrisch (von LAF I) und naßchemisch (von EIR) bestimmt, Partikelgrößen wurden rasterelektronenmikroskopisch ermittelt.

Es wurden Versuche in trockener und in wasserdampfgesättigter Atmosphäre durchgeführt.

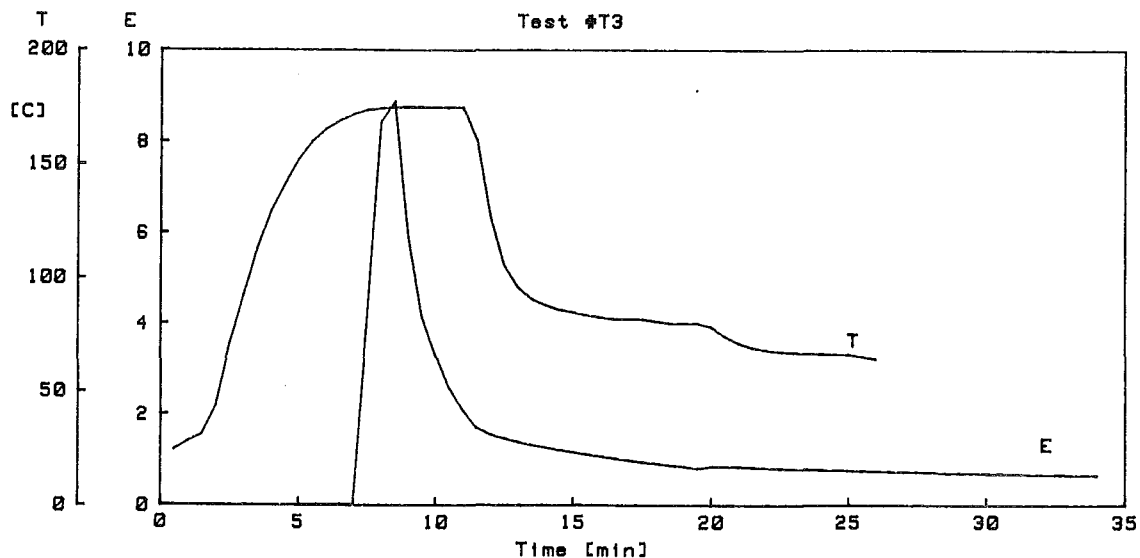


Abb. 2: Temperatur und Extinktion bei einem Aerosolerzeugungsversuch

| Test # | cond. | powd. spec. | N kW | t_a min | t_1 min | dt_1 min | $C_{m,1}$ g/m ³ |
|--------|-------|-------------|------|-----------|-----------|------------|----------------------------|
| T 1 | dry | Fe | 10 | 1 | 1 | - | 6.4 |
| T 2 | dry | Fe | 10 | 1 | 2 | 2 | 2.6 |
| T 3 | dry | C-Fe | 10 | 1 | 2 | 3 | 2.1 |
| T 4 | dry | C-Fe | 10 | 1 | 1 | 2 | 4.5 |
| T 5 | dry | Sn | 10 | 1 | 1 | 3 | 6.6 |
| T 6 | dry | Sn | 10 | 1.5 | 2.5 | 3 | 4.6 |
| T10 | dry | C-Fe | 4 | 1.5 | 4 | 1 | 1.6 |
| T11 | dry | Sn | 4 | 2 | 4 | 1 | 2.6 |
| T12 | wet | Sn | 4 | 3 | 5 | 2 | 1.5 |
| T13 | wet | C-Fe | 4 | 3 | 5 | 2 | 1.2 |
| T14 | wet | C-Fe | 7.5 | 2 | 7 | 1 | 4.4 |
| T15 | wet | C-Fe | 7.5 | 2.5 | 5 | 1 | 2.4 |
| T16 | wet | C-Fe | 7.5 | 1.5 | 3 | .5 | 4.0 |
| T17 | wet | C-Fe | 10 | 1.5 | 4 | .5 | 4.9 |

Tabelle 1: Parameter und Ergebnisse der Plasma-Aerosolgenerator-Vorversuche

Die Abbildung 2 zeigt ein typisches Betriebsprotokoll anhand der Gastemperatur und der mit dem Fotometer gemessenen Extinktion. Die Aerosolerzeugungsphase von einer Minute Dauer ist am Ausstieg der Extinktion zu erkennen. Die Temperaturkurve zeigt, daß außer bei der eigentlichen Aerosolerzeugung der Brenner noch einige Zeit vorher und nachher eingeschaltet ist. Der Brenner wurde dabei in Stufen bis auf die gewünschte Leistung gebracht und ebenso stufenweise abgeschaltet.

An der Temperaturkurve in der Abbildung 2 sieht man, wie das Gas durch den Energieeintrag sehr stark aufgeheizt wird. Allerdings ist die Aufheizung limitiert durch die Wärmeabfuhr in die Behälterwände. Die Extinktion steigt mit Beginn der Aerosolproduktion stetig an. Nach dem Ende der Produktion fällt das Signal infolge der Aerosolabscheidung sofort wieder ab. Die erste Filterprobe wurde ca. eine Minute nach dem Ende der Aerosolproduktion gezogen. Zu diesem Zeitpunkt hat die Aerosolkonzentration schon deutlich abgenommen.

In Tabelle 1 sind die wichtigsten Daten der durchgeführten Versuche zusammengestellt. Die Angaben zur Pulversorte bedeuten:

| | |
|-------|---------------------|
| Fe: | Eisenpulver |
| C-Fe: | Carbonyleisenpulver |
| Sn: | Zinnpulver |

N ist die Brennerleistung während der Aerosolerzeugung, t_a ist die Dauer der Aerosolerzeugung. t_1 ist der Zeitpunkt nach Ende der Aerosolerzeugung, zu dem die erste Filterprobe gezogen wurde; dt_1 die Dauer dieser Probe; $C_{m, 1}$ die Massenkonzentration, die aus der Probe gravimetrisch bestimmt wurde. Die nicht-gravimetrischen Bestimmungen der Massenkonzentration wurden bei EIR durchgeführt. Ein Vergleich ergibt gute Übereinstimmung.

In Abb. 3 sind von den gravimetrisch ausgewerteten Filterproben der Versuche T1 bis T6 die Massenkonzentrationen über der Zeit nach Ende der Aerosolerzeugung aufgetragen, um den raschen Abbau der Massenkonzentration zu verdeutlichen. Man sieht, daß die Werte $C_{m, 1}$ in Tabelle 1 nicht den Anfangswert

der Massenkonzentration darstellen. Extrapoliert man in Abb. 3 zum Zeitnullpunkt, so ergibt sich ein Wert für die Anfangskonzentration, der sicher größer als 10 g/m^3 ist. Ein Anfangswert von

$$C_{m, 0} = 10 \text{ g/m}^3$$

kann daher als gesichert und mit ausreichender Reserve versehen betrachtet werden. Alle Versuche in Abb. 3 wurden mit einer Brennerleistung von $N = 10 \text{ kW}$ und einer Brenndauer von 1 min durchgeführt. Es ergibt sich eine spezifische Aerosolerzeugungsrate von

$$S/N = 1 \text{ g/min kW}$$

Der Gasdurchsatz durch den Brenner war in allen Fällen

$$\dot{V} = 40 \text{ l/min.}$$

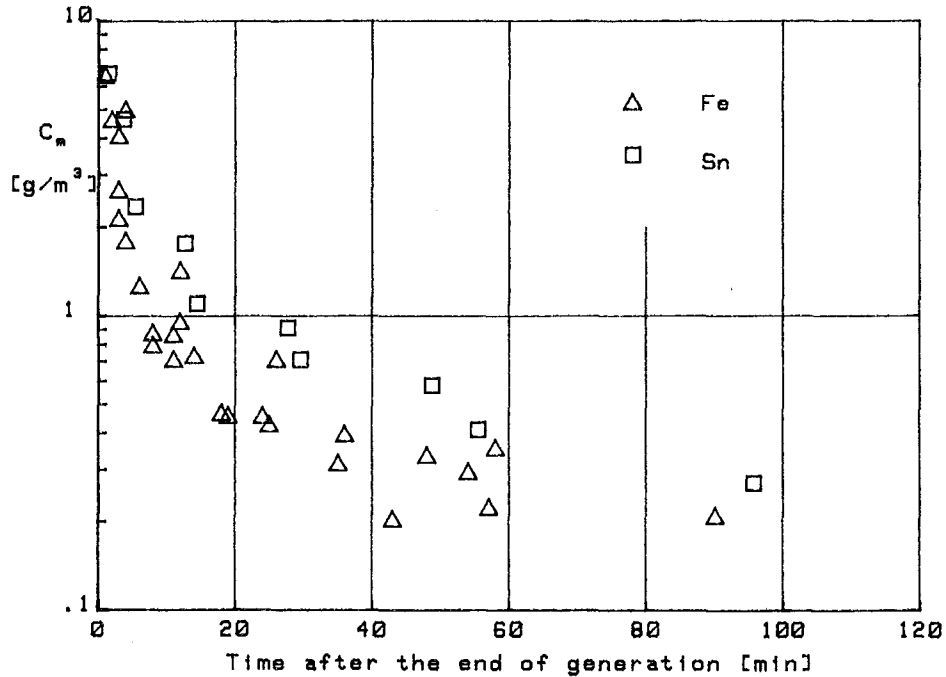


Abb. 3: Gemessene Massenkonzentration als Funktion der Zeit; Versuche T1 - T6

Daraus ergibt sich eine Aerosolmassenkonzentration am Brennerausgang von

$$\frac{S}{V} = 250 \text{ g/m}^3$$

Die Gasvolumina sind hier unter den reduzierten Temperaturen und Drücken im Behälter angegeben; in der Flamme selbst ist das Volumen größer. Die für einen DEMONA-Brenner geforderten Daten sind:

| | |
|------------|------------------------|
| S | = 45 g/min |
| \dot{V} | = 160 l/min |
| $C_{m, 0}$ | = 300 g/m ³ |
| S/N | = 0,56 g/min kW |

Die geforderte Aerosolproduktionsraten erscheinen anhand der Versuchsergebnisse erreichbar. Hinzu kommen die Erfahrungen des ORNL, die Aerosolerzeugungsraten von z. T. > 100 g/min ausweisen.

Die Problematik der Aerosolerzeugung steht somit nicht in der Erzielung genügend hoher Aerosolproduktionsraten, sondern mehr in der konstruktiven Lösung der technischen Randbedingungen wie Pulverdosierung, Beherrschung der Temperaturen und Wegtransport der extrem dichten Aerosole. Auf der Grundlage dieser Versuchsergebnisse wurde ein Konstruktionsvorschlag an KWU gegeben. Der Aufbau der gesamten Anlage ist inzwischen erfolgt. Die Generatoren befinden sich in der Erprobungsphase.

2.2 Aerosolmeßtechnik

Die Bereitstellung und der Betrieb der Aerosolmeßtechnik wird bei DEMONA vom EIR durchgeführt. Von KfK/LAF I werden in diesem Bereich zwei Spezialaufgaben übernommen: photometrische Aerosolmessung und Messung der Massenkonzentration des Tröpfchenanteils in der Atmosphäre.

Drei Arten von Extinktionsfotometern werden bei den Experimenten eingesetzt, um Sofortinformationen über den Zustand des Aerosolsystems zu erhalten.

Erstens: Zehn Stück Infrarotfotometer werden im Modellcontainment verteilt. Es sind kleine Meßköpfe mit einer optischen Meßstrecke von 15 cm. Sie dienen in erster Linie der on-line-Überwachung des Aerosols und der Kontrolle auf homogene Verteilung. Die Herstellung dieser Fotometer wurde inzwischen auch dem EIR übertragen.

Zweitens: Ein Laserfotometer mit zwei umschaltbaren Meßstrecken von 4 m und 18 m. Da bei abnehmender Aerosolkonzentration die Nachweisgrenze der IR-Fotometer sehr schnell erreicht wird, muß auch ein Fotometer mit längerem Lichtweg für die Experimente verfügbar sein. Die längste freie Strecke im Containment beträgt etwas mehr als 10 m, mit doppelter Durchstrahlung läßt sich ein Lichtweg von 18 m praktisch realisieren, wodurch im Vergleich zu den IR-Fotometern ein Gewinn an Empfindlichkeit von mehr als zwei Größenordnungen erzielt wird. 18 m Lichtweg lassen sich ohne größeren Aufwand nur mit einem Laser überbrücken, wobei eine Fokussierungsoptik gerade noch entbehrlich ist. Das Gerät wurde bereits erfolgreich bei Vorversuchen eingesetzt. Die Umschaltung auf die kürzere Meßstrecke von 4 m erweist sich als günstig immer dann, wenn die volle Empfindlichkeit nicht benötigt wird, da der Justieraufwand bei der 4 m-Strecke noch relativ gering ist.

Drittens: Die Überwachung der Funktion der Aerosolgeneratoren wird ebenfalls mit Fotometern durchgeführt. Dazu ist hinter jeder der drei Brennkammern eine fotometrische Meßstrecke angebracht. Diese drei Fotometer mußten vollständig neu entwickelt werden, da einerseits die Betriebsbedingungen hinter der heißen Brennkammer sehr hart sind und andererseits auch nur sehr wenig Platz vorhanden ist, um die optischen Komponenten zu montieren. Bei Generatorvortests wurden verschiedene Ausführungen zum Einsatz gebracht. Eine endgültige Lösung ist zur Zeit im Bau.

Die Messung der Konzentration der Tröpfchen in der Atmosphäre erfolgt bei den Experimenten mit drei Doppelkalorimetern. Dabei handelt es sich um Geräte, die im Auftrag des LAF I vom Institut für Technische Thermodynamik der Universität

Karlsruhe entwickelt und gebaut werden. Ein Doppelkalorimeter besteht aus einem wärmeisolierten Rohr mit zwei aufeinanderfolgenden Heizstufen. Eine Probe der tröpfchenbeladenen Atmosphäre wird in der ersten Stufe soweit aufgeheizt, daß alle Tröpfchen verdampfen. In der zweiten Stufe erfolgt eine trockenadiabatische Referenzaufheizung. Aus den Heizleistungen und den Temperaturen kann die Tröpfchenkonzentration ausgerechnet werden. Der Vorteil dieser Bauart besteht darin, daß das Volumen der Probe nicht bekannt sein muß wie bei anderen Verfahren. Dadurch erst ließ sich ein Gerät entwickeln, das die erforderliche Zuverlässigkeit im Langzeitbetrieb besitzt.

Ein Prototyp des Doppelkalorimeters wurde bei dem Thermodynamiktest (Lecktest) des Modellcontainments eingesetzt. Es ergaben sich zunächst noch Probleme mit der elektrischen Isolation, die inzwischen gelöst wurden. Weitere Tests im KfK waren erfolgreich, die Produktion der drei Exemplare ist unterwegs.

2.3 Vorausrechnungen

Neben den oben erwähnten Auslegungsrechnungen, die hauptsächlich als Grundlage zur Konzeption der Versuchsführung und Meßtechnik benutzt wurden, werden zu jedem Experiment direkt Vorausrechnungen mit NAUA durchgeführt. Mit einer Ausnahme ist dazu eine Ankopplung an COCMEL erforderlich, woran zur Zeit noch gearbeitet wird.

Die Ausnahme ist der Trockenversuch, der als erster für März 1984 vorgesehen ist. In "trockener" Atmosphäre, d. h. in Abwesenheit von Wasserdampf, sind die Rechenergebnisse nur sehr wenig empfindlich bezüglich thermodynamischer Parameter. Die Vorausrechnungen für den Trockenversuch enthalten deshalb als unsicheren Parameter nur die Stärke und Dauer der Aerosolquelle. Diesbezüglich parameterisierte Vorausrechnungen des Trockenversuches wurden durchgeführt. Sie zeigen erwartungsgemäß eine im Vergleich zu den nassen Versuchen wesentlich verlängerte Versuchsdauer, bis die Nachweisgrenzen der Aerosolmeßgeräte erreicht wird.

Literatur

- /1/ H. Bunz, M. Koyro, W. Schöck: NAUA Mod4, A code for calculating aerosol behaviour in LWR core melt accidents code description and users manual, KfK 3554 (1983)

- /2/ W. O. Schikarski u. a.: DEMONA, Forschungsprogramm zur Demonstration nuklearen Aerosolverhaltens, KfK 3636 (1983)

06.01.11/27A Über die Wechselwirkung eines eisenoxidhaltigen
PNS 4314 Betons mit Stahlschmelze
(V. Schauer; IMF I)

- Es wurden Aufschmelzversuche von Stahl in Tiegeln aus eisenoxidhaltigem Beton mit induktiver Beheizung im Labormaßstab durchgeführt.
- Die chemische Zusammensetzung der verwendeten Betonsorte ist in der Tabelle I angegeben. Beim Schmelzgut hat es sich um einen Stahl mit der W.-Nr. 4301 gehandelt (300-400 g). Die Tiegelgeometrie ist aus der Abbildung 1 ersichtlich.
- Die während der Wechselwirkung Stahl/Beton entstehenden Gase wurden mittels so genannter Gasmäusen entnommen und nachträglich gaschromatographisch analysiert (vgl. Tabelle II).
- Die Versuchstiegel wurden nach Beenden der Wechselwirkung und Abkühlen zersägt. Ein Tiegelschnitt ist in der Abbildung 2 dargestellt. Der Oxidregulus wurde auf die chemische Zusammensetzung untersucht (vgl. Tabelle III).

| SiO ₂ | CaO | Al ₂ O ₃ | Fe ₂ O ₃ | H ₂ O | CO ₂ | n.a.* |
|------------------|-----|--------------------------------|--------------------------------|------------------|-----------------|-------|
| 3,5 | 2,5 | 1,6 | 84,4 | 2,9 | 1,3 | 2,8 |

* : nicht analysiert

Tabelle I: Chemische Zusammensetzung von Beton [Gew.-%].

| Zeit [s] * | 7 | 100 | 230 |
|---------------------|-------|-------|-------|
| H ₂ | - | 0,49 | 0,96 |
| N ₂ | 77,43 | 80,82 | 83,34 |
| O ₂ + Ar | 0,64 | 0,72 | 0,82 |
| CO | - | 0,16 | 0,91 |
| CO ₂ | 0,04 | 1,40 | 2,72 |
| H ₂ O | 21,72 | 16,26 | 11,16 |
| CH ₄ | - | 0,07 | 0,01 |

*: nach Versagen des ersten Thermoelements

Tabelle II: Gäs chromatographische Analyse [Vol.-%] der während der Wechselwirkung Stahl/eisenoxidhaltiger Beton entstehenden Gase.

| SiO ₂ | CaO | Al ₂ O ₃ | Fe ₂ O ₃ | NiO | Cr |
|------------------|-----|--------------------------------|--------------------------------|------|-----|
| 3,24 | 4,8 | 1,4 | 45,5 | 0,01 | 0,4 |

Tabelle III: Chemische Zusammensetzung des Oxidreguluses.

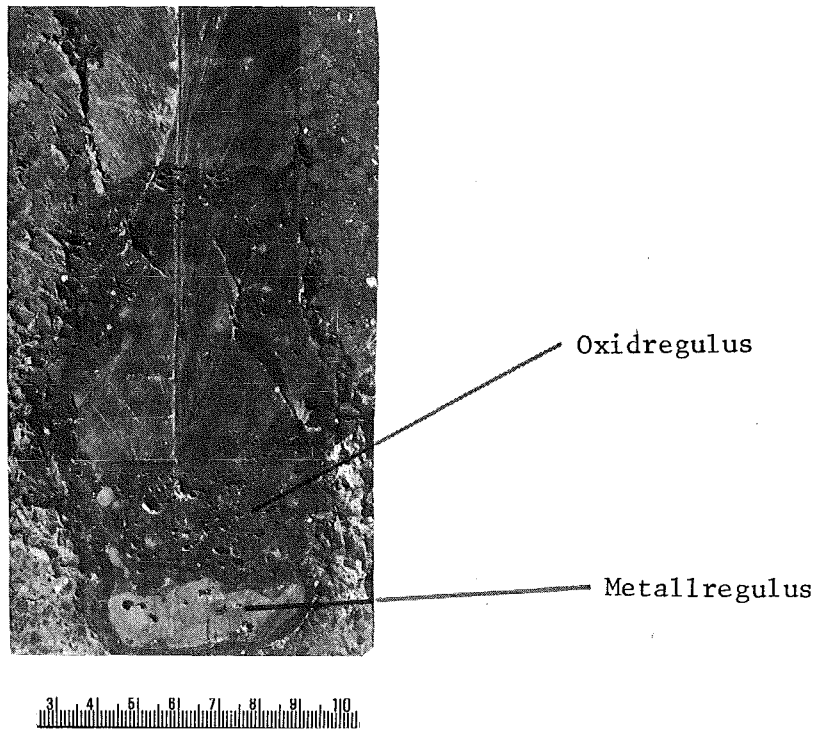


Abbildung 1: Aufschmelzversuche von Stahl in eisenoxidhaltigem Beton mit induktiver Beheizung. Querschliff nach Versuchsende. Anfangsschmelze: 392 g Stahl; Versuchszeit: 230 s; elektrische Energie: 7 KV; N₂-Atmosphäre (2 l/min).

06.01.11/ 28A Untersuchung der Freisetzung von Spalt- und Aktivierungs-
PNS 4315 produkten beim Kernschmelzen
(H. Albrecht, K. Nolte, V. Prech, K.H. Simon, H. Wild, IRCH)

Einleitung

Ein wesentliches Ziel des Versuchsprogramms zur Spaltprodukt-Freisetzung liegt in der Bestimmung von Freisetzungsraten für die Elemente, die im Falle eines Kernschmelzenunfalls in relevantem Umfang zur Aerosolbildung und zur radiologischen Umgebungsbelastung beitragen können. Die Untersuchungen hierzu wurden bis Ende 1982 weitgehend abgeschlossen. Sie sind in früheren PNS-Jahresberichten / 1 / sowie in zwei 1983 erschienenen Publikationen / 2,3 / ausführlich dargestellt.

Der vorliegende Bericht befaßt sich in erster Linie mit den chemischen Einflüssen auf das Spaltprodukt-Verhalten, und zwar einerseits mit dem Einfluß des Wasserdampfes und des Oxidationszustandes der Zircaloy-Hüllen und andererseits mit verschiedenen Aspekten des Jod-Verhaltens während und nach der Freisetzung aus dem Brennstoff.

1. Einfluß des Wasserdampf-Angebots auf die Freisetzung

Ein Ende 1982 durchgeführter Vergleich der bisherigen Freisetzungsergebnisse / 1 / mit neueren experimentellen Daten von G.W. Parker /4/ ließ für die radiologisch besonders relevanten Spaltprodukte Te und Ba (Sr) größere Abweichungen erkennen, obwohl die Versuchsatmosphäre in beiden Fällen aus Wasserdampf bestand, vgl. Tabelle 1.

Tabelle 1: Vergleich der sog. "Meltdown-Release"-Daten für Tellur und Barium

| Element | Freisetzung (%) nach | | |
|---------|-------------------------|-------------------|--------------------|
| | WASH-1400 ^{a)} | PNS ^{b)} | ORNL ^{c)} |
| Te | 15 | 81 | 0.0 |
| Ba | 10 | 0.2 | 6.6 |

a) US-Reactor Safety Study (1975)

b) unter der vereinfachten, jedoch konservativen Annahme, daß sich der gesamte Kern für je 15 min auf einem Temperaturniveau von 2200°C bzw. 2400°C befindet.

c) nach den Versuchen von G.W. Parker mit 3 Aufheizphasen von je 4-8 min Dauer und Maximaltemperaturen von 1800, 2200 und 2400°C.

Darüber hinaus fand Parker auch eine etwa 10 mal geringere Freisetzung bei dem Element Silber, das als Hauptbestandteil des in Druckwasserreaktoren verwendeten Absorbermaterials Ag-In-Cd bei der Aerosolbildung eine wichtige Rolle spielen kann.

Ein näherer Vergleich der experimentellen Randbedingungen ergab, daß sich die unterschiedlichen Ergebnisse bzgl. Te und Ag zum Teil mit dem geringeren Oberflächen/Volumen-Verhältnis bei den ORNL-Versuchen erklären lassen; als Ursache für die bei ORNL wesentlich höhere Ba-Freisetzung kommt jedoch nur das unterschiedliche Wasserdampf-Angebot und damit der Oxidationsgrad des Schmelzgutes in Frage.

Um einen guten Transport der Aerosolpartikeln aus dem Schmelztiegel auf die Meßfilter zu erreichen, wurde bei den bisherigen SASCHA-Versuchen in der Regel ein Wasserdampf-Durchsatz von 10 bzw. 30 ltr/min verwendet. Die Zircaloy-Hüllen der Brennstab-Prüflinge werden dadurch schon vor dem Schmelzen weitgehend oxidiert. (Für die totale Oxidation der pro Versuch verwendeten 50 g Zircaloy sind bei 2 bar Systemdruck nur ca. 20 ltr Wasserdampf erforderlich; die Oxidationsgeschwindigkeit hängt allerdings auch stark von der Temperatur und der schon vorhandenen Oxidschichtdicke ab).

Bei den ORNL-Versuchen lag das Wasserdampf-Angebot um einen Faktor 10-30 niedriger, so daß dort die Freisetzung aus Brennstäben mit nur schwach oxidierten Hüllrohren erfolgte. Es lag daher nahe, auch an der SASCHA-Anlage Versuche mit einem reduzierten Wasserdampf-Angebot durchzuführen. Das geschah einmal mit einem Durchsatz von 28 ltr Argon + 1,5 ltr Wasserdampf pro min und einmal mit einer rein reduzierenden Atmosphäre, bestehend aus 28 ltr Argon + 1,5 ltr Wasserstoff pro min.

In Abb. 1 sind zunächst drei Freisetzungskurven für Tellur dargestellt, wobei die dritte Kurve aus einem früheren Versuch (S-229) mit 10 ltr Wasserdampf / min stammt. Die Zusammensetzung der Atmosphäre sowie der Aufheizverlauf des Schmelzgutes gehen aus dem unteren Teil der Abbildung hervor. Wie man sieht, liegt die Freisetzung unter Wasserdampf etwa um den Faktor 5 höher als in reduzierender Atmosphäre (Ar + 5% H₂), obwohl im zweiten Fall die Schmelzgut-Temperatur während einer längeren Versuchsphase um 200 - 400°C höher war. Bei Versuch S-282 wies die Atmosphäre eine Zusammensetzung auf, die zwischen den beiden zuvor betrachteten Extremfällen lag. Demgemäß ergab sich auch ein "mittlerer" Freisetzungsverlauf.

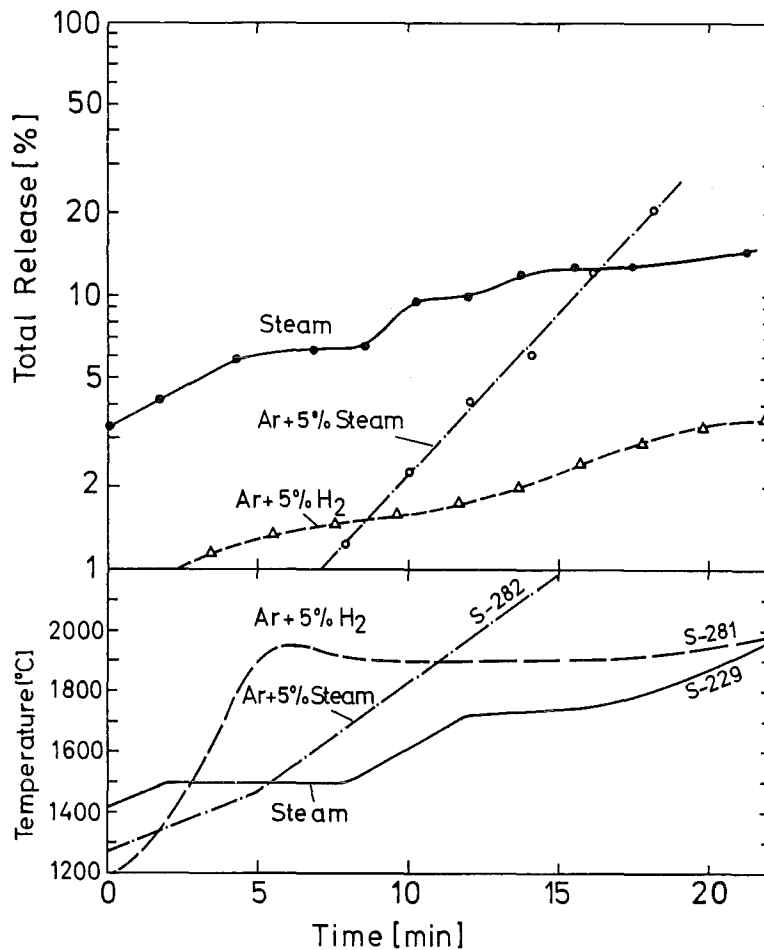
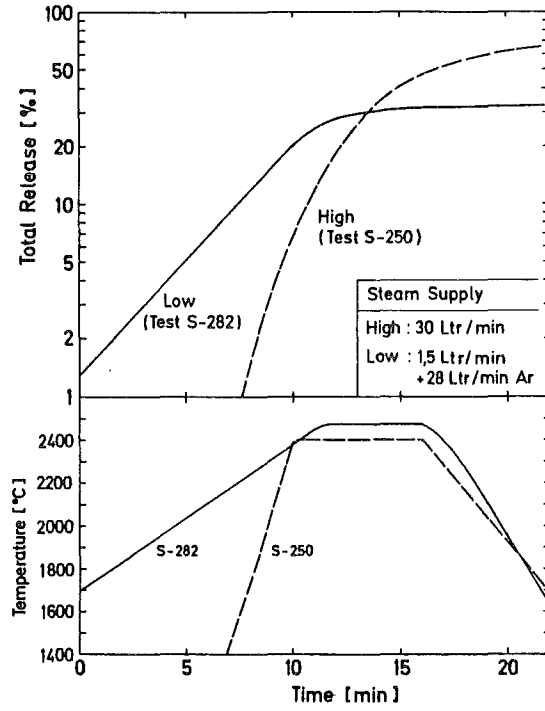
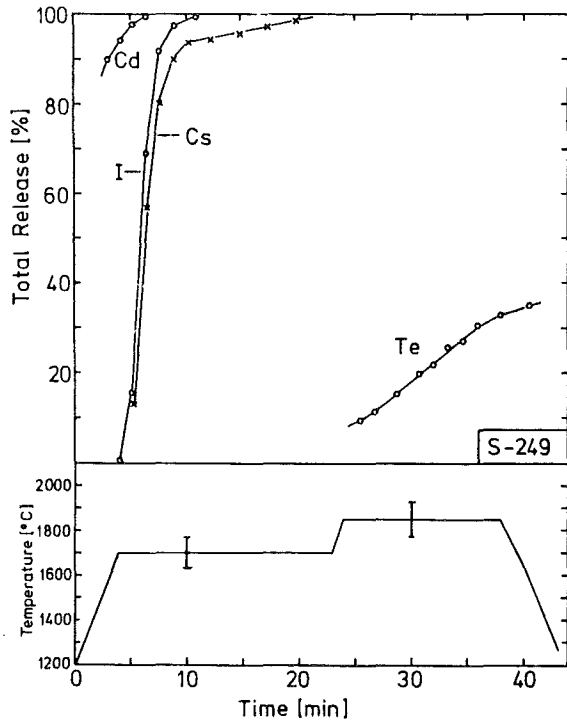


Abbildung 1: Abhängigkeit der Tellur-Freisetzung vom Wasserdampf-Angebot

Eine geringe oder ganz fehlende Oxidation des Zircaloys führt offenbar zu einer Rückhaltung des Tellurs infolge einer Zirkontellurid-Bildung. Nach den thermodynamischen Berechnungen von Blackburn und Johnson /5/ sowie von Mills /6/ ist die entsprechende chemische Form $ZrTe_2$ bzw. $ZrTe_3$. Mit zunehmendem Sauerstoff-Angebot werden diese Telluride jedoch zugunsten der ZrO_2 -Bildung zerstört, so daß die Freisetzung dann entsprechend dem relativ hohen Dampfdruck von Te/TeO_2 schnell ansteigt. Dies zeigt sich besonders deutlich im Verlauf der Freisetzungskurve von Versuch S-249 (Abb. 2), in dem das Schmelzgut zunächst bis zur vollständigen Oxidation der Hüllrohre auf $1700^\circ C$ gehalten wurde. Bei einer weiteren Temperaturerhöhung um nur $150^\circ C$ nahm die Te-Freisetzung dann innerhalb von 15 min bis auf 35% zu.

Wie die Abb. 3 zeigt, kann ein verringertes Wasserdampf-Angebot auch noch bei Temperaturen von ca. $2400^\circ C$ zu einer geringeren Tellur-Freisetzung



Abbildungen 2 und 3: Freisetzung von Tellur in Wasserdampf; links mit 30 ltr/min bei $T < 1900^{\circ}\text{C}$, rechts: mit unterschiedlichem Dampfangebot bei ca. 2400°C

führen als nach unseren früheren Versuchen zu erwarten war. Der Unterschied dürfte nach dieser Abbildung aber kaum über einen Faktor 3 - 5 hinausgehen. Für Kernschmelz-Bedingungen erscheint es somit als realistisch, unabhängig vom Wasserdampf-Angebot eine integrale Tellur-Freisetzung von mindestens 30% anzunehmen, wobei die Freisetzung während der Schmelze/Beton-Wechselwirkung noch nicht eingeschlossen ist, vgl. /1,7/.

Eine qualitativ ähnliche Abhängigkeit der Freisetzung vom Oxidationsgrad der Hüllrohre ergab sich auch für die Elemente Antimon und Silber. Die entsprechenden Freisetzungskurven für drei unterschiedliche Atmosphären sind in den Abbildungen 4 und 5 dargestellt.

Ein ganz anderes Verhalten zeigte dagegen das Element Barium. Dieses Spaltprodukt liegt entsprechend der Stöchiometrie in einem bestrahlten Brennstoff (und auch in dem von uns verwendeten Fissium) als Oxid vor. Da die freie Bildungsenthalpie des BaO jedoch geringer ist als die des ZrO_2 , kann BaO durch nicht oxidiertes Zircaloy zu dem stärker flüchtigen elementaren Barium reduziert werden. Dadurch ergibt sich, wie in Abb. 6 zu sehen ist, für die Atmosphären $\text{Ar} + \text{H}_2$ und $\text{Ar} + 5\%$ Wasserdampf eine wesentlich höhere Freisetzung als

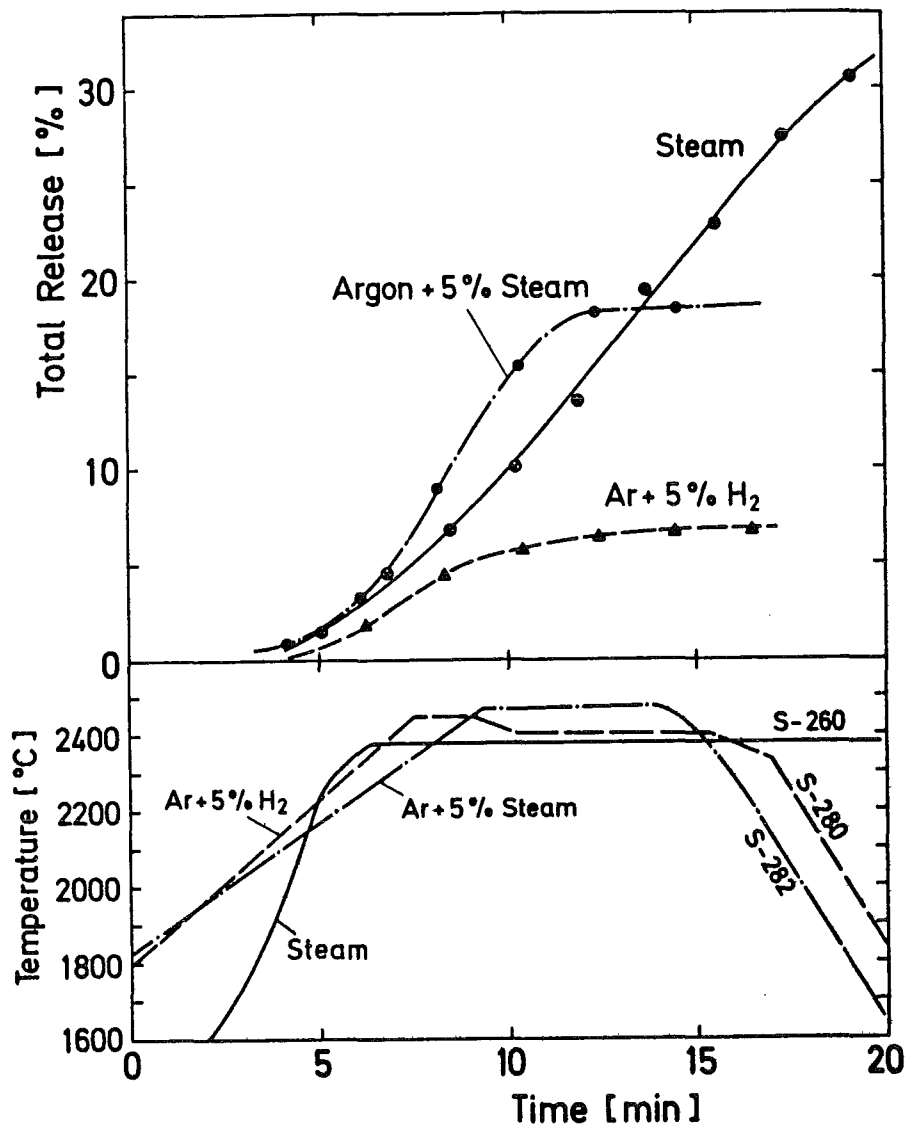


Abbildung 4: Abhängigkeit der Antimon-Freisetzung vom Wasserdampf-Angebot

für eine reine Wasserdampf-Atmosphäre. Sehr gut in dieses Bild paßt auch die Beobachtung, daß die Barium-Freisetzung in dem Versuch mit reinem Wasserdampf in der Anfangsphase wegen der noch geringen Zircaloy-Oxidation steil anstieg, dann aber trotz einer Haltezeit von 15 min bei 2400 °C nur noch unwesentlich zunahm.

Die dargestellten Befunde liefern somit für Barium eine quantitative und für Tellur zumindest eine qualitative Erklärung für die eingangs erwähnten Unterschiede zwischen unseren früheren Freisetzungsergebnissen und denen aus Oak Ridge. Außerdem haben diese Versuche gezeigt, daß bei der theoretischen Behandlung verschiedener Abläufe von Kernschmelzunfällen der Oxidationszustand der Zircaloy-Hüllen neben der Brennstofftemperatur als Einflußgröße für die Spaltproduktfreisetzung zu berücksichtigen ist. Dies gilt in erster Linie für

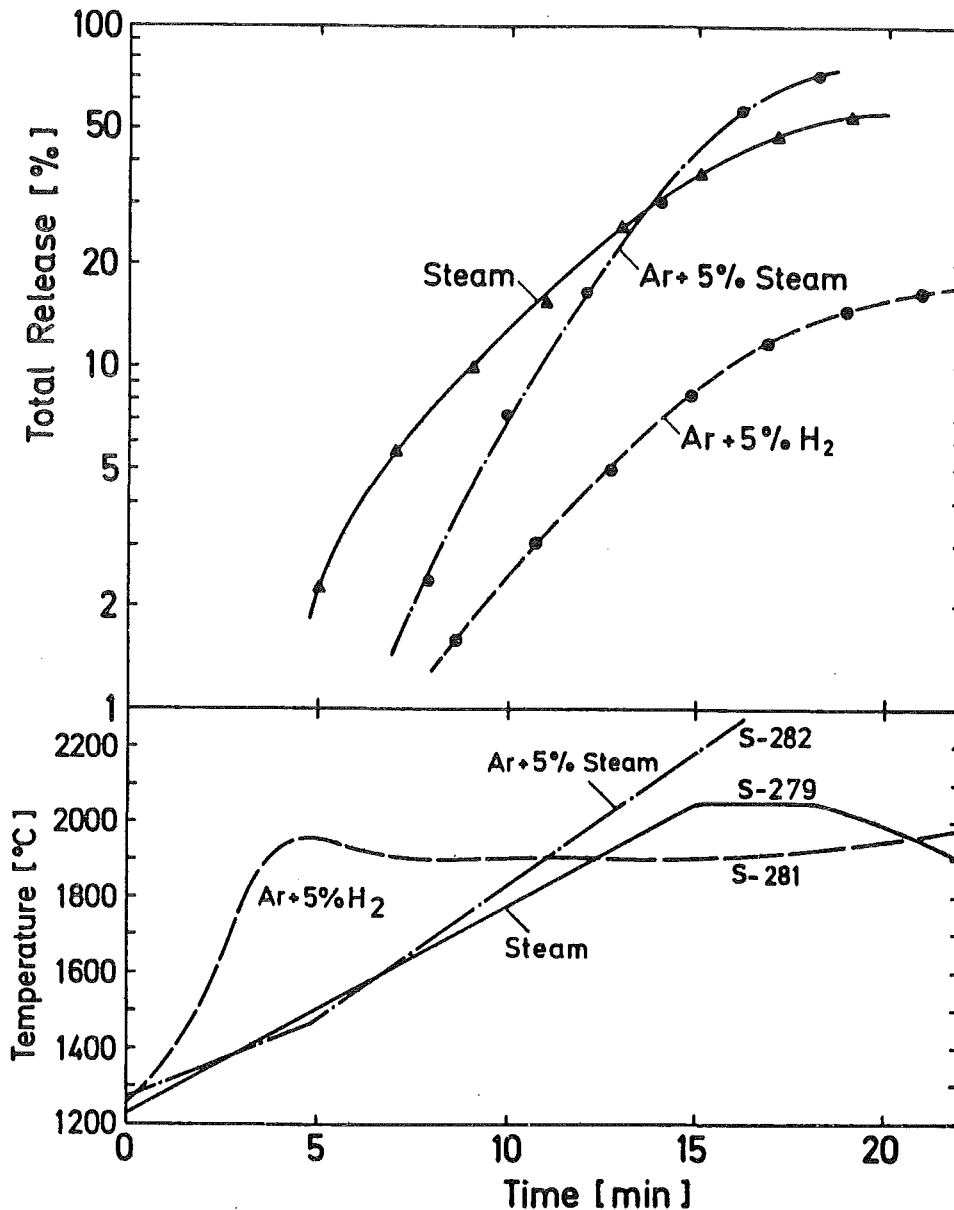


Abbildung 5: Abhängigkeit der Silber-Freisetzung vom Wasserdampf-Angebot

die Elemente Te, Ba und das zu Ba homologe Spaltelement Sr, sowie in geringerem Umfang für Ag und Sb. Bei den Metallen Mo und Ru nimmt die Freisetzung mit abnehmendem Wasserdampf-Angebot eher ab als zu (nur die Oxide dieser Elemente sind relativ flüchtig). Auch bei den Lanthaniden, den Transuranen sowie bei Y, Nb und Zr ist wegen der hohen Stabilität der Oxide und des extrem niedrigen Dampfdruckes der Elemente keine Steigerung der Freisetzung zu erwarten. Für die leicht flüchtigen Elemente J, Cs und Cd kann mangels experimenteller Daten keine entsprechende Tendenz angegeben werden. Es ist jedoch sehr unwahrscheinlich, daß die Annahme einer 100%-igen Freisetzung dieser Elemente wegen eines unrealistisch hohen Wasserdampf-Angebotes in den bisherigen SASCHA-Versuchen nach unten zu korrigieren wäre. Eine rein reduzierende Atmosphäre ist im Kern

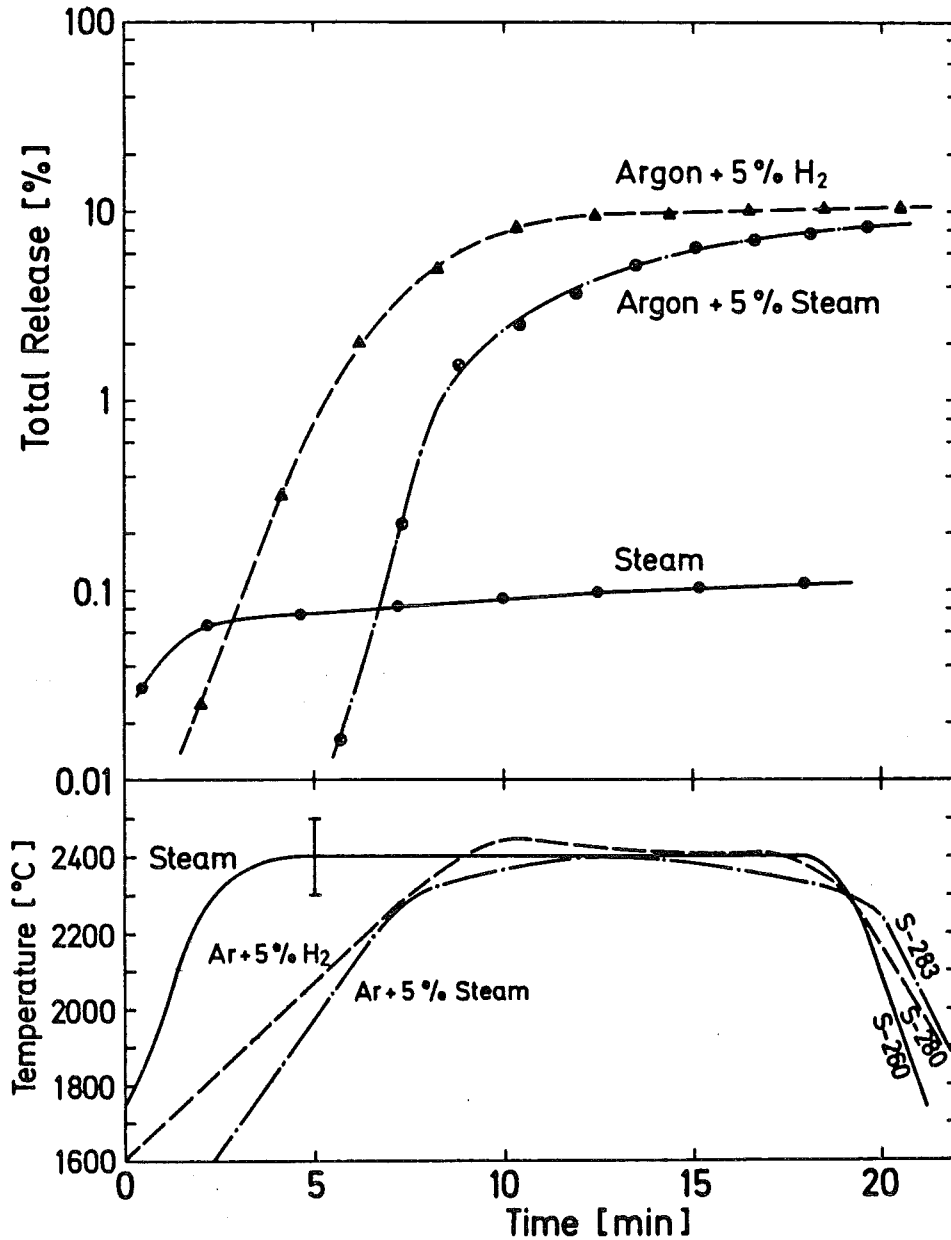


Abbildung 6: Abhängigkeit der Barium-Freisetzung vom Wasserdampf-Angebot

eines Leichtwasserreaktors ohnehin nur in solchen Bereichen denkbar, die so weit oberhalb des Wasserspiegels liegen, daß der Wasserdampf in der dazwischen liegenden Zone quantitativ durch Oxidationsreaktionen verbraucht wird. Bevor der Wasserspiegel so weit abgesunken ist, haben diese Bereiche aber ebenfalls mit Wasserdampf in Kontakt gestanden, so daß sich auch dort bereits eine Teiloxidation der Hüllen ausbilden konnte.

Damit ist der Grenzfall einer Freisetzung aus Brennstäben mit noch völlig metallischen Hüllrohren, der in den Versuchen mit einer Ar + H₂-Atmosphäre gegeben war, mit Sicherheit für keinen Bereich eines LWR-Kerns als realistisch anzusehen.

2. Untersuchungen zum Jodverhalten

Jod ist dasjenige Spaltprodukt, das im Falle eines Kernschmelzen-Unfalls nach den bisherigen Risikostudien die stärksten Frühschäden verursachen kann. Es ist daher notwendig, das chemische und physikalische Verhalten des Spaltjods sowohl im Primärsystem als auch im Sicherheitsbehälter eingehend zu untersuchen und dabei vor allem auch nach Rückhalte-mechanismen für die gasförmigen Spezies (z.B. J_2 , HJ, CH_3J) zu fragen. Den nachfolgend beschriebenen Versuchen lagen deshalb folgende Fragestellungen zugrunde:

- In welcher chemischen Form wird Jod aus dem Brennstoff freigesetzt?
- Welche qualitativen Merkmale zeigt das freigesetzte Jod hinsichtlich Transport und Ablagerung in einer Wasserdampf-Atmosphäre bei Temperaturen $>120^\circ C$?
- Was läßt sich dabei über das Verhältnis der Anteile von gasförmigem zu aerosolförmigem Jod aussagen?
- Erfolgt bereits in der Gasphase eine Reaktion zwischen Jod und dem aus den Absorberstäben freigesetzten Silber unter Bildung des extrem wasserunlöslichen Silberjodids?
- In welchem Umfang lassen sich die gebildeten Jodverbindungen durch oberflächenanalytische Untersuchungen charakterisieren?

2.1 Zur chemischen Form des Jods bei der Freisetzung aus dem Brennstoff

Bis heute gibt es keine gesicherten Aussagen darüber, in welcher chemischen Form das Jod bei Temperaturen von $1400 - 2000^\circ C$, die für seine Freisetzung maßgeblich sind, im Brennstoff vorliegt. Insbesondere ist auch nicht bekannt, in welchem Umfang es mit dem in etwa 10-fach höherer Konzentration vorhandenen Cäsium bereits im Brennstoff CsJ bildet.

Wir haben deshalb untersucht, ob sich bei verschiedenen chemischen Ausgangsformen von J und Cs im Fissium bei der Aufheizung

- unterschiedliche Freisetzungsverläufe als Funktion der Temperatur ergeben, die für eine fehlende oder geringe Reaktion im Brennstoff sprechen, oder ob
- der Freisetzungsverlauf sich als unabhängig von der Ausgangsform erweist, so daß man auf eine starke chemische Reaktion unter Bildung des gleichen Endprodukts schließen kann.

Das Fissium enthielt bei diesen Versuchen das auch sonst verwendete Spaltproduktinventar (Zr, Mo, Ru, Ag, Cd, Sn, Sb, Te, Ba, Ce und Nd gemäß einem Abbrand von 44 Gwd/t) sowie J und Cs in folgenden chemischen Formen:

- HJO_3 ohne zusätzliches Cs
- Cs_2CO_3 ohne zusätzliches J
- CsJ
- $\text{HJO}_3 + \text{Cs}_2\text{CO}_3$ mit $m_J : m_{\text{Cs}} = 1 : 3,4$.

Jodsäure (HJO_3) zerfällt schrittweise über das Anhydrid bis etwa 400°C in J_2 ; Cs_2CO_3 zerfällt unter Abgabe von CO_2 und $1/2 \text{O}_2$ ab 610°C ; CsJ ist zumindest bis zu seinem Siedepunkt von 1280°C stabil. Als Tracer-Nuklide wurden J-126 und Cs-134 verwendet, die durch einen sekundären (n,2n)-Prozeß am Zyklotron bzw. durch Aktivierung mit thermischen Neutronen hergestellt wurden. Die Versuchsatmosphäre bestand in allen Fällen aus 2 bar Wasserdampf. Bei Aufheizraten von $40 - 80^\circ\text{C}/\text{min}$ und Maximaltemperaturen von $1900 - 2250^\circ\text{C}$ ergab sich stets eine integrale Freisetzung von 90 - 100 %.

In Abb. 7 sind die Freisetzungskurven aus 3 Versuchen mit den o.g. chemischen Formen von J und Cs wiedergegeben. Es zeigt sich, daß beide Elemente bei $300 - 400^\circ\text{C}$ höheren Temperaturen freigesetzt werden, wenn sie in Form von CsJ vorliegen, als wenn sich neben J kein Cs (Kurve A) bzw. neben Cs kein J (Kurve B) im Brennstoff befindet.

Das Ergebnis des 4. Versuches, in dem das Fissium HJO_3 und Cs_2CO_3 nebeneinander enthielt, zeigt die Abb. 8. Hier kam es bis zu einer Temperatur von 1700°C schon zu einer 80 %igen Freisetzung beider Elemente, was fast genau den beiden Fällen A und B in Abb. 7 entspricht.

Aus diesen Befunden lassen sich folgende Schlüsse ziehen:

- Die Freisetzungskarakteristik von elementarem Jod und CsJ unterscheidet sich deutlich.
- Die Anwesenheit von Cäsium neben elementarem Jod änderte dessen Freisetzungverhalten nicht, d.h. während der insgesamt etwa 30 min dauernden Aufheizzeit bildete sich kein CsJ im Fissium.
- CsJ ist bis mindestens 1800°C eine im Brennstoff stabile Verbindung; andernfalls wäre für beide Bestandteile bis 1800°C eine höhere Freisetzung als 20 % zu erwarten gewesen.

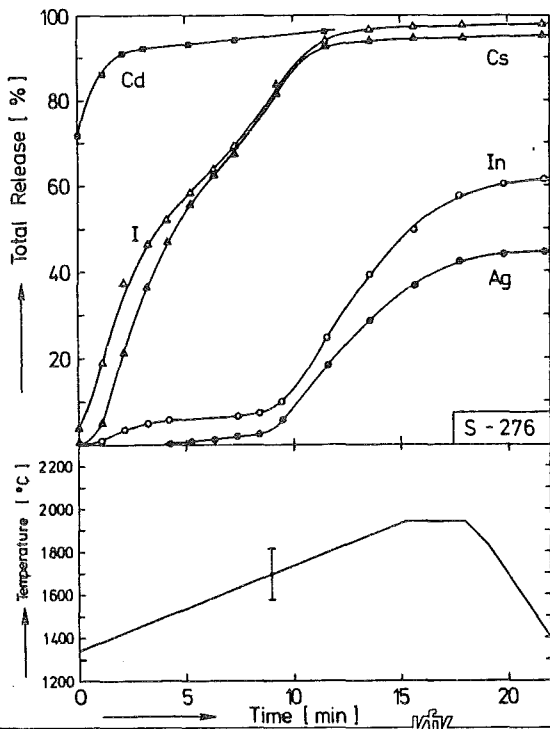


Abb. 8:
Release from Corium containing Absorber Material (Ag-In-Cd), Initial Forms of I and Cs: HIO_3 and Cs_2CO_3

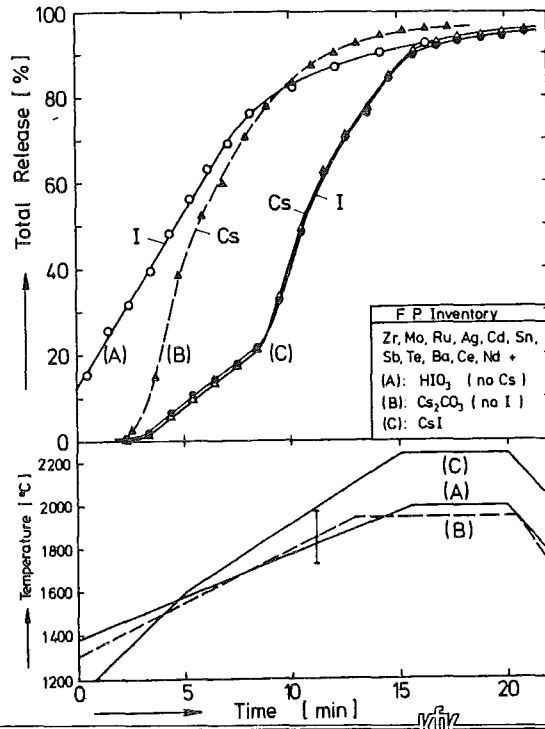


Abb. 7:
Release of I and Cs from Fissionium containing varying Compounds of these Elements

- Falls bereits zwischen 1800 und 2000 °C ein thermischer Zerfall des CsJ eintritt, so ist es wegen des identischen Freisetzungverlaufes beider Elemente unwahrscheinlich, daß sie im System Brennstoff/Hülle dann noch chemische Verbindungen mit anderen Partnern eingehen.
- Es ist jedoch möglich, daß ein Teil des CsJ direkt nach der Freisetzung aus dem Brennstoff thermisch zersetzt wird und erst dann wieder rekombiniert, wenn es in Bereiche mit Temperaturen unterhalb von 1500 °C gelangt. Ein solches Verhalten würde den thermodynamischen Berechnungen entsprechen, die z.B. in NUREG-0772 / 8 / für das System H-J-O-Cs durchgeführt wurden. Auch die in den Abschnitten 2.4 und 2.5 des vorliegenden Berichtes nachgewiesene AgJ-Bildung in der Gasphase spricht für die Annahme einer Dissoziation von CsJ bei hohen Temperaturen außerhalb des Brennstoffs.
- Ein Vergleich der in Abb. 7 dargestellten Freisetzungskurven mit den Aussagen von NUREG-0772 und den dort noch nicht berücksichtigten Versuchen von Osborne et al. / 9 / lassen vermuten, daß die Kurven A und B eine unrealistisch hohe Freisetzung von Jod und Cäsium darstellen. Sogar die Kurve C liegt für Temperaturen unterhalb von 2000 °C noch mindestens um einen Faktor 2 über der Kurve, die sich nach NUREG-0772 ergibt, wenn man

die dort angegebene Temperatur-Abhängigkeit der Freisetzungsraten auf den Temperaturverlauf der SASCHA-Versuche anwendet. Auch die Versuche von Osborne mit echt abgebranntem Brennstoff führten zu einer deutlich geringeren Jod-Freisetzung. Es ist daher anzunehmen, daß das unter normalen Reaktor-Betriebsbedingungen gebildete Jod nicht über Tage und Wochen hinweg in elementarer Form verbleibt und deswegen relativ langsam, d.h. erst bei höheren Temperaturen freigesetzt wird. Diese Überlegung muß nach den hiergeschilderten Ergebnissen aber nicht in gleicher Weise für die Isotope J-128, J-130, sowie J-132 bis J-135 gelten, die alle eine Halbwertszeit von weniger als 24 Std. aufweisen. Wenn diese Nuklide nämlich nach ihrer Entstehung noch einige Zeit in atomarem Zustand vorliegen, so werden sie möglicherweise mit einer anderen Temperatur-Abhängigkeit freigesetzt als z.B. J-131 oder J-129.

2.2 Erste Ergebnisse zum Transport- und Ablagerungsverhalten von Jod und Cäsium nach der Freisetzung

Das aus dem Brennstoff zunächst in gasförmigem Zustand freigesetzte Jod ist bei seinem Transport durch den Primärkreis zahlreichen chemischen und physikalischen Prozessen unterworfen, die das spätere Verhalten im Sicherheitsbehälter entscheidend beeinflussen. Von Bedeutung ist z.B. die Frage, welcher Jodanteil durch Gasphasenreaktionen in leicht kondensierbare Verbindungen umgewandelt wird und dann in Form von Aerosolpartikeln ins Containment gelangt. Weiterhin möchte man wissen, in welchem Umfang sowohl die gasförmigen als auch die aerosolförmigen Jodspezies durch Reaktion oder Ablagerung im Primärkreis zurückgehalten werden können.

Versuche in der SASCHA-Anlage lassen wegen des starken Einflusses der Geometrie und der Thermohydraulik zwar keine quantitativ realistischen Antworten auf diese Fragen erwarten, dennoch lassen sich daraus zumindest qualitative Aussagen ableiten, die zum Verständnis des Jodverhaltens im Primärkreis beitragen können.

Die Versuche erfolgten wie die unter 2.1 erwähnten in einer Wasserdampf-Atmosphäre von 2 bar mit einem Dampfdurchsatz von 30 l/min. Das Schmelzgut bestand aus ca. 240 g Corium, d.h. aus 90 g Fissium, 51 g Zircaloyrohr und ca. 100 g Edelstahl W.Nr. 1.4571; im Falle des Versuches S-276 (s.u.) kamen noch 4,2 g Absorbermaterial Ag-In-Cd hinzu. Die Hauptkomponenten der Aerosol-Transportstrecke werden durch Tabelle 2 näher beschrieben; die Tabellen 3 und 4 zeigen für insgesamt 4 Versuche die Verteilung des freigesetzten J und Cs in der Transportstrecke.

Tabelle 2: Angaben zu den Komponenten der Aerosol-Transportstrecke

| Komponente | Material | Länge (cm) | Oberfläche (cm ²) | Temperatur (°C) |
|----------------|------------------------------------|---------------|----------------------------------|--------------------|
| Schmelztiegel | ZrO ₂ /ThO ₂ | 10 | 120 | 2250 |
| Absaugglocke | Glas | ca.30 | 1200 | 150-300 |
| Absaugrohr | Glas | 45 | 500 | 150-200 |
| Rohre, Ventile | Edelstahl | 40 | 500 | 150 |
| Filterfritte | Edelstahl | 0,3 | 28 | 150 |
| Aerosolfilter | Glasfaser | - | 28 | 150 |
| Jodfilter x) | AC-6120 | 7 | 88 cm ³ | 150 |

x) Stahlrohr (NW40) mit einer Füllung aus amorpher AgNO₃-imprägnierter Kieselsäure

Tabelle 3: Verteilung des freigesetzten Jods

| Versuch Nr. | S-273 | S-276 | S-270a |
|-------------------------------------|------------------|---------------------------------|--------|
| Chem. Form des J | HJO ₃ | HJO ₃ | CsJ |
| chem. Form des Cs | - | Cs ₂ CO ₃ | CsJ |
| Ag-In-Cd | - | 4,2 g | - |
| m _J : m _{Cs} a) | - | 1:3,4 | 1:1 |
| m _J : m _{Ag} | - | 1:10 | - |
| Niederschlag(%) auf ^{b)} | | | |
| - Glasglocke | 2,5 | 14,1 | 18,5 |
| - Edelstahlteilen | 53,1 | 26,6 | 5,8 |
| - Glasfaserfiltern | 43,3 | 59,2 | 75,7 |
| - Jodfilter | 1,1 | 0,1 | < 0,1 |

a) Massenverhältnis in Mol

b) normiert auf 100 % Jodfreisetzung

Die Ergebnisse der Versuche lassen sich wie folgt kommentieren:

- a) In Versuch S-273 war das sich thermisch zersetzende HJO_3 bis etwa 1600°C neben einem geringen Cadmium-Inventar die einzige Quelle für die Freisetzung von leichtflüchtigen Produkten. Weil die Chance für chemische Reaktionen mit anderen Freisetzungserzeugnissen bzw. für die Adsorption an Aerosolpartikeln während dieser Phase des Experiments noch gering war, blieb das meiste Jod nach Verlassen des Schmelztiegels zunächst in gasförmigem Zustand. Die Niederschläge auf der Glasglocke über dem Tiegel waren daher gering (insgesamt nur 2,5%), die Rückhaltung auf den Stahloberflächen auf Grund von Chemiesorption dagegen hoch (53,1%). Der 43,3%-Anteil auf den Glasfaserfiltern bestand hauptsächlich aus solchem Jod, das an Aerosolpartikeln adsorbiert war, die bei Temperaturen über 1600°C durch die Freisetzung aus dem Schmelzgut entstanden. Der noch verbleibende gasförmige Anteil von 1,1%, der auf das Jodfilter gelangte, läßt erkennen, daß schon während der kurzen Transportzeit von nur 2 sec (und einem Transportweg von nur ca. 1 m zwischen dem Tiegel und dem Jodfilter) fast alles gasförmige Jod aus der Atmosphäre der Versuchsanlage abgeschieden wurde.
- b) Im Versuch S-276 führte die Anwesenheit des Cs_2CO_3 und des Absorbentmaterials im Schmelzgut zu einer wesentlich stärkeren Aerosolbildung und damit auch zu einer stärkeren Wechselwirkung des Jods mit partikelförmigem Material als in Versuch S-273. Die Folge davon war, daß die Abscheidung auf der Glasglocke und den Aerosolfiltern zunahm, während andererseits die Tendenz zur Chemiesorption an den Stahloberflächen abnahm. Der gasförmige Jodanteil ging dabei noch weiter auf 0,1% zurück.
- c) Im 3. Fall (S-270a) befand sich das meiste Jod offenbar schon frühzeitig in partikelförmigem Zustand. Die weitere Zunahme der Abscheidung auf der Glasglocke und der starke Rückgang des Jods auf den Stahlteilen sind ein Indiz dafür. Auch der 5,8%-Wert für die Stahloberflächen ist wahrscheinlich zum Teil auf Aerosol-Ablagerungen zurückzuführen.

d) Das Abscheidungsverhalten von Cäsium (Tabelle 4) hängt offenbar in viel geringerem Umfang von seiner chemischen Form im Brennstoff ab, als das bei Jod der Fall war. Besonders die Prozentwerte für die Niederschläge auf der Glasglocke und auf den Aerosolfiltern waren bei allen Versuchen sehr ähnlich. Bezüglich der Ablagerungen auf den Stahlteilen fällt der Wert von 13,6% von Versuch S-270b aus der Reihe; dies liegt vermutlich an einer unzureichenden Dekontamination nach dem vorhergehenden Versuch. Ein Auftreten von gasförmigem Cäsium hinter den Aerosolfiltern kann ausgeschlossen werden, da sich in keinem Fall weder auf dem Jodfilter noch im Wasserdampf-Kondensat Spuren von Cäsium nachweisen ließen.

Tabelle 4: Verteilung des freigesetzten Cäsiums

| Versuch Nr. | S-270b | S-276 | S-270a |
|------------------------------------|--------------------------|--------------------------|--------|
| chem. Form des Cs | Cs_2CO_3 | Cs_2CO_3 | CsJ |
| chem. Form des J | - | HJO_3 | - |
| Ag-In-Cd | - | 4,2 g | - |
| Niederschlag (%) ^{a)} auf | | | |
| -Glasglocke | 16,3 | 18,4 | 18,3 |
| -Edelstahlteilen | 13,6 | 4,4 | 3,6 |
| -Glasfaserfilter | 70,7 | 77,2 | 78,6 |

a) normiert auf 100 % Cs-Freisetzung

2.3 Versuche mit einem beheizten Stahlabsaugsystem

Um die Ablagerung von J und Cs auf Stahloberflächen auch bei höheren Temperaturen als 150°C zu untersuchen, wurde eine weitere Versuchsserie durchgeführt, bei der die Glasglocke (Volumen: 4 ltr) über dem Schmelztiegel durch ein etwa ebenso großes Absaugsystem aus Edelstahl ersetzt wurde. Dieses System bestand aus 2 Schalen (vgl. Abb. 9), die mit einem Spannring zusammen gehalten und von außen mit einem punktwise angeschweißten Heizleiter auf Temperaturen bis ca. 900°C aufgeheizt werden konnte. Zur Reduzierung der Wärmeabstrahlung nach außen wurde die obere Stahlglocke zusätzlich mit einem isolierenden Mantel aus Al_2O_3 -Wolle versehen. In der

Tabelle 5 sind für 3 Versuche sowohl die Temperaturen auf der Innenseite der Stahlglocke angegeben, als auch für jedes Element diejenigen Anteile der Gesamtfreisetzung, die als Ablagerungen auf der Stahlglocke gefunden wurden. Die Ergebnisse zeigen, daß diese Ablagerungen im Vergleich zu denen auf einer 150 - 300 °C heißen Glasglocke bei J und Cs um eine ganze Größenordnung und bei den anderen 4 Elementen um einen Faktor 1,5 - 3,5 geringer waren. Außerdem ist mit zunehmender Temperatur der Stahloberflächen eine weitere Reduzierung der Ablagerungen festzustellen, was sich mit dem abnehmenden Einfluß der Thermophorese auf die Abscheidung erklären läßt. Die Wasserlöslichkeit erwies sich bzgl. der J- und Cs-haltigen Niederschläge als hoch ($\geq 90\%$), bzgl. der Te- und Ag-haltigen Niederschläge jedoch als gering ($\leq 10\%$).

Tabelle 5: Ablagerungsanteile verschiedener Elemente auf Stahloberflächen mit Temperaturen zwischen 300 und 800 °C

| Versuch | S-282 | S-283 | S-292 |
|---------------------------------|------------------------|------------------------|--------------------|
| Atmosphäre | Ar+5% WD ^{a)} | Ar+5% WD ^{a)} | WD ^{b)} |
| T _{max} (Schmelzgut) | 2470 ^{c)} | 2400 ^{d)} | 2000 ^{e)} |
| T (Stahlglocke) ^{f)} | 300-650 | 350-625 | 500-800 |
| Ablagerungsanteil ^{g)} | | | |
| J ^{h)} | 0,5 (100) | n.a. | 0,2 (100) |
| Cs ^{h)} | 1,3 (100) | n.a. | 0,5 (85) |
| Te | 9,5 (32,7) | n.a. | n.a. |
| Ag | 9,3 (76,7) | n.a. | 3,3 (10) |
| Ba | n.a. | 7,7 (8,7) | n.a. |
| Cr | n.a. | 10,5 (5,3) | n.a. |

a) 28 ltr Argon/min + 1,5 ltr Wasserdampf/min

b) 30 ltr Wasserdampf/min

c) 7 min auf T=2350-2450°C

d) 11 min auf T=2300-2400°C

e) 12 min auf T=1800-2000°C

f) Die Temperatur war nicht konstant, weil die Stahlglocke nicht nur durch den Heizleiter sondern mit zunehmender Aufheizung des Schmelzgutes auch durch das Streufeld der Induktionsspule und durch die Wärmestrahlung des Schmelzgutes erhitzt wurde.

g) Ablagerungsanteile in % bezogen auf die gemessene Freisetzung des Elements; letztere sind in Klammern angegeben, in % vom Inventar im Schmelzgut

h) chemische Form von J und Cs im Fissium: $HJO_3 + Cs_2CO_3$ (S-282), CsJ (S-292)
n.a. = nicht analysiert

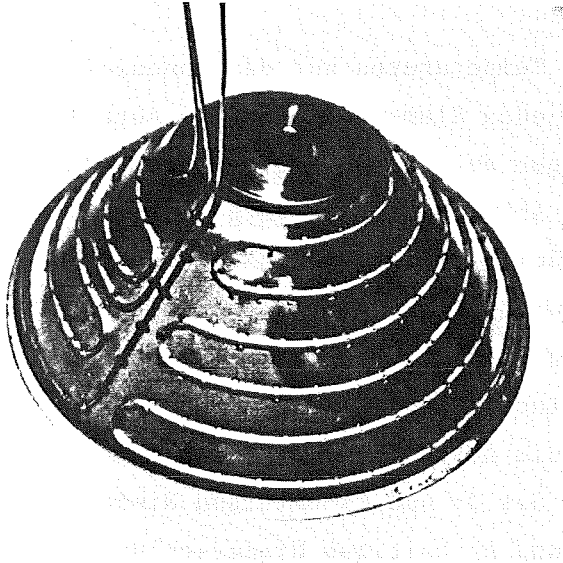


Abbildung 9:

Oberteil des beheizbaren
Stahlabsaugsystems

Wollte man diese Ergebnisse auf die Bedingungen im oberen Plenum des Reaktordruckbehälters übertragen, so wären dabei u.a. die Einflüsse der Thermo-
hydraulik, der Größe und Beschaffenheit der für die Ablagerung in Frage
kommenden Oberflächen sowie die tatsächlich zu erwartende Aerosoldichte zu
berücksichtigen. Obwohl quantitative Untersuchungen dieser Art im Rahmen
des gegenwärtigen Vorhabens nicht durchgeführt werden, erscheint es mög-
lich, bereits auf Grund der wenigen vorliegenden Experimente die folgende
qualitative Aussage zu machen: Bei den Elementen J und Cs gibt es keine
Anzeichen dafür, daß nach der Freisetzung aus dem Brennstoff innerhalb des
RDB eine sicherheitstechnisch relevante Rückhaltung zu erwarten ist. Bei
den meisten anderen Spaltprodukten und den Elementen der Strukturmateri-
alien besteht zwar die Tendenz für eine stärkere Rückhaltung; ob und un-
ter welchen Bedingungen jedoch wesentlich höhere Werte als 10-20% wahr-
scheinlich sind, kann vorläufig noch nicht gesagt werden.

2.4 Oberflächenanalytische Untersuchung von Aerosolproben

Außer den Freisetzungsversuchen mit radioaktiven Tracern wurde auch ein
Versuch mit inaktivem Fissium durchgeführt, um die Aerosolniederschläge
auf den Glasfaserfiltern anschließend mit Hilfe der Röntgen-Photoelek-
tronen-Spektroskopie (XPS) zu untersuchen. Die Vorgehensweise und Er-
gebnisse, die in einem Bericht von H. Moers et al./10/ ausführlich be-
schrieben sind, werden im folgenden kurz zusammengefaßt.

Aus 8 Filtern, die bei Schmelzgut-Temperaturen zwischen 1200 und 1900 °C beaufschlagt waren, wurden jeweils kleine Stücke mit einer Fläche von ca. 1 cm² ausgestanzt und nach Montage in einem ESCALAB-5 Spektrometer (von Vacuum Generators) mit der K_α-Strahlung von Magnesium und Aluminium angeregt. Die Energieverteilung der dabei auftretenden Photoelektronen wurde mit hoher Auflösung (1,2 eV FWHM) gemessen. In einigen Fällen ging dieser Messung eine Sputterung mit Argon-Ionen voraus, um die Oberfläche der Proben zu reinigen bzw. um bei der Analyse auch tiefer liegende Aerosolschichten zu erreichen.

Es zeigte sich, daß die Aerosolpartikeln überwiegend aus folgenden Elementen bestanden: Ag, In, Cd, Cs, J, Te, O und C. Der Kohlenstoff wurde wahrscheinlich beim Präparieren und Umladen der Proben in Form von Kohlenwasserstoffen aus der Raumluft an der Oberfläche angelagert. Anhand von Parallelmessungen an hochreinen Vergleichsstandards ließ sich erkennen, daß das Jod hauptsächlich in Form von CsJ, zu einem kleineren Anteil aber auch als AgJ vorlag. Eine genaue quantitative Analyse von CsJ und AgJ war mittels XPS allerdings nicht möglich, da die gleichzeitige Anwesenheit von CsOH und metallischem Silber keine ausreichende Auflösung der Augerelektrenspektren zuließ. CsOH war die dominierende chemische Form des Cäsiums, da dieses im Fissium im Vergleich zu Jod in einer 10-fach höheren Konzentration vorhanden war. Silber lag, abgesehen von dem AgJ-Anteil, nur in metallischer Form vor. Cadmium trat dagegen überwiegend als Hydroxid auf und Indium als Oxid. Tellur ließ sich wegen seiner niedrigen Konzentration im Schmelzgut und seiner geringen Flüchtigkeit im Vergleich zu den bisher genannten Elementen nur in 2 Aerosolproben nachweisen, und zwar als TeO₂.

2.5 Löslichkeitsversuche zum Nachweis der Bildung von AgJ

Die Reaktion des Silbers aus den DWR-Regelstäben mit dem Spaltjod, die zur Bildung des extrem wasserunlöslichen AgJ führt, könnte für das Jod eine sicherheitstechnisch bedeutsame Senke darstellen, wenn unter realistischen Randbedingungen ein nennenswerter Anteil des Jods (d.h. mindestens 20% des Inventars) an dieser Umsetzung teilnimmt. In einem DWR von 1300 MWel werden bei einem mittleren Abbrand von 20 Gwd/t Uran ca. 15 kg Jod gebildet, während das Inventar an Silber in den Absorberstäben ca. 2 t beträgt. Für eine vollständige Bindung des Jods würden also nur etwa 1% des Kerninventars an Silber benötigt.

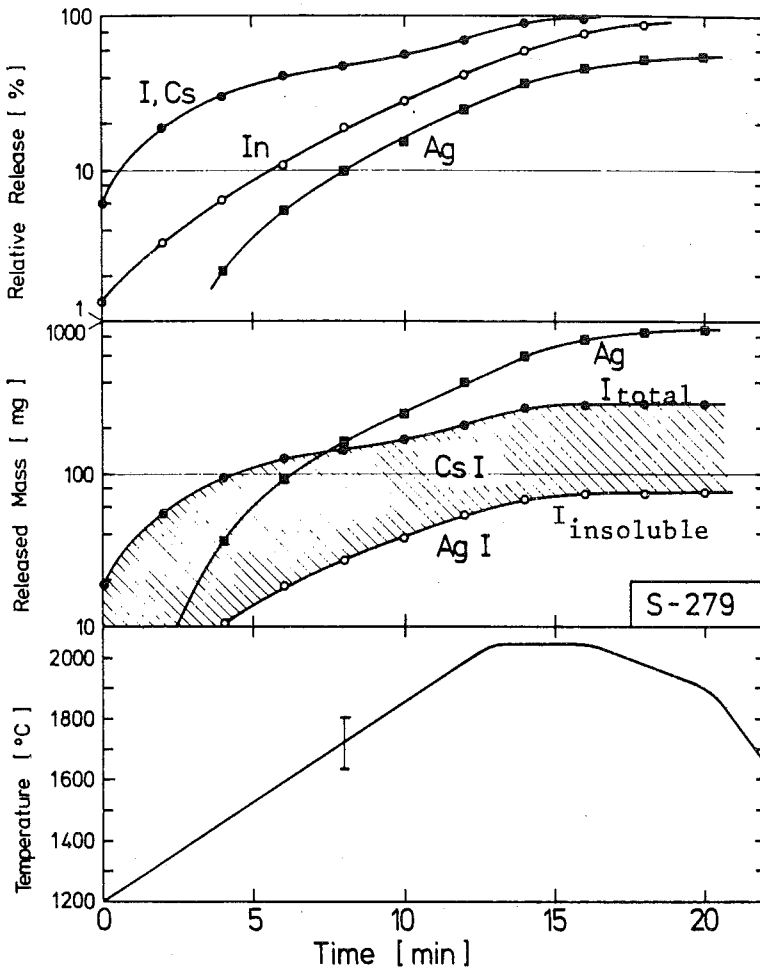


Abbildung 10:

Freisetzung von Cs, J, Ag und In in Wasserdampf; Bildung von AgJ trotz Vorgabe von CsJ im Fissium

Zur Untersuchung der AgJ-Bildung wurden in der SASCHA-Anlage 2 g Absorbiermaterial Ag-In-Cd zusammen mit 3 Fissium-Brennstabprüflingen erhitzt, die insgesamt 340 mg Jod in Form von CsJ enthielten. Nach dem Versuch wurden zunächst die Freisetzunganteile an J, Cs, Ag und In auf den Filtern und den Oberflächen der Aerosol-Transportstrecke quantitativ analysiert (vgl. Abb. 10 oben). Anschließend wurde der Anteil an AgJ ermittelt, indem die Löslichkeit der Niederschläge in Wasser und in Natrium-Thiosulfat, $\text{Na}_2\text{S}_2\text{O}_3$, bestimmt wurde. Der Arbeitsgang bestand dabei aus folgenden Schritten:

- 3maliges Waschen der Niederschläge auf den (hier 11) Glasfaserfiltern mit je 20 ml H_2O (dest) von 70°C ,
- 3maliges Waschen der auf den Filtern verbliebenen wasserunlöslichen Niederschläge mit 20 ml einer 0,5 molaren $\text{Na}_2\text{S}_2\text{O}_3$ -Lösung von 50°C (das AgJ geht dabei durch Komplexbildung in Lösung),
- Ausfällen der gelösten Jod- bzw. Silberanteile in den jeweils 6 zu einem Filter gehörenden Filtraten mit AgNO_3 bei $\text{pH} < 3$,
- Gamma-spektrometrische Bestimmung der Gehalte an J-126 und Ag-110m in den Filtraten,

- Umrechnung der Aktivitäten auf die entsprechenden mg-Anteile von J und Ag anhand der vom Schmelzgut her bekannten spezifischen Aktivitäten ,
- Analoge Behandlung der Niederschläge auf dem Glaskolben und den Glasrohren, die den Anfang der Transportstrecke bildeten.

Im mittleren Teil der Abb.10 ist in den beiden mit Ag und J_{total} bezeichneten Kurven zunächst der Freisetzungsverlauf der beiden Elemente in mg dargestellt (die Punkte entsprechen den Filterwerten + einem jeweils proportionalen Anteil der Niederschläge auf den Glasteilen). Die untere Kurve entspricht der gefundenen Ausbeute an wasserunlöslichem Jod. Das Integral unter dieser Kurve, das 25 + 3% des gesamten Jods beträgt, wird als der gebildete AgJ-Anteil interpretiert, während der schraffierte Bereich zwischen den Kurven als CsJ anzusehen ist.

Der auf diese Weise bestimmte AgJ-Anteil sollte zunächst hauptsächlich als qualitativer Wert angesehen werden, der die Bildungsmöglichkeit dieser bereits im vorhergehenden Abschnitt 2.4 nachgewiesenen Verbindung unterstreicht. Bei einem Vergleich der in der SASCHA-Anlage vorliegenden Randbedingungen mit denen in einem DWR-Druckbehälter sind nämlich folgende Aspekte zu berücksichtigen:

- Die Temperatur, bei der gleich hohe Gasphasen-Konzentrationen an J und Ag erreicht werden, hängt u.a. von der relativen Konzentration beider Elemente im Reaktorkern bzw. im Schmelztiegel ab. In dem oben geschilderten Versuch verhielten sich die eingesetzten Massen von Jod und Silber wie 1:5,6. Bei Brennstoff mit niedrigen bis mittleren Abbränden (5-20GWd/t) liegt dieses Verhältnis zwischen etwa 1:100 und 1:500. Wenn bei einem so hohen Massenverhältnis der Verlauf der relativen Freisetzung von J und Ag demjenigen in Abb.10 (oben) entsprechen würde, so könnte theoretisch ein wesentlich höherer Anteil an AgJ gebildet werden als 25%. Der Schnittpunkt der Ag-Kurve mit der J_{total} -Kurve im Mittelteil der Abb.10 würde dann nämlich weiter nach links rücken; d.h., schon bei Temperaturen von 1500-1700°C würde-absolut gesehen- eine höhere Masse an Silber verdampft als von Jod.
- Andererseits besteht aber kein Zweifel, daß die Freisetzung des Silbers aus den Regelstäben eines Reaktorkerns nicht in der gleichen Weise erfolgt wie im Schmelztiegel der SASCHA-Anlage. Im "Realfall" wird nämlich das schmelzende Absorbermaterial größtenteils zwischen den Brennstäben

herablaufen und dann unterhalb des Wasserspiegels erstarren. Der verdampfende Silberanteil, der dann für eine Gasphasenreaktion mit dem freigesetzten Jod zur Verfügung steht, ist natürlich wesentlich geringer als im SASCHA-Versuch, wo das Silber nicht nach unten ablaufen kann.

- Wenn man jedoch annimmt, daß nur 5-10% des schmelzenden Absorbermaterials oberhalb des Wasserspiegels verbleiben (z.B. durch Benetzung der umgebenden Brennstäbe oder durch Ansammlung in Kühlkanalversperrungen), und daß dieses Material in gleicher Weise aufgeheizt wird wie der Brennstoff in der unmittelbaren Umgebung, so führen diese 5-10% des Absorbermaterials bei einem mittleren Abbrand von 20 Gwd/t zu effektiven J/Ag-Massenverhältnissen zwischen 1:6 und 1:12, also zu ähnlichen Werten wie in obigem Experiment. Insofern könnte der ermittelte AgJ-Anteil von 25% sogar als näherungsweise realistisch betrachtet werden.

Literatur

- /1/ H. Albrecht et al.: PNS-Jahresberichte, KfK-3350 (1983) p 4300-20 ff, KfK-3250 (1982) p 4300-36 ff, KfK-2950 (1981) p 4300-34 ff
- /2/ H. Albrecht, H. Wild: Experimentelle Bestimmung von Quelltermen beim LWR Kernschmelzen, Atomwirtschaft - Atomtechnik, Jg. 28 Heft 1 (1983)
- /3/ H. Albrecht: Aktivitätsfreisetzung und Aerosolbildung beim LWR-Kernschmelzen, PNS-Kolloquium am 21./22.Nov.1983, vgl. auch KfK-3670(1984)
- /4/ G.W. Parker: Influence of Variable Physical Process Assumptions on Core-Melt Aerosol Release, Chicago Conferene, Aug.29 - Sept.2, 1982
- /5/ P.E. Blackburn, C.E. Johnson: Light Water Reactor Fission Product Data Assessment, ANL - 82 - 42 (1982)
- /6/ K.C. Mills: Thermodynamic Data for Inorganic Sulphides, Selenides, and Tellurides, London, Butterworths, 1972
- /7/ H. Albrecht: Out-of-Pile Release Tests Under Core Melting Conditions, OECD-NEA-CSNI/IAEA-Meeting RISØ, Dänemark, 16. - 20. Mai 1983
- /8/ USNRC: Technical Basis for Estimating Fission Product Behavior During LWR Accidents, NUREG-0772 (1981)
- /9/ M.F. Osborne: Summary Reports for Fission Product Release Tests HI-1, ... HI-4, NUREG/CR-2928 (1982), NUREG/CR-3171, NUREG/CR-3335, NUREG/CR-3600
- /10/ H. Moers et al.: XPS Study of Iodine Released in Core Melting Experiments, submitted for publication in Surface and Interface Analysis

- 06.01.12 Untersuchung zur Wechselwirkung von Stahlschmelzen
 in Beton.
- 06.01.12/25A Ausbreitung von Stahlschmelzen in Beton.
PNS 4325 (S. Hagen, A. Grünhagen, H. Malauschek, K.P. Wallenfels,
 N. Paroth, G. Prokott, R. Töpfer; IT)

Einleitung

Für die Beschreibung des Verhaltens von Kernschmelzen in Beton wurden international mehrere Codes entwickelt: WECHSEL bei KfK, KAVERN bei KWU und COCORN bei Sandia, USA. Für die Überprüfung dieser Rechenprogramme durch experimentell abgesicherte Ausgangsdaten wurde die BETA-Anlage aufgebaut.

In der Versuchsanlage BETA können Stahlschmelzen von ca. 300 kg für längere Zeit auf Temperaturen bis ca. 2000 °C gehalten werden. Dabei befindet sich die Schmelze in einem Tiegel aus dem zu untersuchenden Beton. Parallel zum Aufbau der Anlage wurde der Betontiegel, die Gasmessstrecke und die verschiedenen Meßtechniken in Vorversuchen erprobt. Zur Bestimmung der Schmelzfrontausbreitung, der Temperaturverteilung und des Feuchteverhaltens im Beton wurde die Verwendung von Thermoelementen und Feuchtefühler untersucht. Nach Fertigstellung der Anlage werden 3 Erprobungsversuche durchgeführt.

Der vorliegende Bericht beschreibt die Ergebnisse der Temperaturmessungen im Beton des ersten Versuchstiegels, der in der BETA-Anlage mit Schmelze beaufschlagt wurde. Bei diesem Versuch A1 im Tiegel B6 wurden 600 kg Thermit in einem separaten Reaktionsbehälter gezündet. Am Boden des Reaktionstiegels sammelt sich das flüssige Eisen. Nach 1 Minute u. 48 Sekunden wurde durch Abstich 300 kg dieses flüssigen Eisens in den Betontiegel eingelassen. Die Induktionsanlage war nur die ersten 38 Sekunden nach Abstich mit ca. 300 kW und dann nach ca. 5 Minuten für knapp 5 Minuten von 0,3 auf 1,7 MW ansteigend, in Betrieb.

Im Tiegelbeton befanden sich 108 Thermoelemente. Die Positionierung der Thermoelemente erfolgte mit Hilfe von Quarzstabgerüsten, die am Kern oder am Mantel der Gießform vor dem Gießen befestigt wurden. Abb. 1A zeigt einen Querschnitt des Tiegels. Die kräftigen schwarzen Linien sind mit den Abbildungsnummern dieses Berichtes gekennzeichnet. Die Linien geben den Bereich der Positionen aus der entsprechenden Abbildung an. Als Thermoelemente wurden NiCrNi-Mantelthermoelemente verwendet. Die Wandstärke des Inconel-Mantels betrug 0,5 mm.

Meßergebnisse

Die Meßkurven stellen den Temperaturverlauf als Funktion der Zeit an den verschiedenen Meßpositionen dar. Hierbei wurde für die Zeitachse 2 verschiedene Maßstäbe gewählt: 600 und 40 000 Sekunden. Als Zeitnullpunkt wurde die Zündung des Thermits gewählt. Die Darstellung über einen Zeitraum von nur 600 Sekunden gibt die schnellen Änderungen in der Temperatur in der Nähe der Tiegelwandung besser wieder. Auf den Abbildungen sind Meßkurven für Position zusammengestellt, die in einen geometrischen Parameter übereinstimmten.

In Abb. 1 u. 2 sind die Temperaturmessungen im Boden des Tiegels in der Nähe (35 mm) der Achse zusammengefaßt. Abb. 1 gibt die Kurzzeitmessung und Abb. 2 den Verlauf für die gesamte Meßdauer von ca. 10 Stunden wieder. Die Kurven sind nach steigendem Abstand vom Kavernenboden angeordnet.

Die Temperatur im Kavernenboden schießt beim Auftreffen der flüssigen Schmelze auf über 1400 °C und führt sofort zum Versagen des Thermoelements. In 20 mm Abstand von Kavernenboden versagt das Thermoelement erst ca. 1 Minute später. In 40 mm Abstand wird das Thermoelement nicht mehr von der Schmelzfront erreicht. 10 Minuten nach Zündung ist die Temperatur auf 500 °C gestiegen. Das Maximum von gut 1000 °C (Abb. 2) wird nach einer knappen Stunde erreicht. In 100 mm Abstand vom Kavernenboden hat 10 Minuten nach Zündung die Temperatur sich praktisch noch nicht verändert. Das Maximum von knapp 400 °C wird hier erst nach 4-5 Stunden erreicht. In 450 mm Abstand vom Kavernenboden bleibt die Temperatur unter 50 °C.

Der Temperaturverlauf in der rechten und linken Tiegelwand in 45 mm Abstand vom Kavernenboden ist in den Abbildungen 3-5 wiedergegeben. Abb. 3 zeigt die Meßkurven der rechten Wandung und Abb. 4 diejenigen der linken. In Abb. 5 sind die Meßkurven für beide Seiten zusammengefaßt und nach steigendem Radius sortiert.

Der Durchmesser der Kaverne im Tiegel beträgt 380 mm. Die innere Tiegelwandung ist damit 190 mm von der Tiegelachse entfernt. Das Hochschnellen der Temperatur in der Tiegelwandung (Abb. 4) erfolgt praktisch zur gleichen Zeit wie im Tiegelboden. Auch die Thermoelemente in 10 mm Abstand (linke Seite) und 20 mm Abstand (rechte Seite) werden noch von der Schmelzfront erreicht. Der Vergleich zu der Temperaturkurve im Tiegelboden im Abstand 20 mm vom Kavernenboden (Abb. 1) ergibt ein etwa 15 Sekunden früheres Versagen in der Tiegelwandung. Die starke Inhomogenität des Betons (maximal 32 mm große Kiesel) erlaubt aber aus diesen Einzelergebnissen noch keine Schlußfolgerungen auf ein schnelleres Eindringen in radialer Richtung.

Die Thermoelemente in 30 mm Abstand von der Wandung (rechte und linke Seite) werden von der Schmelze nicht mehr erreicht. 10 Minuten nach der Zündung erreichen beide eine Temperatur von ca. 900 °C. Die maximal erreichte Temperatur lag für beide bei gut 1150 °C.

In 100 mm Abstand von der Wandung tritt innerhalb der ersten 10 Minuten nach Zündung keine Temperaturerhöhung auf. Das Maximum wird hier ebenso wie im Tiegelboden erst nach gut 4 Stunden erreicht. Die Temperatur erreicht aber in der Wandung nur einen Wert von 300 °C im Vergleich zu fast 400 °C im Boden. Dieser niedrige Wert in der Wandung im Vergleich zur Achse ist vermutlich mit den stärkeren Wärmeverlusten in der Wandung verbunden.

In Abb. 5 sind ein Teil der Meßkurven von der rechten und linken Seite zusammengestellt. Der Verlauf der Meßkurven der beiden Seiten für wachsenden Radius ergänzt sich so, als wenn sie von der gleichen Seite kämen. Für 30 mm Abstand von der Wandung (220 mm Achsenabstand) sind Meßkurven für Positionen auf beiden Seiten vorhanden. Die Meßkurven zeigen

praktisch den gleichen Verlauf. Am Anfang stimmen die Kurven auf wenige Grad überein. Zum Ende der Messung nach 10 Stunden ist die Temperatur auf der linken Seite um ca. 80 °C höher.

In Abb. 6 sind die Temperaturanstiege in der Innenfläche der rechten Tiegelwand in 150, 300, 450 und 600 mm Abstand vom Kavernenboden wiedergegeben. Ein signifikanter Unterschied im Versagenszeitpunkt der Thermolemente in den verschiedenen Höhen kann nicht beobachtet werden.

Die Abbildungen 7-10 geben die Temperaturverläufe in 10 mm Abstand von der Tiegelwandung auf der rechten und linken Seite. Es wurden dabei die Messungen an Positionen in der Wandung und im Boden zusammengefaßt.

Abb. 7 zeigt das Kurzzeitverhalten der Meßstellen auf der rechten Tiegel-
seite. In 10 mm Abstand von der Wandung werden die Thermolemente im
Bereich von 300 mm bis 0 mm über den Kavernenboden von der Schmelze
erfaßt. Zuerst versagt das Thermolement in 150 mm Höhe über dem Kavernen-
boden nach 140 Sekunden. Das TE in 300 mm Höhe versagt nach ca.
160 Sekunden und dasjenige in Kavernenbodenhöhe nach 210 Sekunden. Für die
Meßposition in 450, 600 und 750 mm Höhe über den Kavernenboden beginnt der
Temperaturanstieg ebenfalls kurz nach 120 Sekunden. Er erfolgt aber mit
zunehmender Höhe langsamer und erreicht jeweils eine niedrige maximale
Temperatur (840, 680 und 440 °C).

Abb. 8 gibt den Langzeitverlauf der Positionen in 10 mm Abstand von der
Tiegelwandung auf der rechten Seite wieder. Im Bereich der Wandung sieht
man ein deutlich schnelleres Abkühlen der Temperatur als im Tiegelboden.
Man vergleiche den Temperaturverlauf in 750 mm über dem Kavernenboden mit
denjenigen in 50 mm unter dem Kavernenboden. Beide erreichen eine Maximal-
temperatur von gut 400 °C.

Die Thermolement in 300, 150 und 0 mm über dem Kavernenboden werden von
der Schmelze erreicht. Die Langzeitverläufe der zugehörigen Meßkurven
zeigen, daß die Thermodrähte nach dem Versagen eine neue Kontaktstelle
bilden. Die Unregelmäßigkeiten im Kurvenverlauf zeigen aber die
Störanfälligkeit der neuen Meßstellen.

Abb. 10 vergleicht die Langzeitverläufe in 10 mm Abstand für die linke und rechte Seite. Auch hier ergibt sich kein signifikanter Unterschied. Die relativ schlechte Übereinstimmung für die Position in 300 mm über den Kavernenboden ist auf die Unregelmäßigkeiten des von der Schmelzfront erreichten Thermoelements zurückzuführen.

In Abb. 11 sind die Temperaturverläufe in 50 mm von der inneren Tiegelwand zusammengefaßt. Die Kurve in 150 mm über dem Kavernenboden erreicht die höchsten Temperaturen mit einem Maximum bei 750 °C. Auch hier zeigt sich in der Tiegelwandung die merklich schnellere Abkühlung im Vergleich zu den Positionen im Tiegelboden.

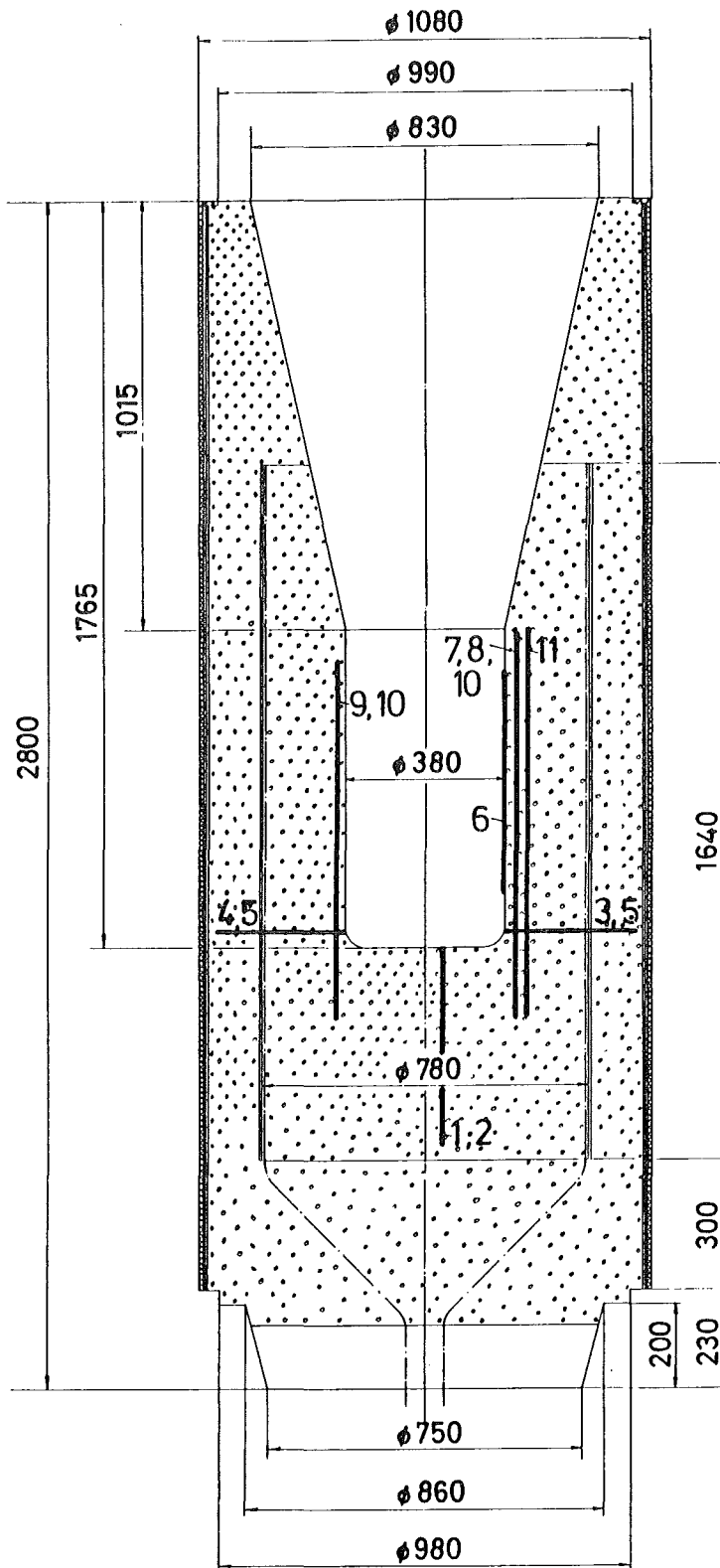


Abb. 06.01.12-1A: Querschnitt mit Abmessungen des Beta-Tiegels und Positionen der wiedergegebenen Temperaturverläufe.

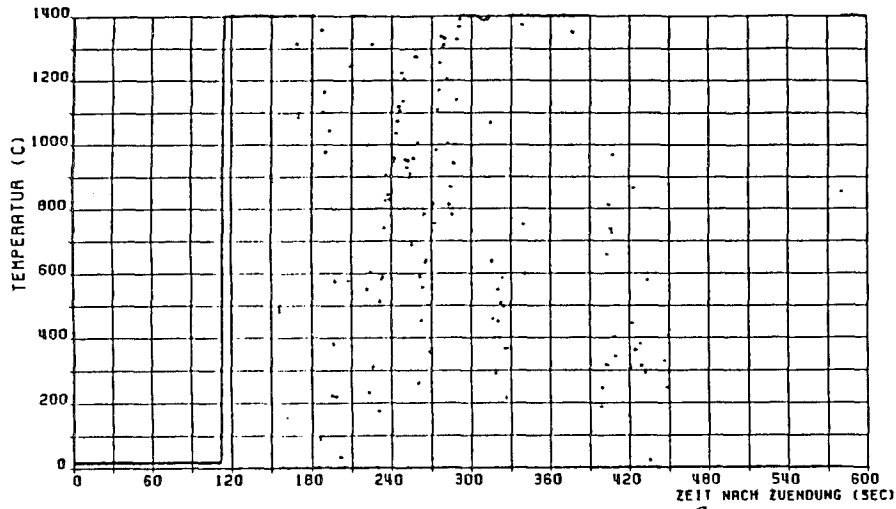


ABB. 1A: TEMPERATURVERLAUF IM TIEGELBODEN BEIM VERSUCH A1; ACHSENABSTAND + 35 mm
ABSTAND VOM KAVERNENBODEN 0 mm

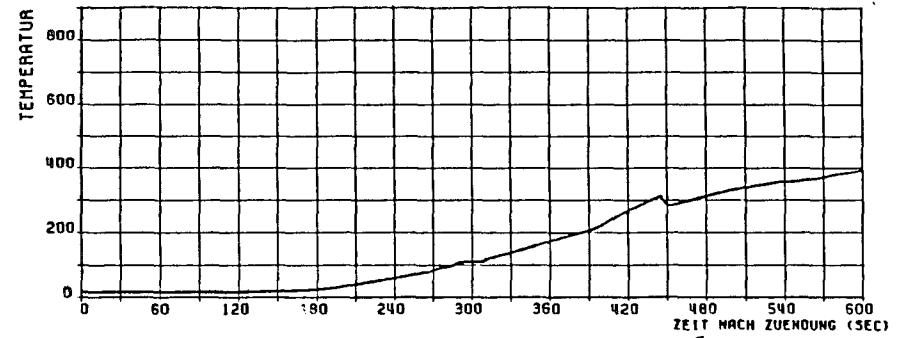


ABB. 3A: TEMPERATURVERLAUF IM TIEGELBODEN BEIM VERSUCH A1; ACHSENABSTAND + 35 mm
ABSTAND VOM KAVERNENBODEN 40 mm

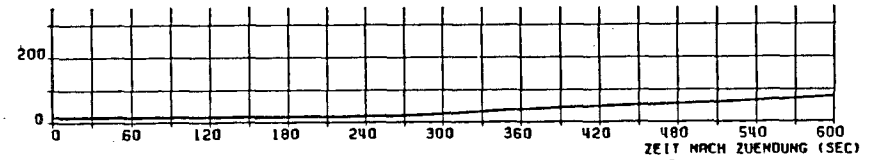


ABB. 4A: TEMPERATURVERLAUF IM TIEGELBODEN BEIM VERSUCH A1; ACHSENABSTAND + 35 mm
ABSTAND VOM KAVERNENBODEN 60 mm

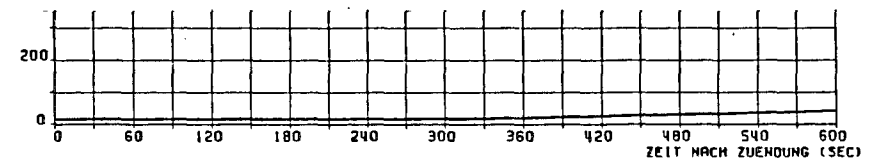


ABB. 5A: TEMPERATURVERLAUF IM TIEGELBODEN BEIM VERSUCH A1; ACHSENABSTAND + 35 mm
ABSTAND VOM KAVERNENBODEN 80 mm

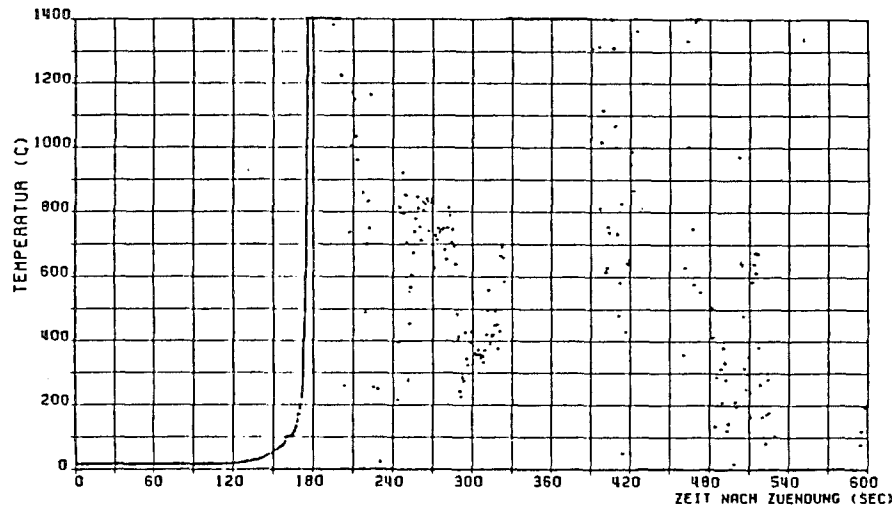


ABB. 2A: TEMPERATURVERLAUF IM TIEGELBODEN BEIM VERSUCH A1; ACHSENABSTAND + 35 mm
ABSTAND VOM KAVERNENBODEN 20 mm

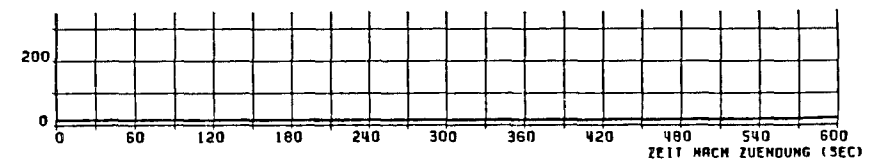


ABB. 6A: TEMPERATURVERLAUF IM TIEGELBODEN BEIM VERSUCH A1; ACHSENABSTAND + 35 mm
ABSTAND VOM KAVERNENBODEN 100 mm

ABB. 06.01.12-1: ZEITLICHER TEMPERATURVERLAUF IM BODEN DES TIEGELS MIT 35 mm ABSTAND VON DER TIEGELACHSE AN POSITIONEN MIT WACHSENDEM ABSTAND VOM KAVERNENBODEN. KURZZEITMESSUNG

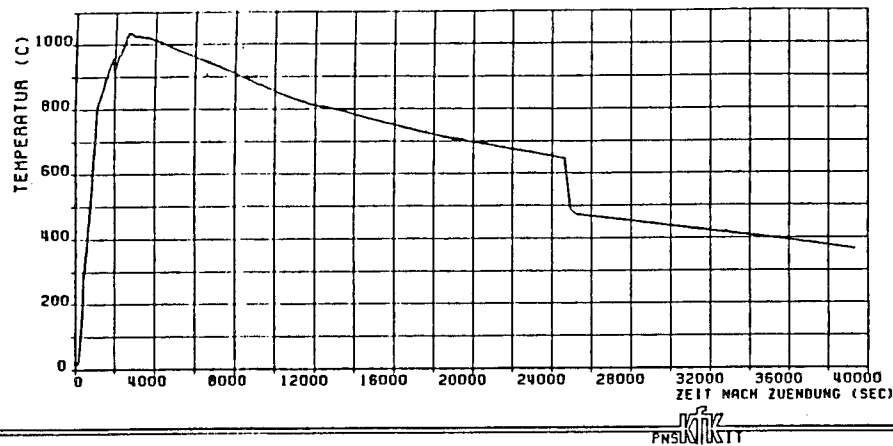


ABB. 36: TEMPERATURVERLAUF IM TIEGELBODEN BEIM VERSUCH A1; ACHSENABSTAND + 35 MM
ABSTAND VON KAVERNENBODEN 40 MM

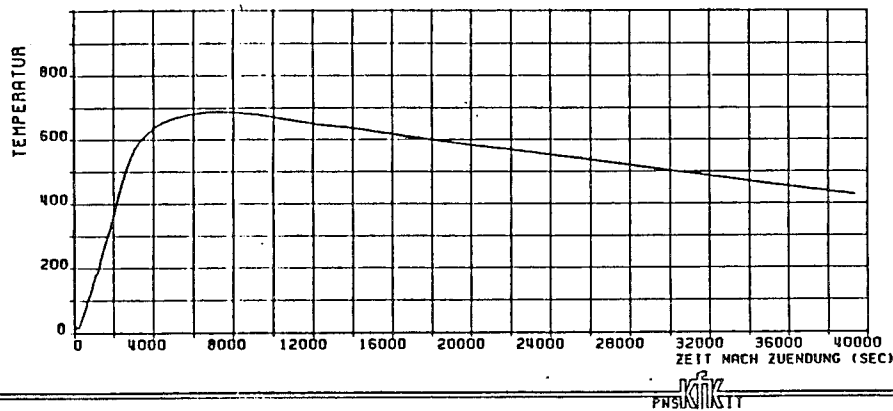


ABB. 48: TEMPERATURVERLAUF IM TIEGELBODEN BEIM VERSUCH A1; ACHSENABSTAND + 35 MM
ABSTAND VON KAVERNENBODEN 60 MM

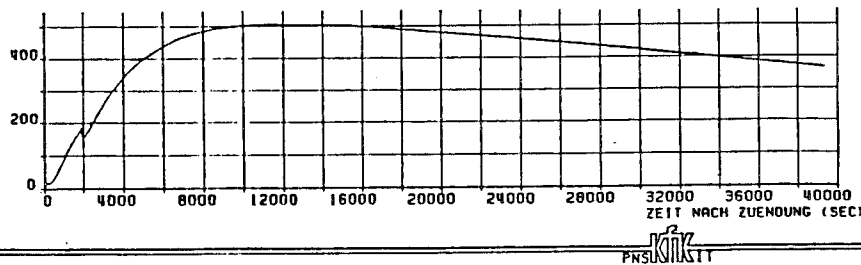


ABB. 58: TEMPERATURVERLAUF IM TIEGELBODEN BEIM VERSUCH A1; ACHSENABSTAND + 35 MM
ABSTAND VON KAVERNENBODEN 80 MM

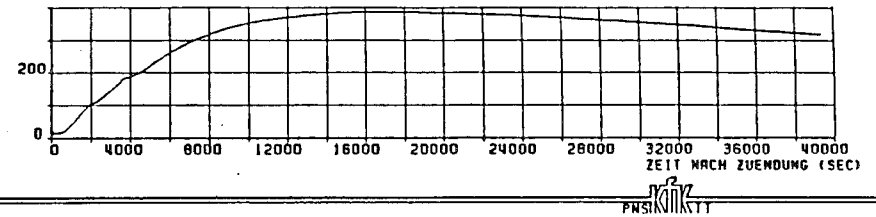


ABB. 68: TEMPERATURVERLAUF IM TIEGELBODEN BEIM VERSUCH A1; ACHSENABSTAND + 35 MM
ABSTAND VON KAVERNENBODEN 100 MM

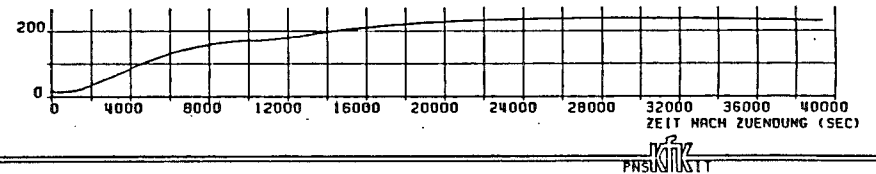


ABB. 78: TEMPERATURVERLAUF IM TIEGELBODEN BEIM VERSUCH A1; ACHSENABSTAND + 35 MM
ABSTAND VON KAVERNENBODEN 150 MM

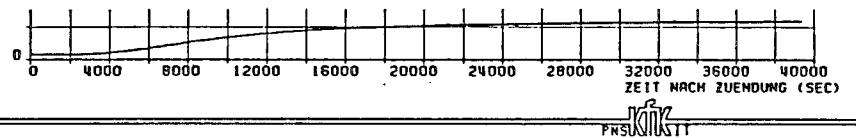


ABB. 98: TEMPERATURVERLAUF IM TIEGELBODEN BEIM VERSUCH A1; ACHSENABSTAND + 35 MM
ABSTAND VON KAVERNENBODEN 250 MM

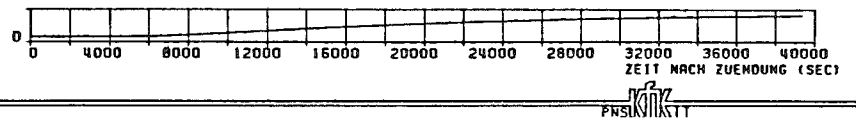


ABB. 118: TEMPERATURVERLAUF IM TIEGELBODEN BEIM VERSUCH A1; ACHSENABSTAND + 35 MM
ABSTAND VON KAVERNENBODEN 350 MM

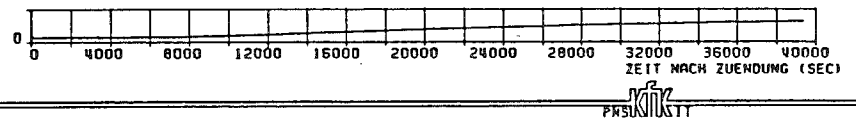


ABB. 128: TEMPERATURVERLAUF IM TIEGELBODEN BEIM VERSUCH A1; ACHSENABSTAND + 35 MM
ABSTAND VON KAVERNENBODEN 400 MM

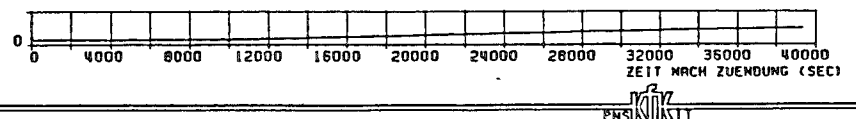


ABB. 138: TEMPERATURVERLAUF IM TIEGELBODEN BEIM VERSUCH A1; ACHSENABSTAND + 35 MM
ABSTAND VON KAVERNENBODEN 450 MM

ABB. 06. 01. 12.-2: ZEITLICHER TEMPERATURVERLAUF IM BODEN DES TIEGELS MIT 35 MM ABSTAND VON DER TIEGELACHSE AN POSITIONEN MIT WACHSDEM ABSTAND VON KAVERNENBODEN. LANGZEITMESSUNG

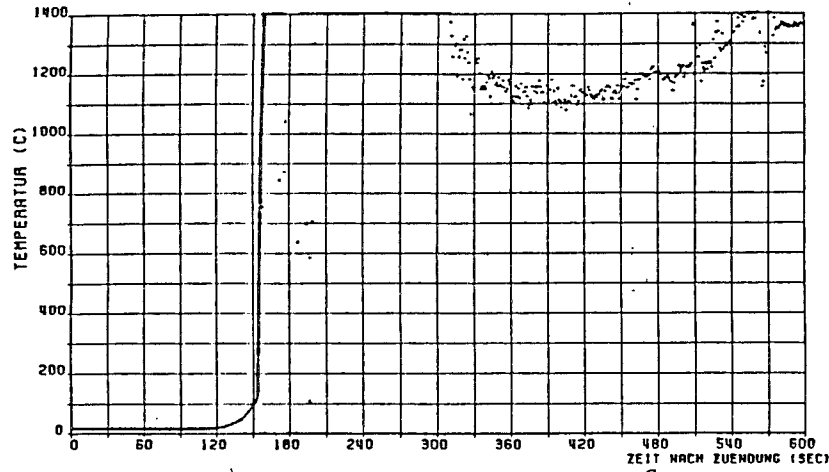


ABB. 36A: TEMPERATURVERLAUF IN DER TIEGELVANDUNG BEIM VERSUCH A1;
ACHSENABSTAND + 210 MM ABSTAND VOM KAVERNENBODEN 46 MM

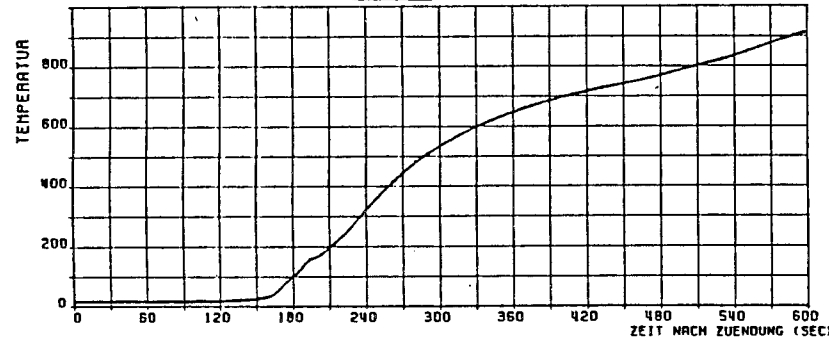


ABB. 37A: TEMPERATURVERLAUF IN DER TIEGELVANDUNG BEIM VERSUCH A1;
ACHSENABSTAND + 220 MM ABSTAND VOM KAVERNENBODEN 46 MM

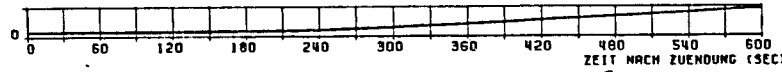


ABB. 40A: TEMPERATURVERLAUF IN DER TIEGELVANDUNG BEIM VERSUCH A1;
ACHSENABSTAND + 250 MM ABSTAND VOM KAVERNENBODEN 46 MM

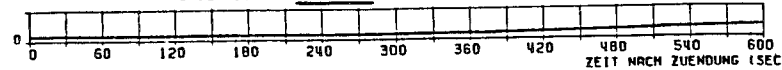


ABB. 41A: TEMPERATURVERLAUF IN DER TIEGELVANDUNG BEIM VERSUCH A1;
ACHSENABSTAND + 270 MM ABSTAND VOM KAVERNENBODEN 46 MM

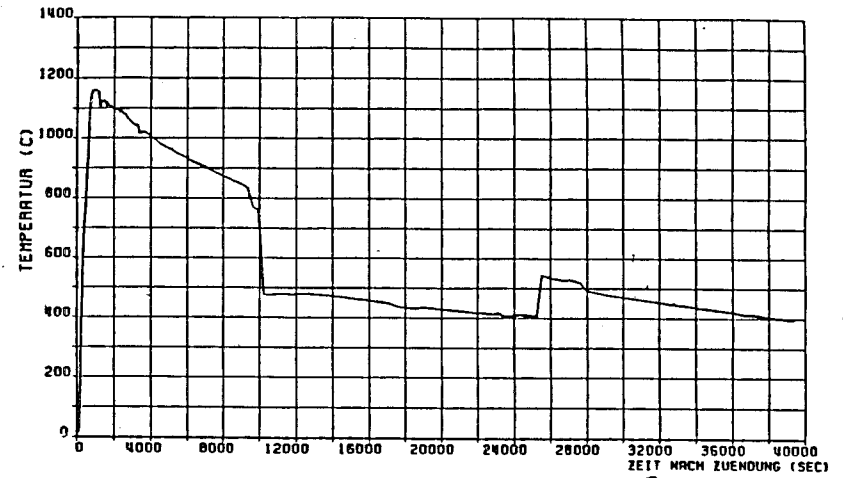


ABB. 37B: TEMPERATURVERLAUF IN DER TIEGELVANDUNG BEIM VERSUCH A1;
ACHSENABSTAND + 220 MM ABSTAND VOM KAVERNENBODEN 46 MM

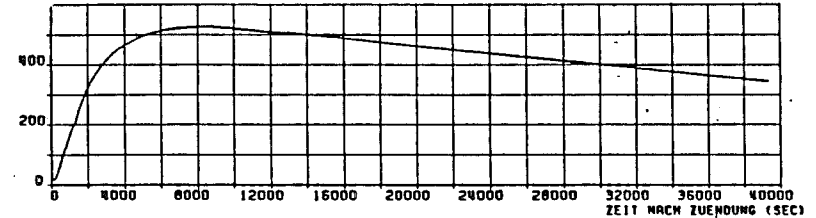


ABB. 40B: TEMPERATURVERLAUF IN DER TIEGELVANDUNG BEIM VERSUCH A1;
ACHSENABSTAND + 250 MM ABSTAND VOM KAVERNENBODEN 46 MM

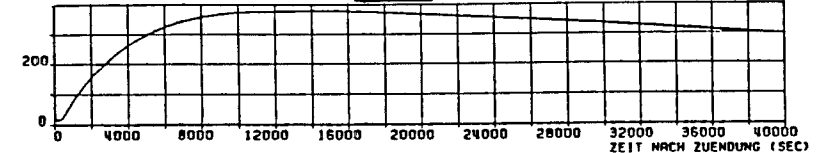


ABB. 41B: TEMPERATURVERLAUF IN DER TIEGELVANDUNG BEIM VERSUCH A1;
ACHSENABSTAND + 270 MM ABSTAND VOM KAVERNENBODEN 46 MM

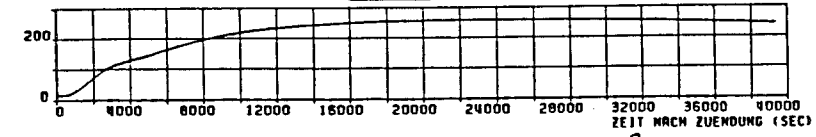


ABB. 43B: TEMPERATURVERLAUF IN DER TIEGELVANDUNG BEIM VERSUCH A1;
ACHSENABSTAND + 310 MM ABSTAND VOM KAVERNENBODEN 46 MM

ABB. 06.01.12-3: ZEITLICHER TEMPERATURVERLAUF IN DER RECHTEN VANDUNG DES TIEGELS 46 MM UEBER DEM KAVERNENBODEN AN POSITIONEN MIT ZUNEHMENDEM RADIALEN ABSTAND VON DER TIEGELACHSE.

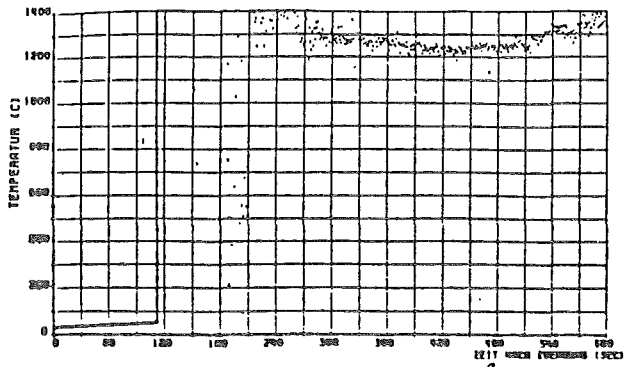


ABB. 72A: TEMPERATURVERLAUF IN DER TIEGELWANDUNG BEI VERSUCH A1; ACHSENABSTAND = 190 MM ABSTAND VON KAVERNENBODEN 46 MM

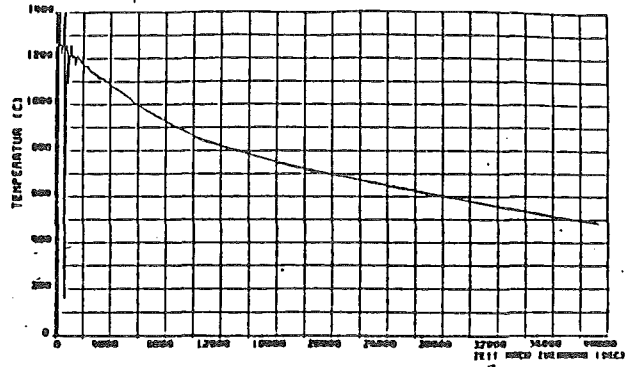


ABB. 72B: TEMPERATURVERLAUF IN DER TIEGELWANDUNG BEI VERSUCH A1; ACHSENABSTAND = 190 MM ABSTAND VON KAVERNENBODEN 46 MM

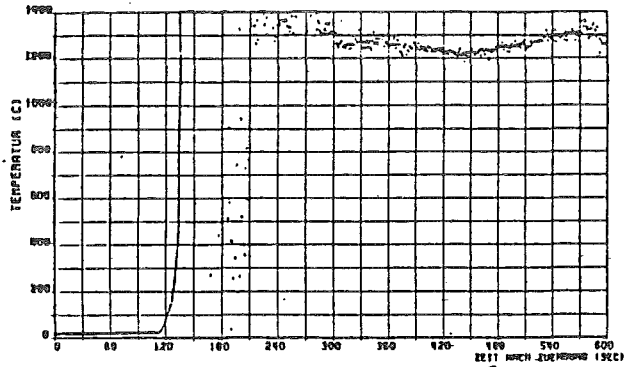


ABB. 74A: TEMPERATURVERLAUF IN DER TIEGELWANDUNG BEI VERSUCH A1; ACHSENABSTAND = 200 MM ABSTAND VON KAVERNENBODEN 46 MM

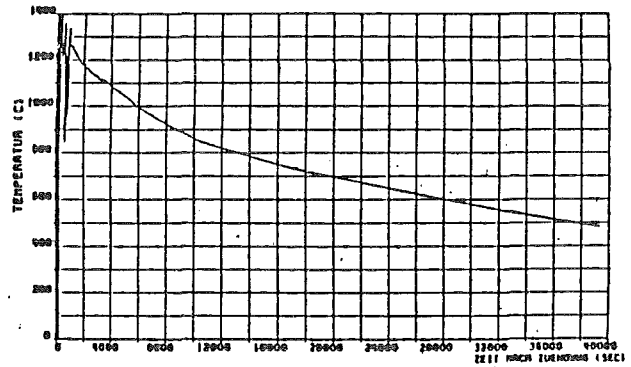


ABB. 74B: TEMPERATURVERLAUF IN DER TIEGELWANDUNG BEI VERSUCH A1; ACHSENABSTAND = 200 MM ABSTAND VON KAVERNENBODEN 46 MM

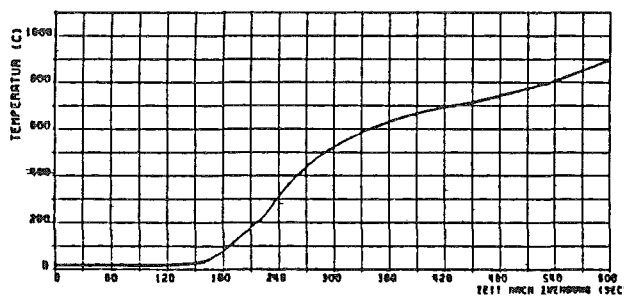


ABB. 75A: TEMPERATURVERLAUF IN DER TIEGELWANDUNG BEI VERSUCH A1; ACHSENABSTAND = 220 MM ABSTAND VON KAVERNENBODEN 46 MM

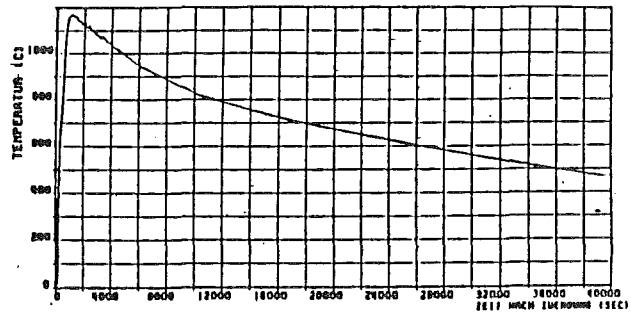


ABB. 75B: TEMPERATURVERLAUF IN DER TIEGELWANDUNG BEI VERSUCH A1; ACHSENABSTAND = 220 MM ABSTAND VON KAVERNENBODEN 46 MM

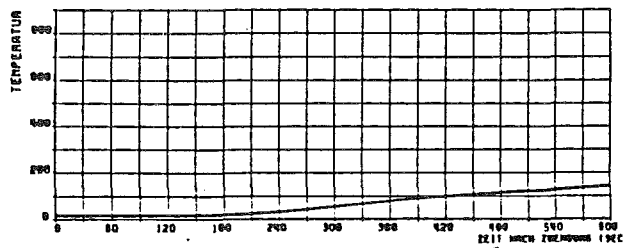


ABB. 76A: TEMPERATURVERLAUF IN DER TIEGELWANDUNG BEI VERSUCH A1; ACHSENABSTAND = 240 MM ABSTAND VON KAVERNENBODEN 46 MM

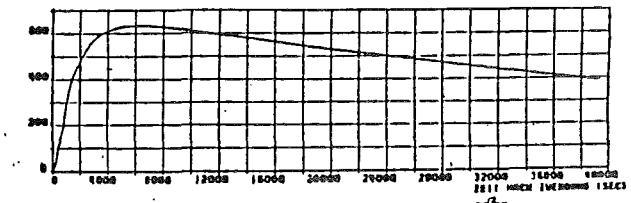


ABB. 76B: TEMPERATURVERLAUF IN DER TIEGELWANDUNG BEI VERSUCH A1; ACHSENABSTAND = 240 MM ABSTAND VON KAVERNENBODEN 46 MM

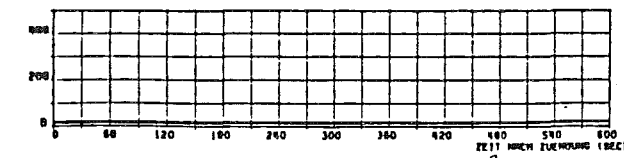


ABB. 77A: TEMPERATURVERLAUF IN DER TIEGELWANDUNG BEI VERSUCH A1; ACHSENABSTAND = 290 MM ABSTAND VON KAVERNENBODEN 46 MM

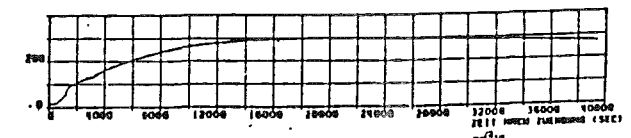


ABB. 77B: TEMPERATURVERLAUF IN DER TIEGELWANDUNG BEI VERSUCH A1; ACHSENABSTAND = 290 MM ABSTAND VON KAVERNENBODEN 46 MM

ABB.06.01.12-4: ZEITLICHER TEMPERATURVERLAUF IN DER LINKEN WANDUNG DES TIEGELS 46 MM UEBER DEN KAVERNENBODEN AN POSITIONEN MIT ZUNEHMENDEM RADIALEN ABSTAND VON DER TIEGELACHSE.

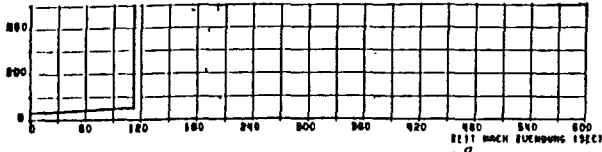


ABB. 73A: TEMPERATURVERLAUF IN DER TIEGELWANDUNG BEIM VERSUCH A1; ACHSENABSTAND + 190 MM ABSTAND VON KAVERNENBODEN 46 MM

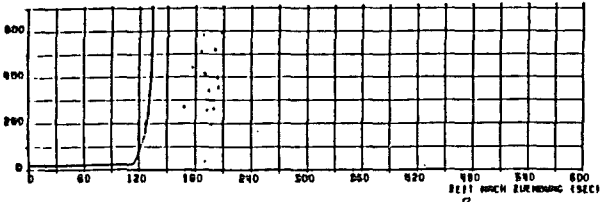


ABB. 74A: TEMPERATURVERLAUF IN DER TIEGELWANDUNG BEIM VERSUCH A1; ACHSENABSTAND + 200 MM ABSTAND VON KAVERNENBODEN 46 MM

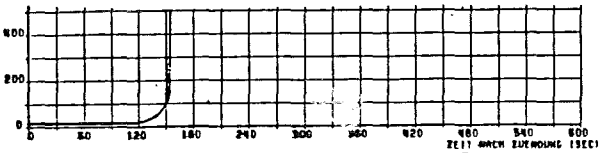


ABB. 36A: TEMPERATURVERLAUF IN DER TIEGELWANDUNG BEIM VERSUCH A1; ACHSENABSTAND + 210 MM ABSTAND VON KAVERNENBODEN 46 MM

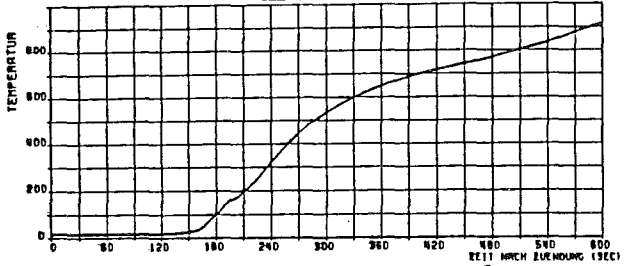


ABB. 37A: TEMPERATURVERLAUF IN DER TIEGELWANDUNG BEIM VERSUCH A1; ACHSENABSTAND + 220 MM ABSTAND VON KAVERNENBODEN 46 MM

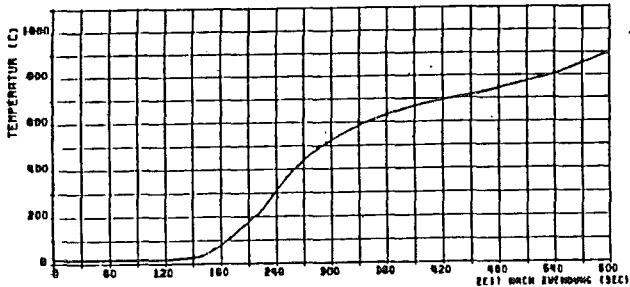


ABB. 73A: TEMPERATURVERLAUF IN DER TIEGELWANDUNG BEIM VERSUCH A1; ACHSENABSTAND + 220 MM ABSTAND VON KAVERNENBODEN 46 MM

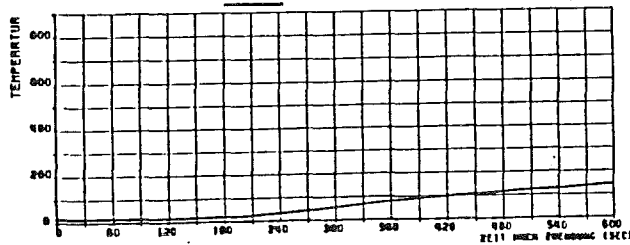


ABB. 73A: TEMPERATURVERLAUF IN DER TIEGELWANDUNG BEIM VERSUCH A1; ACHSENABSTAND + 240 MM ABSTAND VON KAVERNENBODEN 46 MM



ABB. 40A: TEMPERATURVERLAUF IN DER TIEGELWANDUNG BEIM VERSUCH A1; ACHSENABSTAND + 250 MM ABSTAND VON KAVERNENBODEN 46 MM

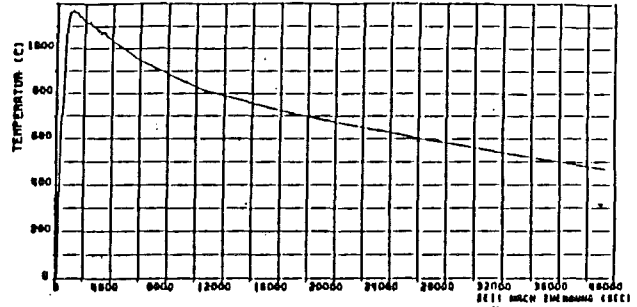


ABB. 73B: TEMPERATURVERLAUF IN DER TIEGELWANDUNG BEIM VERSUCH A1; ACHSENABSTAND + 220 MM ABSTAND VON KAVERNENBODEN 46 MM

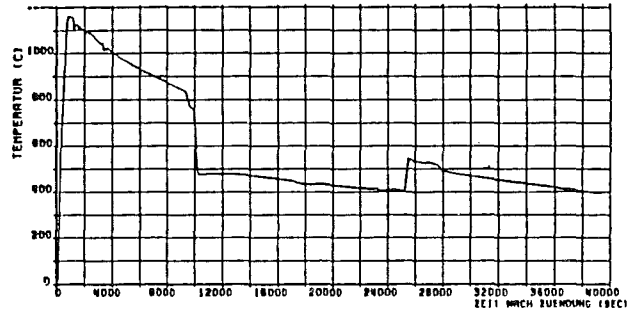


ABB. 37B: TEMPERATURVERLAUF IN DER TIEGELWANDUNG BEIM VERSUCH A1; ACHSENABSTAND + 220 MM ABSTAND VON KAVERNENBODEN 46 MM

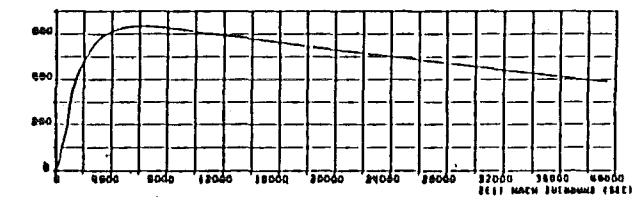


ABB. 73B: TEMPERATURVERLAUF IN DER TIEGELWANDUNG BEIM VERSUCH A1; ACHSENABSTAND + 240 MM ABSTAND VON KAVERNENBODEN 46 MM

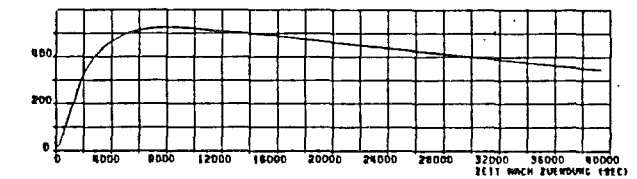


ABB. 40B: TEMPERATURVERLAUF IN DER TIEGELWANDUNG BEIM VERSUCH A1; ACHSENABSTAND + 250 MM ABSTAND VON KAVERNENBODEN 46 MM

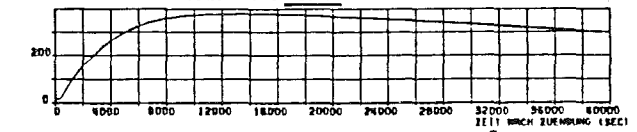


ABB. 41B: TEMPERATURVERLAUF IN DER TIEGELWANDUNG BEIM VERSUCH A1; ACHSENABSTAND + 270 MM ABSTAND VON KAVERNENBODEN 46 MM

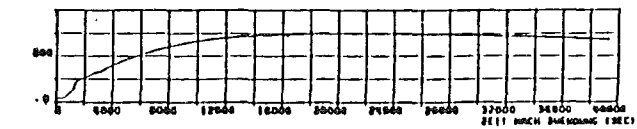


ABB. 77B: TEMPERATURVERLAUF IN DER TIEGELWANDUNG BEIM VERSUCH A1; ACHSENABSTAND + 280 MM ABSTAND VON KAVERNENBODEN 46 MM

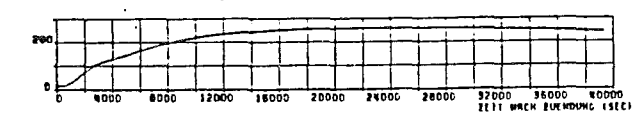


ABB. 43B: TEMPERATURVERLAUF IN DER TIEGELWANDUNG BEIM VERSUCH A1; ACHSENABSTAND + 310 MM ABSTAND VON KAVERNENBODEN 46 MM

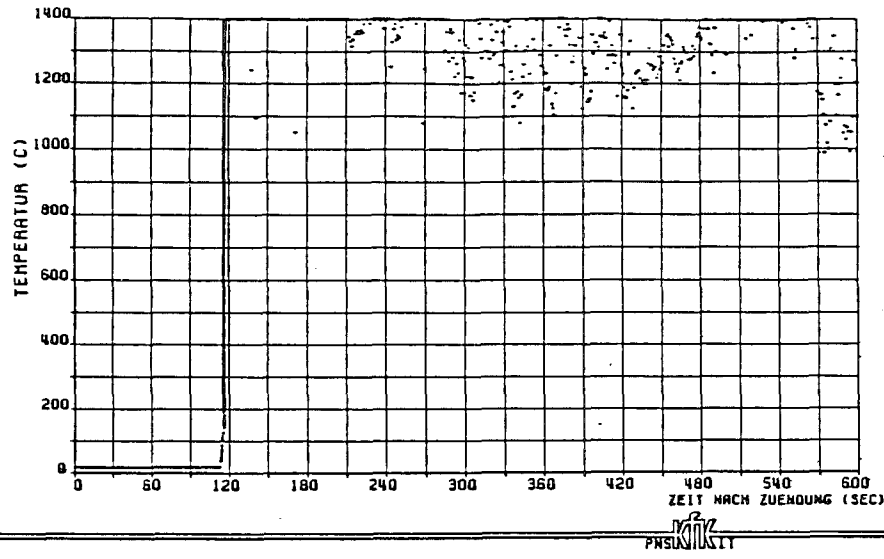


ABB. 46A: TEMPERATURVERLAUF IN DER TIEGELWANDUNG BEIM VERSUCH A1:
ACHSENABSTAND + 190 mm ABSTAND VOM KAVERNENBODEN 150 mm

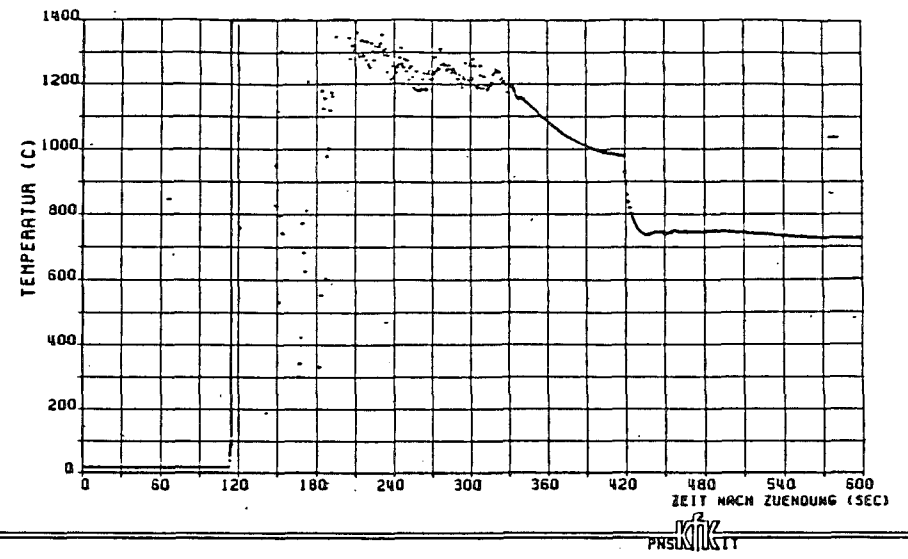


ABB. 53A: TEMPERATURVERLAUF IN DER TIEGELWANDUNG BEIM VERSUCH A1:
ACHSENABSTAND + 190 mm ABSTAND VOM KAVERNENBODEN 450 mm

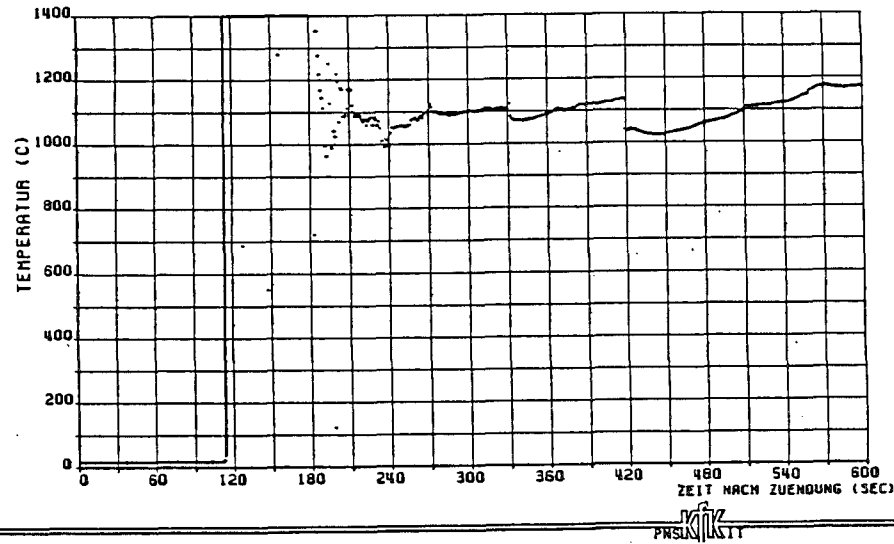


ABB. 51A: TEMPERATURVERLAUF IN DER TIEGELWANDUNG BEIM VERSUCH A1:
ACHSENABSTAND + 190 mm ABSTAND VOM KAVERNENBODEN 300 mm

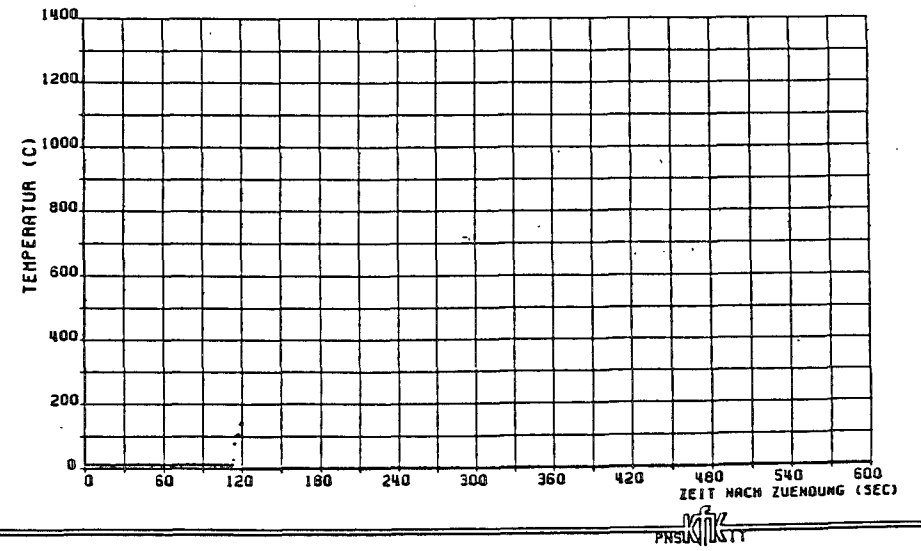


ABB. 60A: TEMPERATURVERLAUF IN DER TIEGELWANDUNG BEIM VERSUCH A1:
ACHSENABSTAND + 190 mm ABSTAND VOM KAVERNENBODEN 600 mm

ABB. 06.01.12.-6: ZEITLICHER TEMPERATURVERLAUF AUF DER INNENWANDUNG DES
TIEGELS IN VERSCHIEDENEN ABSTÄNDEN VOM KAVERNENBODEN

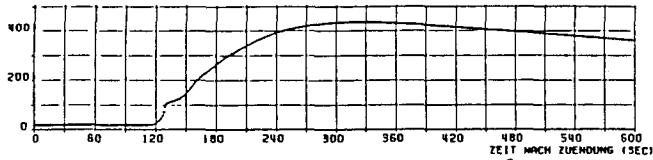


ABB. 65A: TEMPERATURVERLAUF IN DER TIEGELWANDUNG BEIM VERSUCH A1:
ACHSENABSTAND + 200 mm ABSTAND VON KAVERNENBOEDEN 750 mm

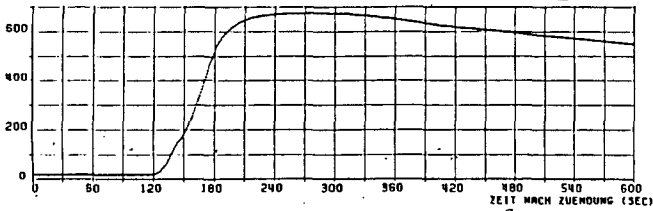


ABB. 61A: TEMPERATURVERLAUF IN DER TIEGELWANDUNG BEIM VERSUCH A1:
ACHSENABSTAND + 200 mm ABSTAND VON KAVERNENBOEDEN 600 mm

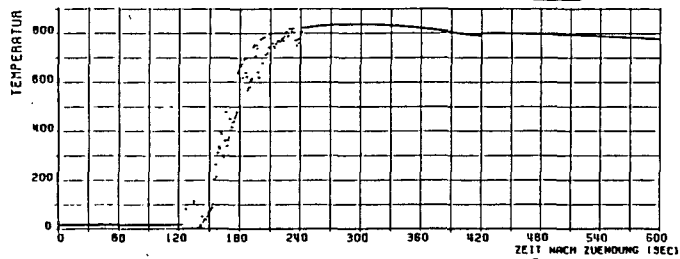


ABB. 58A: TEMPERATURVERLAUF IN DER TIEGELWANDUNG BEIM VERSUCH A1:
ACHSENABSTAND + 200 mm ABSTAND VON KAVERNENBOEDEN 450 mm

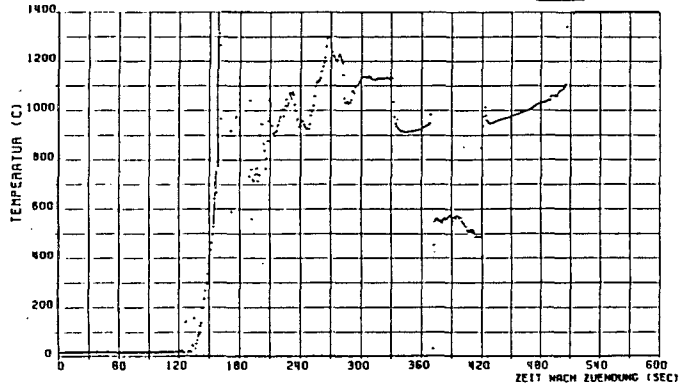


ABB. 52A: TEMPERATURVERLAUF IN DER TIEGELWANDUNG BEIM VERSUCH A1:
ACHSENABSTAND + 200 mm ABSTAND VON KAVERNENBOEDEN 300 mm

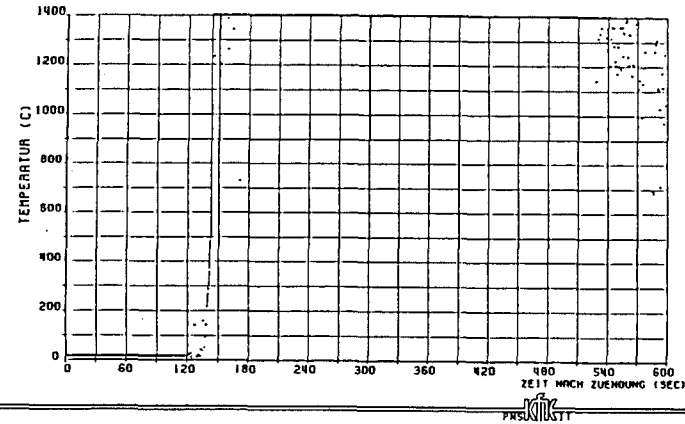


ABB. 47A: TEMPERATURVERLAUF IN DER TIEGELWANDUNG BEIM VERSUCH A1:
ACHSENABSTAND + 200 mm ABSTAND VON KAVERNENBOEDEN 150 mm

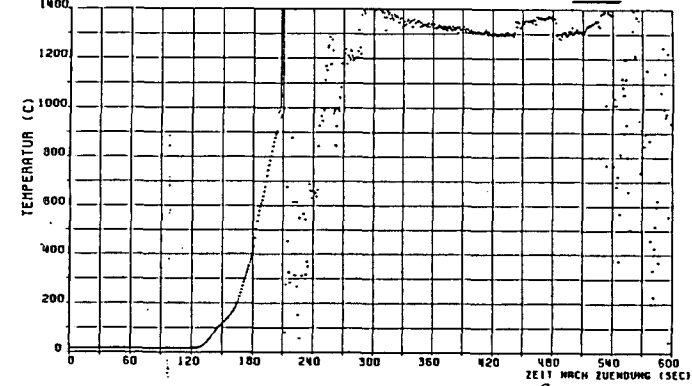


ABB. 30A: TEMPERATURVERLAUF IN TIEGELBOEDEN BEIM VERSUCH A1: ACHSENABSTAND + 200 mm
ABSTAND VON KAVERNENBOEDEN 0 mm

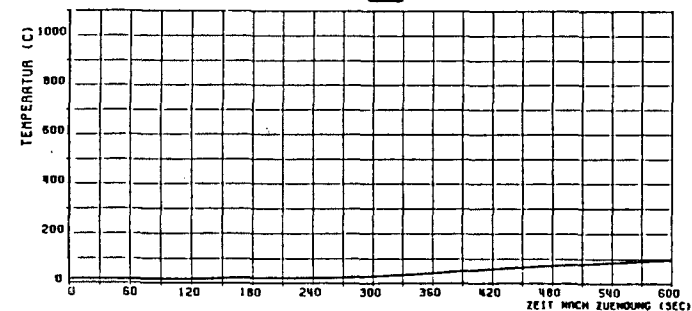


ABB. 27A: TEMPERATURVERLAUF IN TIEGELBOEDEN BEIM VERSUCH A1: ACHSENABSTAND + 200 mm
ABSTAND VON KAVERNENBOEDEN 50 mm

ABB. 06.01.12.-7: ZEITLICHER TEMPERATURVERLAUF AUF DER RECHTEN SEITE DES TIEGELS IN 10 mm ABSTAND
VON DER INNEREN WANDUNG FUER VERSCHIEDENE HOEHEN. KURZZEITFASSUNG

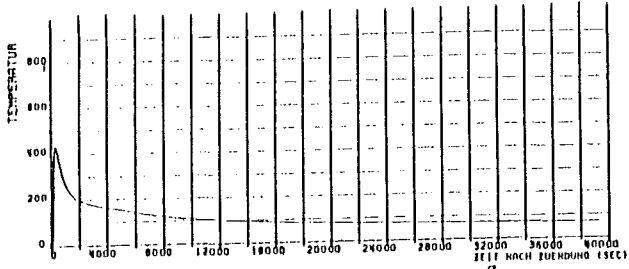


ABB. 858: TEMPERATURVERLAUF IN DER TIEGELVANDUNG BEIM VERSUCH A1; AXISENABSTAND + 200 IMI ABSTAND VOM KAVERNENBODEN 750 IMI

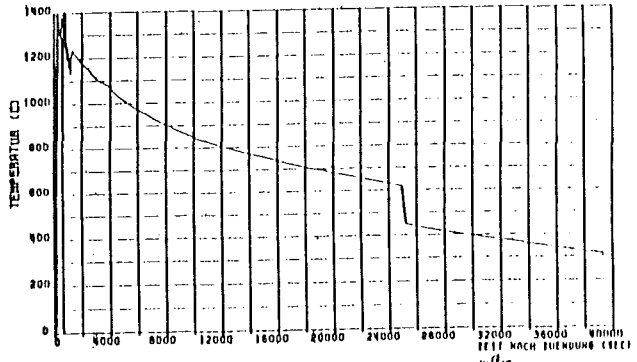


ABB. 308: TEMPERATURVERLAUF IN TIEGELBOHRN BEIM VERSUCH A1; AXISENABSTAND 1200 IMI ABSTAND VOM KAVERNENBODEN 0 IMI

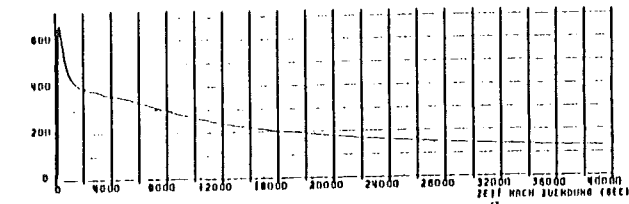


ABB. 810: TEMPERATURVERLAUF IN DER TIEGELVANDUNG BEIM VERSUCH A1; AXISENABSTAND + 200 IMI ABSTAND VOM KAVERNENBODEN 600 IMI

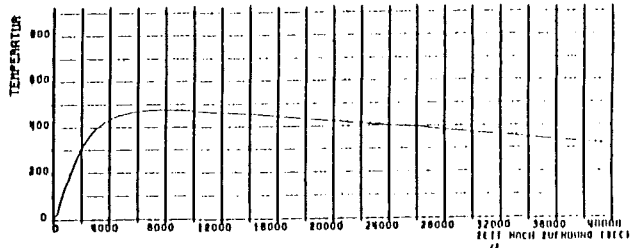


ABB. 378: TEMPERATURVERLAUF IN TIEGELBOHRN BEIM VERSUCH A1; AXISENABSTAND + 800 IMI ABSTAND VOM KAVERNENBODEN 50 IMI

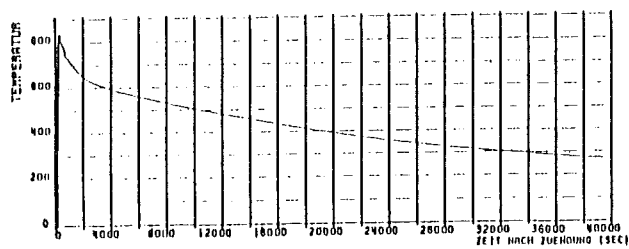


ABB. 868: TEMPERATURVERLAUF IN DER TIEGELVANDUNG BEIM VERSUCH A1; AXISENABSTAND + 200 IMI ABSTAND VOM KAVERNENBODEN 450 IMI

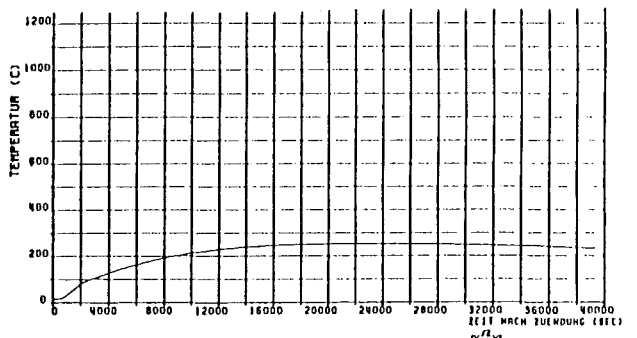


ABB. 238: TEMPERATURVERLAUF IN TIEGELBOHRN BEIM VERSUCH A1; AXISENABSTAND + 200 IMI ABSTAND VOM KAVERNENBODEN 100 IMI

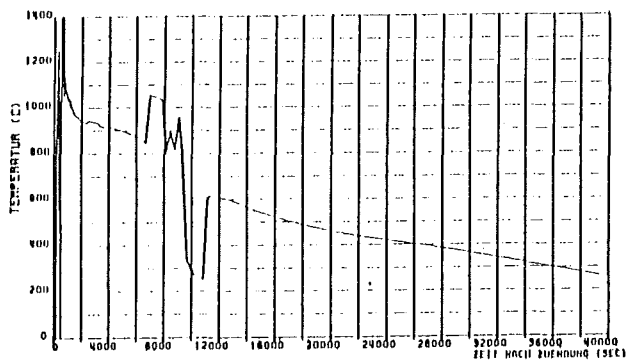


ABB. 928: TEMPERATURVERLAUF IN DER TIEGELVANDUNG BEIM VERSUCH A1; AXISENABSTAND + 200 IMI ABSTAND VOM KAVERNENBODEN 300 IMI

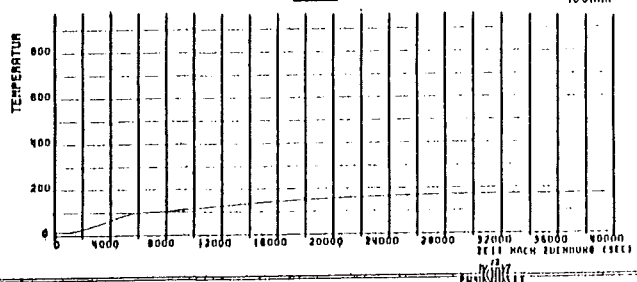


ABB. 218: TEMPERATURVERLAUF IN TIEGELBOHRN BEIM VERSUCH A1; AXISENABSTAND + 200 IMI ABSTAND VOM KAVERNENBODEN 150 IMI

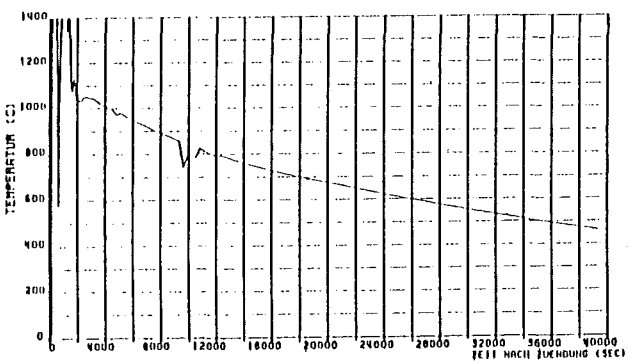


ABB. 478: TEMPERATURVERLAUF IN DER TIEGELVANDUNG BEIM VERSUCH A1; AXISENABSTAND + 200 IMI ABSTAND VOM KAVERNENBODEN 150 IMI

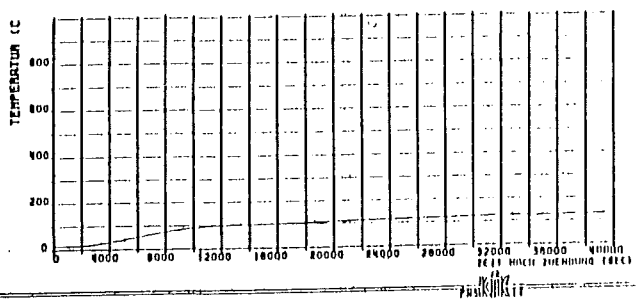


ABB. 178: TEMPERATURVERLAUF IN TIEGELBOHRN BEIM VERSUCH A1; AXISENABSTAND + 200 IMI ABSTAND VOM KAVERNENBODEN 200 IMI

ABB. 06.01.12.-8: ZEITLICHER TEMPERATURVERLAUF AUF DER RECHTEN SEITE DES TIEGELS IN 10 MM ABSTAND VON DER INNEREN VANDUNG FUER VERSCHIEDENE HOEHEN. LANGZEITFASSUNG

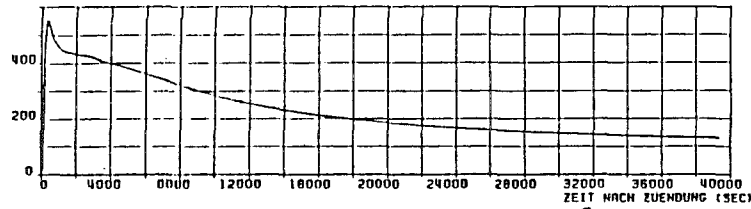


ABB. 628: TEMPERATURVERLAUF IN DER TIEGELWANDUNG BEIM VERSUCH A1:
ACHSENABSTAND - 200 mm ABSTAND VOM KAVERNENBODEN 500 mm

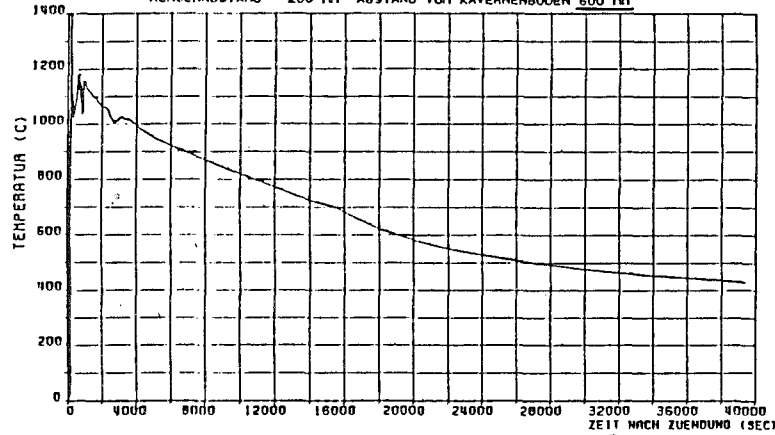


ABB. 798: TEMPERATURVERLAUF IN DER TIEGELWANDUNG BEIM VERSUCH A1:
ACHSENABSTAND - 200 mm ABSTAND VOM KAVERNENBODEN 300 mm

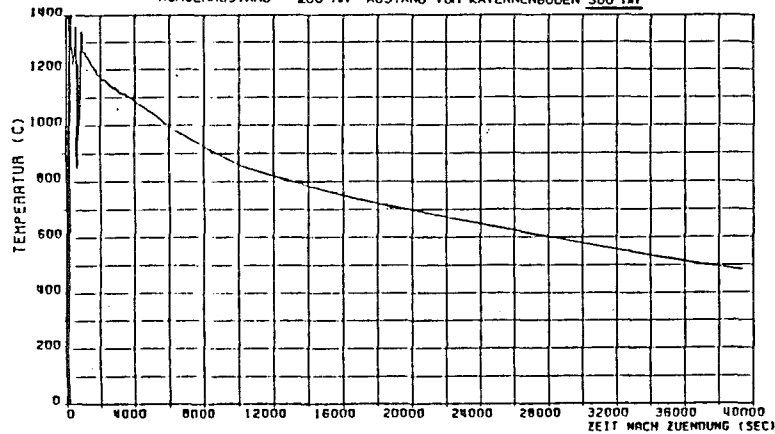


ABB. 748: TEMPERATURVERLAUF IN DER TIEGELWANDUNG BEIM VERSUCH A1:
ACHSENABSTAND - 200 mm ABSTAND VOM KAVERNENBODEN 100 mm

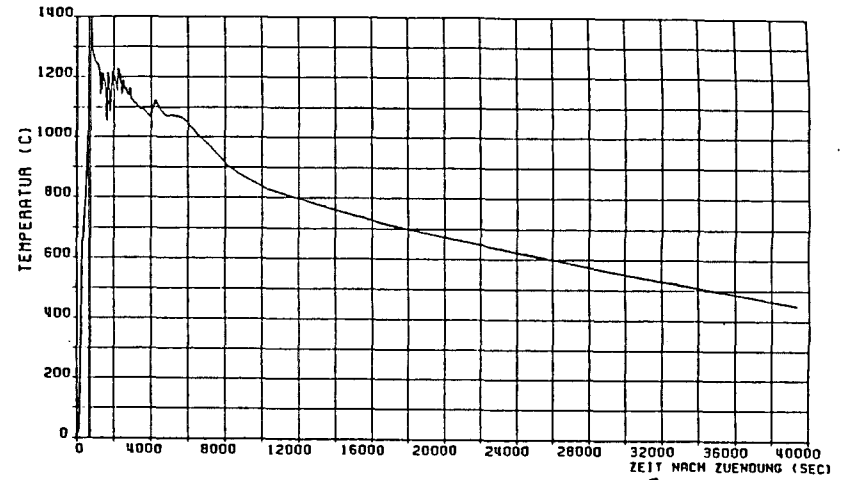


ABB. 728: TEMPERATURVERLAUF IM TIEGELBODEN BEIM VERSUCH A1:
ACHSENABSTAND - 200 mm ABSTAND VOM KAVERNENBODEN 0 mm

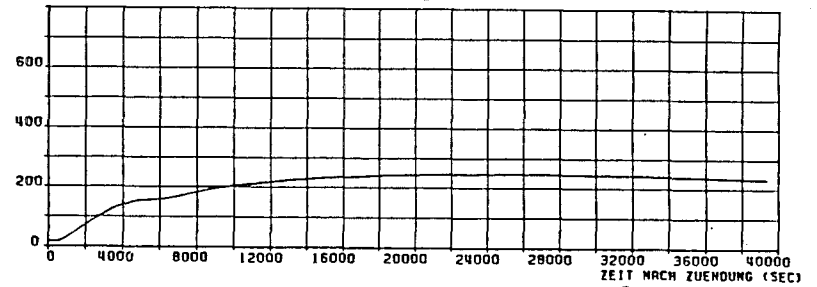


ABB. 708: TEMPERATURVERLAUF IM TIEGELBODEN BEIM VERSUCH A1:
ACHSENABSTAND - 200 mm ABSTAND VOM KAVERNENBODEN 200 mm

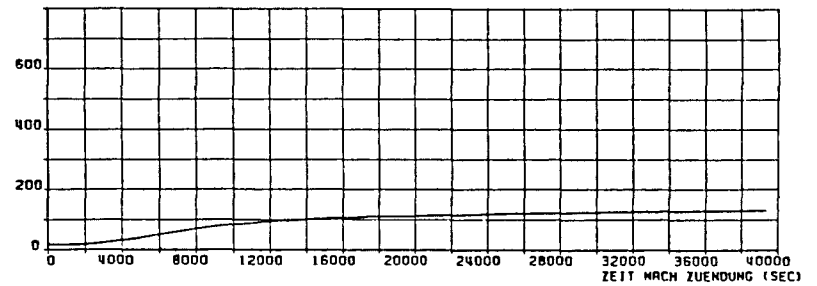


ABB. 698: TEMPERATURVERLAUF IM TIEGELBODEN BEIM VERSUCH A1:
ACHSENABSTAND - 200 mm ABSTAND VOM KAVERNENBODEN 46 mm

ABB.06.01.12.-9: ZEITLICHER TEMPERATURVERLAUF AUF DER LINKEN SEITE DES TIEGELS IN 10 MM
ABSTAND VON DER INNEREN WANDUNG FUER VERSCHIEDENE HOEHEN

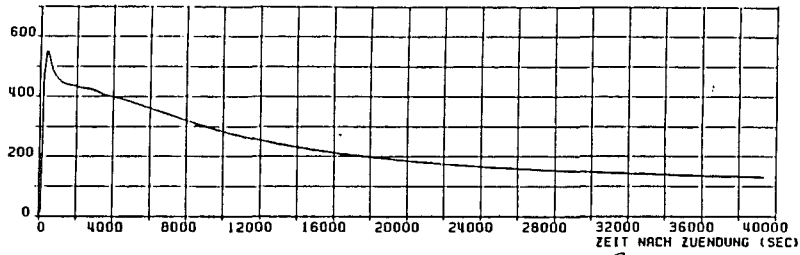


ABB. 82B: TEMPERATURVERLAUF IN DER TIEGELWAND BEIM VERSUCH A1;
ACHSENABSTAND - 200 mm ABSTAND VOM KAVERNENBODEN 500 mm

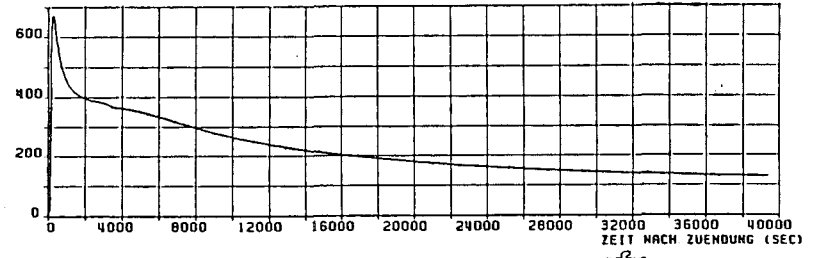


ABB. 81B: TEMPERATURVERLAUF IN DER TIEGELWAND BEIM VERSUCH A1;
ACHSENABSTAND + 200 mm ABSTAND VOM KAVERNENBODEN 500 mm

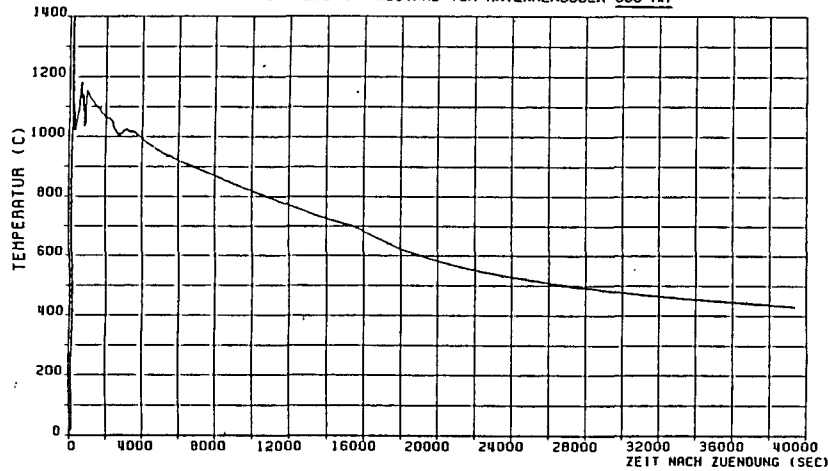


ABB. 79B: TEMPERATURVERLAUF IN DER TIEGELWAND BEIM VERSUCH A1;
ACHSENABSTAND - 200 mm ABSTAND VOM KAVERNENBODEN 300 mm

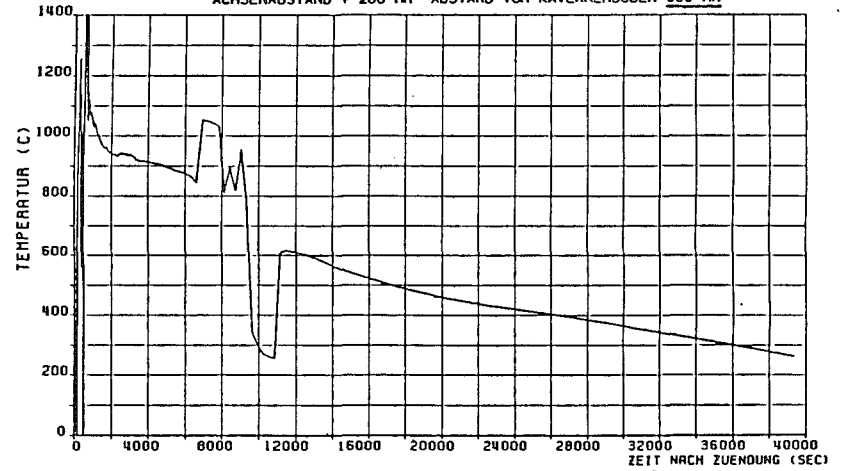


ABB. 82B: TEMPERATURVERLAUF IN DER TIEGELWAND BEIM VERSUCH A1;
ACHSENABSTAND + 200 mm ABSTAND VOM KAVERNENBODEN 300 mm

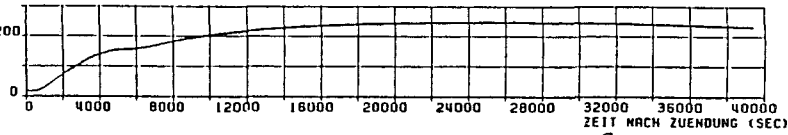


ABB. 70B: TEMPERATURVERLAUF IM TIEGELBODEN BEIM VERSUCH A1; ACHSENABSTAND -200 mm
ABSTAND VOM KAVERNENBODEN 100 mm

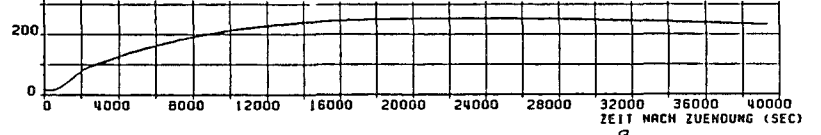


ABB. 23B: TEMPERATURVERLAUF IM TIEGELBODEN BEIM VERSUCH A1; ACHSENABSTAND +200 mm
ABSTAND VOM KAVERNENBODEN 100 mm

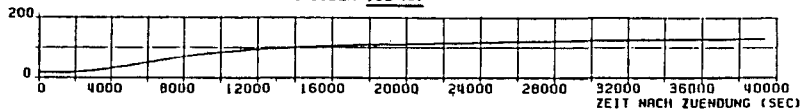


ABB. 69B: TEMPERATURVERLAUF IM TIEGELBODEN BEIM VERSUCH A1; ACHSENABSTAND -200 mm
ABSTAND VOM KAVERNENBODEN 200 mm

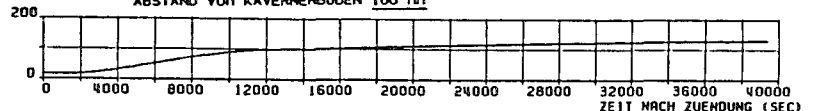


ABB. 17B: TEMPERATURVERLAUF IM TIEGELBODEN BEIM VERSUCH A1; ACHSENABSTAND +200 mm
ABSTAND VOM KAVERNENBODEN 200 mm

ABB. 06.01.12-10: VERGLEICH DER TEMPERATURMESSUNGEN IN 10 mm ABSTAND VON DER
INNENWAND FUER DIE RECHTE UND LINKE TIEGELSEITE

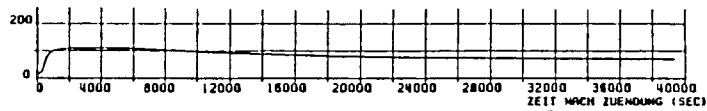


Abb. 678: TEMPERATURVERLAUF IN DER TIEGELWANDUNG BEIM VERSUCH A1; ACHSENABSTAND + 240 mm ABSTAND VON KAVERNENBODEN 750 mm

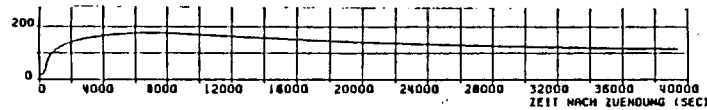


Abb. 628: TEMPERATURVERLAUF IN DER TIEGELWANDUNG BEIM VERSUCH A1; ACHSENABSTAND + 240 mm ABSTAND VON KAVERNENBODEN 500 mm

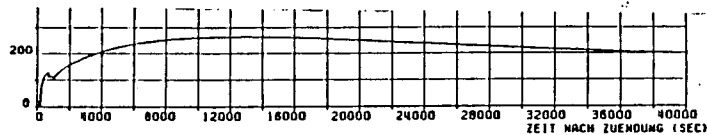


Abb. 598: TEMPERATURVERLAUF IN DER TIEGELWANDUNG BEIM VERSUCH A1; ACHSENABSTAND + 240 mm ABSTAND VON KAVERNENBODEN 450 mm

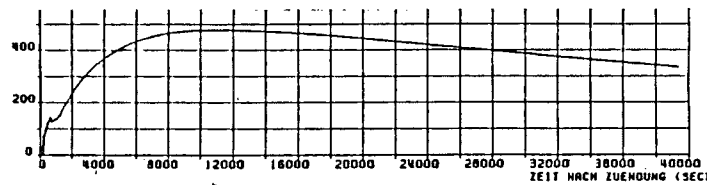


Abb. 538: TEMPERATURVERLAUF IN DER TIEGELWANDUNG BEIM VERSUCH A1; ACHSENABSTAND + 240 mm ABSTAND VON KAVERNENBODEN 300 mm

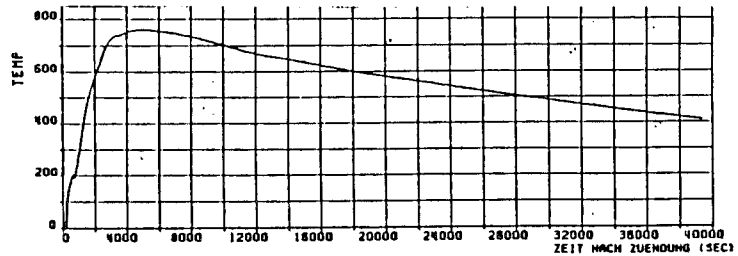


Abb. 498: TEMPERATURVERLAUF IN DER TIEGELWANDUNG BEIM VERSUCH A1; ACHSENABSTAND + 240 mm ABSTAND VON KAVERNENBODEN 150 mm

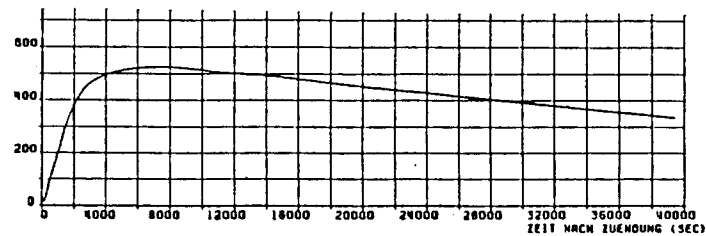


Abb. 318: TEMPERATURVERLAUF IN TIEGELBODEN BEIM VERSUCH A1; ACHSENABSTAND + 240 mm ABSTAND VON KAVERNENBODEN 0 mm

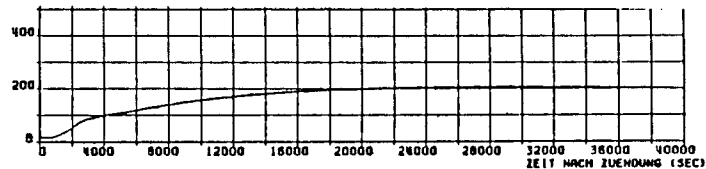


Abb. 248: TEMPERATURVERLAUF IN TIEGELBODEN BEIM VERSUCH A1; ACHSENABSTAND + 240 mm ABSTAND VON KAVERNENBODEN 100 mm

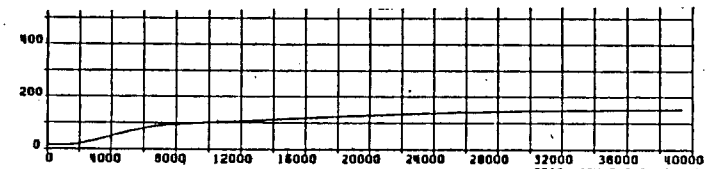


Abb. 228: TEMPERATURVERLAUF IN TIEGELBODEN BEIM VERSUCH A1; ACHSENABSTAND + 240 mm ABSTAND VON KAVERNENBODEN 150 mm

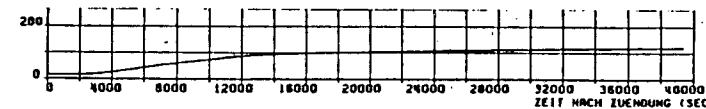


Abb. 188: TEMPERATURVERLAUF IN TIEGELBODEN BEIM VERSUCH A1; ACHSENABSTAND + 240 mm ABSTAND VON KAVERNENBODEN 200 mm

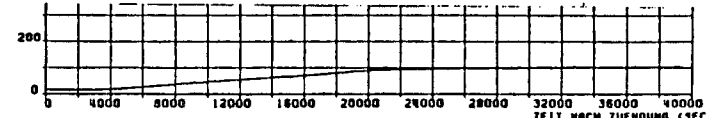


Abb. 168: TEMPERATURVERLAUF IN TIEGELBODEN BEIM VERSUCH A1; ACHSENABSTAND + 240 mm ABSTAND VON KAVERNENBODEN 250 mm

ABB. 06.01.12-11: ZEITLICHER TEMPERATURVERLAUF AUF DER RECHTEN SEITE DES TIEGELS IN 50 MM ABSTAND VON DER INNEREN WANDUNG FUER VERSCHIEDENE HOEHEN

06.01.12/26A Experimente zur Wechselwirkung von Stahlschmelzen mit Beton
PNS 4323 (D. Perinic, R. Döbele, M. Hespeler, W. Höhn, B. Kammerer,
U. Kirchhof, W.D. Klotz, H. Lukitsch, A. Mack, N. Paroth,
G. Prokott, R. Töpfer, D. Zimmerlin; IT)

1. Tauchsondenanlage

Die Montage der Tauchsondenanlage (TSA) einschließlich Ar-Spülsystem und Arbeitsbühne wurde abgeschlossen. Die Abnahmeprüfungen "kalt" wurden durchgeführt.

Die TSA dient zum automatischen Eintauchen von Einwegthermoelement- und Probenahmesonden in das Schmelzbad. Die Eintauchposition befindet sich über dem zentralen Flansch in der Mitte der Abdeckhaube. Die Meß- und Probenahmesonden sind in einem Karussellmagazin mit max.49 Positionen eingehängt (siehe Abb. 1). Das Magazin wird mit einem Pneumatikzylinder schrittweise gedreht. Der Eintauchhub wird elektromotorisch über Kettenantrieb ausgeführt. Der max. Hubweg beträgt 4100 mm. Die Eintauchtiefen können mit einer Genauigkeit von ± 2 mm angefahren werden. Das Eintauchen kann automatisch mit einer kleinsten Taktzeit von 47 s oder manuell mit frei wählbaren Taktzeiten ausgeführt werden.

Die gesamte Antriebsmechanik ist in einen Druckbehälter eingebaut, der die Anlage zur Atmosphäre abschließt. Der Behälter ist über einen Stutzen mit der Tiegelhaube verbunden.

Um ein Rückströmen von heißen und brennbaren Reaktionsgasen in den TSA-Behälter zu verhindern, wird im Behälter ein Ar-Überdruck gegen den Tiegelhaubendruck gehalten. Dazu ist eine Ar-Spülanlage vorgesehen, die auf konstanten Durchsatz regelt. Der Einstellbereich liegt zwischen 3 und 60 Nm³/h.

Zum Wechseln der Lanzen ist seitlich am Behälter eine rechteckige Flanschtür angebracht. Sie kann, nach dem Öffnen der Verschraubungen, seitlich weggefahren werden. Für o.g. Arbeiten ist vor der Flanschtür eine Arbeitsbühne installiert, die Arbeiten über die gesamte Höhe der T.S.A. gestattet. Mit einem Gabelgreifer am verfahrbaren Arbeitskorb können die Lanzen aufgenommen, angehoben und aus dem Behälter geschwenkt werden.

Für Reparatur- und Wartungsarbeiten muß die T.S.A. auf einen Drehteller, der im Hallenboden eingelassen ist, abgesetzt werden. Die Arbeitsbühne kann mit dem Kran vor dieser Wartungsposition abgesetzt werden. Nach dem Abziehen der Behälterhaube ist die T.S.A. von allen Seiten von der Arbeitsbühne aus zugänglich.

Die Aufheizung der Sondenlanzen aus ferromagnetischem Material durch das Induktionsfeld war bei den ersten Einschaltversuchen so stark, daß Beschädigungen während der Eintauchphase befürchtet werden mußten. Nach dem Austausch des ferromagnetischen Materials durch Edelstahl 1.4571 wurden an den Lanzenrohren mit 16 mm Außendurchmesser und 3 mm Wandstärke eine Aufheizgeschwindigkeit von 2 K/s, bei einer Umrichterleistung von 6,5 MW ermittelt. Bei einer Eintauchzeit von 47 s bleiben die dabei erreichten Maximaltemperaturen unter der Schadensgrenze.

Über die Metallrohre werden zum Schutz vor der Schmelze spiralförmig gewickelte Papprohre mit einer Wandstärke von 6 mm gezogen. Beim Eintauchen in das Schmelzbad verkohlt das Pappmaterial und setzt Gase frei, die eine isolierende Gasschicht um die Lanze aufbauen. So werden Haltezeiten im Schmelzbad über 30 s erreicht.

Zur Erfassung der vertikalen Temperaturverteilung im Schmelzbad können Einfach- und Doppellanzen mit unterschiedlichen Staffelungen eingetaucht werden. Die eingesetzten W/Rh-Thermoelemente sind für die Messungen bis zu max. 2300 °C geeignet.

Die Schmelzproben werden in evakuierte Glasröhrchen eingesaugt. Die Einsaugöffnung ist mit einer Sollsammelstelle versehen, die nach dem Eintauchen von der umgebenden Schmelze durchbrochen wird.

2. Entwicklung der Tiegelmeßtechnik und der Tiegeltechnologie

Die Vorversuchsreihen M und B wurden im Berichtszeitraum mit drei Versuchen fortgesetzt, wovon zwei im Maßstab 1 : 1 durchgeführt wurden. Die Aufgabenstellung umfaßt bis zu den Abnahmeversuchen in der BETA-Anlage die

- Entwicklung der Tiegeltechnologie zur Bereitstellung der Betontiegel für die BETA-Versuche.

- Entwicklung und Erprobung der experimentellen und betrieblichen Meßtechnik in Tiegel, Abdeckhaube und Abgassystem.
- Entwicklung und Erprobung hochbelasteter Bauteile, wie Auskleidung der Abdeckhaube und der Abgasrohrleitungen, Dichtungen zwischen Tiegel und Abdeckhaube.
- Herstellung, Handhabung, Schneiden und Vermessen der Tiegel.

Die Versuchsziele wurden bei allen Versuchen weitgehend erreicht.

2.1 Meßtechnischen Entwicklung

Beim Versuch B5 wurde ein vollinstrumentierter Tiegel aus der Serie der Tiegel für Abnahmeversuche eingesetzt. Auch hier wurden 600 kg Thermit R70SSH gezündet.

Bei Ankoppelungsmessungen wurde der vollinstrumentierte Tiegel B6 im Induktor der BETA-Anlage bei voller Leistung gehalten. Keine nachteiligen Auswirkungen des Feldes auf die eingebaute Instrumentierung konnte beobachtet werden.

2.1.1 Tiegelbruchüberwachung

Für beide elektronischen Systeme der BETA-Anlage

- Lichtleiterschleifen, im Tiegel einbetoniert
- Lichtleiter im Spalt zwischen Tiegel und Schutzrohr

wurde die Fertigung von 30 Stück gepulsten Detektoreinheiten zur Auskoppelung der Signale aus den Lichtleiterschleifen und von 10 Stück Empfängern für die Lichtleiter im Spalt zwischen Tiegel und Schutzrohr abgeschlossen. Die Systeme wurden geprüft und sind für die Abnahmeversuche einsatzbereit.

2.1.2 Film- und Fernsehkamera, Pyrometer

Die Meßeinrichtung zur Lecküberwachung der drei Kühler für das Periskop der Film- und Fernsehkamera, des Zweifarben-Pyrometers und des Infrarot-Pyrometers wurde in der BETA-Anlage montiert. Die Erprobung erfolgte unabhängig von Schmelzversuchen.

Bei Versuch B5 (600 kg Thermit) war diese Einrichtung und die Argonversorgung für diese Kühler mit dem Kühlwasserkreislauf bzw. der Argon-Spüleinrichtung der BETA-Anlage über ca. 70 m lange Leitungen verbunden (Abb. 2) Für diesen Versuch wurden die Film- und Fernsehkamera mit zugehörigem Periskop sowie das Infrarot- und Quotienten-Pyrometer in die entsprechenden Kühler auf der Abdeckhaube (Abb. 3) montiert. Die entsprechenden Meßleitungen waren bis zur BETA-Schaltwarte durchgeschaltet und wurden ebenfalls getestet. Die höchste Schmelzbad-Oberflächentemperatur wurde mit ca. 2600 °C gemessen. Nach ca. 30 Sekunden wurden die Pupillenöffnungen der Kühler durch Schmelze verschlossen.

2.1.3 Haubendruckmessungen

Bei den Versuchen B1 und B5 wurden die Druckverluste der BETA-Abgasstrecke durch eine Blende von 200 mm ϕ simuliert (Abb. 4). Über Federwaagen und Kettenzüge wurden Abdeckhaube, keramische Dichtschnur und Betontiegel eine der BETA-Anlage entsprechende Anpreßkraft von 80 kN aufgebracht (Abb. 5) und der Anstieg während des Versuchs gemessen.

Die Meßwerte der Druckaufnehmer wurden bei beiden Versuchen mit einer Bandmaschine aufgezeichnet. Die vorläufige Auswertung erfolgte mit einem Oszillographen. Aus den Abbildungen 6 und 7 sind die max. Haubendrucke zu ersehen. Die Druckimpulse betrugen bei Versuch B1 ca. 100 mbar (35 Sekunden nach Zündung) und bei Versuch B5 an beiden Aufnehmern ca. 45 mbar (2 Minuten 16 Sekunden nach Zündung). Die Zeitdauer dieser Peaks war < 50 m sec.

2.2 Tiegeltechnologie

Tiegel B5 war der erste aus der Reihe der Betontiegel für die Abnahmeschmelzversuche der Anlage BETA. Diese Tiegel sind mit einem furanharzbeschichteten Glasgewebemantel bewehrt. Diese Bewehrung besteht aus 10 Lagen Glasgewebe mit einem Flächengewicht von 580 g/m², die lagenweise mit Furanharz getränkt, innen mit Handauflegeverfahren an die Stahlschalung aufgewalzt und 45 mm in die Dichtfläche Tiegel/Haube um 90° herumgezogen wurden. Bewährt hat sich diese Beschichtung in den Versuchen B5 und M17 sowie in Ofen- und Gasflammentests.

Die Tiegelherstellung wurde mit der Fertigung des sechsten Abnahmetiegels abgeschlossen, in einem Primärbericht dokumentiert und an KTB übergeben.

2.2.1 Tiegelaufgabe

Zur Herstellung der Tiegelaufgabe wurde eine Stahlschalung (Negativform) angefertigt und innen mit Glasgewebe mit einem Flächengewicht von 580 g/m^2 lagenweise mit Furanharz getränkt. Die Verarbeitung erfolgte wie bei der Herstellung der Tiegelbeschichtung im Handauflegeverfahren. Die so beschichtete Schalung wurde nach dem Aushärten mit hochfestem Beton durch das Institut für Massivbau und Baustofftechnologie der Universität Karlsruhe, Abteilung Massivbau gefüllt. Der untere Teil der Tiegelaufgabe wurde aus austenitischem Stahl hergestellt. Die Aufgabe wurde mit den erwähnten Lichtleitern (Überwachung des Spalts zwischen Tiegel und Schutzrohr) zur Tiegelerbruchsignalisierung ausgerüstet und steht mit einer in Reserve gefertigten Tiegelaufgabe für den Einbau in die BETA-Anlage zur Verfügung.

2.2.2 Tiegel-Schutzrohr

Zum Schutz der Induktionsspule beim Bruch des Tiegels wurde ein Schutzrohr gefertigt, das dem Tiegel übergeschoben wird und sich auf der Tiegelaufgabe abstützt. Dieses Rohr wurde aus Furanharzlaminat gefertigt wie die Tiegel- und Tiegelaufgabebeschichtung. Für das Handling während der Montagezeit wurde ein preiswertes Asbestzementrohr hergestellt. Die Abdichtung des Schutzrohres zur Tiegelaufgabe erfolgt durch einen pneumatisch anpreßbaren Vitonformring und gegen die Tiegelaufgabe durch einen O-Ring.

3. Rauchgasabsaugeanlage

Zur Erzeugung der Schmelze wird im Reaktionstiegel Thermit gezündet. Die Reaktion dauert etwa 30 s. In dieser Zeit wird ein mittlerer Gasvolumenstrom von $1 \text{ Nm}^3/\text{s}$ freigesetzt; es können jedoch auch Spitzenwerte bis zu $6 \text{ Nm}^3/\text{s}$ auftreten. Die Anfangstemperatur des Rauchgases, in dem die Schmelzekomponenten aerosolförmig enthalten sind, beträgt ca. $+ 2.400 \text{ }^\circ\text{C}$. Rauchgas und die durch Thermitreaktion und Schmelzeabstich gleichzeitig freigesetzte Strahlungswärme werden durch Zumischung von Frischluft heruntergekühlt und über Dach abgeführt.

Die hierbei erforderliche Absaugeanlage ist auf dem Dach der Versuchshalle aufgebaut. Das schallgedämmte und aluminiumverkleidete Gehäuse mit dem 5,5 m hohen Rauchgasrohr-Einzugsturm hat die ca.-Abmessungen $8,0 \text{ m} \times 4,5 \text{ m} \times 3,0 \text{ m}$ (L x B x H) (Abb. 8).

In ihm sind in getrennter Anordnung folgende Komponenten untergebracht:

- Hochtemperatur-Radialventilator mit Oel-Umlauf-Kühlung
- Hebezeug für das nach oben einziehbares Rauchgasrohr
- Steuerschrank
- Funkensammelkammer
- Schalldämmkulissen.

Damit außerhalb der Versuchsphasen der Wirkungsbereich des Hallenkranes nicht eingeschränkt ist, wird das Rauchgasrohr in dieser Zeit über Hallendecke eingezogen. Vor jedem Versuch muß dieses Rohr bis zum Anschlußstutzen der Reaktionstiegelkabine abgesenkt werden. Dazu muß der Hallenkran zuvor einen definierten Hallenbereich verlassen und durch Überfahren eines elektrischen Kontaktes die Senkbewegung des Rohres freigegeben haben. Die Last des Rohres wird vom Hallendach aufgenommen.

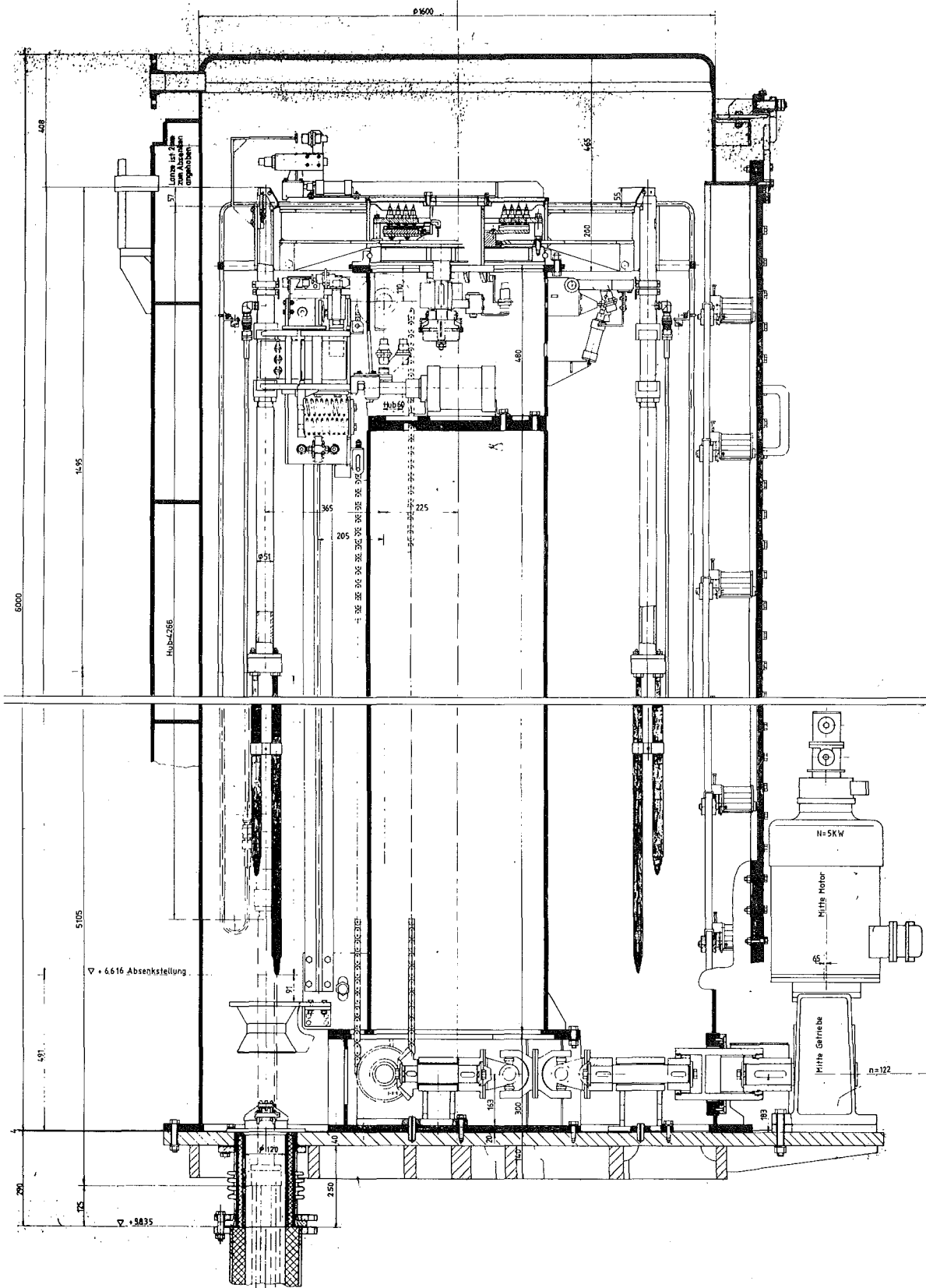
Vor jeder Zündung wird der Rauchgasventilator eingeschaltet. Voraussetzung hierfür ist, daß sämtliche Hallenzuluftklappen geöffnet sind. Über Schlitze im Bodenbereich der Reaktionstiegelkabine saugt der Ventilator ca. 30.000 m³/h Hallenluft an. Diese vermischt sich nach der Thermitzündung mit dem heißen Rauchgas und kühlt dieses auf zunächst + 1440 °C herunter, bis es über Funkenkammer und Schalldämmkulissen geleitet ins Freie abgeblasen wird. Der Temperaturverlauf ist in Abb. 9 dargestellt. Durch Umlenkung des Volumenstromes in der Funkenkammer wird der größte Teil der Rauchgaspartikel abgeschieden (Abb. 9).

Die Rauchgasanlage wird nach jedem Versuch so lange weiterbetrieben, bis alle Wärmelasten abgeführt und die Hallentemperatur die zulässige 50 °C-Grenze nicht mehr übersteigen kann.

4. Baumaßnahmen

Alle Gewerkeleistungen wurden abgeschlossen. Einzelne noch ausstehende Restarbeiten können erst nach Ende der verfahrenstechnischen Montage durchgeführt werden. Nach den entsprechenden Abnahmeprüfungen konnten die haustechnischen Versorgungseinrichtungen Heizung, Lüftung, Sanitär- und Elektrotechnik an die jeweiligen Wartungs- und Reparaturbetriebe übergeben und in Betrieb genommen werden.

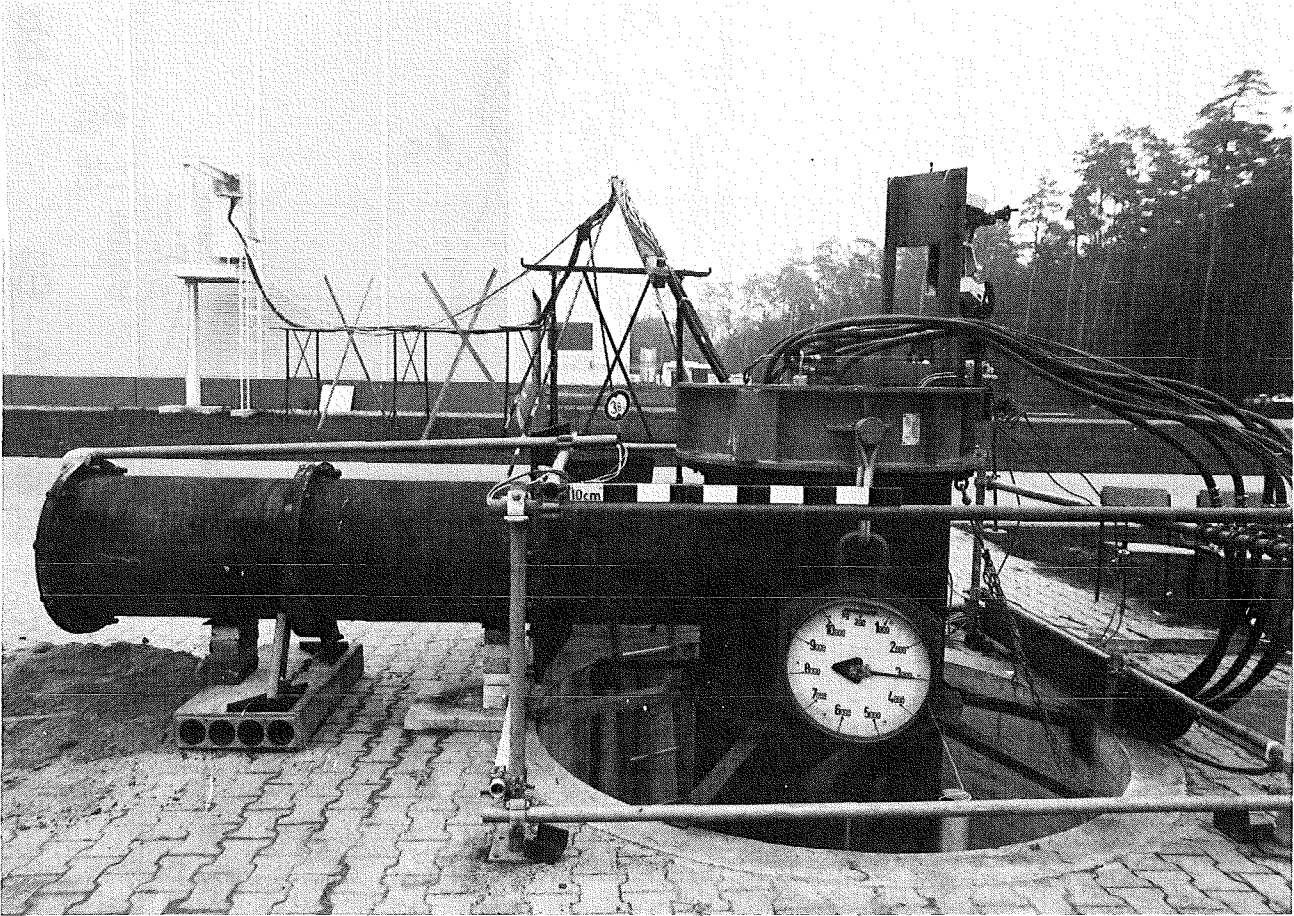
Zum Ende des Berichtszeitraumes fand außerdem nach verschiedenen Funktionstests und Abnahmeprüfungen die Inbetriebnahme der Rauchgasabsauganlage statt.



KfK
IT-1983
06.01.12

Tauchsondenanlage
Gesamtübersicht

Abb.: 1

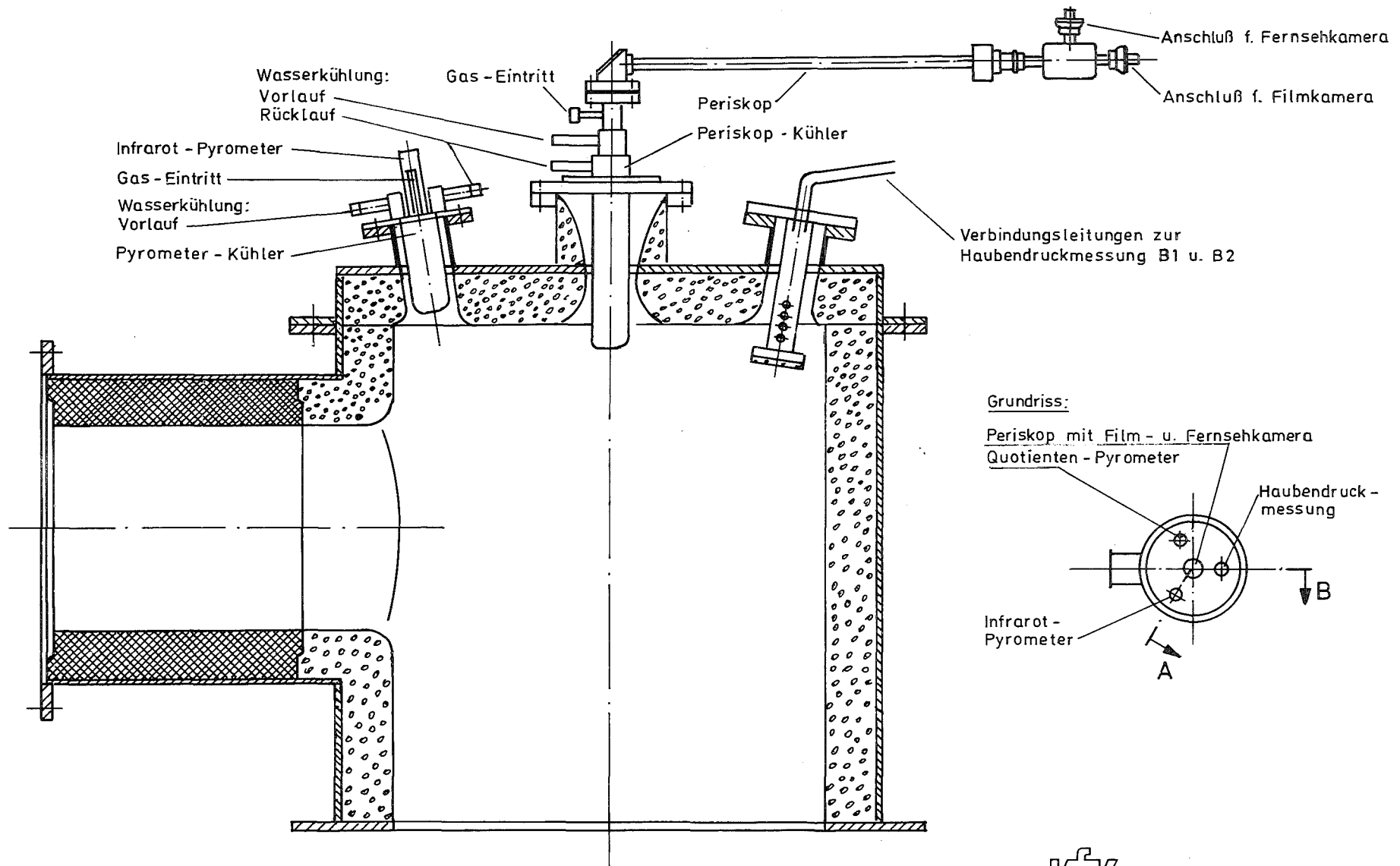


KfK

IT-1983
06.01.12

Freiluft-Versuchsaufbau B5 mit angeschlossenen
Versorgungsleitungen an der BETA-Anlage

Abb.: 2



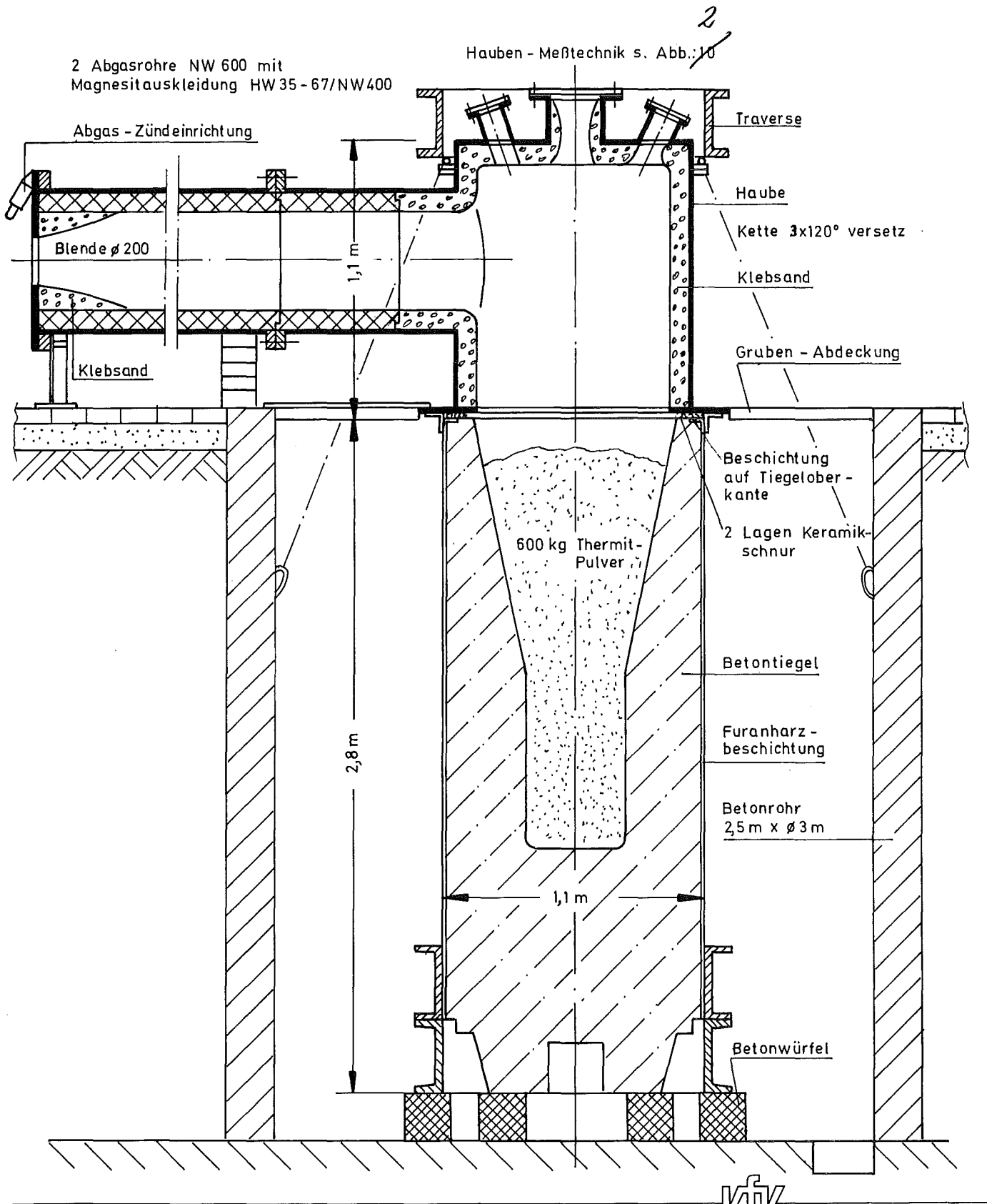
- 4300-62 -

KfK

IT - 83
06.01.12

Versuch B5 : KfK - Haube mit Meßtechnik (Schnitt A - B)

Abb.: 3

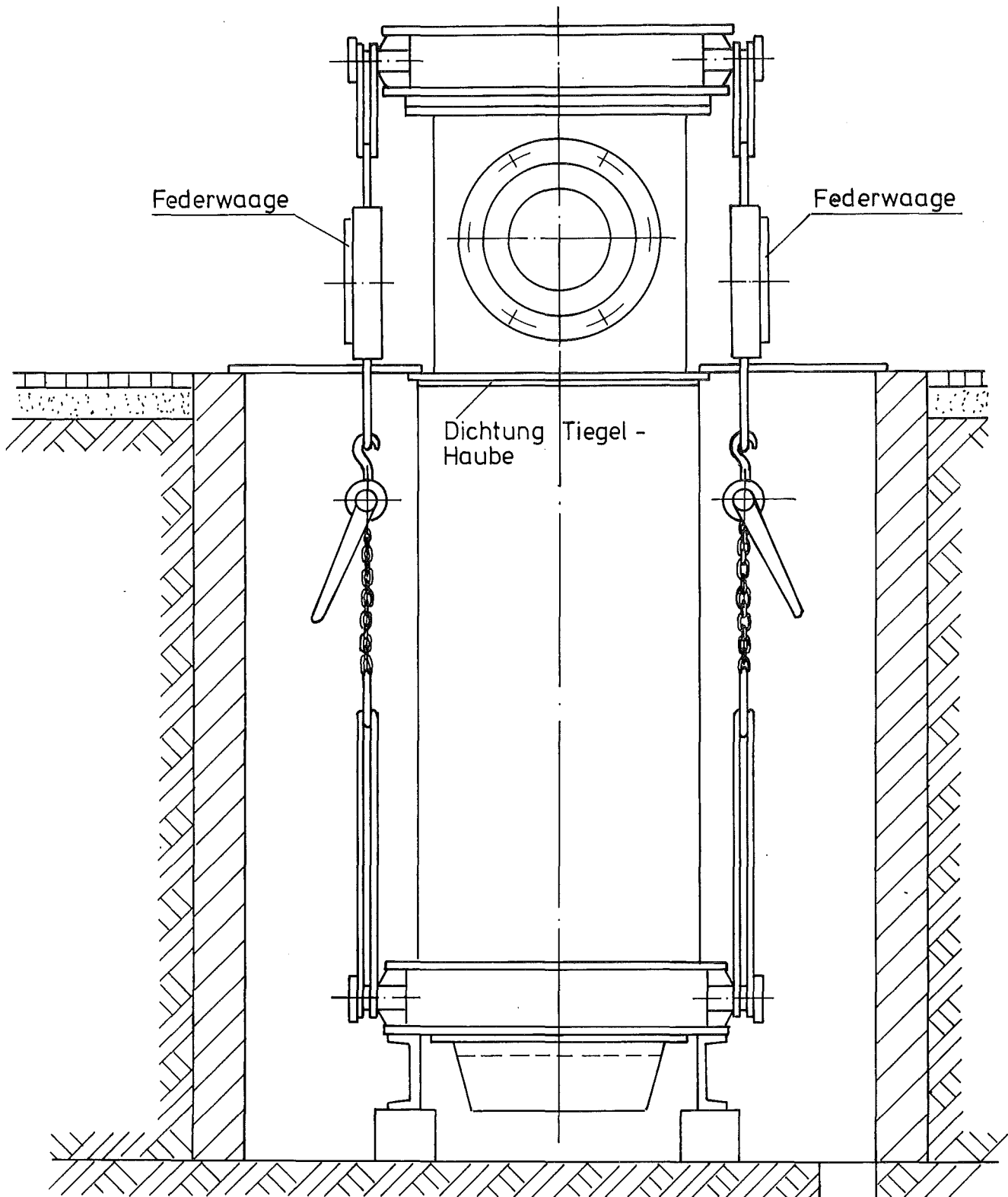


KfK

IT - 83
06.01.12

Versuchsaufbau B5 im Schnitt
(Freiluft - Versuchsstand)

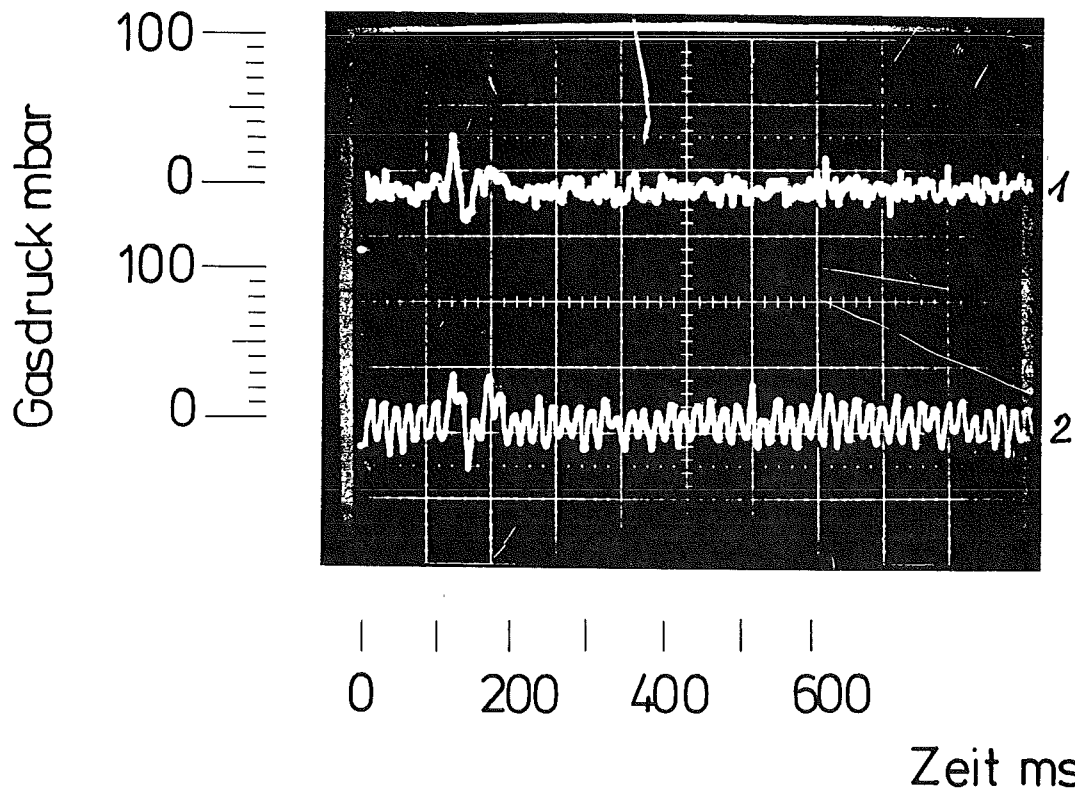
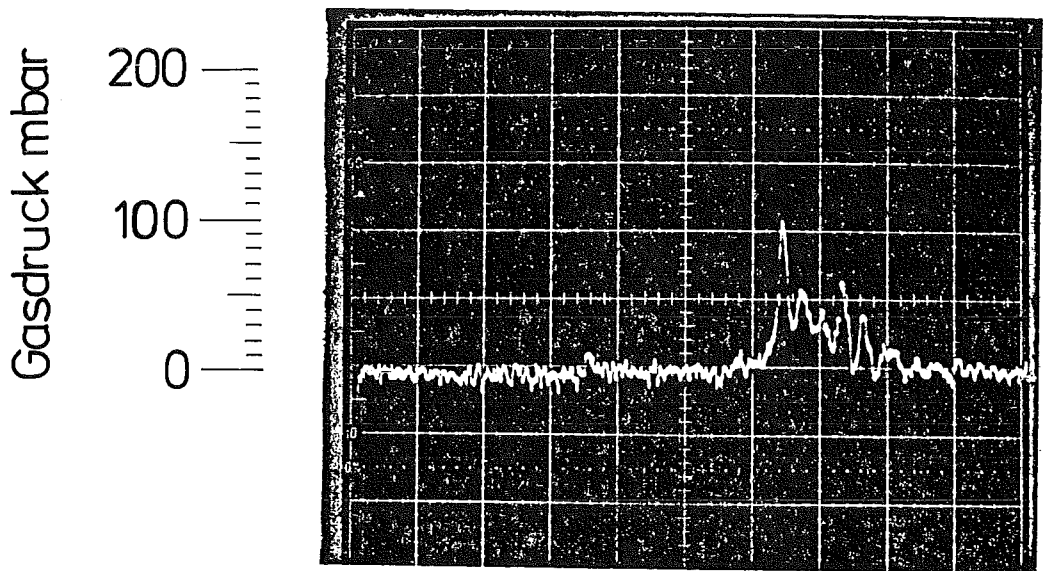
Abb.: 4



kfk

IT-83
06.01.12

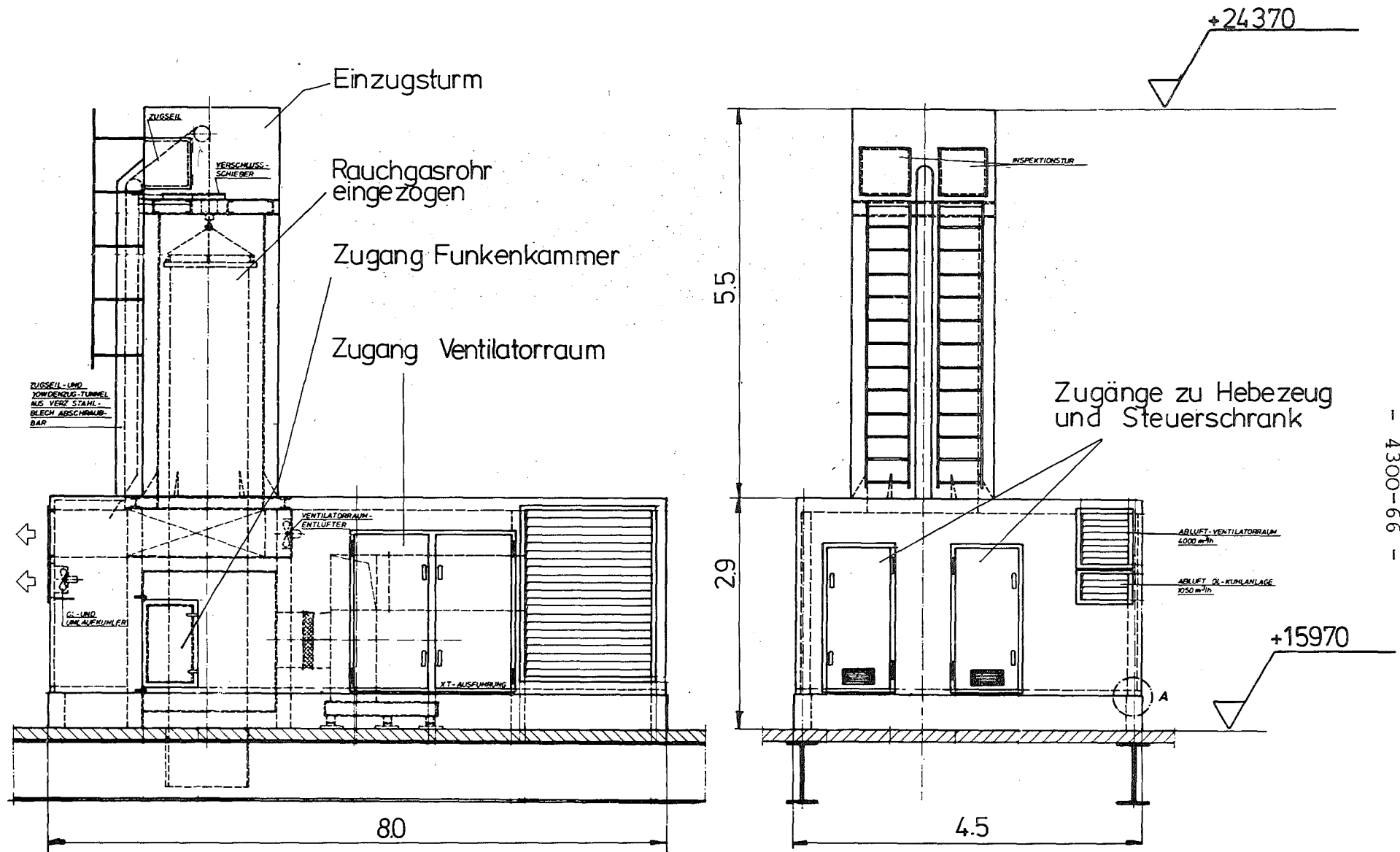
Versuch B5 : Anpreßvorrichtung mit Federwaagen für Dichtung Tiegel - Haube
Abb.: 5



kfk
IT-1983
06.01.12

Haubendrucke Versuch B1
Versuch B5

:Abb.:6
:Abb.:7

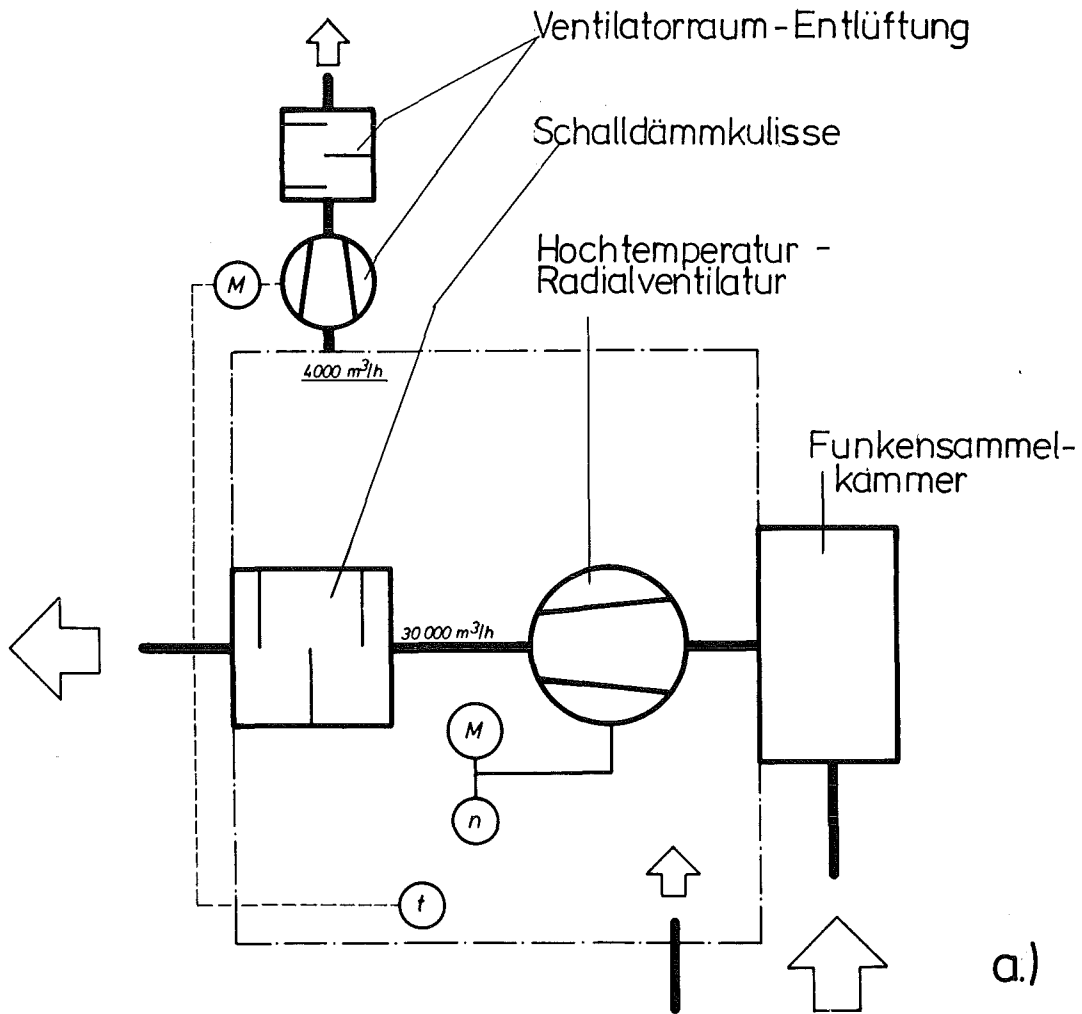


Rauchgasabsaugung
Schalldämmkabine

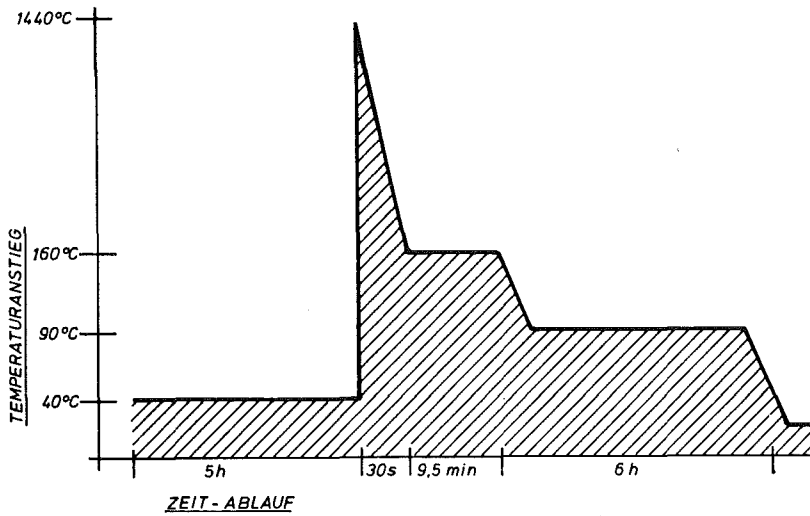


IT - 1983
06.01.12

Abb:8



a.)



b.)

Rauchgasabsaugung

- a) Fließschema
- b) Temperaturverlauf

kfk IT-1983
06.01.12

Abb.: 9

06.01.12/27A Hydrodynamische und thermische Modelle zur Wechselwirkung
PNS 4331 einer Kernschmelze mit Beton
(M. Reimann, S. Stiefel, IRB)

1. Vorbemerkung

Zur quantitativen Beschreibung der Betonzerstörungsphase bei einem hypothetischen Kernschmelzenunfall wird im Rahmen eines breit angelegten internationalen Forschungsprogramms unter anderem der Rechencode WECHSL entwickelt, der mit den Ergebnissen der BETA-Versuchsanlage verifiziert werden soll. Wie durch Anwendungen des WECHSL-Codes auf Kernschmelzen in Reaktordimensionen gezeigt werden konnte, sinkt die Temperatur, auch wenn die Kernschmelze zunächst stark überhitzt ist, rasch in die Nähe der jeweiligen Erstarrungstemperatur der Metallschicht bzw. der Oxidschicht ab. In diesem Temperaturbereich setzt Krustenbildung an den Berandungen der Schmelze ein. Im vorliegenden Bericht wird zunächst der Stand der Codeentwicklung bezüglich der Krustenbildung beschrieben und es werden als Beispiel Rechenergebnisse für die Schmelze-Beton-Wechselwirkung beim Hochdruckpfad eines Kernschmelzenunfalls angegeben und diskutiert.

Die Verifikation des WECHSL-Codes durch die BETA-Versuche soll durch Berechnungen der Versuche in drei Stufen erfolgen:

1. Vorausrechnung mit den geplanten Versuchsdaten;
2. "Blinde" Nachrechnung des Versuchs mit realer Leistungseinspeisung und mit realen Schmelzenmassen;
3. "Offene" Nachrechnung mit der Möglichkeit der Weiterentwicklung der Modelle.

Da im Rahmen der Abnahmeversuche für die BETA-Anlage mit dem Versuch A2 erstmals Versuchsergebnisse mit Leistungseinspeisung vorliegen, wird eine Nachrechnung zwischen den Stufen 1 und 2 durchgeführt und diskutiert.

2. Stand der Modellentwicklung in WECHSL und Anwendung auf die Betonzerstörung beim Hochdruckpfad

Die Krustenbildung, die in Abhängigkeit von den jeweiligen Wärmeübergangsverhältnissen bei Unterschreitung der entsprechenden Solidustemperatur an den Berandungen der Schmelze einsetzt, wird in WECHSL derzeit nach Maßgabe von Abb. 1 behandelt.

Bei der Metallschicht wird eine einheitliche Krustendicke am Boden und im Wandbereich vorausgesetzt. Ferner kann, wenn die Wärmequellen vorwiegend in der Metallphase sind und damit die Metalltemperatur höher liegt als die Oxidtemperatur, Metallkrustenbildung an der Grenzfläche zwischen Metall und Oxid einsetzen. Rechnungen mit vollständig erstarrter Metallphase sind möglich.

Die Oxidphase kann sich vollständig eintiegeln: Gesonderte Oxidkrustenbildung wird im Wandbereich, an der Schmelzbadoberfläche und an der Grenzfläche zur Metallschicht betrachtet.

In Abb. 2a sind die möglichen Temperaturprofile in vertikaler Richtung angegeben, wie sie auftreten können, wenn die Oxidschicht auf höherer Temperatur ist als die Metallschicht. Dies trifft immer langfristig beim Kernschmelzenunfall zu, wenn die Nachwärmequellen vorwiegend in der Oxidphase sind. Zunächst sind beide Schichten flüssig (Fall 1). Liegt die Erstarrungstemperatur des Oxids höher als die Metalltemperatur, so setzt Oxidkrustenbildung an der Trennfläche Metall/Oxid ein (Fall 2). Weiter kann auch bei Unterschreitung der Solidustemperatur des Metalls am Boden Metallkrustenbildung einsetzen (Fall 3). Die Metallphase kann vollständig erstarren (Fall 4) und schließlich kann bei Absenkung der Solidustemperatur des Oxids die Oxidkruste an der Grenzfläche zwischen Metall und Oxid wieder aufschmelzen, so daß erstarrtes Metall und flüssiges Oxid vorliegen (Fall 5).

Abb. 2b gibt die möglichen Temperaturprofile in vertikaler Richtung wieder, wie sie bei höherer Temperatur der Metallschicht auftreten können. Dieser Fall liegt meistens bei den BETA-Versuchen vor, wenn die inneren Wärmequellen sich in der Metallphase befinden. Zunächst sind wieder beide Schichten flüssig (Fall 1). Metallkrustenbildung kann an der Grenzfläche zum Oxid einsetzen, wenn die Solidustemperatur des Metalls unterschritten wird (Fall 2). Ebenso kann Metallkrustenbildung am Boden einsetzen (Fall 3). Schließlich ist die Metallschicht vollständig erstarrt und es stellt sich das parabolische Temperaturprofil bei Wärmeleitung mit inneren Wärmequellen ein (Fall 4). Oxidkrustenbildung an der Grenzfläche Metall/Oxid kann hier aus prinzipiellen Gründen nicht eintreten, da das Oxid an dieser Stelle stets die höchste Temperatur hat.

Bevor die Krustenbildung beim Hochdruckpfad eines Kernschmelzenunfalls diskutiert wird, sollen kurz die Bedingungen dieser speziellen Sequenz für einen deutschen Standard-DWR besprochen werden. Beim Versagen des Reaktordruckbehälters während des Hochdruckpfades eines hypothetischen Kernschmelzenunfalls wird der Kern, der nur teilweise erschmolzen ist und zum anderen Teil aus wiedererstarrender Schmelze, Pellets sowie aus Bruchstücken von Hüllrohren und sonstigen Kerneinbauten besteht, in die Schildgrube unter dem RDB geschleudert. Durch die Expansion des Primärkreisinhalts wird in der Schildgrube ein Druck aufgebaut, der aller Wahrscheinlichkeit nach zu einem Versagen der inneren Betonabschirmung führt. Unmittelbar nach der Druckentlastung sprechen die Druckspeicher an, deren Wasser in die Schildgrube abfließt. Durch die zerstörte Betonabschirmung kann das Sumpfwasser in die Schildgrube einströmen. Damit ist auf jeden Fall das Kernmaterial mit Wasser geflutet. Der Verteilungszustand des Kerns nach der Druckentlastung ist schwer voraussagbar. Grundsätzlich können zwei Fälle diskutiert werden, die die Einhüllenden für alle möglichen Konfigurationen bilden.

Der erste Fall ist dadurch charakterisiert, daß die gesamte Nachwärme in Sumpfwasserverdampfung umgesetzt wird. Dies trifft zum Beispiel zu,

wenn die Kernfragmente derartig im Sumpfwasser verteilt sind, daß ein kühlbares Schüttbett vorliegt. Die Kernfragmente haben dann Oberflächentemperaturen, die nur wenig über der Sättigungstemperatur des Sumpfwassers liegen. Die Zentraltemperaturen richten sich nach der Größe der Kernfragmente. So beträgt die Differenz zwischen der Zentraltemperatur und der Oberflächentemperatur eines kugelförmigen Fragments mit einem Durchmesser von 10 mm etwa 4 K, mit 100 mm etwa 400 K.

Ist das Schüttbett nicht kühlbar, so erfolgt Aufschmelzen des Kernmaterials. Verteilt sich die entstehende Kernschmelze frei auf eine Fläche von 254 m^2 ($d = 18 \text{ m}$), so entsteht eine feste Kruste von etwa 100 mm Stärke unter der konservativen Annahme, daß in den Beton keine Wärme abfließt (adiabater Rand). Die Krustenoberseite wird durch das Sumpfwasser gekühlt. Die Kontakttemperatur mit dem Beton liegt unter der Aufschmelztemperatur des Betons von $1300 \text{ }^\circ\text{C}$. In diesem Fall wird ebenfalls die gesamte Nachwärme in Sumpfwasserverdampfung umgesetzt.

Zur Diskussion des zweiten Grenzfalls wird die Ausbildung eines Schmelzsees innerhalb der Betontragestruktur mit einem Durchmesser von 8,6 m durch das wiedererschmelzende Kernmaterial angenommen. Der Schmelzsee enthält 144 t Oxid (UO_2 und ZrO_2) und 27 t Metall (Fe, Cr und Ni aus den Stahleinbauten des RDB) und ist mit Sumpfwasser überschichtet. Die Temperatur des Schmelzsees erreicht beim Wiederaufschmelzen die Solidustemperatur des oxidischen Materials von etwa $2050 \text{ }^\circ\text{C}$. Die Kernschmelze beginnt nun, die Betonstrukturen anzugreifen und gleichzeitig findet an der Schmelzseeoberfläche Wärmeabfuhr durch Filmsieden statt.

Im folgenden beziehen sich die Zeitangaben auf diese Anfangssituation der Schmelze/Betonwechselwirkung. Abb. 3 zeigt die Kavernenausbildung über einen Zeitraum von 50 000 s (13,9 h). In Abb. 4 sind die Verläufe der Temperaturen der Metall- bzw. Oxidschicht sowie der Oberflächentemperatur des Schmelzsees und der Temperatur an der Grenzfläche zwischen Metall und Oxid aufgetragen. Weiter sind im unteren Teil dieses Bildes die zeitlich veränderlichen Krustendicken am Boden des Metalls, an der Oberfläche des Schmelzsees, im Wandbereich der Oxidschicht und an der Grenzfläche Metall/Oxid eingetragen.

Da beim Hochdruckpfad die Schmelze im Gegensatz zum Beginn der Betonzerstörungsphase beim Niederdruckpfad nicht überhitzt ist und die Solidustemperatur des Oxids wesentlich über der Schmelztemperatur des Betons ($1300\text{ }^{\circ}\text{C}$) liegt, bilden sich an der Schmelzseeoberfläche, an der von der oxidischen Schmelze beaufschlagten Betonwand und an der Grenzfläche zum Metall rasch oxidische Krusten aus, die den Wärmeübergang behindern. Danach setzt im Bodenbereich Metallkrustenbildung ein. Durch die Betonzerstörung werden erhebliche Mengen von niedrigschmelzenden Silikaten in die Oxidphase eingemischt. Dadurch sinkt auch kontinuierlich die Solidustemperatur der Oxidschmelze ab, was zu einem Wiederaufschmelzen der oxidischen Krusten führt. Dadurch wird der Wärmeübergang an die Metallschicht verbessert, wodurch auch die Metallkruste wieder aufschmilzt. Nach etwa 9000 s Wechselwirkung sind alle Krusten nahezu vollständig verschwunden. Dies bewirkt eine Temperaturabsenkung im Schmelzbad und ein erneutes Einsetzen der Krustenbildung. Die Metallschicht ist nach etwa 13000 s bei einer Schichtdicke von nur knapp 6 cm vollständig erstarrt und verbleibt bei der weiteren Rechnung in diesem Zustand. Die Oxidkruste an der Grenzfläche Metall/Oxid bildet sich erneut aus und schmilzt wieder auf, um bei etwa 20000 s vollständig verschwunden zu sein. Nach dem Zeitpunkt von 9000 s bildet sich im Wandbereich der oxidischen Phase keine nennenswerte Kruste mehr aus. Nach etwa 25000 s wird ein nahezu stabiler Zustand mit vollständig erstarrter Metallphase und mit einer Oxidkruste an der Schmelzseeoberfläche mit leicht zunehmender Tendenz erreicht, wobei die Temperaturen der Schichten der Schmelze langsam abnehmen. Die Betonerosion erfolgt dann mit langsam abnehmender Geschwindigkeit zwischen $0,84\text{ mm/min}$ (25000 s) und $0,60\text{ mm/min}$ (50000 s).

Die Ausbildung der Krusten wird durch Parameter beeinflusst, die bisher noch nicht physikalisch belegt sind und deshalb nur grob abgeschätzt werden können. Wie es auch in Modellexperimenten beobachtet wurde, gilt sicher allgemein, daß eine vertikale Kruste schon bei geringeren Krustendicken gasdicht wird als eine horizontale Kruste. Deshalb wird für die vertikalen Krusten im Wandbereich der Oxidphase ein Wert von $0,3\text{ cm}$ festgelegt, bis zu dem der Wärmeübergang unabhängig von der Krustendicke in der Grenzschicht der Schmelze durch gasgetriebene Konvektion erfolgt.

Überschreitet die Krustendicke 0,6 cm, so wird die Kruste als gasdicht angesehen und der Wärmeübergang in der Schmelzengrenzschicht erfolgt durch einphasige Naturkonvektion. Zwischen diesen Grenzwerten wird der Wärmeübergang linear interpoliert. In den Thermitversuchen wurde beobachtet, daß horizontale Krusten praktisch immer gasdurchlässig sind und daß deswegen der Wärmeübergang vorwiegend gasgetrieben erfolgt. Deshalb wurden für die Metallkruste im Bodenbereich und für die Oxidkrusten an der Grenzfläche Metall/Oxid sowie an der Schmelzbadoberfläche als Grenzwerte 1 cm für ungehinderte gasgetriebene Konvektion und 50 cm für einphasige Naturkonvektion im Grenzschichtbereich der Schmelze festgelegt.

3. Vorläufige Nachrechnung des Abnahmeversuchs A2

Beim Abnahmeversuch A2 wurde die BETA-Anlage erstmals im Leistungsbetrieb gefahren. Da zum Zeitpunkt der Berichterstellung die genauen Versuchsdaten noch nicht vorliegen, wird die Nachrechnung mit den folgenden Annahmen durchgeführt:

- Einguß von 300 kg Metallschmelze innerhalb der ersten 30 s des Versuchs;
- Zunahme der Heizleistung von 0 auf 400 kW während der Eingußdauer;
- Kontinuierliche Abnahme der Heizleistung von 400 kW auf 300 kW im Zeitraum von 30 bis 1800 s;
- Steigerung der Heizleistung auf den Maximalwert von 2000 kW während eines Zeitintervalls von 10 s;
- Abschaltung der Heizung bei 1810 s.

Abb. 5 gibt das beschriebene Leistungsprofil wieder. Ferner wurde die Rechnung mit einer verringerten Betonzerstörungstemperatur von 1100 °C und einer entsprechend reduzierten Betonzerstörungsenthalpie von 1800 kJ/kg durchgeführt.

Abb. 6 zeigt die Massen der Metallphase und der Oxidphase. Die Metallmasse nimmt durch Oxidationsvorgänge im Versuchszeitraum von 300 kg auf 245 kg ab, während die Oxidmasse durch den erschmolzenen Beton und durch die gebildeten Metalloxide auf einen Wert über 300 kg stetig zunimmt.

In Abb. 7 sind die Temperaturverläufe der Metallschicht, der Oxidschicht und der Oberfläche dargestellt. Die Metalltemperatur stabilisiert sich nach dem Eingießvorgang und nach der darauf folgenden Entspeicherung von fühlbarer Wärme auf einer Temperatur von etwa 1620 °C und fällt dann langsam bis auf 1540 °C bei 1800 s ab. Deutlich sichtbar ist die Temperaturerhöhung der Metallphase auf maximal 1655 °C durch den Leistungspuls bei 1800 s. Nach Abschalten der Heizung bleibt die mittlere Metalltemperatur nahe der Solidustemperatur und es bildet sich eine Metallkruste aus, die die Betonerosion zunehmend verlangsamt.

Abb. 8 gibt die Ausbildung der Schmelzkaverne wieder und Abb. 9 zeigt den zeitabhängigen Fortschritt der Schmelzfront in vertikaler Richtung und in radialer Richtung. Während die vertikale Erosion bis zum Abschalten der Heizung nahezu linear erfolgt und einen Endwert von etwa 28 cm erreicht, verläuft die maximale Betonerosion in radialer Richtung zunächst leicht über der vertikalen Betonerosion, um schließlich einen nahezu konstanten Wert von knapp 15 cm zu erreichen. Dies entspricht einem maximal auftretenden Kavernendurchmesser von 67,8 cm, der auch bei sehr viel längerer Rechnung mit konstant gehaltener Heizleistung über 1800 s hinaus nicht mehr nennenswert zunehmen würde.

Aus dem inzwischen geschnittenen Versuchstiegel lassen sich aus einem ersten Vergleich die folgenden Schlußfolgerungen ziehen:

1. Die Masse der Metallschicht nimmt stärker ab, als es aus der Metalloxidation folgen würde. Es wird grob geschätzt, daß nach Versuchsende noch ein kompakter Metallregulus von etwa 150 kg vorhanden ist. Im abgelagerten Oxid sind zahlreiche kleinere Metalleinschlüsse erkennbar. Dies läßt den Schluß zu, daß durch den Gasstrom, der die Metallschicht passiert, Metalltropfen mitgerissen werden, die in die oxidische Phase eingemischt werden. In einer fortgeschrittenen Versuchsnachrechnung muß dieser Effekt berücksichtigt werden.
2. Es bildet sich bei der speziellen Versuchsführung, bei der der oxidi-

sche Anteil der Thermiterschmelze in den Schlackenwagen abgegossen wurde, durch den erodierten Beton nahezu keine schmelzflüssige Oxidschicht aus. Vielmehr lagern sich die teilweise angeschmolzenen und teilweise in Form kleiner Steine anfallenden Betonzerstörungsprodukte über der Metallschicht an den Betonwänden ab und erstarren dort wieder. Im Tiegel bildet sich zentral ein "Schlot" nahezu konstanten Durchmessers aus. Die Konsequenz dieses Verhaltens liegt für eine verbesserte Nachrechnung hauptsächlich in der stark verringerten Oberfläche, die zur Abstrahlung von Wärme zur Verfügung steht. Damit wird dem Beton integral mehr Wärme zugeführt, was im Vergleich mit der ersten Nachrechnung zu einer verstärkten integralen Betonerosion führen wird.

3. Die im Versuch beobachteten Erosionen von 35 cm in vertikaler Richtung liegen über dem gerechneten Wert von knapp 28 cm, die in radialer Richtung aufgetretenen Erosionen führten zu einem maximalen Enddurchmesser der Schmelzkaverne von etwa 60 cm, der deutlich unter dem berechneten Wert von 67,8 cm liegt. Ein erster Vorschlag zur Behebung dieses Mißverhältnisses zwischen vertikaler und radialer Erosion besteht darin, im Wandbereich der Metallschicht und der Oxidschicht die in WECHSL-Rechnungen bisher weitgehend verwendete Schmelztemperatur des Betons von 1300 °C und die entsprechende volle Betonzerstörungsenthalpie von 2075 kJ/kg zu verwenden, im Bodenbereich jedoch mit einer reduzierten Betonoberflächentemperatur und einer entsprechend erniedrigten Zerstückungsenthalpie des Betons zu rechnen. Dieser Vorschlag erscheint plausibel zu sein, da im Bodenbereich die Auftriebskräfte senkrecht zur Betonoberfläche wirken, so daß Schleppkräfte der aus der Betonmatrix freigesetzten Gase auf die festen oder erschmolzenen Betonbestandteile wirken, die zu einem Austrag derartiger Bestandteile führen können, wenn die Betonmatrix ihre mechanische Festigkeit verliert. Bei der Betonerosion im Wandbereich wirken jedoch die Auftriebskräfte in der Richtung der Betonoberfläche, so daß der Beton mindestens die Schmelztemperatur erreicht oder sogar eine Schicht erschmolzener, überhitzter Silikate ausbilden kann.

Die Ausführungen sollen einen ersten Hinweis darauf geben, wie die Ertüchtigung des WECHSL-Codes durch das BETA-Versuchsprogramm in Angriff genommen werden soll.

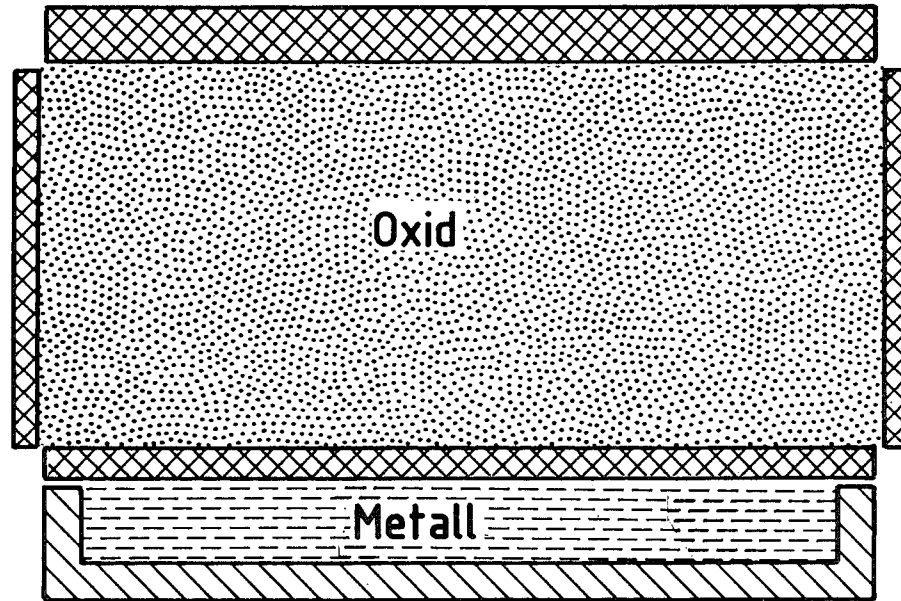
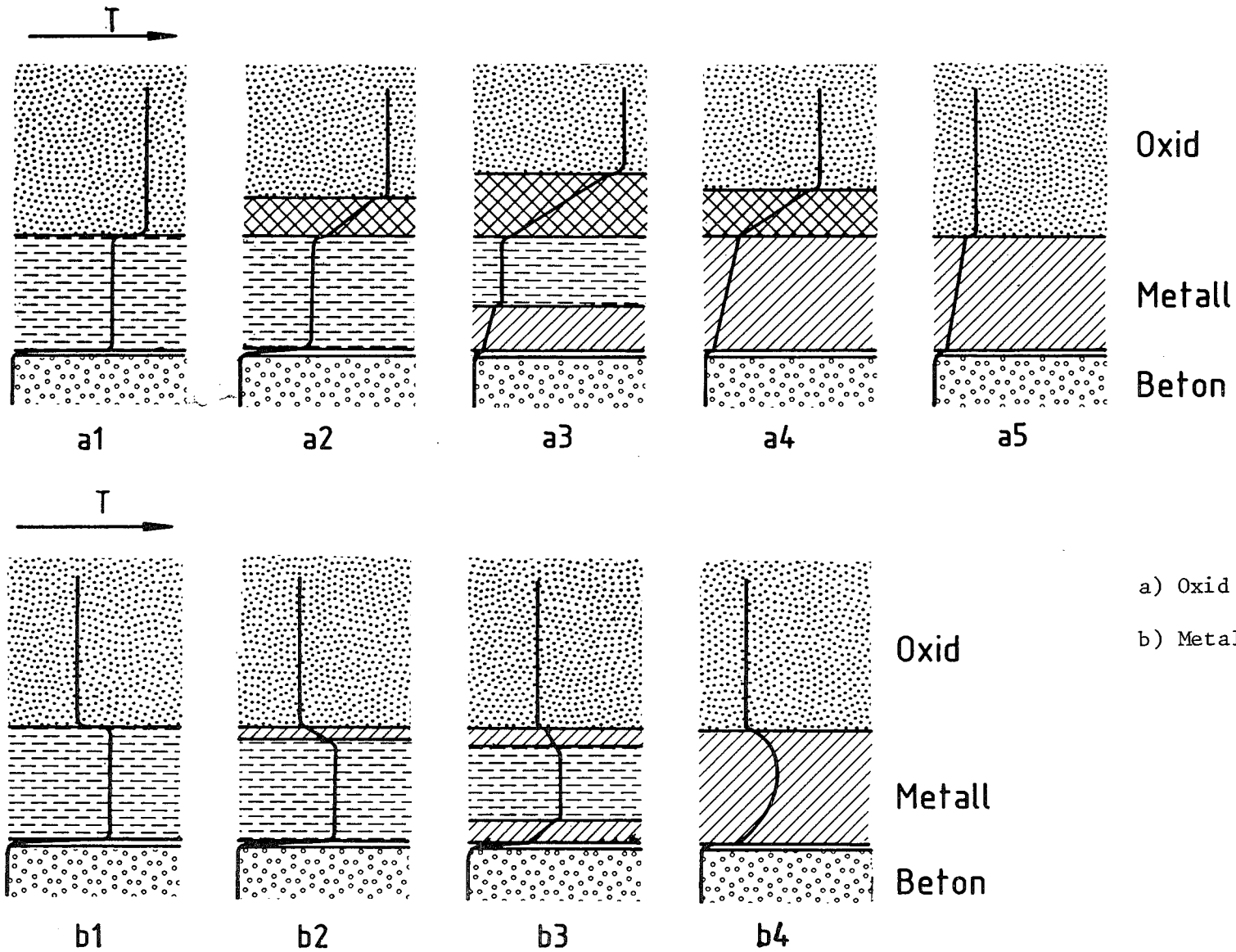


Abb. 1: Schematische Darstellung der Krustenbildung im WECHSL-Code



Oxid
Metall
Beton

a) Oxid heißer als Metall
b) Metall heißer als Oxid

Abb. 2: Mögliche Temperaturprofile in der Metall- und Oxidschmelze in vertikaler Richtung

TIME STEP = 1000.0 S

SCALE, CM
0.00 50.00 100.00

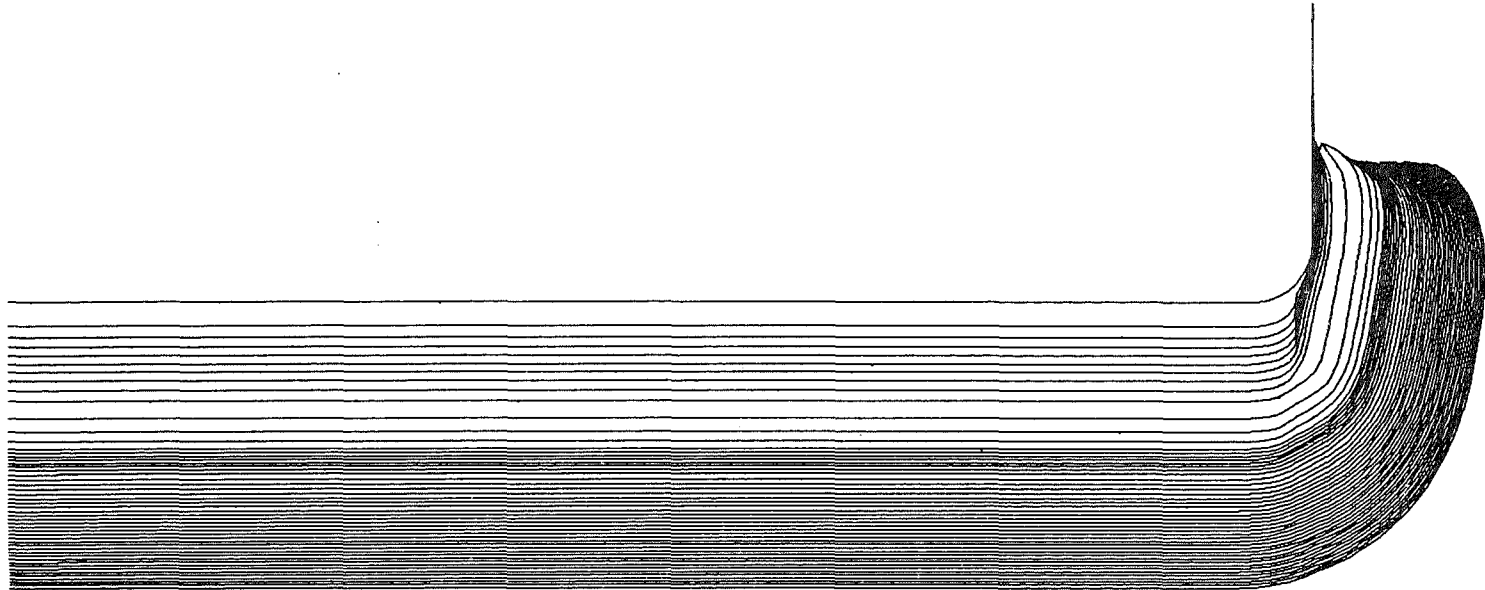


Abb. 3: Kavernenausbildung beim Hochdruckpfad eines KSU

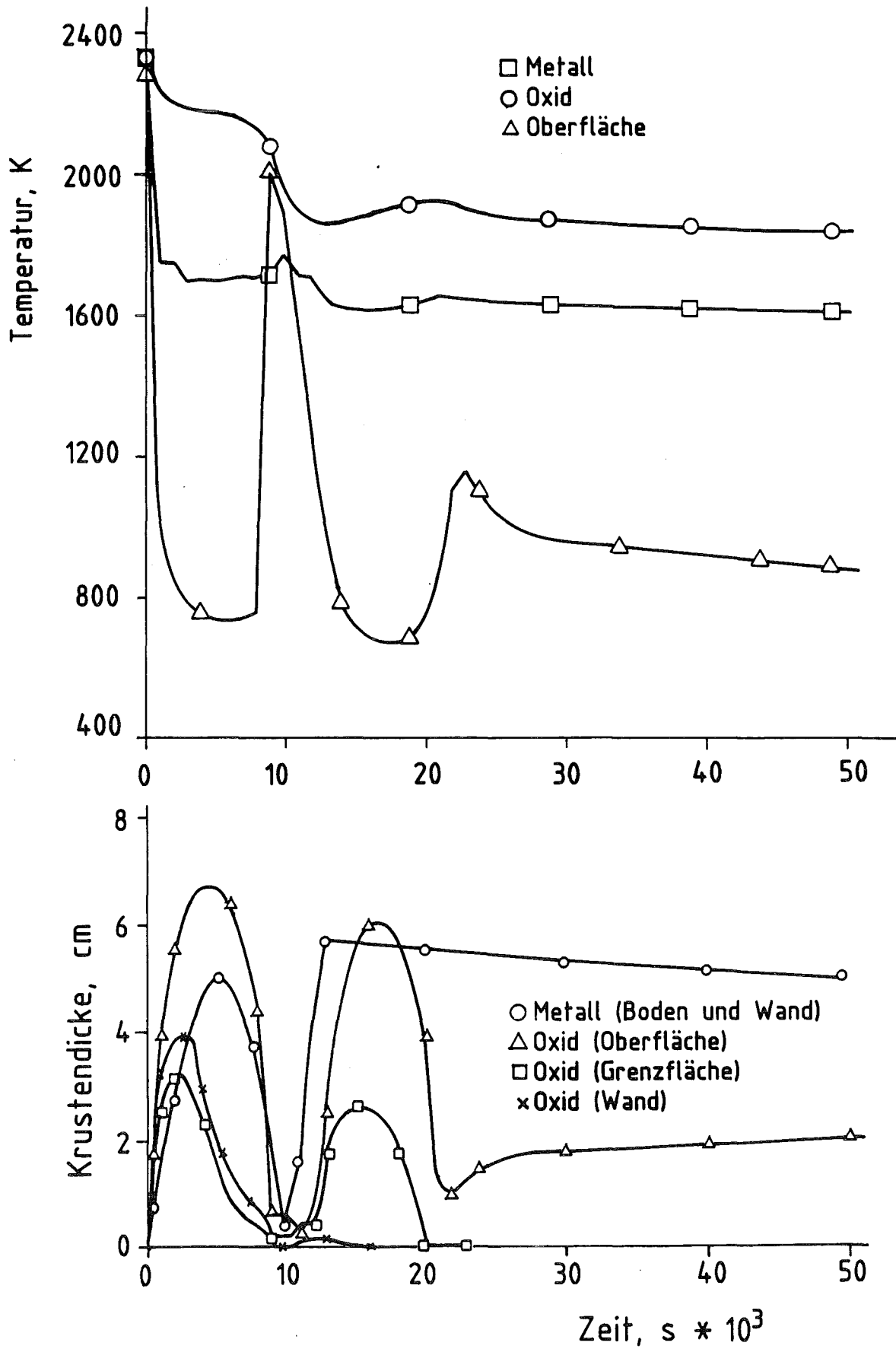


Abb. 4: Temperaturverlauf und Krustenbildung beim Hochdruckpfad eines KSU

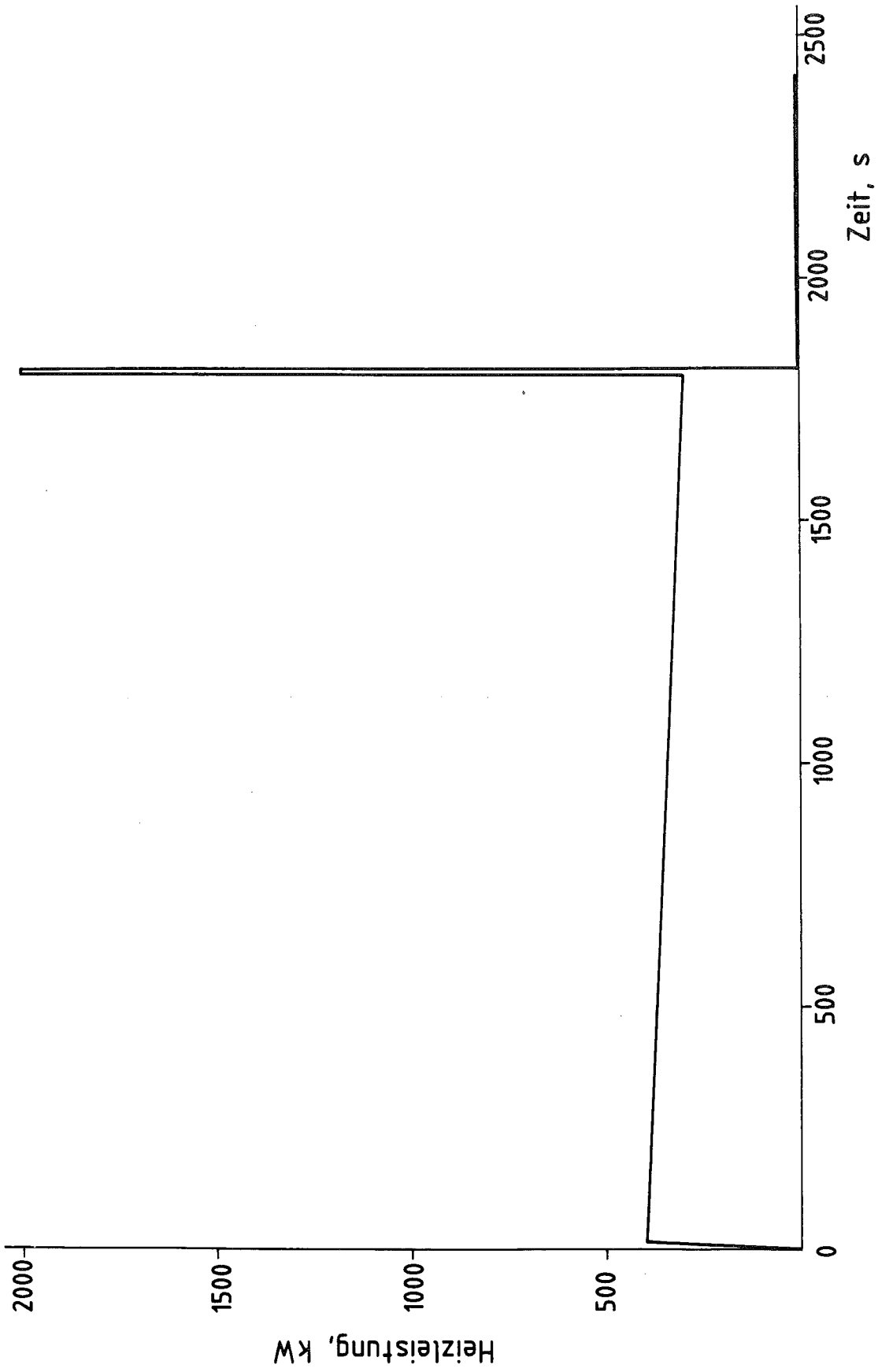


Abb. 5: BETA A2 : Leistungsprofil

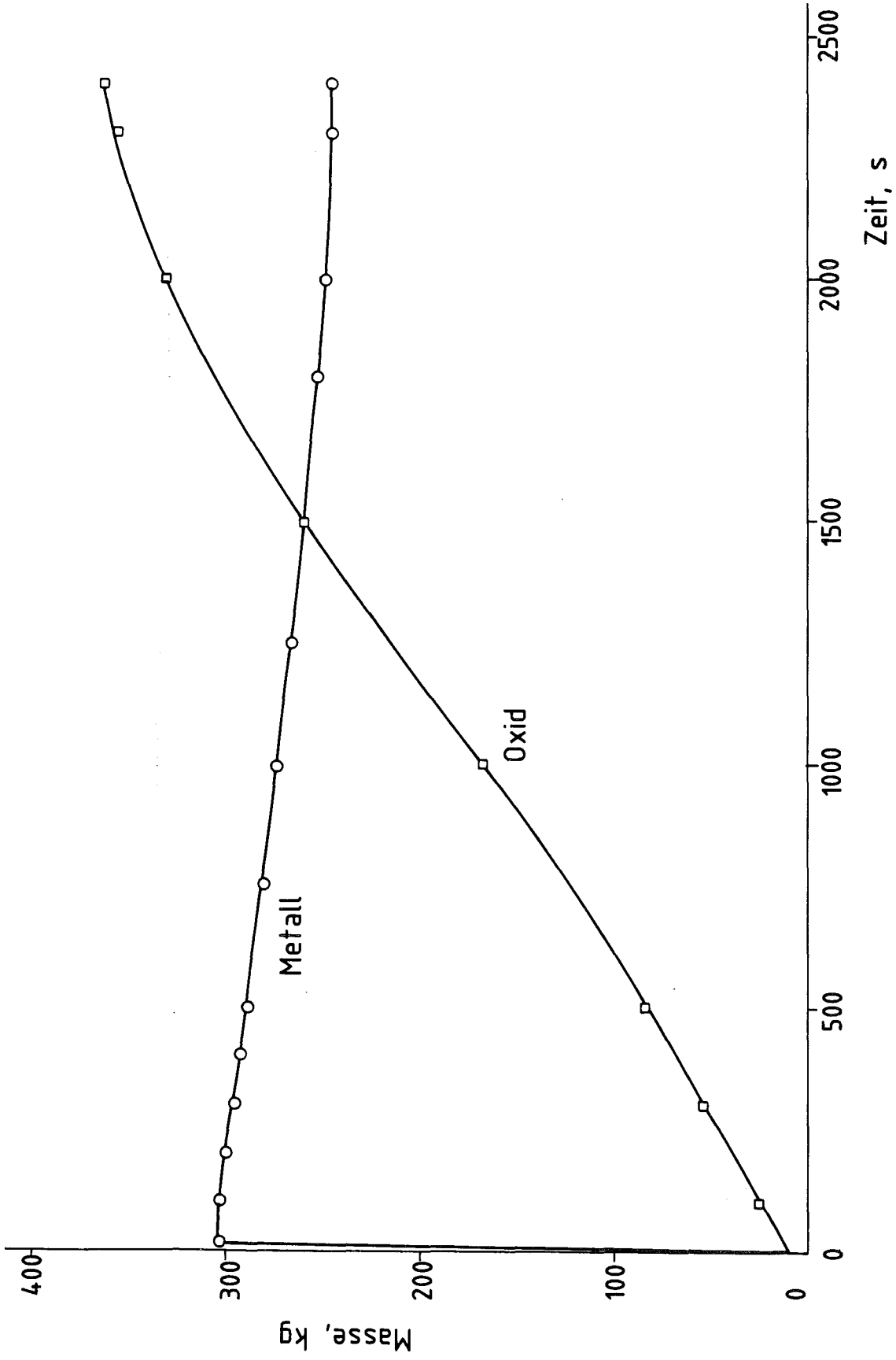


Abb. 6: BETA A2 : Massen

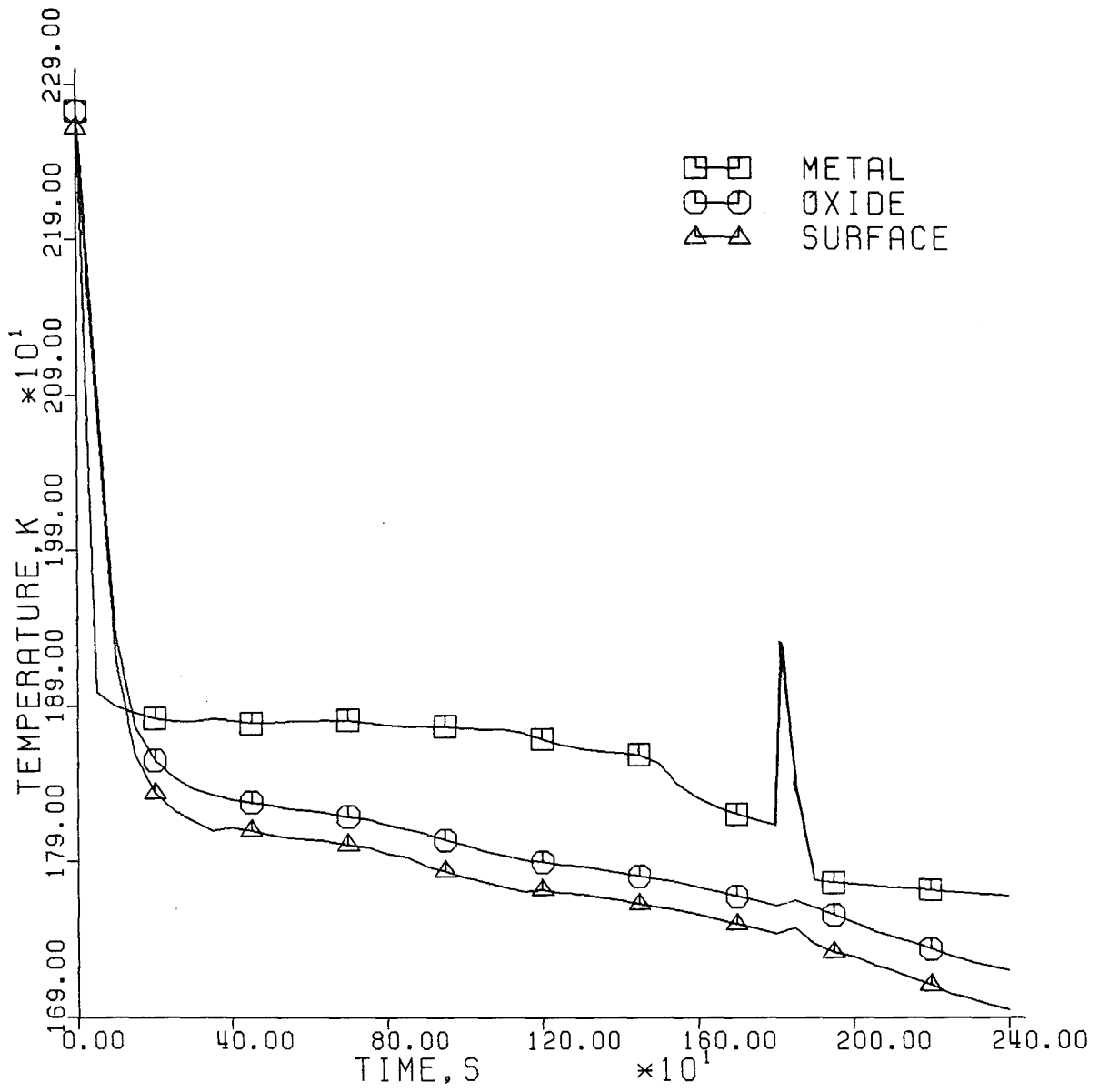


Abb. 7: BETA A2 : Temperaturverlauf

TIME STEP = 50.0 S

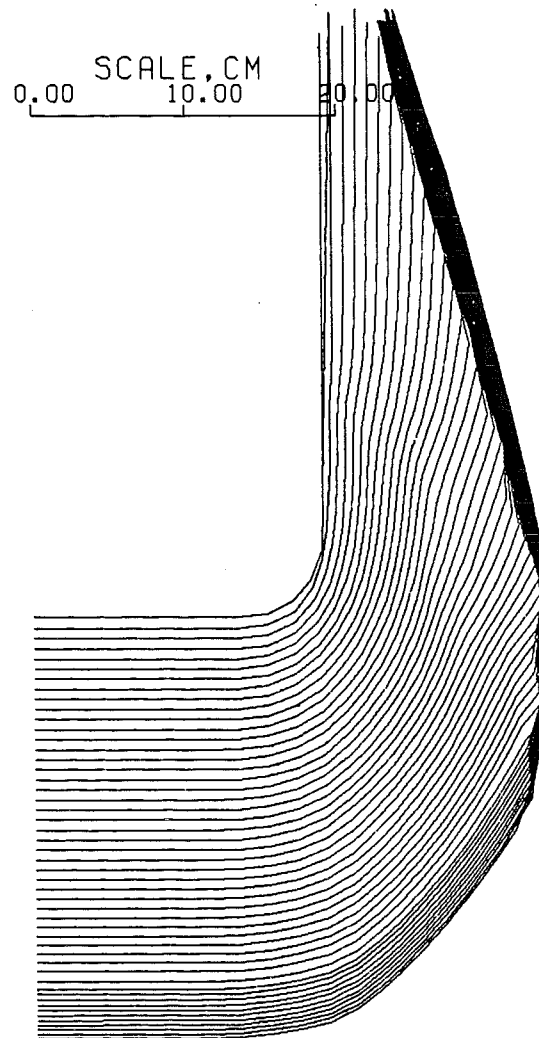
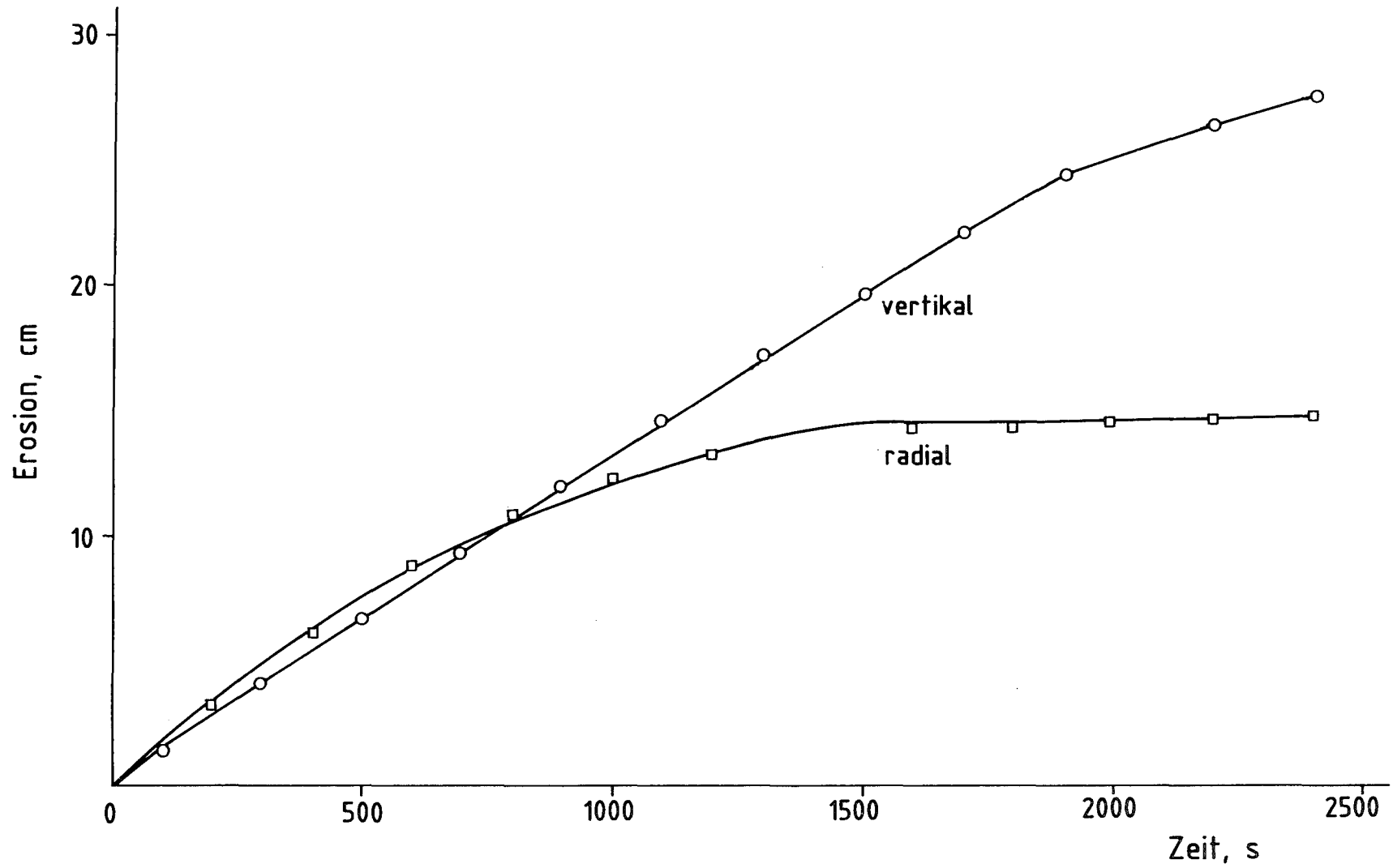


Abb. 8: BETA A2 : Kavernenbildung



- 4300-84 -

Abb. 9: BETA A2 : Vertikale und radiale Erosion

06.01.12/28 A Modellentwicklung zur analytischen Beschreibung von
PNS 4334 Kernschmelzenunfällen
(H. Alsmeyer, K. Dres; IRB)

1. Zielsetzung und Vorgehensweise

Die Beschreibung des Kernschmelzenunfalls in der 4. Phase des Unfallablaufs erfordert die Modellierung der wichtigen Phänomene der Schmelze/Beton-Wechselwirkung, vom Beginn des Kontaktes der Schmelze mit dem Beton bis hin zur Erstarrung wesentlicher Anteile der Schmelze zu späten Zeiten. Die große Zahl der dabei auftretenden physikalischen und chemischen Prozesse ist dabei vor allem vor dem Hintergrund der möglichen Umgebungsbelastung zu bewerten und zu modellieren.

Als wesentliches Gefährdungspotential des Kernschmelzenunfalls ist das Versagen des Sicherheitsbehälters durch Druckaufbau im Containment infolge Freisetzung kondensierbarer und nichtkondensierbarer Gase anzusehen. Demgegenüber ist eine erst wesentlich später mögliche Durchdringung der Schmelze durch das Betonfundament von geringerer Bedeutung.

Die Entwicklung von Rechenprogrammen zur Beschreibung des Unfallablaufs, wie sie in den Codes WECHSL und KAVERN erfolgt, geschah bisher durch ein abgestimmtes Vorgehen von Modellentwicklung sowie Simulations- und Kleinexperimenten. Da beide Rechencodes heute einen hohen Entwicklungsstand erreicht haben, wird eine abschließende Verifizierung der Codes angestrebt. Hierzu sind, beginnend im Frühjahr 1984, die Experimente in der Versuchsanlage BETA vorgesehen /1/. Die Vorbereitung dieser Experimente mit Erstellung und Erprobung der Versuchsanlage, Bereitstellung der Meßtechniken und Datenerfassung sowie Planung der Auswertung wurde im Berichtszeitraum intensiv fortgesetzt. Die Versuchsplanung sieht für einen Zeitraum von 1,5 Jahren eine Serie von etwa 10 Experimenten vor, in denen die verschiedenen Aspekte der Schmelze/Beton-Wechselwirkung untersucht werden.

Die parallel zu den Experimenten durchzuführende Verifizierung der Rechenprogramme durch Voraus- und Nachberechnung der Experimente erlaubt eine Überprü-

fung aller wesentlichen Aussagen der Rechencodes. Da die BETA-Experimente bei Verwendung geeigneter Rechencodes sowohl vom Größenmaßstab wie auch vom zeitlichen Ablauf der Prozesse her auf den Reaktorfall übertragen werden können, stehen nach Abschluß der Arbeiten geeignete und überprüfte Methoden zur Verfügung, um die wesentlichen Konsequenzen der Schmelze/Beton-Wechselwirkung bei einem Kernschmelzenunfall zuverlässig zu beschreiben.

2. Modelle zum Langzeitverhalten einer Kernschmelze bei existierenden Krusten

Die Erstarrung der Schmelze beginnt bereits wenige Stunden nach Unfalleintritt, da wegen des sehr effektiven Wärmeübergangs in der Hochtemperaturphase die Schmelzbadtemperatur schnell abnimmt /2, 3/. Die physikalischen und chemischen Abläufe bis zum Erstarrungsbeginn der Schmelze sind weitgehend verstanden und in den Rechencodes WECHSL und KAVERN modelliert. Die aktuellen Arbeiten zur Modellbildung befassen sich mit der Beschreibung der Krustenbildung und Krustenstabilität in der Niedertemperaturphase sowie mit den Wärmeübergangs- und Gasfreisetzungsprozessen in dieser Phase.

Das Verhalten von Krusten, die sich in der Schmelze an der Kontaktfläche zum Beton ausbilden, ist von Einfluß auf die folgenden Prozesse: Der Wärmeübergang aus der Schmelze ist, solange die Krusten gasdurchlässig sind, von der Rührwirkung der Gasblasen, die aus der Betonzersetzung resultieren, bestimmt. Wärmetransport durch Naturkonvektion, die lediglich durch temperaturbedingte Dichteunterschiede angetrieben wird, existiert bei Krusten, die gasundurchlässig sind. Ein solcher Zustand ist jedoch, wegen der geringen Effektivität der Wärmeübertragung, nur bei niedrigen Nachwärmeleistungen stabil, frühestens eine Woche nach Unfalleintritt /3/.

Mit dem Konvektionsmechanismus eng gekoppelt sind Eindringgeschwindigkeit und Fortschrittsrichtung der Schmelzfront, die für das statische Verhalten der Gebäudestrukturen und die mögliche Durchdringung des Reaktorfundamentes wichtig sind. Im Hinblick auf die Zusammensetzung der Containmentatmosphäre interessiert, unter welchen Bedingungen die Gasströmung durch die Metallschmelze wegen einer gasdichten Kruste unterbunden wird. In diesem Fall ist eine deutliche Reduzierung der Freisetzung der brennbaren Gase CO und H₂ zu erwarten.

Die hier vorgestellten Experimente wurden mit Modellstoffen ausgeführt, um zunächst ein phänomenologisches Verständnis für das recht komplexe Krusten-

wachstum zu erarbeiten. Auch für diesen Problemkreis sind Experimente zur Überprüfung und Verifizierung in der Versuchsanlage BETA vorgesehen.

Eine schematische Darstellung des experimentellen Aufbaus zeigt Abb. 1. Über einer horizontalen Fläche oder - bei anderen Experimenten mit 2-dimensionaler Geometrie - in einem Winkel von Trockeneis, sind Wasser und darüber Paraffinöl geschichtet. Dabei können Wasser und Paraffinöl erstarren, während Trockeneis unter Aufnahme der Sublimationswärme aus der Schmelze sublimiert und gasförmiges CO_2 freisetzt. In diesem Modellexperiment simuliert Trockeneis das Betonfundament im Hinblick auf Wärmeabfuhr und Gasfreisetzung. Wasser mit seiner kleinen Prandtl-Zahl und Paraffinöl mit seiner hohen Prandtl-Zahl und seiner starken Zähigkeitszunahme bei niedrigen Temperaturen simulieren die metallische bzw. die oxidische Phase der Kernschmelze. Die Erstarrungstemperaturen entsprechen in ihrer Abfolge der Situation bei einer Kernschmelze auf silikatischem Beton, wo wegen der starken Zumischung der Silikatschmelze in die Oxidphase die Oxidschmelze bei niedrigeren Temperaturen als die Metallschmelze erstarrt. Die simulierte oxidische Phase der Schmelze wird während des gesamten Versuches durch ein Gitter von Heizdrähten mit konstanter Leistung beheizt, je nach Experiment zwischen 75 und 700 Watt. Das Einbringen der simulierten Nachwärme lediglich in die Oxidphase erfolgt somit entsprechend der Leistungsentbindung in der Kernschmelze, wie sie zu späten Zeiten vorliegt. Das System ist nach unten hin und zu den Seiten sorgfältig isoliert. Alle Experimente starten mit Wasser und Paraffinöl bei Raumtemperatur, so daß diese Phasen anfangs vollständig flüssig vorliegen. Die Erstarrung beginnt wenige Minuten nach Aufgeben der flüssigen Phasen auf das Trockeneis. Für die dann einsetzende, nahezu stationäre Versuchsphase mit ausgebildeten Krusten stehen Beobachtungszeiten von mehreren Stunden, je nach ausgeprägter Heizleistung, zur Verfügung.

Experimente mit nur horizontal angeordnetem Trockeneis simulieren große Schmelzbäder ohne den Einfluß der senkrechten Berandung. In diesen Experimenten beobachtet man bei hoher Leistungseinspeisung die Ausbildung einer gasdurchlässigen Eiskruste an der Fläche zum Betonsimulator (Abb. 2a). Das von unten freigesetzte Gas kann die Kruste nahezu ungehindert passieren und durchströmt unter intensiver Rührwirkung die flüssigen Wasser- und Ölschichten. Dadurch wird eine effektive, gasgetriebene Wärmeübertragung zwischen den Schichten bewirkt, so daß sich die Temperaturen der beheizten Ölschicht und der nicht erstarrten Wasserschicht angleichen und sich etwas oberhalb des

Erstarrungspunktes des Wassers einstellen. Da hier die Schmelze in guter Näherung als ideal gerührt angesehen werden kann, liegt der Hauptwärmewiderstand in der Eiskruste und in dem Gasspalt zwischen Eis und Trockeneis. Bei Beton als aufschmelzendem Material, wäre der Gasspalt durch ein Gemisch von Silikatschmelze und Gas gefüllt (s. Abschnitt 3), was jedoch die hier berichteten Phänomene nicht wesentlich verändern würde. Mit geringer werdender Heizleistung in der Schmelze nimmt die Dicke der Eiskruste von wenigen Millimetern auf 1-2 cm zu, wobei gleichzeitig die Anzahl der gasdurchlässigen Löcher in der Kruste abnimmt. Trotzdem bleibt bei nicht zu großer Leistungsverminderung die geschilderte Situation stabil, indem das Vordringen der Schmelze auch über lange Zeiten stationär und gleichmäßig über die Fläche erfolgt, so daß eine im wesentlichen ebene Schmelzfront erhalten bleibt.

Bei wesentlich verminderter Leistungsfreisetzung in der oxidischen Phase bildet sich durch fortschreitendes Erstarren des Wassers eine vollständig geschlossene, gasundurchlässige Kruste aus (Abb. 2b). Damit ist die gasgetriebene Konvektion in der flüssigen Schmelze unterbunden und die Wärmeabfuhr kann nur noch durch Naturkonvektion infolge temperaturbedingter Dichtegradienten erfolgen. Da diese Wärmeübertragung wesentlich weniger effektiv ist, muß zur Aufrechterhaltung der Wärmeabfuhr die Schmelzbadtemperatur ansteigen. Damit liegt trotz niedrigerer Nachwärmeproduktion die charakteristische Schmelzbadtemperatur höher als bei Gasdurchgang.

Bei mittlerem Leistungsniveau in der Schmelze ist keiner der zwei zuvor erwähnten Zustände stabil, da die Nachwärmeleistung zu gering ist, um den Gasdurchgang der Kruste stationär aufrecht zu erhalten. Andererseits ist die Leistung zu hoch, als daß sie nur durch Naturkonvektion abgeführt werden könnte. Im Experiment beobachtet man demzufolge eine örtliche oder zeitliche Variation des Krustenverhaltens. So findet man gleichzeitig Bereiche mit geschlossenen Krusten neben Bereichen mit gasdurchlässigen Krusten (Abb. 3a). Andere Experimente zeigen in zyklischer Abfolge vollständig geschlossene Krusten und gasdurchlässige Krusten, was einem periodischen Erstarren und Wiedererschmelzen eines Teiles der Schmelze entspricht (Abb. 3b). Im letzteren Falle variiert mit der Krustenform auch die charakteristische Schmelzbadtemperatur in der Weise, daß bei Gasdurchgang die Badtemperatur absinkt und bei gasundurchlässiger Kruste die Temperatur so weit ansteigt, bis das Aufschmelzen der Kruste verstärkt einsetzt.

Experimente mit einer Ecke von Trockeneis als Ausgangsgeometrie, dienen speziell der Untersuchung des Wandeinflusses auf die Krustenbildung. Abb. 4 zeigt die beobachtete Situation im Modellexperiment nach einer Versuchsdauer von mehreren Stunden. Die anfangs rechtwinklige Ecke ist vor allem in seitlicher Richtung eingeschmolzen. Das Ausfrieren des Wassers beginnt, nach einer kurzen Phase der Abkühlung der Schmelze, in der Ecke, da dort wegen der besonders großen wärmeabführenden Oberfläche die Kühlung sehr effektiv ist. Die Krustenbildung schreitet von da aus nach rechts fort, und zwar bilden sich zunächst eine gasdurchlässige Kruste, die sich im Verlauf des Experimentes zunehmend schließt. Dies gilt für einen weiten Bereich der Nachwärmeleistungen in der oxidischen Phase. Anders als bei rein 1-dimensionaler Versuchsanordnung, setzt mit Ansteigen der Oxidtemperatur infolge des Fehlens der Gasblasenrührung eine verstärkte seitliche Wärmeabfuhr ein, die durch Naturkonvektion getrieben ist. Dabei strömt das heiße Oxid in der oberen Schicht auf die Wand zu, das kältere Oxid in der tieferen Schicht von der Wand weg. Die erschmelzende seitliche Wand überzieht sich wegen der sehr niedrigen Wandtemperatur mit einer wenige Millimeter dicken oxidischen Kruste. Die freigesetzten Gase entweichen im dünnen Spalt zwischen Wand und Kruste.

Die Übertragung der Modellexperimente auf die Kernschmelze in der sehr großen Reaktorkaverne zeigt schematisch Abb. 5. Bei hoher Nachwärmeleistung (Abb. 5a) bilden sich zunächst geschlossene Krusten in der Nähe der Ecke, während im Zentralbereich gasdurchlässige Krusten zu erwarten sind. Oberhalb der gasdichten Kruste ist der Wärmetransport hauptsächlich durch Naturkonvektion bestimmt, die bei lokal erhöhter Temperatur der Oxidphase die Schmelze zunächst seitlich eindringen läßt. Im Zentralbereich geht der Wärmestrom infolge der nur dünnen Krusten vorwiegend nach unten.

Die Zone der gasdichten Kruste wird um so größer, je geringer die Nachwärmeleistung in der Schmelze wird, bis schließlich die gesamte Schmelze durch eine gasdichte Metallkruste abgeschlossen wird (Abb. 5b). Damit geht der größte Teil der Nachwärme, bei erhöhter Temperatur der Oxidphase, durch Naturkonvektion in die seitlichen Betonstrukturen. Wie auch im Fall 5a ist damit zu rechnen, daß längerfristig die Oxidphase die erstarrte Metallschmelze seitlich überholt und daß es dann zu einem teilweisen Wiederaufschmelzen und zur Umverlagerung des Metalls kommt.

Die Modellierung der geschilderten Phänomene wird im Rechencode WECHSL durchgeführt.

3. Der Wärmeübergang im senkrechten Spalt zwischen Kruste und Beton

Im vorigen Abschnitt wurde bereits auf die Existenz des Spaltes zwischen erstarrter Schmelze und aufschmelzendem Beton hingewiesen, wie er z. B. in Abb. 4 zu erkennen ist. Dieser Spalt stellt, neben der Kruste selbst, einen wesentlichen Wärmewiderstand für den Wärmetransport von der Schmelze an den Beton dar. Die Betrachtungen werden hier auf den senkrechten Spalt beschränkt.

Der Spalt ist mit erschmolzenen Bestandteilen des Betons gefüllt und wird gleichzeitig von den aus dem Beton freigesetzten Gasen (vor allem Wasserdampf) durchströmt. Dabei tritt das Gas sowohl von unten als auch seitlich in den Spalt ein. Der Wärmeübergang von der heißen Kruste an den Beton wird also durch die Strömungsvorgänge im Spalt bestimmt, wobei ein starker Einfluß der Rührwirkung der Gasblasen zu erwarten ist.

Da experimentelle oder theoretische Ergebnisse für den Wärmeübergang im zweiphasig durchströmten Spalt in der Literatur bisher nicht vorhanden sind, wurden bereits im IRB Modellexperimente zu dieser Fragestellung durchgeführt /4/, wobei die Gaseinspeisung in den Spalt von unten erfolgte. Diese Experimente wurden jetzt im Hinblick auf die Anwendung beim Kernschmelzen-Unfall ergänzt, wobei insbesondere der Einfluß der seitlichen Gaseinspeisung untersucht wurde.

Eine Idealisierung der Strömungs- und Wärmeübergangsprozesse im Spalt zeigt Abb. 6. Der senkrechte Spalt mit der Spaltweite s wird von zwei glatten Wänden gebildet. Der Spalt ist mit einer stagnierenden Flüssigkeit gefüllt, in die am Boden und gleichmäßig über die Höhe einer Seite Luft eingespeist wird, die nach oben abströmt. Das so entstehende zweiphasige Flüssigkeits-Gas-Gemisch ist das Wärmetransport-Medium, das die Wärme von der heißen zur kalten Seite transportiert. Anders als im Realfalle ist in der Skizze der Wärmestrom von der gasfreisetzenden Oberfläche weg gerichtet, so wie es aus technischen Gründen in Modellexperimenten durchgeführt wurde. Die Richtung des Wärmestromes ist natürlich für die Höhe des Wärmeübergangs ohne Bedeutung. Gefragt wird zunächst nach der Temperaturdifferenz über dem Spalt, die

sich als Folge des aufgepähten Wärmestromes einstellt, wobei verschiedene Einflußgrößen zu berücksichtigen sind. Dabei war, in Ergänzung zu den Experimenten in /4/, besonders der Einfluß der seitlichen Gaseinspeisung zu untersuchen. Eine Darstellung der Ergebnisse in verallgemeinerter Form als Ähnlichkeitsbeziehung erlaubt schließlich die Übertragung auf die spezielle Kernschmelzen-Situation.

Für den fluidgefüllten Spalt mit Gaseinspeisung von unten gilt nach /4/:

$$Nu = 1,046 \cdot 10^{-2} Re^{0,236} Pr^{0,407} \quad (1)$$

Hierin sind die dimensionslosen Kennzahlen in der folgenden Weise definiert:

$$Nu = \frac{\alpha}{\lambda} \left(\frac{\nu^2}{g} \cdot \frac{\rho}{\rho - \rho'} \right)^{1/3} \quad (2)$$

$$Pr = \nu/a \quad (3)$$

$$Re = \frac{\dot{V} \cdot s}{A_s \cdot \nu} = \frac{v_e \cdot s}{\nu} \quad (4)$$

α Wärmeübergangskoeffizient

λ Wärmeleitfähigkeit der Flüssigkeit

ν kinematische Viskosität

a Temperaturleitfähigkeit der Flüssigkeit

ρ Dichte der Flüssigkeit

ρ' Dichte des Gases

g Erdbeschleunigung

s Spaltbreite

A_s Gundfläche des Spaltes

\dot{V} Gasstrom

v_e Leerrohrgeschwindigkeit des Gases = \dot{V}/A_s

Wegen $\rho' \ll \rho$ vereinfacht sich die Nusselt-Zahl zu

$$Nu = \frac{\alpha}{\lambda} \left(\frac{\nu^2}{g} \right)^{1/3} \quad (5)$$

Damit gehen in (1) nur die Stoffwerte der Flüssigkeit ein. Das Gas im Spalt hat nur indirekt, nämlich über die Rührwirkung, die es auf die Spaltflüssig-

keit ausübt, Einfluß auf den Wärmeübergang, so lange, wie der Gasanteil im Spalt nicht zu hoch ist.

Der Gleichung (1) liegt weiterhin zugrunde, daß, wie experimentell bestätigt, der Wärmeübergang unabhängig von Gasblasendurchmesser bzw. Oberflächenspannung ist. Gleichfalls ist die Spaltbreite s , außer in der Re-Zahl, ohne Einfluß auf den Wärmeübergang. Dies hat zur Folge, daß die Nusselt-Zahl nicht - wie sonst üblich - mit der Spaltbreite gebildet ist. Tatsächlich ist die Nusselt-Zahl in (2) als Produkt von $Nu_s / Ar_s^{1/3}$ zu interpretieren, wobei zwar Nusselt- und Archimedes-Zahl mit der Spaltbreite gebildet sind, das Produkt jedoch wegen des Exponenten $1/3$ spaltweitenunabhängig ist. So ist der Klammer-Term in (2) mit

$$l = \left(\frac{v^2}{g} \cdot \frac{\rho}{\rho - \rho'} \right)^{1/3} \quad (6)$$

als Maß für die hydrodynamische Grenzschichtdicke zu interpretieren, die durch die aufsteigenden Gasblasen bestimmt wird. Aus der Gültigkeit von (1) folgt, daß die Grenzschichten im Spalt nur die wandnahen Bereiche erfassen, während das Innere des Spaltes praktisch isotherm ist (Abb. 7).

Der Beziehung (1) liegt als Voraussetzung zugrunde, daß sich der Gasvolumenstrom längs der Spalthöhe nicht verändert. Im hier interessierenden Fall der seitlichen Gaseinspeisung nimmt jedoch der Gasvolumenstrom und damit die Re-Zahl mit der Lauflänge im Spalt zu. Daher wird auch die Wärmeübergangszahl höhenabhängig, so daß zwischen einer lokalen und einer über die Höhe gemittelten Wärmeübergangszahl zu unterscheiden ist:

$$\overline{Nu} = 1/l \int_0^l Nu(h) dh \quad (7)$$

Hierin sind l die Höhe des Spaltes, Nu die mittlere und $Nu(h)$ die lokale Nusselt-Zahl.

Wie die weiter unten diskutierten Experimente zeigen, wird auch bei seitlicher Gaseinspeisung der lokale Wärmeübergang durch Gleichung (1) beschrieben. Zur Integration von (7) kann in guter Näherung und im Hinblick auf die Experimente die Gaseinspeisung als unabhängig von der Höhe angesehen werden. Dann ändert sich die Reynolds-Zahl im Spalt gemäß

$$Re(h) = Re_{\text{unt}} + Re_{\text{seit}} \cdot h/l \quad (8)$$

Re_{unt} ist mit dem Gasstrom von unten, Re_{seit} mit dem gesamten seitlichen Gasstrom gebildet.

Verwendung von (1) und (8) in (7) und Durchführung der Integration ergibt:

$$\overline{Nu} = 8,479 \cdot 10^{-3} \frac{Pr^{0,407}}{Re_{\text{seit}}} ((Re_{\text{seit}} + Re_{\text{unt}})^{1,236} - Re_{\text{unt}}^{1,236}) \quad (9)$$

Darin ist $Re_{\text{seit}} + Re_{\text{unt}} = Re_{\text{ges}}$ die mit dem gesamten Gasstrom gebildete Re-Zahl.

Diese Gleichung enthält als Spezialfall Gl.(1) bei rein radialem Gaszufluß. Bei rein seitlicher Gaseinspeisung vereinfacht sich (9) zu

$$\overline{Nu} = 8,479 \cdot 10^{-3} Pr^{0,407} Re^{0,236} \quad (10)$$

Zur Überprüfung der obigen Wärmeübergangsrelationen wurden Experimente mit der in /4/ verwendeten, modifizierten Meßeinrichtung durchgeführt. Die wesentliche Änderung betrifft die zusätzliche seitliche Gaseinspeisung, die durch eine Sinterbronze-Wand erfolgt. Bei vorgegebener Temperatur der kalten, gasundurchlässigen Wand wird die poröse Wand mit konstanter Leistung beheizt. Gemessen wird die sich einstellende Temperaturdifferenz im Spalt, wobei die Gasvolumenströme, die seitlich oder von unten eingespeist werden, variiert werden. Durch Wahl unterschiedlicher Versuchsflüssigkeiten wird weiterhin der Prandtl-Zahl-Einfluß untersucht.

Die aus den Messungen gewonnenen Wärmeübergangszahlen sind in den Abb. 8a+b in der Form $\overline{\alpha}/\lambda$ über der Re-Zahl in doppelt-logarithmischer Auftragung dargestellt (λ = Wärmeleitfähigkeit der Flüssigkeit im Spalt). Dabei ist die Re-Zahl mit dem Volumenstrom des gesamten in den Spalt einströmenden Gases gebildet, ist also bei entsprechenden Versuchsbedingungen die Summe $Re_{\text{unt}} + Re_{\text{seit}}$. In Abb. 8a ist als Versuchsflüssigkeit Wasser, in Abb. 8b Silikonöl M10 eingetragen. Letzteres entspricht in seinen Stoffwerten im wesentlichen der 60 %igen Glycerin-Wasser-Mischung, die in /4/ verwendet wurde, weist aber eine deutlich geringere Schaumbildung auf, was experimentelle Vorteile hat. Die Prandtl-Zahl bei den Versuchsflüssigkeiten ist 7 bzw. 100, deckt also den Bereich einer silikatischen Schmelze ab. In beiden Bildern bedeuten die offe-

nen Symbole, daß die Gaseinspeisung in den Spalt nur seitlich erfolgte. Die gefüllten Symbole in Abb. 7a sind Meßreihen, bei denen die Gaseinspeisung gleichzeitig von unten und seitlich erfolgte, mit einer konstanten unteren Gaseinspeisung, die $Re_{\text{unt}} = 100$ entspricht.

Bei beiden Versuchsflüssigkeiten nimmt der Wärmeübergang mit steigender Re-Zahl zu, da die wachsende Rührwirkung der Gasblasen die Grenzschichten im Spalt dünner macht. Wird die Gaseinspeisung auch von unten vorgenommen, so ergibt sich bei gleicher Gesamt-Reynolds-Zahl ein höherer Wärmeübergang, da die Rührwirkung der von unten eingespeisten Gasblasen längs der gesamten Spalthöhe wirkt (Abb. 7a). Die Streuung der Messungen ist vor allem auf die Verwendung von Sinterbronze als porösem Wandmaterial zurückzuführen, die wegen ihrer schlechten Wärmeleitung die Einhaltung einer konstanten Wandtemperatur erschwert.

Von Interesse ist der Vergleich der Messungen mit den Aussagen der Ähnlichkeitsbeziehung Gl. 9, die, angewandt auf die jeweiligen Versuchsbedingungen, als gestrichelte Kurve in Abb. 8 eingezeichnet ist.

Der Vergleich der gerechneten mit den gemessenen Werten für Wasser in Abb. 8a zeigt, daß die gerechneten Werte im oberen Streubereich der Messungen liegen. Unter Berücksichtigung der oben diskutierten Meßfehler ist die Übereinstimmung als gut zu bezeichnen. Zu erwähnen ist, daß die gerechneten wie auch die gemessenen Wärmeübergangszahlen sich für die hier gewählten zwei verschiedenen Gaseinspeisungen nur wenig unterscheiden und daß sie für $Re > 10^4$ praktisch identisch sind.

Der Vergleich für Silikonöl in Abb. 8b zeigt sehr gute Übereinstimmung zwischen Experiment und Rechnung im Fall der seitlichen Gaseinspeisung. Dies bestätigt also die Anwendbarkeit der Ähnlichkeitsbeziehung (9). Demzufolge besteht hinsichtlich des Wärmeübergangs im Spalt kein Unterschied, ob die Gasblasen von unten in den Spalt eingespeist werden oder seitlich an der Spaltwand entstehen und ablösen. Die Grenzschichtbeeinflussung der Gasblasen erfolgt also vorwiegend durch den Blasenauftstieg mit der entsprechenden Rührwirkung, weniger durch die Blasenentstehung. Sie ist demzufolge auch, in Übereinstimmung mit der Modellbildung in /4/, unabhängig von der Spaltweite. Da im hier vorliegenden Experiment durch die Art der seitlichen Gaszufuhr erheblich kleinere Gasblasen entstehen als in /4/, wird zusätzlich die Unabhängig-

keit des Wärmestromes von Blasengröße bzw. Oberflächenspannung bestätigt.

Die Ähnlichkeitsbeziehungen Gleichungen (1) und (9) können somit für die spezielle Wärmeübergangsproblematik im Kernschmelzen-Unfall nach Krustenbildung herangezogen werden.

Literatur:

/1/ H. Alsmeyer, M. Peehs, D. Perinic:

"Untersuchung der Wechselwirkung einer Kernschmelze mit Beton in der BETA-Versuchsanlage", PNS-Jahreskolloquium 1982, Karlsruhe, 26.10.1982 KfK 3470.

/2/ M. Reimann, W.B. Murfin:

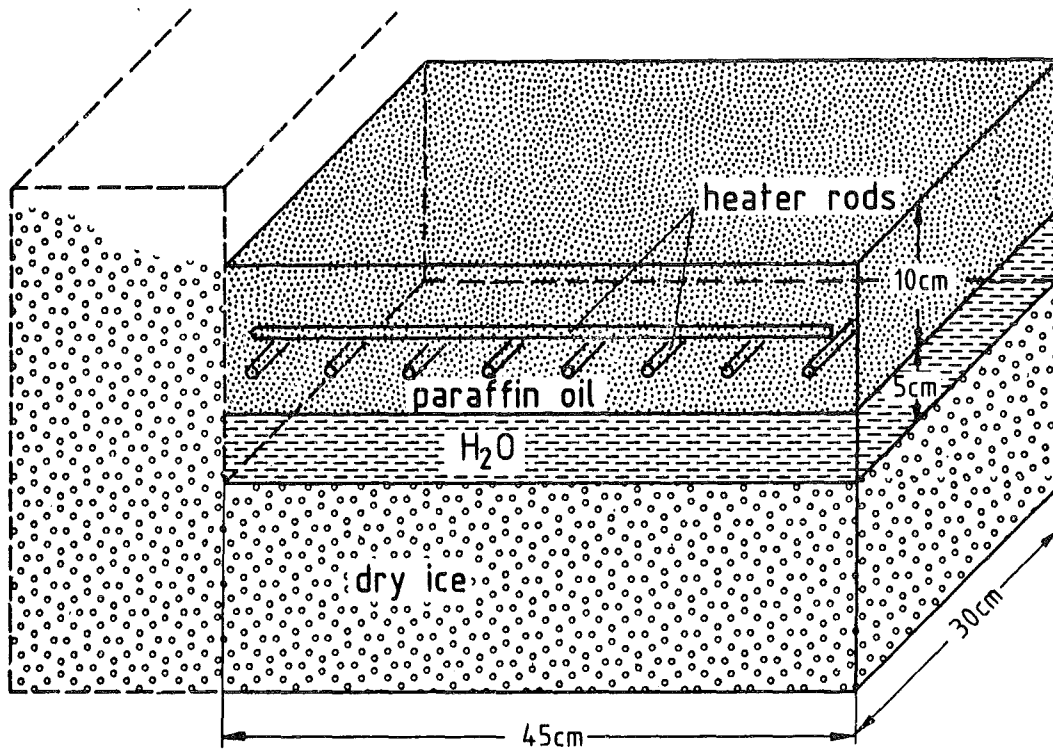
"The WECHSL Code: A Computer Program for the Interaction of a Core Melt With Concrete", KfK 2890, Nov. 1981.

/3/ W. Schwarzott, M. Reimann:

"Neue Aspekte bezüglich der Langzeitvorgänge während des Eindringens der Kernschmelze in das Betonfundament", Jahrestagung Kerntechnik, Berlin 1983, Tagungsband S. 307.

/4/ H. Alsmeyer, E. Neitzel:

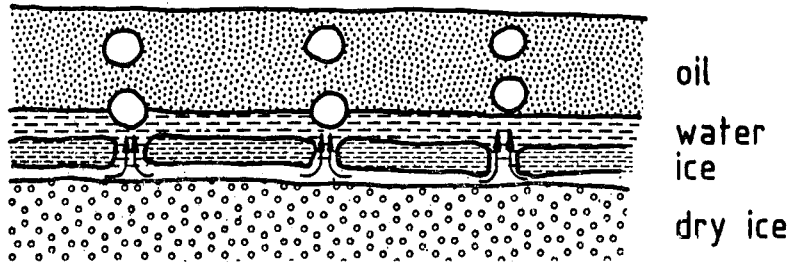
"Wärmeübergang in einem flüssigkeitsgefüllten senkrechten Spalt bei Durchgang von Gasblasen", Jahrestagung Kerntechnik, Berlin 1983. Tagungsband S. 141.



| | starting temp. | freezing temp. | Prandtl-Number | Simulation material for |
|--------------|----------------|----------------|----------------|-------------------------|
| water | 20°C | 0°C | ≈ 10 | metallic melt |
| paraffin oil | 20°C | -20°C | >1000 | oxidic melt |
| dry-ice | -79°C | — | — | concrete |

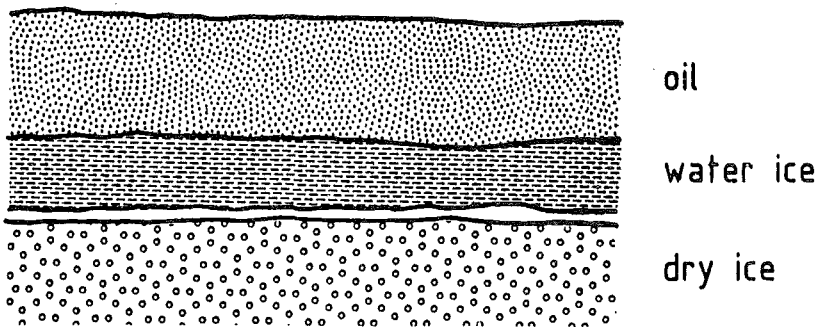
constant power input 75 - 700 W

Abb. 1 Prinzipschema des Modellexperiments zur Krustenbildung



High Input Power:

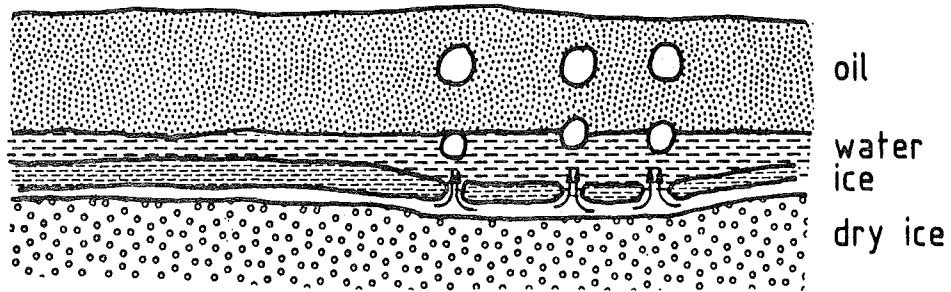
porous crust, gas agitation produces
nearly homogenous melt temperature at
low temperature level



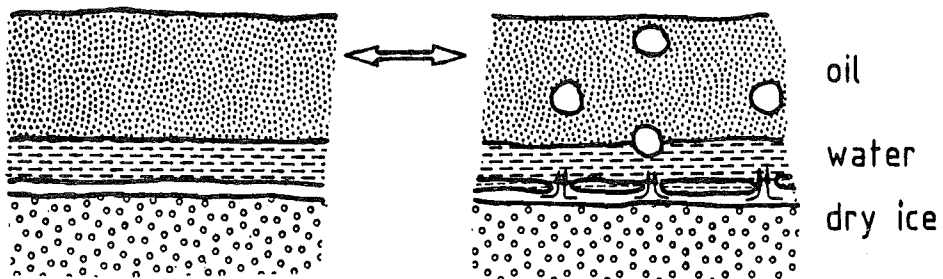
Low Input Power:

gas tight crust, natural convection,
temperature rise in heated oxidic layer

Abb. 2 Krustenbildung bei horizontaler Schichtung
a) hohe Nachwärmeleistung
b) niedrige Nachwärmeleistung



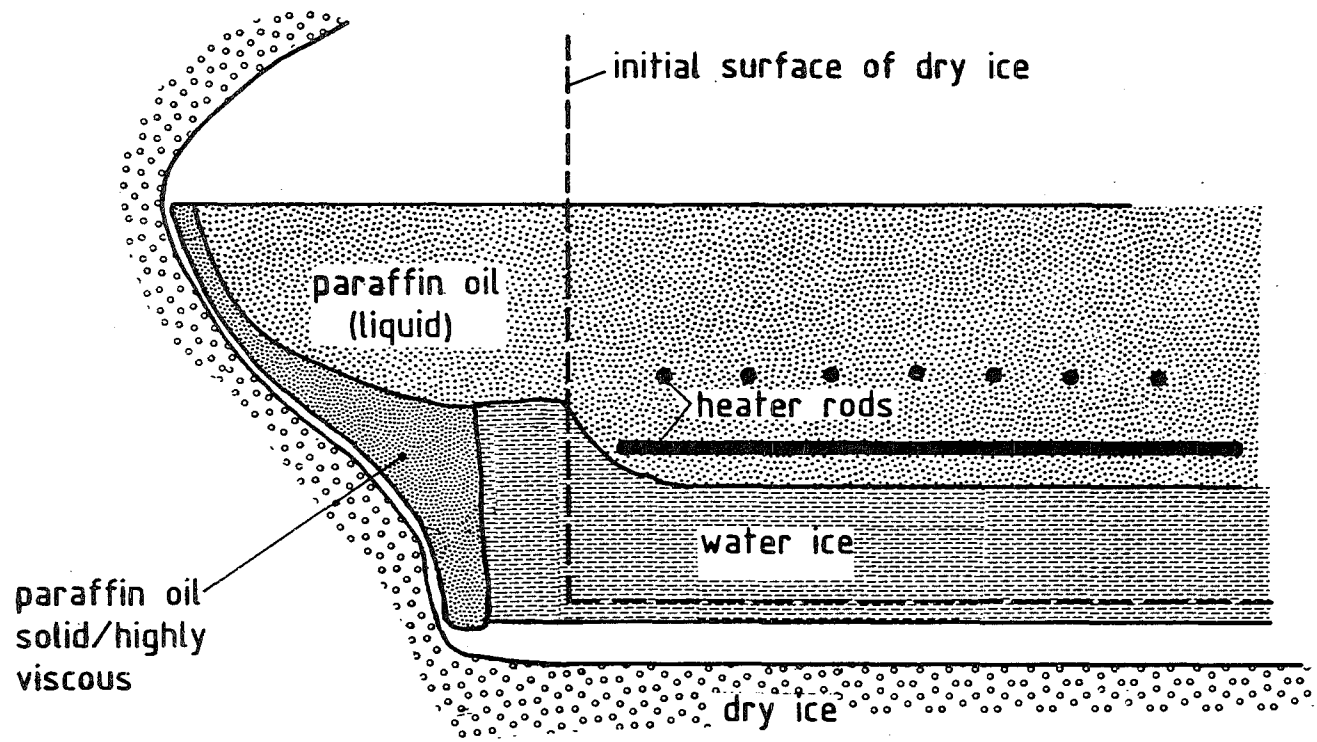
mode 1: variation with position



mode 2: variation with time

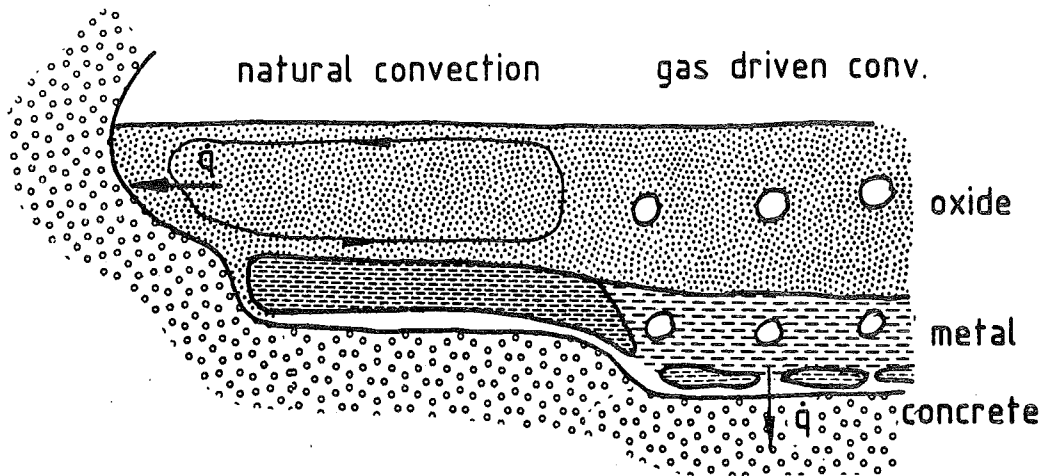
Intermediate Input Power

Abb. 3 Krustenbildung bei horizontaler Schichtung
mittlere Nachwärmeleistung
a) örtliche Variation des Gasdurchgangs
b) zeitliche Variation des Gasdurchgangs



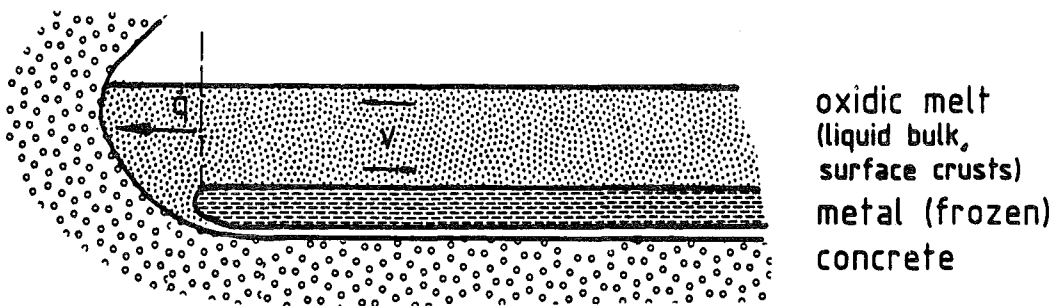
valid for a wide range of input power

Abb. 4 Krustenbildung bei einer aufschmelzenden Ecke



High Input Power:

gas driven and natural convection, sideward and downward penetration



Low Input Power:

gas tight crust, sideward penetration dominating

Abb. 5 Anwendung auf die Reaktor-Situation
a) hohe Nachwärmeleistung
b) niedrige Nachwärmeleistung

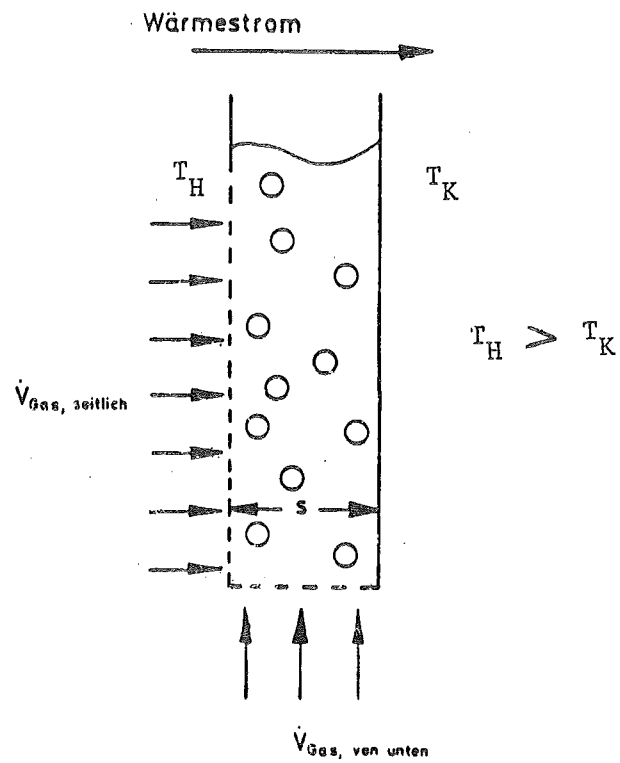


Abb. 6 Prinzipskizze zum Wärmeübergang im senkrechten Spalt

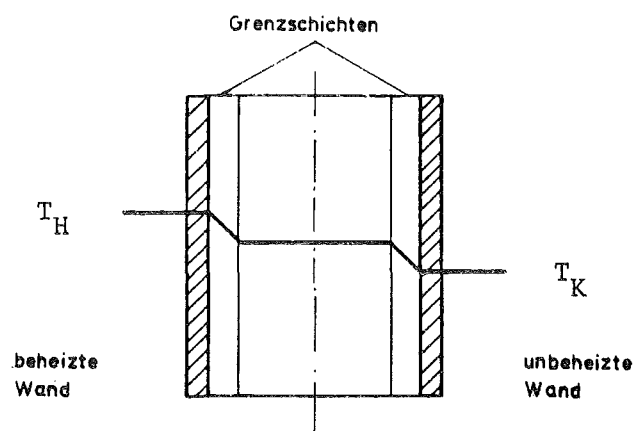


Abb. 7 Schematische Darstellung des Temperaturprofils im senkrechten Spalt

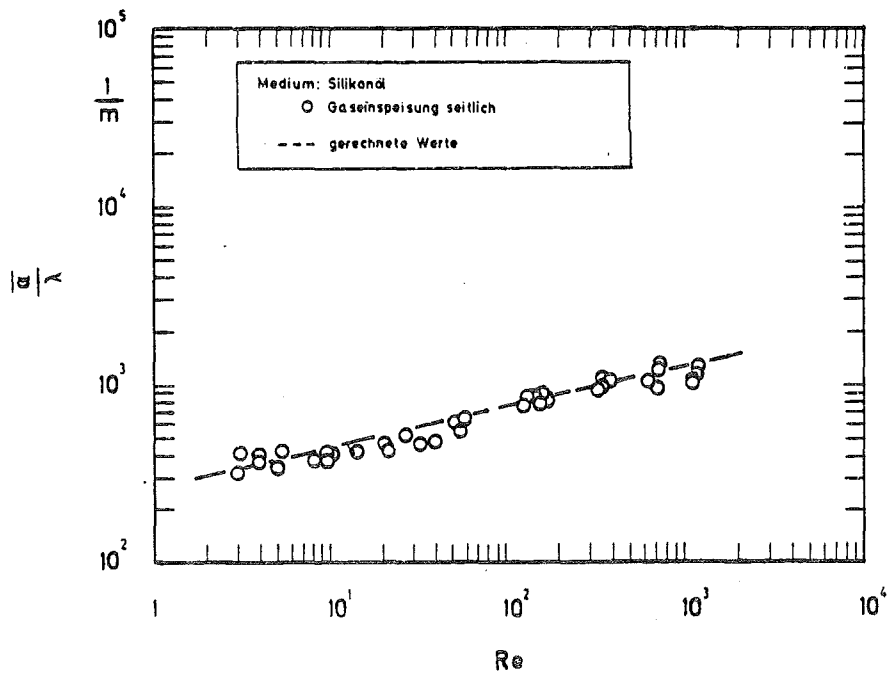
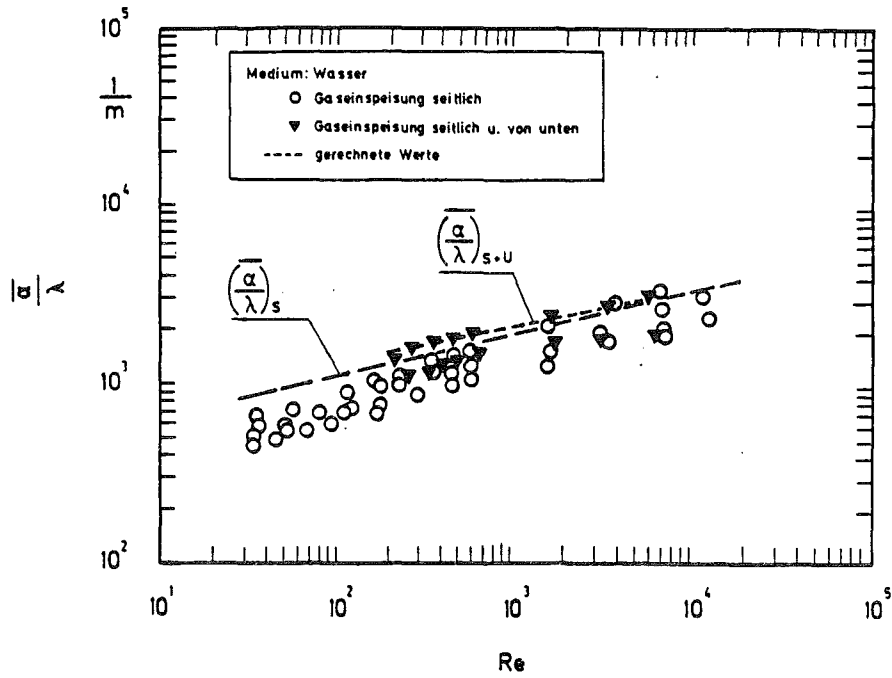


Abb. 8 Wärmedurchgang bei verschiedenen Medien in einer zweiphasigen Spaltströmung bei Gaseinspeisung von unten und von der Seite
 a) Wasser, $Pr = 7$
 b) Silikonöl, $Pr = 100$

06.01 SICHERHEIT UND UMGEBUNGSSCHUTZ VON KKW

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

06.01.14 Abluftfilterung an Reaktoren 4400 - 1

- O6.01.14 Abluftfilterung an Reaktoren
- O6.01.14/16A Bestimmung der Iodkomponenten in der Abluft
PNS 4414 von Siedewasserreaktoren
(H. Deuber; LAF II)

Einleitung

Bei der Berechnung der Strahlenexposition der Bevölkerung in der Umgebung von Kernkraftwerken durch luftgetragenes Radioiod werden nach dem heute üblichen Verfahren /1/ drei physikalisch-chemische Radioiodkomponenten berücksichtigt: elementares (I_2), schwebstoffförmiges und organisches (CH_3I) Iod. Diese Iodkomponenten tragen über den Weide-Kuh-Milch-Pfad in sehr unterschiedlichem Maße zu der beim bestimmungsgemäßen Betrieb entscheidenden Ingestionsdosis bei, da sich ihre Ablagerungsgeschwindigkeiten bei Weidepflanzen etwa wie 100:10:1 verhalten (Fallout).

Nur bei Kenntnis der Anteile der Radioiodkomponenten in der Fortluft läßt sich daher eine annähernd realistische Berechnung der Strahlenexposition der Bevölkerung durchführen. Vor allem durch Einsatz von Iodfiltern in den Abluftströmen, die die Hauptquellen für das in die Umgebung freigesetzte elementare Radioiod darstellen, ist eine effektive Reduzierung der Strahlenexposition zu erreichen.

Im vorliegenden Bericht wird auf ^{131}I -Messungen in einem deutschen Siedewasserreaktor (SWR 5) während eines Zeitraumes von etwa vier Monaten eingegangen. Diese Messungen dienten vor allem der Bestimmung des Anteils des elementaren ^{131}I in der Kaminfortluft und der Hauptquellen des in die Umgebung freigesetzten elementaren ^{131}I .

Berichte über entsprechende Messungen in anderen deutschen Siedewasserreaktoren mit ähnlichen Lüftungssystemen liegen vor /2, 3/. Analoge Untersuchungen in ausländischen Siedewasserreaktoren werden in der Literatur beschrieben /4/.

Zur Erfassung der oben genannten Iodkomponenten wurden die Messungen mit diskriminierenden Iodsammlern durchgeführt /5/.

2. Daten des Reaktors

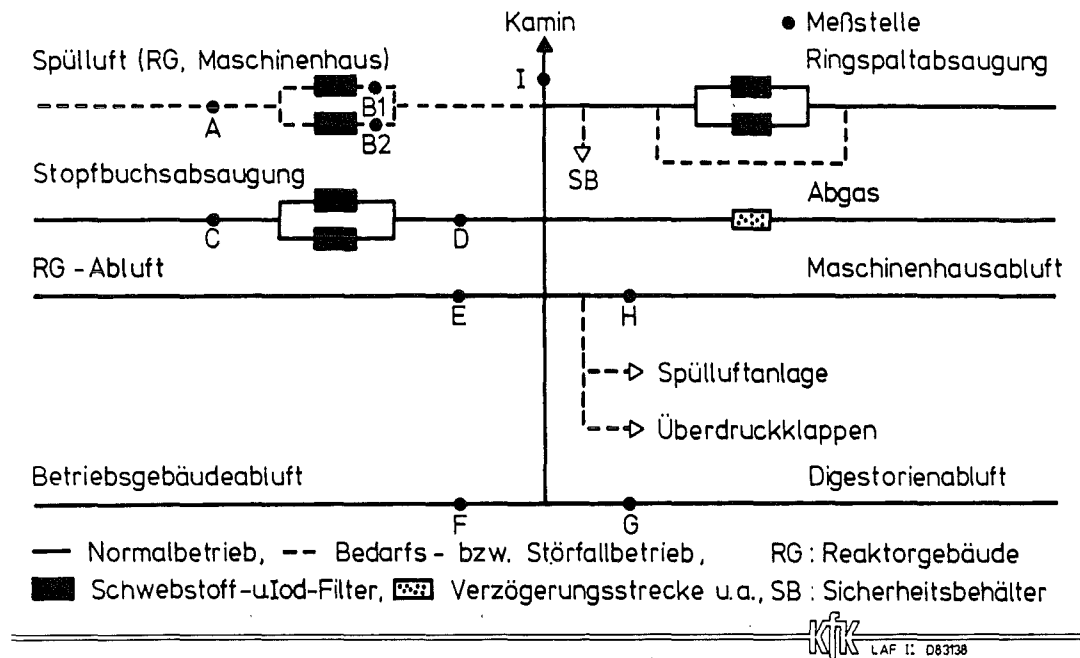
Das Lüftungsschema des SWR 5 geht aus Abb. 1 und den dazugehörigen Erklärungen hervor. Wichtige Daten zur Abluft sind in Tab. 1 enthalten.

Zu kontinuierlichen Messungen in der Kaminfortluft diente die Meßstelle I. Einzelne Abluftströme, nämlich Spülluft, Stopfbuchsabsaugung, Reaktorgebäudeabluft, Betriebsgebäudeabluft, Digestorienabluft und Maschinenhausabluft wurden, soweit sie in Betrieb waren, kontinuierlich mit den Meßstellen A, B1, B2, C, D, E, F, G, H erfaßt. (Wegen nicht einwandfreien Betriebs von Iodsammlern und verspätete Einrichtung von Meßstellen liegen teilweise keine Meßwerte vor.) Die gefilterte Stopfbuchsabsaugung wurde während der Sammlerperioden* 7 bis 15 durch eine provisorische Schaltung über die Spülluftanlage abgegeben und mit den Meßstellen A, B1 und B2 noch einmal erfaßt.

Die in der Spülluft und in der Stopfbuchsabsaugung betriebenen Iodfilter bestehen aus Tiefbettfiltern. Bei den Auslegungsdurchsätzen (12.000 bzw. 1.000 m³/h) betragen die Verweilzeiten ca. 0,5 bzw. 0,7 s.

Die Betriebsphasen, die im folgenden getrennt ausgewertet werden, gehen aus Tab. 2 hervor. Es handelt sich, wie ersichtlich, um eine Leistungsbetriebsphase und zwei Revisionsphasen.

* Sammlerperioden sind aneinandergrenzende, fortlaufend nummerierte Meßzeiträume von einwöchiger Dauer.



Vereinfachtes Abluftschema des SWR 5

Abb. 1^a

^a Die Abluft aus Teilen des Reaktorgebäudes (Sicherheitsbehälter, Steuerstabantriebsraum, Ringspaltfundament, Reaktorbedienungsbühne u.a.) und des Maschinenhauses kann, wie angegeben, bei Bedarf über Schwebstoff- und Iodfilter (Spülluftanlage) abgegeben werden. Die Stopfbuchsabsaugung besteht aus der Abluft aus Stopfbuchsen von reaktorwasserführenden Armaturen und aus der Abluft verschiedener Behälter, die insbesondere Ionenaustauscher der Reaktorwasserreinigung enthalten. Die bei der Meßstelle F erfaßte Betriebsgebäudeabluft stammt aus dem Kontrollbereich. Die Digestorienabluft wird über Schwebstofffilter (nicht eingezeichnet) abgegeben. (Weitere Angaben in Tab. 1 und im Text.)

Tab.1; Abluftströme des SWR 5

| Abluftstrom ^a | Meßstelle | Durchsatz (m ³ /h) | Sammelperioden ^d mit ¹³¹ I-Meßwerten |
|-----------------------------------|-----------|----------------------------------|---|
| Kaminfortluft | I | 330 000 | 1 - 17 |
| Spülluft (ungefiltert) | A | 12 000 ^b | 8, 11 - 16 |
| Spülluft (gefiltert) | B1,B2 | 12 000 ^b | 11 - 16 (B1); 8,10 - 12 (B2) |
| Stopfbuchsabsaugung (ungefiltert) | C | 1 000 ^c | 3 - 17 |
| Stopfbuchsabsaugung (gefiltert) | D | 1 000 ^c | 13 - 17 |
| Reaktorgebäudeabluf | E | 140 000 | 1 - 17 |
| Betriebsgebäudeabluf | F | 30 000 | 3 - 17 |
| Digestorenabluf | G | 12 000 | 1 - 17 |
| Maschinenhausabluf | H | 140 000 | 1 - 17 |

^a Temperatur: 20 - 60 °C; relative Feuchte: 20 - 70 %

^b bei Betrieb eines Filters (16 000 m³/h bei Betrieb zweier Filter);
Betrieb nur während der Sammelperioden 7 - 16

^c während der Sammelperioden 7 - 15 (sonst meistens < 10 m³/h)

^d aneinandergrenzende, fortlaufend numerierte Meßzeiträume von einwöchiger Dauer
(bei den Meßstellen A, B1 und B2 teilweise kürzere Meßzeiträume)

Tab. 2: Betriebsphasen

| Betriebsphasen | Sammelperiode |
|-------------------------------|---------------|
| Leistungsbetrieb ^a | 1 - 5 |
| Revision 1 ^b | 6 - 11 |
| Revision 2 ^b | 12 - 17 |

^a Betriebsphase außerhalb der Revision

^b Unterscheidung zur getrennten Ausrechnung der ersten und zweiten Hälfte der Revision (in der ersten Hälfte der Revision besonders hohe Freisetzung von luftgetragenen ¹³¹I)

3. Ergebnisse und Diskussion

Es wurden schwebstoffförmiges, elementares und organisches ^{131}I bestimmt. Da der Anteil des schwebstoffförmigen ^{131}I in den einzelnen Sammlerperioden meistens $< 10\%$ war, wird im folgenden auf diese ^{131}I -Komponente nicht näher eingegangen. (Ihr Anteil betrug im Mittel ca. 10% bei Leistungsbetrieb und ca. 1% bei Revision; vgl. Tab. 3 und 5).

3.1 Messungen in der Kaminfortluft

Die mittleren Abgaberaten und Anteile der ^{131}I -Komponenten in der Kaminfortluft während der einzelnen Betriebsphasen sind in Tab. 3 angeführt. Der hohe Anteil des elementaren ^{131}I bei Leistungsbetrieb und der geringe Anteil des elementaren ^{131}I bei Revision sind deutlich zu erkennen. Da bei hohen Abgaberaten der Anteil des elementaren ^{131}I gering war, ergibt sich für den gesamten Meßzeitraum (Leistungsbetrieb und Revision) ein geringer Anteil des elementaren ^{131}I (13%).

Bei anderen deutschen Siedewasserreaktoren wurde bei hohen Abgaberaten ebenfalls ein geringer Anteil des elementaren ^{131}I festgestellt, so daß die während verschiedener Jahre gemessenen mittleren Anteile des elementaren ^{131}I zwischen 16% und 47% lagen /2, 3/.

Tab. 3: Abgaberaten und Anteile der ^{131}I -Komponenten in der Kaminfortluft

| Betriebsphase ^a | ^{131}I -Komponente | Abgaberate ^b (Ci/s) | Anteil ^c (%) |
|----------------------------|------------------------------|-----------------------------------|----------------------------|
| Leistungsbetrieb | elem. | 4,0 (-10) | 76 |
| | org. | 6,9 (-11) | 13 |
| | gesamt. | 5,3 (-10) | |
| Revision 1 | elem. | 2,2 (- 9) | 12 |
| | org. | 1,6 (- 8) | 88 |
| | gesamt. | 1,9 (- 8) | |
| Revision 2 | elem. | 6,9 (-11) | 14 |
| | org. | 4,3 (-10) | 86 |
| | gesamt. | 5,0 (-10) | |

^a Dauer der Betriebsphasen: s. Tab. 2

^b Zehnerpotenz durch Exponenten in Klammern wiedergeben

^c berechnet aus den Abgaberaten
(restlicher Anteil: schwebstoffförmiges ^{131}I)

3.2 Messungen in den die Kaminfortluft bildenden Abluftströmen

Die mittleren Abgaberaten der ^{131}I -Komponenten in den Abluftströmen während verschiedener Betriebsphasen sind in Tab. 4 wiedergegeben. Tab. 5 enthält die mittleren Anteile der ^{131}I -Komponenten in den Abluftströmen. Daraus geht folgendes hervor:

- a) Die höchsten zur Freisetzung in die Umgebung beitragenden Abgaberaten des elementaren ^{131}I traten in der Abluft aus dem Reaktorgebäude und aus dem Maschinenhaus auf.
- b) Die hohen Abgaberaten des elementaren ^{131}I in der Spülluft und Stopfbuchsabsaugung wurden durch Filterung auf für die Freisetzung in die Umgebung unbedeutende Werte reduziert.
- c) Die Abgaberaten des elementaren ^{131}I in der Digestorienabluft hatten eine für die Freisetzung in die Umgebung unbedeutende Höhe.

Diese Befunde stimmen zum großen Teil mit den in einem anderen deutschen Siedewasserreaktor (SWR 4) erzielten Ergebnissen überein /2/. Das gilt insbesondere für die relativ geringe Abgabe von elementarem ^{131}I mit der Digestorienabluft (Gegensatz zu Druckwasserreaktoren /5, 6/). Ein markanter Unterschied besteht in der beim SWR 5 hohen Abgaberate des organischen ^{131}I in der gefilterten Spülluft und Stopfbuchsabsaugung.

Aus den bisher erzielten Ergebnissen ist zu schließen, daß, wie beim SWR 4, durch Erhöhung der Abscheidegrade der vorhandenen Iodfilter oder durch Einbau weiterer Iodfilter von mittlerem Durchsatz (Größenordnung: $10.000 \text{ m}^3/\text{h}$) die Freisetzung von elementarem ^{131}I in die Umgebung des SWR 5 nicht entscheidend gesenkt werden kann.

Tab. 4: Abgaberaten der ^{131}I -Komponenten in den Abluftströmen

| Abluftstrom | Meßstelle | ^{131}I -Komponente | Abgaberate (Ci/s) ^a | | |
|---|-----------|------------------------------|----------------------------------|---|---|
| | | | Leistungsbetrieb | Revision 1 | Revision 2 |
| Spülluft (ungefiltrert) | A | elem. org. gesamt. | - | - | 6,3(-11) 1,5(-10) 2,2(-10) |
| Spülluft (gefiltrert) | B1, B2 | elem. org. gesamt. | - | 2,2(-11) ^b 8,4(-10) ^b 8,7(-10) ^b | 4,9(-14) ^c 9,0(-11) ^c 9,0(-11) ^c |
| Stopfbuchsabsaugung (ungefiltrert) ^d | C | elem. org. gesamt. | - | 1,4(- 8) 4,0(- 7) 4,1(- 7) | 1,5(-10) 1,2(- 8) 1,2(- 8) |
| Stopfbuchsabsaugung (gefiltrert) ^d | D | elem. org. gesamt. | - | - | 1,2(-12) 4,8(-10) 4,8(-10) |
| Reaktorgebäudeabluft | E | elem. org. gesamt. | 1,2(-10) 2,9(-11) 1,6(-10) | 1,3(- 9) 2,5(- 8) 2,6(- 8) | 4,0(-11) 3,1(-10) 3,5(-10) |
| Betriebsgebäudeabluft | F | elem. org. gesamt. | 2,8(-12) 5,9(-14) 3,0(-12) | 5,4(-11) 6,6(-10) 7,2(-10) | 3,6(-13) 1,3(-12) 1,7(-12) |
| Digestorienabluft | G | elem. org. gesamt. | 7,2(-12) 3,2(-13) 7,9(-12) | 2,0(-11) 3,3(-10) 3,5(-10) | 7,6(-13) 1,1(-12) 1,9(-12) |
| Maschinenhausabluft | H | elem. org. gesamt. | 2,1(-10) 2,6(-11) 2,5(-10) | 6,9(-10) 2,1(- 9) 2,7(- 9) | 1,6(-10) 7,6(-11) 2,4(-10) |

- ^a Dauer der Betriebsphasen: s. Tab. 2;
- : keine oder nur wenige Meßwerte vorhanden;
- ^b Zehnerpotenzen durch Exponenten in Klammern wiedergegeben
- ^c Meßstelle B2; Sammelperioden 8, 10, 11
- ^d Meßstelle B1; Sammelperioden 12 - 16
Sammelperioden 7 - 15, sofern Meßwerte vorhanden
(Abgabe der gefilterten Stopfbuchsabsaugung über Spülluftanlage)

Tab. 5: Anteile der ^{131}I -Komponenten in den Abluftströmen

| Abluftstrom | Meß- stelle | ^{131}I - Kompo- nente | Anteil (%) ^a | | |
|--|----------------|---------------------------------------|-------------------------|-----------------------------------|--------------------------------------|
| | | | Leistungs- betrieb | Revision 1 | Revision 2 |
| Spülluft (ungefil- tert) | A | elem. org. | - | - | 29 70 |
| Spülluft (gefiltert) | B1,B2 | elem. org. | - | 3 ^b 97 ^b | < 1 ^c 100 ^c |
| Stopfbuchs- absaugung (ungefil- tert) | C | elem. org. | - | 3 97 | 1 98 |
| Stopfbuchs- absaugung (gefiltert) | D | elem. org. | - | - | < 1 100 |
| Reaktor- gebäude- abluft | E | elem. org. | 71 18 | 5 95 | 11 88 |
| Betriebs- gebäude- abluft | F | elem. org. | 93 2 | 8 92 | 21 77 |
| Digesto- rien- abluft | G | elem. org. | 91 4 | 6 94 | 40 59 |
| Maschinen- haus abluft | H | elem. org. | 83 10 | 25 75 | 67 32 |

^a berechnet aus den Abgaberaten (vgl. Tab. 4; restlicher Anteil: schwebstoffförmiges ^{131}I)

^b Meßstelle B2

^c Meßstelle B1

4. Zusammenfassung

Die Messungen des ^{131}I in der Kaminfortluft und in einzelnen Abluftströmen eines Siedewasserreaktors (SWR 5) während etwa vier Monaten führten u.a. zu folgenden Ergebnissen:

- a) In der Kaminfortluft betrug der Anteil des radiologisch entscheidenden elementaren ^{131}I im Mittel 13 %. Der Rest entfiel praktisch vollständig auf organisches ^{131}I .
- b) Das mit der Kaminfortluft abgegebene elementare ^{131}I wurde zum weitaus größten Teil von der ungefilterten Reaktorgebäudeabluft und Maschinenhausabluft (Durchsatz jeweils $140.000 \text{ m}^3/\text{h}$) geliefert.
- c) Die potentiell hohe Abgabe von elementarem ^{131}I mit der Spülluft und Stopfbuchsabsaugung wurde durch Iodfilterung auf unbedeutende Werte reduziert.

Die diesem Bericht zugrundeliegenden Messungen wurden mit Mitteln des Bundesministers des Innern gefördert.

An der Durchführung und Auswertung der Messungen waren vorwiegend beteiligt: R. Butz, A. Ladanyi, R. Sommerlatt und S. Winkler.

5. Literatur

- /1/ Der Bundesminister des Innern,
Allgemeine Berechnungsgrundlagen für die Bestimmung
der Strahlenexposition durch Emission radioaktiver
Stoffe (1977).
- /2/ Deuber, H.,
Die physikalisch-chemischen ^{131}I -Komponenten in der
Abluft eines Siedewasserreaktors (SWR 4),
KfK 3424 (1982).
- /3/ Deuber, H.,
Die physikalisch-chemischen ^{131}I -Komponenten in der
Fortluft eines Siedewasserreaktors (SWR 3),
KfK 3343 (1982).
- /4/ Pelletier, C. A., u.a.,
Sources of radioiodine at boiling water reactors,
EPRI NP - 495 (1978).
- /5/ Deuber, H.,
Die physikalisch-chemischen Radioiodkomponenten in
der Abluft eines Druckwasserreaktors (DWR 3),
KfK 3207 (1981).
- /6/ Deuber, H.,
Die physikalisch-chemischen Radioiodkomponenten in
der Abluft eines Druckwasserreaktors (DWR 2),
KfK 3206 (1981).

06.01.14/17A Entwicklung und Verbesserung von Abluftfiltern
PNS 4415 zum Einsatz unter Unfallbedingungen
(H.-G. Dillmann, R. Maier, H. Pasler, H. Schmitt;)

1. Entwicklung von Schwebstofffiltern zum Einsatz unter Unfallbedingungen

Die Arbeiten an den Metallfaserfiltern wurden fortgesetzt mit der Ermittlung des Abscheideverhaltens unter Dampfbeaufschlagung. (Nach einem schweren Reaktorunfall besteht die Sicherheitsbehälteratmosphäre im wesentlichen aus Dampf.) Hierbei ergaben sich besondere Schwierigkeiten bei der Probenahme-Meßtechnik, da die hier zu verwendenden Kernporenfilter sich als nur bedingt dampfbeständig erwiesen haben. Deshalb war es erforderlich, die gesamte Probenahmetechnik umzubauen und zu erweitern.

Hierzu wurden die Probenahmefilterhalter und Durchflußmesser in ein gemeinsames Isoliergehäuse eingebaut und mit einer temperaturregelbaren Luftheizung versehen, um die Probenahmefilter auf einem Temperaturniveau von 10 - 20 °C oberhalb der Taupunkttemperatur zu halten. Hierdurch wird durch die gleichmäßige Temperaturverteilung der Luftheizung eine örtliche Unterschreitung der Taupunkttemperatur vermieden, andererseits aber auch eine mögliche Überheizung an anderen Stellen verhindert, da die Kernporenfilter besonders unter Dampfeinwirkung stark temperaturempfindlich sind.

Die bisher zwischen 130 und 110 °C gemessenen Dekontaminationsfaktoren bei Anströmgeschwindigkeiten von ca. 30 cm/s lagen zwischen 1800 und 4000 (s. Tabelle 1), dies entspricht den Werten, die bei Beaufschlagung mit Luft und gleicher Flächenbelegung mit 2 µm Edelstahlfasern gemessen wurden.

Die Versuche werden mit steigender Dampffuchte fortgesetzt. Hierbei kann allerdings durch die Wasserlöslichkeit des Testaerosols Uranin durch die Bildung von Sekundärtröpfchen, die aus bereits abgeschiedenen Partikeln entstehen können, ein meßtechnisches Problem entstehen. Da z. Z. noch kein

erprobtes, vergleichbares Aerosol zur Verfügung steht, muß versucht werden, mit einer Zweischichtanordnung und einer durch größere Versuchszahl verbesserten Statistik zu belastbaren Ergebnissen zu gelangen.

Ein weiterer S-Filter Einsatz mit 2 µm Fasern befindet sich z. Z. in der Langzeiterprobung bei Temperaturen über 400 °C. Im Zusammenhang mit Versuchen zur Abgasreinigung von Kraftfahrzeugmotoren besteht die Aufgabe, die Abgase für die erforderlichen Gasanalysen von Partikeln zu reinigen. Bei den Dauerversuchen von mehreren Wochen wurden Maximaltemperaturen von ca. 430 °C erzielt. Die Filter arbeiten bisher einwandfrei.

2. Vorfilter aus Edelstahlfasern

Um die Standzeit der Feinfilter bei hoher Massenkonzentration von Partikeln in der Zuluft zu verlängern, sind Vorfilter mit hoher Staubspeicherkapazität zu entwickeln. Zum Nachweis ihrer Leistung müssen teilchengrößenspezifische Abscheidegrade als Funktion der Anströmgeschwindigkeit und des Faserdurchmessers ermittelt und die Beladung gemessen werden. Die Partikelart ist zur Ermittlung des Einflusses des spezifischen Gewichtes und der Oberflächenbeschaffenheit zu variieren.

Als erstes wurden Beladungsversuche an einer im LAF I vorhandenen Apparatur durchgeführt, die eine Beladung von Filtern mit Rußaerosolen erlaubt. Die Ergebnisse sind in Tabelle 2 angegeben. Zwischen den einzelnen Beladeschritten wurde, um den Beladezustand nicht als zusätzlichen Parameter berücksichtigen zu müssen, vor jeder neu eingestellten Anströmgeschwindigkeit eine Abreinigung durchgeführt. Rußaerosole, hier aus Kerosinbränden hergestellt, stellen ein in Bezug auf die Abreinigung besonders kritisches Aerosol dar, da Rußaerosole besonders stark anhaften.

Die Abreinigung erfolgte im Ultraschallbad sowohl mit Wasser unter Zusatz von Entspannungsmitteln, als auch mit Isopropanol. Es konnten sehr hohe Abreinigungswerte erzielt werden. Die Ergebnisse sind in Tabelle 3 wiedergegeben. Die Abreinigung erfolgte nahezu quantitativ, wenn man die Beladungen aus Tabelle 2 mit den abgereinigten Mengen aus Tabelle 3 vergleicht.

Es muß aber bedacht werden, daß mit der z. Z. benutzten Waage bei den kleinen Gewichts-differenzen der ca. 10 kg schweren Prüflinge der Wägefehler noch 20 - 30 % betragen kann.

3. Prüfungen an Glasfaserfiltern und Komponenten

Ziel dieser Arbeiten ist es, eine zuverlässige Vor-Ort-Prüfmethode für kerntechnische Schwebstofffilteranlagen bereitzustellen, die als Standard-Prüfverfahren in das atomrechtliche Genehmigungsverfahren übernommen werden kann.

Es wurden eine Reihe von Filterprüfungen an einer Abluftfilteranlage durchgeführt. Diese hat einen Gesamtvolumenstrom von ca. 30.000 m³/h, aufgeteilt in 2 Stränge von ca. 10.000 und 20.000 m³/h. Die ersten Messungen zeigten eine breite Streuung der Meßwerte, die sich nur mit einer inhomogenen Aerosolverteilung erklären lassen, da die erforderlichen Abstände zwischen Aerosolaufgabe und Rohluftprobenahme, bzw. Filter und Reinluftprobenahme von mindestens $L = 10 D_H$ (D_H = Hydraulischer Durchmesser = $4 \times F/U$) in diesen Lüftungsanlagen nicht vorgefunden werden.

Dieses Problem kann nur durch zusätzliche Einbauten, die zu einer besseren Verwirbelung des Prüfaerosols führen, reduziert werden.

Um eine bessere Durchmischung zu erreichen, wurden am Prüfkanal drei unterschiedliche Mischeinrichtungen untersucht:

1. ein Lochblecheinsatz, der in flüssigen Medien erfolgreich eingesetzt wird,
2. ein Mischsystem aus Blechteilen, durch die die Strömung in Rotation versetzt wird,
3. eine in der Literatur beschriebene Prallscheibe mit $F/2$ als Anströmquerschnitt.

Die Ergebnisse sind in Tabelle 6 dargestellt. Es zeigt sich, daß die wirksamste Mischeinrichtung eine $F/2$ Prallscheibe ist. Diese erzeugt die wirkungsvollste Wirbelfahne bei vertretbarem Druckabfall.

In weiteren Versuchsreihen wurde das Abscheideverhalten der den Schwebstofffiltern nachgeschalteten Aktivkohlefilter gegen Schwebstoffe untersucht. Hintergrund ist der oftmals sehr kompakte Aufbau von Lüftungsanlagen, der eine Probenahme zwischen den Schwebstoff- und Kohlefiltern nicht immer zuläßt. Bei den Versuchen zeigt sich ein sehr geringer Dekontaminationsfaktor der Aktivkohleschicht gegen Uraninpartikeln von ca. 1 - 3. Die Meßwerte sind in Tabelle 5 angegeben und zeigen, daß auch bei sehr kompakten Lüftungsanlagen die Schwebstofffilter einer quantitativen Vor-Ort-Prüfung des Abscheidegrades im eingebauten Zustand unterzogen werden können.

Ein zusätzliches Ergebnis einiger Versuchsreihen war die Erkennung eines Lecks in einer Filteranlage durch nicht ordnungsgemäß eingebaute bzw. angepreßte Filter. Diese Ergebnisse sind in Tabelle 4 angegeben.

Tabelle 1: Dekontaminationsfaktoren von Edelstahlfaserfiltern
bei Dampfbeaufschlagung

Materialbelegung : 1,5 kg/m² Fasern
Faserdurchmesser : 2 µm
Anströmgeschwindigkeit: ca. 30 cm/s
Volumenstrom : 350 m³/h
Druckdifferenz : 27 mbar
Druck : 1 bar
Medium : Heißdampf
Prüfaerosol : Uranin

| Temperatur (°C) | Dekontaminations- faktor | Abscheidegrad | Vergleich Luft / DF |
|--------------------|-----------------------------|---------------|------------------------|
| 130 | 4100 | 99,98 | 1400 |
| 130 | 4900 | 99,95 | |
| 120 | 2050 | 99,95 | 4000 |
| 120 | 3500 | 99,97 | |
| 110 | 1400 | 99,93 | |
| 110 | 1800 | 99,94 | |

Die Ergebnisse entsprechen Einzelversuchen.

Für statistisch besser abgesicherte Ergebnisse ist die Anzahl der Versuche wesentlich zu erhöhen.

Tabelle 2: Beladungsversuche mit Ruß-Aerosolen

Filtermaterial : Edelstahlfasern

Anströmfläche : 0,3 m²

| Volumen- strom (m ³ /h) | Faser- durch- messer µm | Material- belegung (Fasern) (g/m ²) | Druckabfall | | Abscheidegrad | | Beladung (g/m ³) |
|--|----------------------------------|--|-----------------------|-----------------------------------|--------------------------|----------------------------------|---------------------------------|
| | | | vor Beaufschlagung | nach Beaufschlagung (mm WS) | Beginn Beaufschlagung | Ende Beaufschlagung (in %) | |
| 400 | 2 | 2250 | 250 | 800 | 99 | > 99 | 25 |
| | 4 | 2400 | 94 | 520 | 99 | > 99 | 54 |
| | 8 | 2400 | 23 | 800 | 78 | > 99 | 66 |
| | 12 | 2400 | 10 | 760 | 77 | > 99 | 132 |
| | 22 | 2400 | 4 | 700 | 57 | 98 | 240 |
| 600 | 2 | 2250 | 450 | 800 | 95 | > 99 | 21 |
| | 4 | 2400 | 140 | 800 | 95 | > 99 | 45 |
| | 8 | 2400 | 40 | 800 | 59 | > 99 | 75 |
| | 12 | 2400 | 18 | 800 | 33 | 99 | 135 |
| | 22 | 2400 | 6 | 800 | 27 | 95 | 250 |

Tabelle 3: Abreinigung von Rußaerosolen von Edelstahlfaserfiltern

Anströmquerschnitt : $0,3 \text{ m}^2$

Volumenstrom : 1 $\hat{=}$ $400 \text{ m}^3/\text{h}$
2 $\hat{=}$ $600 \text{ m}^3/\text{h}$

| Faserdurch- messer μm | Belegung (g/m^2) | abgereinigte Menge * | |
|--|---------------------------------------|----------------------|----|
| | | 1 | 2 |
| 2 | 2250 | 9 | 7 |
| 4 | 2400 | 18 | 16 |
| 8 | 2400 | 22 | 28 |
| 12 | 2400 | 40 | 49 |
| 22 | 2400 | 68 | 74 |

* Die abgereinigte Menge wurde durch Wägung des Filters vor und nach der Abreinigung ermittelt. Aufgrund der kleinen Gewichtsdivergenz bei großem Filtergewicht ($> 10 \text{ kg}/\text{Element}$) kann der Fehler 20 - 30 % betragen.

Tabelle 4: Schwankungsbreite des Vor-Ort gemessenen Dekontaminationsfaktors an einer Abluftfilteranlage* vor und nach Fehlerbehebung

Volumenstrom: 10.000 m³/h
Bedingungen : Raumabluft
Prüfaerosol : Uranin
Aufgabeort : 1. OG
Bestückung : 7 "S"-Filterelemente

| Dekontaminationsfaktor | | |
|------------------------|----------------|--------|
| vor* | Fehlerbehebung | nach |
| 61,9 | | 25 700 |
| 26 | | 14 800 |
| 73 | | 21 200 |
| 102 | | 7 800 |
| 98 | | 7 700 |
| 65 | | 13 300 |
| 27 | | 6 400 |
| 80 | | |

* Filter waren nicht ordnungsgemäß angepreßt, optisch war der Fehler nicht erkennbar.

Die Schwankungen ergaben sich durch nicht hinreichend gleichmäßige Aerosolverteilung.

Tabelle 5: Dekontaminationsfaktor einer Lüftungsanlage ohne und mit Einbeziehung einer 50 cm Aktivkohleschicht

Volumenstrom: 10.000 und 20.000 m³/h

Bestückung : 7 bzw. 12 S-Filter

| Anlage (m ³ /h) | Dekontaminationsfaktor | | |
|-------------------------------|------------------------|------------------|-------|
| | nur S-Filter | S-Filter + Kohle | Kohle |
| 10.000 | 25.700 | 76.000 | 2,95 |
| | 14.800 | 46.000 | 3,1 |
| | 21.200 | 24.100 | 1,15 |
| | 13.300 | 15.500 | 1,17 |
| | 6.400 | 7.500 | 1,17 |
| | 62 * | 101 | 1,63 |
| | 26 * | 102 | 3,9 |
| | 73 * | 98 | 1,35 |
| | 65 * | 142 | 2,2 |
| | 27 * | 78 | 2,9 |
| 80 * | 84 | 1,05 | |
| 20.000 | 10.830 | 19.240 | 1,8 |
| | 9.020 | 17.000 | 1,9 |
| | 28.000 | 33.500 | 1,2 |
| | 10.700 | 24.400 | 2,3 |

* Die Meßwerte liegen wegen schlechter Anpressung der S-Filter absolut zu niedrig.

Die Schwankungen ergeben sich durch nicht hinreichend gleichmäßige Aerosolverteilung

Selbst mit diesen Schwankungen ist die Mindestanforderung der Klasse S von DF = 3333 noch nachzuweisen.

Tabelle 6: Wirksamkeit von Aerosolmischeinrichtungen
gemessen am Prüfkanal

Mischeinsatz 1: Kegelförmiges Lochblech

Mischeinsatz 2: Mehrfache Umlenkammern

Mischeinsatz 3: F/2 Prallscheibe

| Testeinsatz | Volumenstrom (m ³ /h) | Druckabfall (mm WS) | Standardabweichung in % | | Faktor Mischverbesserung (relativ) |
|-------------|-------------------------------------|------------------------|----------------------------|--------|--|
| | | | vor | hinter | |
| 1 | 1700 | 3 | ± 12,7 | ± 25 | ~ 1 * |
| 2 | 200 | 18 | ± 9,0 | ± 7 | 1,3 |
| 3 | 1700 | 2,5 | ± 37 | ± 10 | 3,55 |

* Im Rahmen der Meßgenauigkeit konnte keine Mischverbesserung ermittelt werden.

06.01.14/18A Studium des Verhaltens von Schwebstofffiltern der
PNS 4416 Klasse S unter simulierten Störfallbedingungen

(V. Rüdinger, Th. Arnitz, U. Ensinger,
U. Geckle, C.I. Ricketts; LAF II)

1. Einleitung

Die Lüftungssysteme kerntechnischer Anlagen werden bei Störfällen oder Unfällen als mit die wichtigsten möglichen Wege für eine Freisetzung von Radioaktivität in die Umgebung betrachtet /1, 2/. Die Filterelemente bilden dabei einen Teil der äußersten und gleichzeitig letzten verbleibenden Spaltproduktbarriere und sind deshalb für den Aktivitätseinschluß besonders wichtig.

Um die Höhe einer eventuellen Spaltproduktemission bei Störfällen und Unfällen vorhersagen zu können, müssen belastbare Daten nicht nur zur Quellstärke und zur Beschreibung des Aerosolverhaltens im Sicherheitsbehälter vorliegen, sondern auch zum Verhalten der Filterelemente unter den zu erwartenden möglicherweise extremen Betriebsbedingungen. Für die Schwebstofffilterelemente sind gesicherte Daten hierüber nicht in ausreichendem Maße vorhanden. Diese fehlenden Informationen sollen im Rahmen des vorliegenden Vorhabens erarbeitet werden, um sie in Risikobetrachtungen einfließen zu lassen und um sie den Genehmigungsbehörden zur Verfügung zu stellen.

Da die in den Lüftungssystemen am Einbauort der Filterelemente bei verschiedenen Störfällen voraussichtlich vorliegenden Betriebsbedingungen mangels geeigneter Rechencodes nur größenordnungsmäßig bekannt sind, sollen auch Beiträge zur Codeentwicklung geleistet und Daten zum Filterverhalten erarbeitet werden, die als Eingangswerte für die Benutzung solcher Lüftungsanlagen-codes erforderlich sind.

Aufbauend auf den im Rahmen des Programmes gewonnenen Erfahrungen sollen, soweit erforderlich, die Entwicklung verbesserter Komponenten angeregt bzw. durchgeführt werden, mit dem Ziel, die Auswirkungen von Störfällen auf die Umgebung zu reduzieren.

2. Schwebstofffilterbelastbarkeit gegenüber erhöhtem Differenzdruck bei Raumlufbedingungen

Bei Stör- und Unfällen muß damit gerechnet werden, daß die Schwebstofffilterelemente erheblichen mechanischen Beanspruchungen infolge hoher Differenzdrucke ausgesetzt sind. In Zusammenarbeit mit dem Los Alamos National Laboratory (LANL) sind bereits drei Testserien zur Untersuchung der mechanischen Belastbarkeit handelsüblicher Schwebstofffilter und verbesserter Prototypen durchgeführt worden /3/. Allerdings sind diese Untersuchungen wegen der Auslegung der Versuchsanlage nur bei Raumlufbedingungen (ca. 60 % r. F., ca. 25 °C) möglich.

Die wichtigsten Zielsetzungen dieser ersten Versuchsphase bei Raumlufbedingungen bestehen darin, einerseits den aktuellen technischen Stand hinsichtlich der mechanischen Belastbarkeit zu ermitteln und andererseits Filterelemente zu ertüchtigen. Im Berichtszeitraum wurde eine vierte abschließende Testserie am LANL mit etwa 100 Belastbarkeitstests durchgeführt.

Zur Abrundung und Ergänzung der bisherigen Untersuchungen handelsüblicher Filterelemente wurde der Einfluß der wichtigsten Abmessungen, Rahmengröße und Faltungstiefe, untersucht. Hierzu wurden je zwei entsprechend abgestufte Gruppen von Filterelementen zweier Hersteller ausgewählt. Es wurden Holzrahmenfilter mit Kunststoffvergußmasse jeweils in 3- bis 4-facher Wiederholung getestet. Dieser Filtertyp hat den Vorteil, daß die Technik der Fixierung des Faltenpacks im Rahmen gut gelöst ist und daß somit diese Einflußgröße auf die Belastbarkeitstwerte eliminiert ist.

Die in Tabelle I aufgelisteten Mittelwerte der Schadensdifferenzdrucke zeigen, daß die Belastbarkeit mit abnehmender Rahmengröße zunimmt. Eine Verringerung der Faltungstiefe reduziert bei den großen Filtern die Belastbarkeit.

Diese Resultate stimmen im wesentlichen mit den von Burchsted /4/ sowie von Anderson /5/ publizierten Werten, die im Rahmen von

Druckstoßtests gewonnen, wurden überein. Bei den Schwebstofffiltern mit den kleineren Abmessungen ist im Gegensatz hierzu eine Verbesserung der Belastbarkeit zu verzeichnen.

Tabelle I: Einfluß von Rahmengröße und Faltungstiefe auf die Differenzdruckbelastbarkeit handelsüblicher Schwebstofffilter; Holzrahmen; Kunststoffvergußmasse; Hersteller A und C

| Filtertyp | Rahmengröße mm | Faltungstiefe mm | Mittelwert Belastbarkeit kPa |
|-----------|-------------------|---------------------|------------------------------------|
| AN | 610 x 610 | 270 | 13,3 |
| AP | 610 x 610 | 130 | 10,3 |
| AR | 305 x 305 | 270 | 17,1 |
| AT | 305 x 305 | 130 | 26,1 |
| CN | 610 x 610 | 270 | 23,0 |
| CP | 610 x 610 | 130 | 12,5 |
| CR | 305 x 305 | 270 | 23,8 |
| CT | 305 x 305 | 130 | 25,3 |

Hierbei handelt es sich wahrscheinlich nicht um einen systematischen Effekt. Da kleine Filterelemente mit der großen Faltungstiefe schwieriger herzustellen sind, werden wahrscheinlich Fabrikationsungenauigkeiten für die gemessenen niedrigen Werte verantwortlich sein.

Durch Erhöhung der Faltenzahl und damit Vergrößerung der Filterpapierfläche versucht die Industrie den Nennvolumenstrom der Filterelemente in Standardgröße von 610 x 610 x 292 mm deutlich über 1700 m³/h hinaus zu erhöhen. Hieraus würde eine Verlängerung der Standzeit und eine Reduktion der Beseitigungskosten resultieren. Eine Gegenüberstellung der Belastbarkeitswerte zweier solcher Filtertypen des gleichen Herstellers zeigt mit 19,5 kPa der 1700 m³/h-Version und 17,1 kPa des Typs mit einem Nennvolumenstrom von 2500 m³/h keine wesentliche Veränderung der Differenzdruckbelastbarkeit.

Neben den Tests handelsüblicher Filterelemente wurden auch modifizierte Prototypen in Holzrahmenbauweise mit Kunststoffvergußmasse geprüft. Als Filtermedium wurden verschiedene Kunststoffmikrofaserwolle jeweils in Sandwichaufbau eingesetzt. Bei allen der durchgeführten Tests konnte bis zu dem mit der Anlage des LANL maximal erreichbaren Differenzdruck von etwa 28 kPa kein Schaden beobachtet werden. Lediglich bei einigen Filtermedien trat eine Erhöhung der DOP-Penetration um etwa Faktor 5 ein.

3. Druckverlustkennlinien von Schwebstofffiltern bei hoher Strömungsgeschwindigkeit

Da der Verlauf der Druckverlustkennlinien ebenfalls für ein eventuelles Filterversagen von Bedeutung ist, wurde auch diese Eigenschaft bis zu hohen Anströmgeschwindigkeiten untersucht. Über die Differenzdruckbelastbarkeit hinaus werden diese Daten für Lüftungsanlagen zur Berechnung derjenigen Betriebsbedingungen benötigt, die in Lüftungsanlagen bei Reaktorstörfällen zu erwarten sind.

Im Rahmen der vierten Testserie wurde ebenfalls der Einfluß der Rahmengröße und der Faltungstiefe anhand handelsüblicher Filterelemente untersucht. Es zeigte sich erwartungsgemäß, daß die Rahmengröße keinen Einfluß auf die Druckverlustkennlinie ausübt, wenn man auf der Grundlage der Luftgeschwindigkeit im tatsächlichen offenen Anströmquerschnitt vergleicht.

Die Verdoppelung der Faltungstiefe von etwa 130 mm auf etwa 270 mm und somit im wesentlichen die Verdoppelung der Filterpapierfläche müßte zu einer Verschiebung der Druckverlustkennlinie etwa auf die zweifachen Anströmgeschwindigkeiten führen. Abb. 1 zeigt anhand dreier Kurvenpaare, daß dies bis zu mittleren Anströmgeschwindigkeiten $< 5 \text{ ms}^{-1}$ etwa gewährleistet ist. Bei hohen Luftgeschwindigkeiten erlaubt das tief gefaltete Filter lediglich einen um rund 12 % höheren Durchsatz bei gleichem Differenzdruck. Dieser Befund ist als Indiz dafür zu werten, daß sich der Luftstrom nicht gleichmäßig über das Filtermedium verteilt. Mit zunehmender Luftgeschwindigkeit werden vermutlich vorwiegend die senkrecht zum Luftstrom ausgerichteten Faltungsenden beaufschlagt /6/.

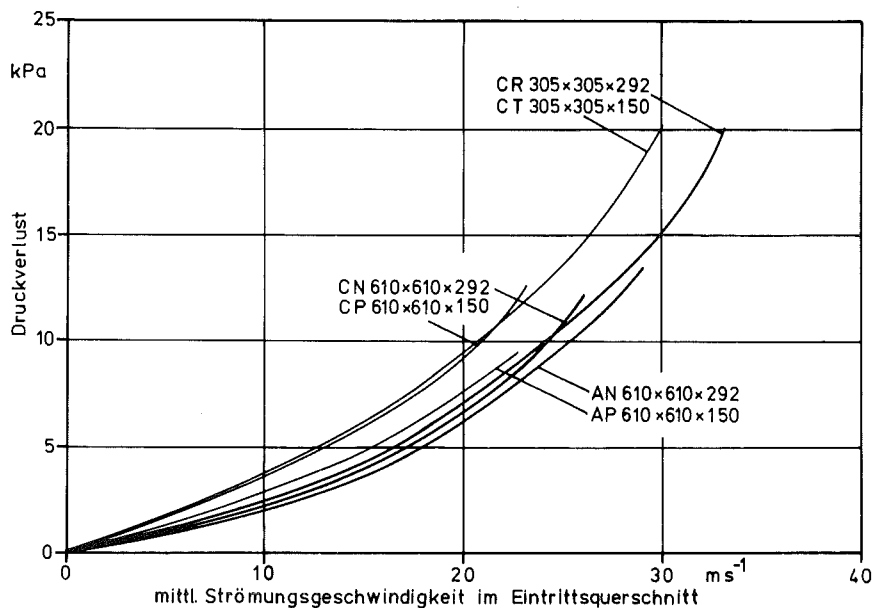


Abb. 1: Einfluß der Faltungstiefe auf die Druckverlustcharakteristik von Schwebstofffiltern der Baugrößen 610 x 610 mm und 305 x 305 mm

Bekanntlich addieren sich die Strömungswiderstände des Filtermediums und der dreieckigen Luftkanäle in den Faltungen, die von den Abstandshaltern und dem Filtermedium gebildet werden, zum Gesamtwiderstand. Entfernt man die senkrecht zur Hauptströmungsrichtung ausgerichteten Faltungsenden an der Vorder- und Rückseite, dann können die Luftkanäle der Abstandshalter frei durchströmt werden, der Widerstand des Filtermediums entfällt.

In Abb. 2 sind die Druckverlustkurven dreier Filterelemente mit geöffneten Falten zusammen mit denjenigen der unveränderten Filterelemente dargestellt. Grundsätzlich ist der aus der Durchströmung der Kanäle zwischen den Falten herrührende Druckverlust bei Filtern üblicher Faltenzahl (CN4, DP4) relativ gering. Die Verdoppelung des Strömungswiderstandes von CN4 gegenüber CP4 resultiert aus der Verdoppelung der Faltungstiefe und somit der Kanallängen. Einen erheblichen Anteil

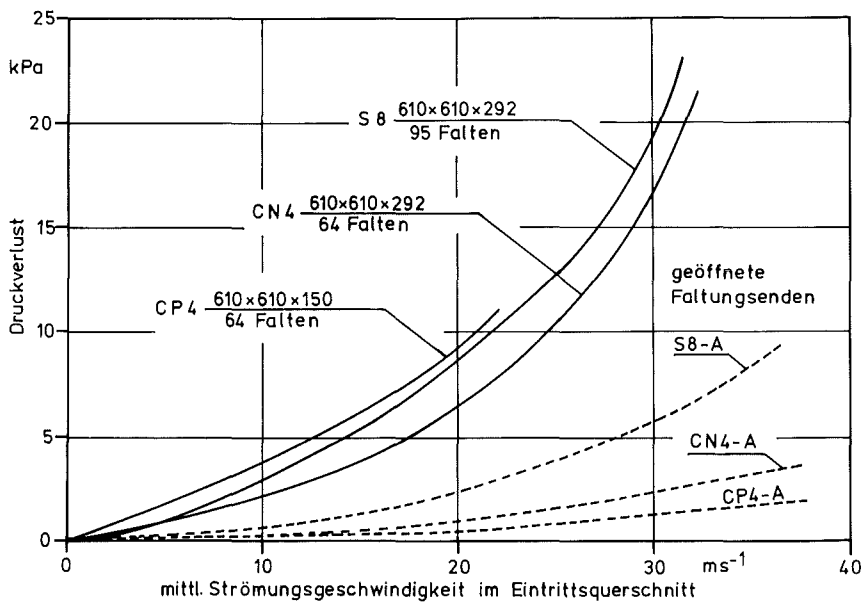


Abb. 2: Druckverlustkennlinien von Schwebstofffiltern der Klasse S; Gesamtdruckverlust und Anteil aus der Durchströmung der Faltenzwischenräume

am Gesamtdruckverlust ist bei Filtertyp S8, der sich durch die außergewöhnlich große Zahl von 95 Falten auszeichnet, zu beobachten. Wegen der um etwa 50 % erhöhten Faltenzahl reduziert sich einerseits die freie Querschnittsfläche und andererseits die Abmessungen der Dreieckskanäle zwischen den Falten. Insgesamt führt dies dazu, daß das Filter S8 trotz der großen Filterpapierfläche bei mittleren bis hohen Strömungsgeschwindigkeiten eine wesentlich ungünstigere Kennlinie besitzt.

Dieser Befund wird bestätigt durch die Kennlinien eines Filters mit $1700 \text{ m}^3/\text{h}$ (50 Falten) sowie einer Modifikation mit einem Nennvolumenstrom von $2500 \text{ m}^3/\text{h}$ (75 Falten) des gleichen Herstellers, die in Abb. 3 wiedergegeben sind.

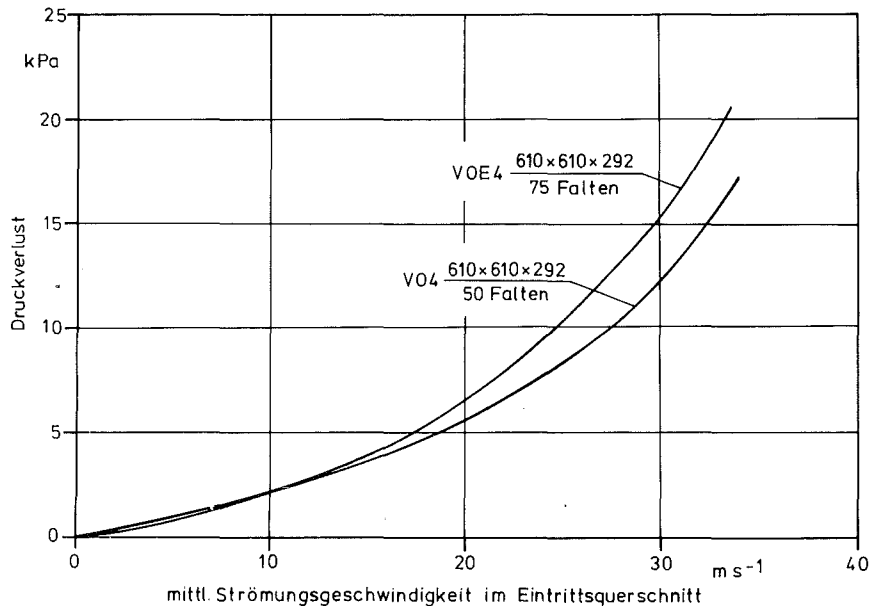


Abb. 3: Einfluß der Faltenzahl bzw. Filterpapierfläche auf die Druckverlustcharakteristik von Schwebstofffiltern bei hohen Strömungsgeschwindigkeiten

4. Untersuchungen zum Schwebstofffilterverhalten unter anhaltender Feuchteeinwirkung bei 50 °C

Zur Einwirkung hoher Feuchten auf Schwebstofffilter sind bisher in der Literatur nur wenige und zudem sehr widersprüchliche Ergebnisse dokumentiert /7, 8/. Eigene orientierende experimentelle Untersuchungen hatten gezeigt, daß die Integrität der Filterelemente bei Einwirkung hoher Feuchten stark gefährdet ist /3/. Aus diesem Grund wurden die Untersuchungen weitergeführt.

Im Hinblick hierauf wurde die zugehörige Meßtechnik erheblich erweitert. Die Genauigkeit der Feuchtemessung konnte durch ein selbst gebautes Assmann-Psychrometer, das mit zwei hochgenauen Pt-100-Thermometern ausgestattet ist, erheblich gesteigert werden. Am Kreislauf wurden mehrere Temperaturmeßstellen ergänzt, die die präzise Kontrolle des örtlich vorliegenden thermodynamischen Zustandes erlauben. Der Luftvolumenstrom kann durch Einbau eines Reglers trotz stark variierenden Strömungswiderstandes konstant gehalten werden.

Zur Verfolgung des Filterverhaltens während der Feuchtebeanspruchung ist eine Technik zur visuellen Beobachtung der Abströmseite des Testfilters erforderlich. Die Lösung dieses Problemes gelang durch Einbau eines Spiegelendoskopes, an das über einen Dualansatz sowohl eine Videokamera als auch eine Kleinbildkamera angebaut sind. Während die Videokamera die direkte Beobachtung und eine Registrierung auf Magnetband erlaubt, dient die Kleinbildkamera zur präzisen Dokumentation besonders wichtiger Zustände. Das Schema der Beobachtungseinrichtung ist in Abb. 4 wiedergegeben.

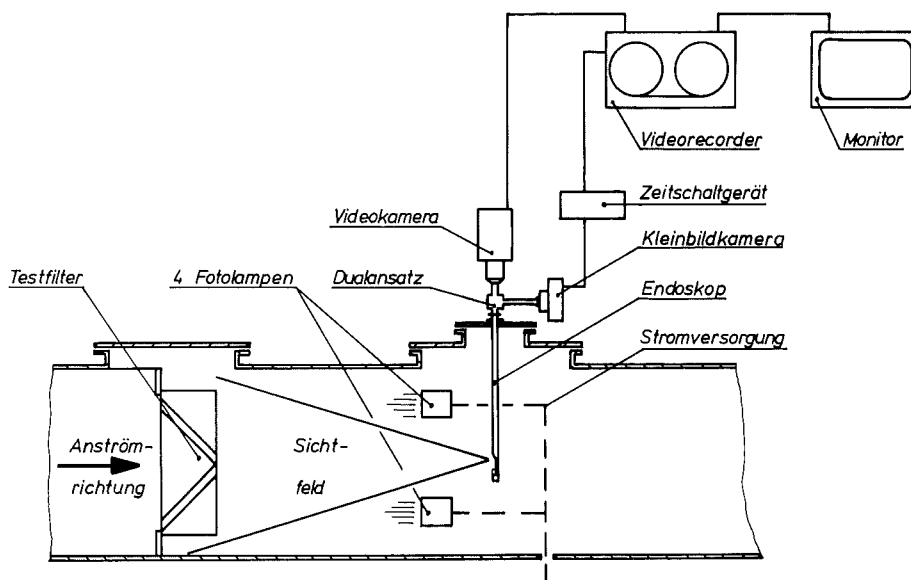


Abb. 4: Optisches System zur Beobachtung und Registrierung des Filterverhaltens während der Feuchtebeanspruchung.

Insgesamt 11 Filtertests wurden bei Nennvolumenstrom mit stufenweise auf 100 % erhöhter relativer Luftfeuchte über insgesamt etwa 100 h pro Versuch durchgeführt. In 9 Fällen betrug die Prüftemperatur 50 °C, während bei zwei Versuchen die Feuchteinstellung bei 80 °C erprobt wurde. Zum Einsatz kamen sowohl neue als auch beladene Filterelemente, die in der Abluftanlage des Institutsgebäudes eingebaut waren. Auch ein Filterprototyp mit einem Kunststoff-Mikrofaserfiltervlies wurde im Berichtszeitraum untersucht.

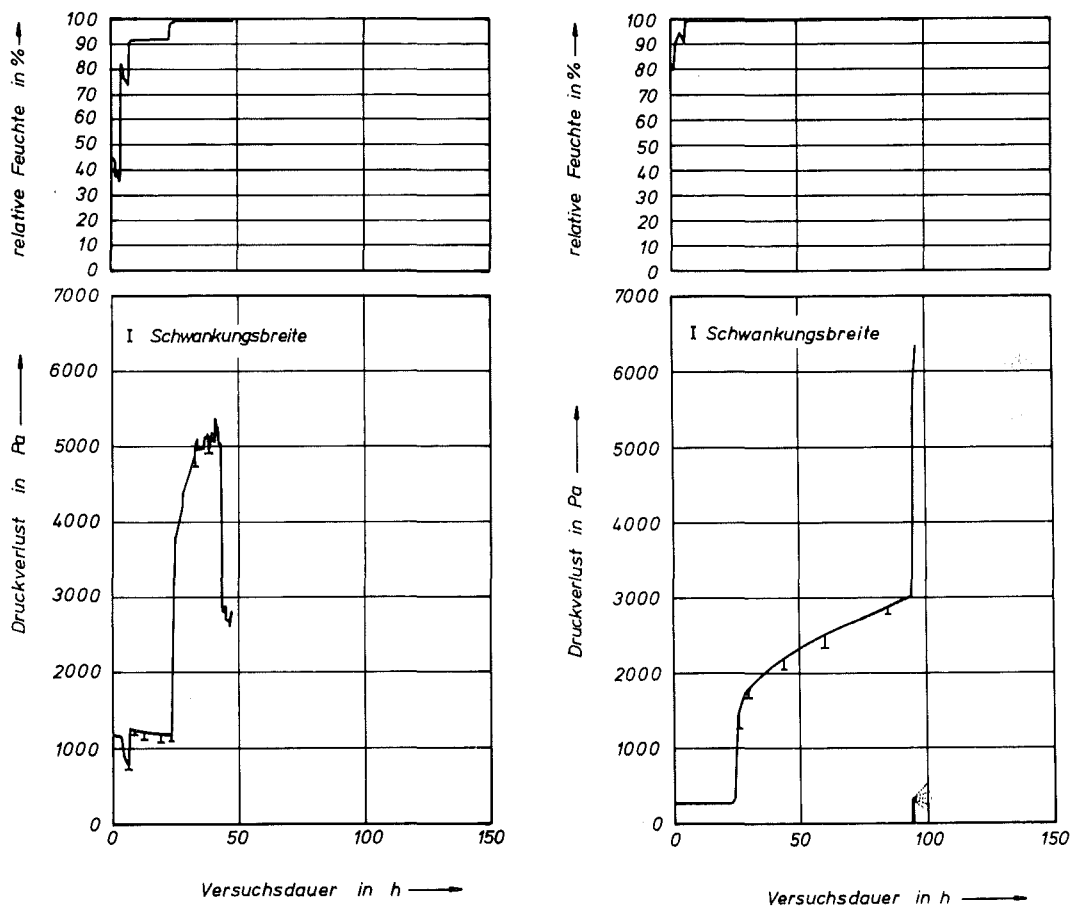


Abb. 5: Zeitliche Verläufe des Druckverlustes und der relativen Feuchte bei den Filtertests AN3 (links) und DN2 (rechts); $t = 50 \text{ }^\circ\text{C}$; $v = 1700 \text{ m}^3/\text{h}$

Die durchgeführten Experimente konnten die Resultate der orientierenden Versuche /3/ bestätigen und präzisieren. Zur Veranschaulichung der Versuchsdurchführung und der Ergebnisse sind in Abb. 5 die zeitlichen Verläufe der relativen Feuchte sowie für die daraus resultierenden Strömungswiderstände für ein unbeladenes und ein beladenes Schwebstofffilterelement dargestellt.

Die Versuche zeigten übereinstimmend, daß bei neuen Filterelementen erst ab 98 % r. F. und bei mit Raumluftstaub beladenen Filtern über 92 % r. F. ein deutlicher Anstieg des Druckverlustes eintritt.

Die Beaufschlagung mit gesättigter Luft führt bei allen Filtern zu einem zeitlich relativ langsam verlaufenden Differenzdruckanstieg, der schließlich mit etwa 3 kPa bei unbeladenen und 5 - 6 kPa bei beladenen Filtern sehr hohe Werte erreicht. Bedingt durch die hieraus resultierenden mechanischen Beanspruchungen sowie vermutlich in Verbindung mit eintretenden Schwächungen der Materialien versagten die beladenen Filter spätestens nach 30-stündigem Betrieb bei Sättigung. Als Schadensform wurde in allen Fällen das Aufreißen der Faltungsenden festgestellt.

Neue Filter fielen erst bei Beaufschlagung mit Nebel aus. Unter solchen Betriebsbedingungen steigt der Differenzdruck innerhalb weniger Stunden um mehrere kPa bis zum Schadenseintritt.

In Tabelle II sind Belastbarkeitswerte der getesteten Filter zusammengestellt. Lediglich der Filterprototyp hielt der durchgeführten Feuchtebeanspruchung stand.

Neben dem Aufreißen der Faltungsenden wurden als weitere Schäden vor allem eine starke Auflockerung der Faltenpacks beobachtet.

Tabelle II: Versagensgrenzen von Schwebstofffilterelementen
nach längerer Feuchteeinwirkung

| Bez. | T e s t f i l t e r | | | Feuchteeinwirkung bis Schadenseintritt | | Schadens- differenz- druck kPa |
|--------|------------------------------------|---|----------------------------------|---|------------|---|
| | Rahmen | Fixierung des Packs | Einbau zustand | 100 % r.F. + h | Nebel h | |
| VM 1 | Metall | Glas- wolle | unbe- laden | 69 | 1,5 | 3,3 |
| VM 2 | | | | 0 | 6 | 2,1 |
| VM 3 | | | | 24 | 0 | 1,7 |
| DN 1 | Sperr- holz | Kunstst.- verguß- masse | unbe- laden | 43 | 5 | 9,0 |
| DN 2 | | | | 74 | 3 | 6,3 |
| AN 1 | Sperr- holz " " " " | Kunstst.- verguß- masse " " " " | be- laden " " " " | - * | 1 | 6,3 |
| AN 2 | | | | - * | 2 | 4,4 |
| AN 3 | | | | 17 | 0 | 5,2 |
| AN 4 | | | | 25 | 0 | 4,1 |
| AN 5 | | | | 25 | 0 | 5,4 |
| CN 1 | " | " | " | 16 | 0 | 5,1 |
| E *** | " | " | " | 73 | 1,3 | - |

*** Prototyp mit Kunststofffasermedium und PVC-Abstandshaltern,
beladen mit ASHRAE-Teststaub, unbeschädigt.

* Wegen Ungenauigkeiten der Feuchtemeßtechnik nicht genau angebar.

Die künftigen Arbeiten zur Feuchteeinwirkung werden sich auf die Klärung
der Schadensmechanismen sowie auf die Untersuchung des Einflusses der Ein-
wirkungsdauer und der Schutzwirkung von Tropfenabscheidern konzentrieren.

5. Entwicklung eines Abscheidegradprüfverfahrens für hohe Temperaturen und hohe Feuchten

Wenn die Integrität der Filterelemente unter den Betriebsbedingungen eines Störfalles erhalten bleibt, dann ist deren Abscheidegrad für die Höhe einer Aktivitätsabgabe bestimmend. Zum Abscheideverhalten von Schwebstofffiltern bei hohen Temperaturen und Feuchten liegen praktisch keine Daten vor, dann es existiert bisher kein Prüfverfahren, das unter diesen Betriebsbedingungen erprobt ist. Bisher sind lediglich die Arbeiten von Adams /9, 10/ bekannt geworden, der Proberunden von Filtermedien bei verschiedenen Feuchten und Temperaturen untersucht hat, sowie neuerdings von Hirling /11/, der mit Hilfe eines Radiotracerverfahrens einzelne Prüfungen mit kompletten Filterelementen versucht hat. Diese Methode scheint jedoch noch nicht ausführlich erprobt und ausgereift zu sein und ist als Radionuklidverfahren sehr aufwendig.

Im Rahmen des vorliegenden Programmes wird seit einiger Zeit ein geeignetes Abscheidegradprüfverfahren entwickelt. Diese Arbeiten konnten im Berichtszeitraum abgeschlossen werden. Das Verfahrensschema ist in Abb. 6 dargestellt.

Mit Hilfe eines Argonplasmabrenners, der im Luftstrom vor dem Testfilter angeordnet ist, wird ein Feststoffkondensationsaerosol aus keramischen Stoffen hergestellt. Der Abscheidegrad wird anhand der Aerosolmassenkonzentration vor und nach dem Filter berechnet. Diese Werte werden durch Abscheidung der Aerosolpartikeln jeweils eines Teilluftstromes auf Kernporenfilter mit nachfolgender atomabsorptionsspektroskopischer Analyse bestimmt.

Im Berichtszeitraum wurde das Analysenverfahren optimiert und die Verbindungen TiO_2 und MoO_3 als alternativ verwendbare Ausgangssubstanzen ausgewählt. Die Nachweisgrenzen liegen bei 5 bzw. 3 ppb, auf die Metalle bezogen. Diese sehr hohe Empfindlichkeit erlaubt zusammen mit den niedrigen Blindwerten der Kernporenfilter die genaue Bestimmung von Reinluftmassenkonzentrationen unter $1 \mu g/m^3$ und somit die sichere Messung von Dekontaminationsfaktoren bis etwa 10^4 .

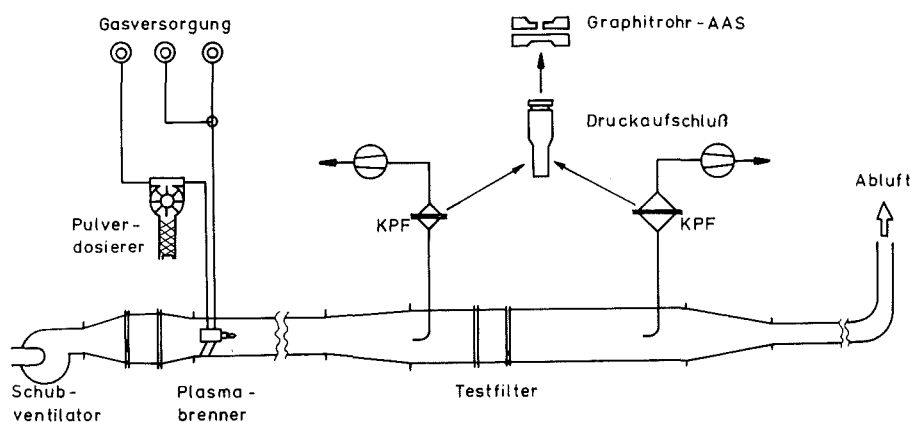


Abb. 6: Verfahren zur Abscheidegradprüfung bei hoher Temperatur und hoher Feuchte (schematisch)

Die auf Kernporenfiltern abgeschiedenen Aerosolpartikeln wurden auf eventuelle chemische Veränderungen beim Aerosolerzeugungsprozeß untersucht. Reaktionen der Partikelsubstanz mit der Umgebungsluft sind insbesondere im stark turbulenten Übergangsbereich zwischen Plasma und der Luft möglich und vom Plasmaspritzen her bekannt /12/. Zu diesem Zweck wurde auf Farbänderungen, sowie Löslichkeit in Wasser oder verdünnten Säuren geprüft und gravimetrische Mengenmessungen mit der AAS-Analyse verglichen. Während bei einer ganzen Reihe von Aerosolsubstanzen Hinweise auf graduelle bzw. erhebliche Veränderungen erhalten wurden, war dies für die Substanzen TiO_2 und MoO_3 nicht der Fall.

Unter Verwendung dieser Substanzen zur Aerosolerzeugung wird das neue Abscheideprüfverfahren zunächst bei Raumtemperatur erprobt und mit den Standardprüfverfahren DOP-Test, NaCl-Test und Uranin-Test verglichen. Mit zu diesem Zweck wurde ein neuer Filterprüfkanal für Standardfilterelemente konstruiert und gebaut. Das Schema der Anlage ist in Abb. 6 mit skizziert. Zur Vorbereitung dieser Messungen wurde die Methode der NaCl-Aerosolerzeugung erprobt (siehe Abb. 7) und zwei tragbare Flammenphotometer für die Vor-Ort-Prüfung nach British Standard 4400 geeicht.

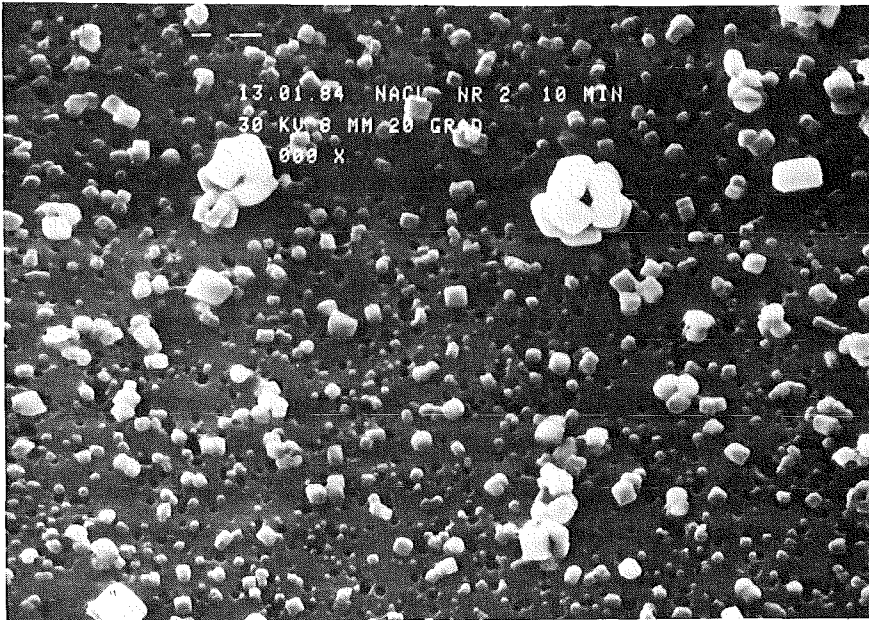


Abb. 7: NaCl-Aerosolpartikeln für die Filterprüfung
nach BS 4400

6. Bau der Anlage BORA zur Untersuchung des Schwebstofffilter- verhaltens unter kombinierten Beanspruchungen.

Die Prüfanlage BORA wurde entworfen, um das Verhalten von Filterelementen unter kombinierten Beanspruchungen zu studieren und um Versuche zur Verifikation von Codes zur Modellierung transienter Strömungsvorgänge durchzuführen.

Im Berichtszeitraum wurde die vorgesehene Raumgruppe zur Errichtung der Anlage umgebaut. Die noch offenen Detailkonstruktionen wurden ausgeführt und die Komponenten gefertigt. Die Montage der Anlage konnte weitestgehend termingerecht abgewickelt werden, so daß sie in Kürze fertiggestellt sein wird. Abb. 8 und 9 zeigen aus der Montagephase eine Ansicht der Radialventilatoren sowie ein Foto eines Teiles des Kanalsystems.

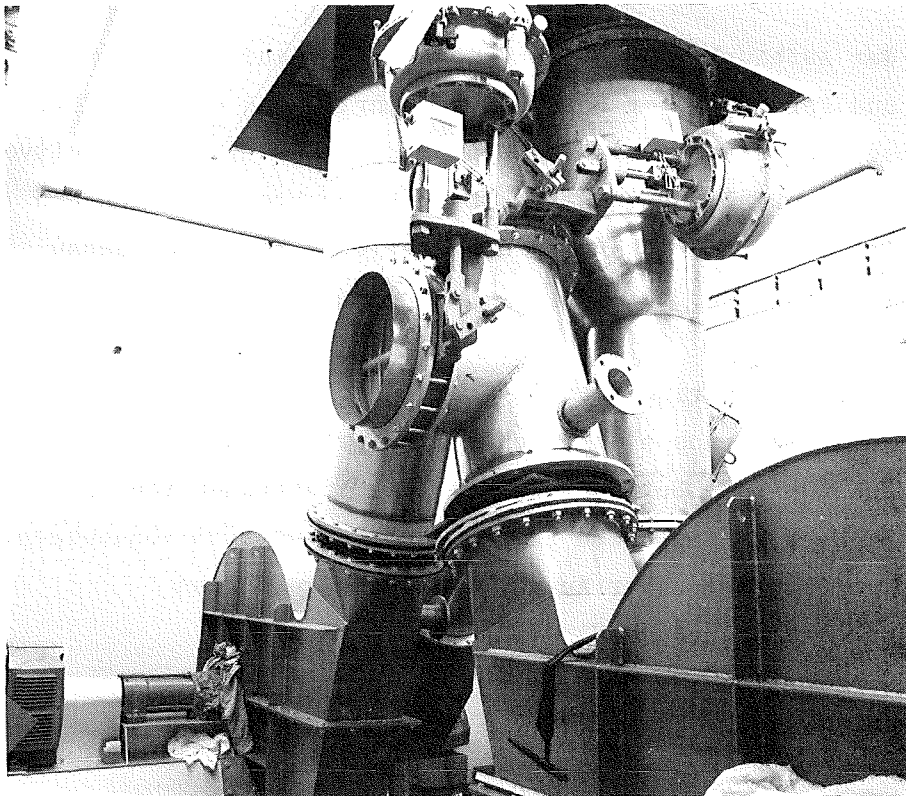


Abb. 8: Prüfanlage BORA; Ansicht der Radialventilatoren vor Montage der Wärmeisolierung.

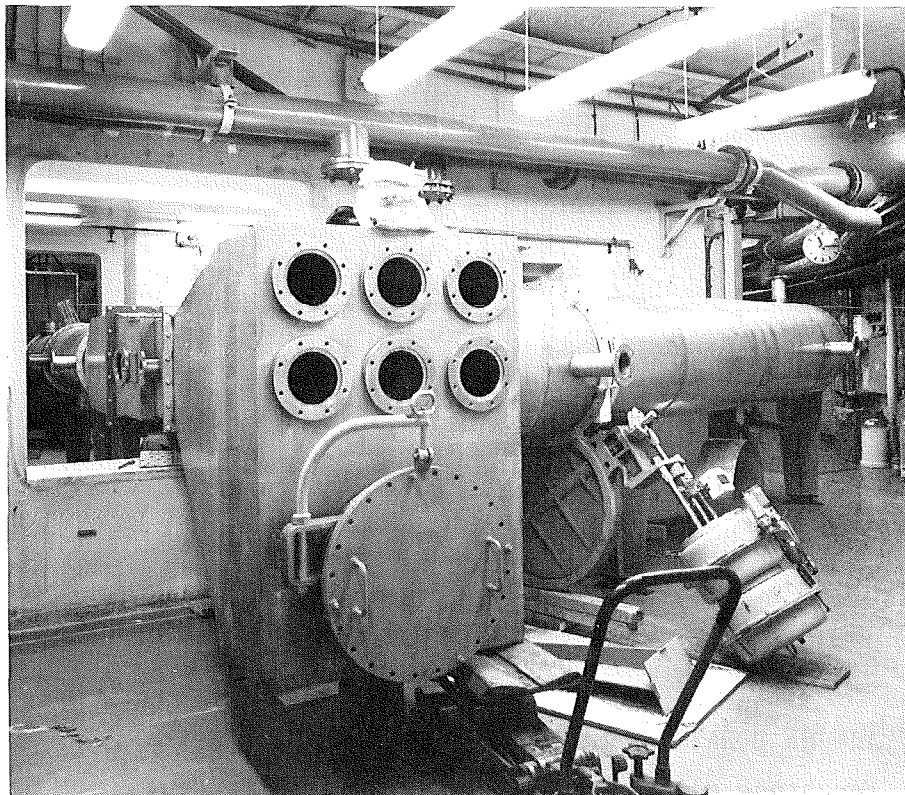


Abb. 9: Prüfanlage BORA; Ansicht des Kanalsystems mit Rückwand der Meßstrecke mechanische Belastbarkeit; Klappe K1 vor Einbau

Während der Aufbauphase wurde die noch ausstehende Auslegung, Optimierung und Fertigung der Befeuchtungseinrichtung durchgeführt. Aufgabe dieses Untersystems ist es, das maximal 60 Nm^3 große Luftvolumen im Kreislauf sowohl möglichst rasch zu befeuchten als auch den gewünschten Feuchtewert während des Betriebes möglichst genau einzuhalten.

Im Hinblick auf niedrige Investitions- und Betriebskosten war geplant worden, anstelle eines elektrischen Dampferzeugers von etwa 50 kW Anschlußleistung die Befeuchtung über das Einsprühen von Wassertröpfchen in die heiße Luft am Gebläseaustritt vorzunehmen. Die Tröpfchen verdampfen unter Ausnutzung der zugeführten Verdichtungswärme auf dem Weg zum Kühler.

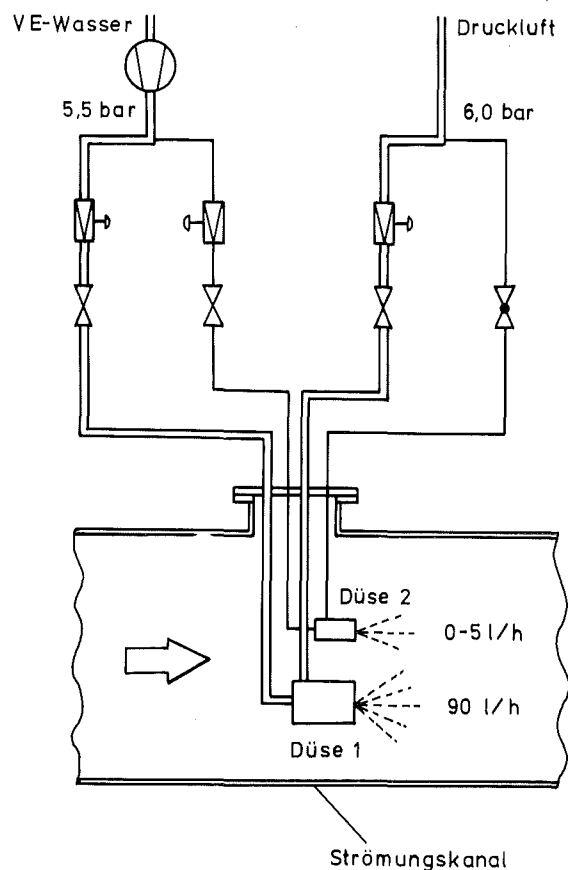


Abb. 10: Anlage BORA; Schema der Einrichtung zur Luftbefeuchtung mit zwei Mischkammer-Zweistoffdüsen.

Um dieses sehr günstige Konzept zu verwirklichen, mußte ein Weg gefunden werden, Tröpfchen mit einem Durchmesser $< 20 \mu\text{m}$ bei guter Regelbarkeit des Massenstromes zu erzeugen. Als zusätzliche Forderung gilt es, den oberen Auslegungspunkt ($T = 90^\circ\text{C}$, $p = 103 \text{ kPa}$, $\varphi = 100\%$ r.F.) mit einer absoluten Feuchte $x = 1,3 \text{ kg Wasser/kg tr. Luft}$ möglichst schnell zu erreichen. Unter Verwendung zweier spezieller Mischkammer-Zweistoffdüsen konnten die formulierten Anforderungen voll erfüllt werden. Das Schema der damit realisierten Befeuchtungseinrichtung ist in Abb. 10 wiedergegeben.

Beide Düsen sind an einen gemeinsamen Düsenstock angebaut. Düse Nr. 1 wird mit konstantem Wasserdurchsatz von 90 l/h betrieben und dient zum schnellen Befeuchten der Luft während des Anfahrens der Anlage. Wenn der gewünschte Feuchtwert etwa erreicht ist, dann wird der Betrieb mit Düse Nr. 2, deren Leistung zwischen 0 und 5 l Wasser pro Stunde einstellbar ist, fortgesetzt. Dies dient dazu, den Sollwert genau einzustellen und diesen dann konstant zu halten. Wegen des sehr geringen Bedarfes an Luft zur Erzeugung von Tropfen mit etwa $15 \mu\text{m}$ Durchmesser wird der o.g. Auslegungsbetriebspunkt selbst unter ungünstigen Annahmen bereits nach 430 min erreicht (s. Abb. 11). Mit herkömmlichen Zweistoffdüsen sind hierzu über 2000 s erforderlich.

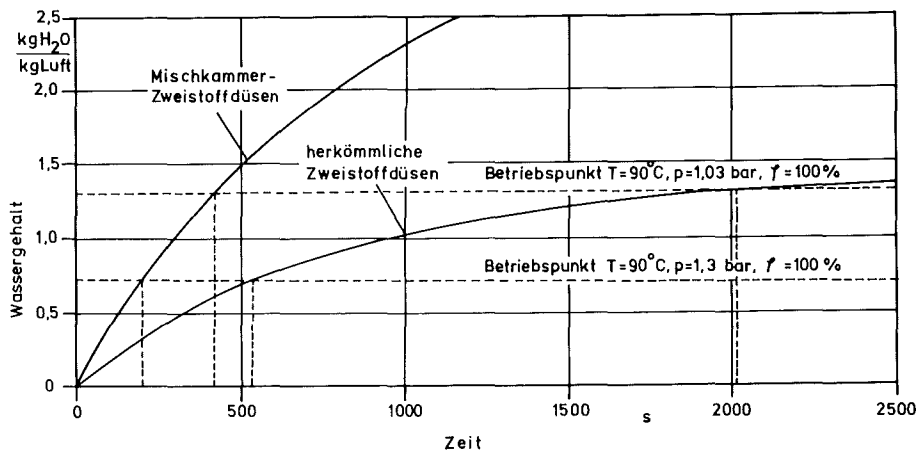


Abb. 11: Errechneter zeitlicher Verlauf der Luftfeuchte in der Anlage BORA bei Verwendung von herkömmlichen bzw. von Mischkammer-Zweistoffdüsen.

Die Befeuchtungseinrichtung wurde bereits geliefert und kann im Rahmen der restlichen Montagearbeiten eingebaut werden.

Die Montage der Meß- und Regelungstechnik steht vor ihrem Abschluß. Mit den Inbetriebnahme- und Abnahmeversuchen kann im ersten Quartal 1984 begonnen werden.

7. Problemlösungen zur F+E-Meßtechnik der Versuchsanlage BORA

Die Fragen der F+E-Meßtechnik für die Anlage BORA konnten nicht mit vom Generalunternehmer bearbeitet werden. Zum einen waren die Anforderungen oft so hoch, daß geeignete Geräte erst nach intensiven Marktrecherchen gefunden werden konnten. Außerdem mußten teilweise neue Lösungen entwickelt werden. Diese Arbeiten wurden deshalb vom LAF selbst übernommen. Das Konzept der F+E-Meßtechnik ist in Abb. 12 dargestellt.

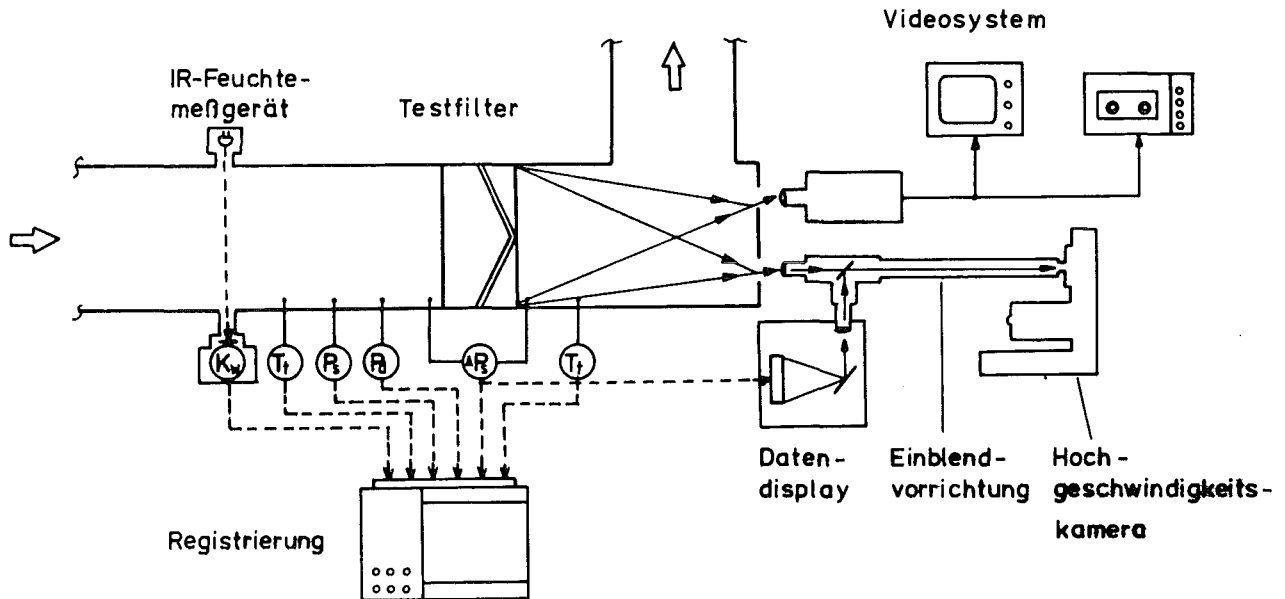


Abb. 12: Anlage BORA; Konzept der F+E-Meßtechnik.

Am häufigsten sind in der Anlage BORA Differenzdrucke zu messen, und zwar vor allem der Differenzdruck über das Filter als Maß für die herrschende Beanspruchung ebenso wie der Differenzdruck an Prandtl-Rohren als Maß für die Strömungsgeschwindigkeit. Im Hinblick auf die gewünschte hohe Genauigkeit wurden kapazitiv arbeitende Membrandruckaufnehmer ausgewählt. Um auch die ablaufenden transienten Vorgänge einschließlich der Druckwellenausbreitung analysieren zu können, werden die wichtigsten Meßstellen zusätzlich mit sehr schnellen und temperaturbeständigen piezoresistiven Druckaufnehmern ausgestattet. Der Aufnehmer zur schnellen Geschwindigkeitsmessung (Länge 10 mm; Durchmesser 2,5 mm) wird in die Spitze eines besonders gestalteten Prandtl-Rohres eingebaut.

Ähnliche Anforderungen gelten für die Temperaturmessungen. Für die genauen Messungen werden gealterte Pt-100-Widerstandsfühler benutzt. Für schnelle Messungen werden zusätzlich sehr feine Thermoelemente eingesetzt. Sowohl für die Druckaufnehmer als auch für die Thermofühler wurden geeignete Eichapparaturen gebaut.

Aus den Feuchteversuchen ist bekannt, daß die relative Luftfeuchte die entscheidende Bezugsgröße darstellt. Da die wesentlichen Effekte erst oberhalb 90 % r.F. eintreten, muß der Bereich 90 % bis 100 % auf mindestens 1 % r.F. aufgelöst werden. Bei den auftretenden hohen Luftgeschwindigkeiten versagen alle konventionellen Feuchtemeßgeräte /13/. Die Bestimmung der relativen Luftfeuchte ist lediglich über die Messung des Wasserdampfgehaltes mit Hilfe der IR-Absorption zugänglich. Hierfür wird seit wenigen Jahren ein Gerät guter Genauigkeit angeboten. Zur sehr genauen Kalibrierung des IR-Gerätes konnte eine Apparatur entwickelt werden, die es gestattet, Wasserdampfgehalte mit einem Fehler $\leq 10^{-4}$ des Sollwertes einzustellen. Die Apparatur besteht im wesentlichen aus einem zylindrischen Behälter mit genau bekanntem Volumen (Unsicherheit ca. $3 \cdot 10^{-5}$) in dem eine durch Wägung präzise ermittelte Wassermenge (Unsicherheit ca. $2 \cdot 10^{-5}$) verdampft wird. Das Prinzip dieser Apparatur ist in Abb. 13 wiedergegeben.

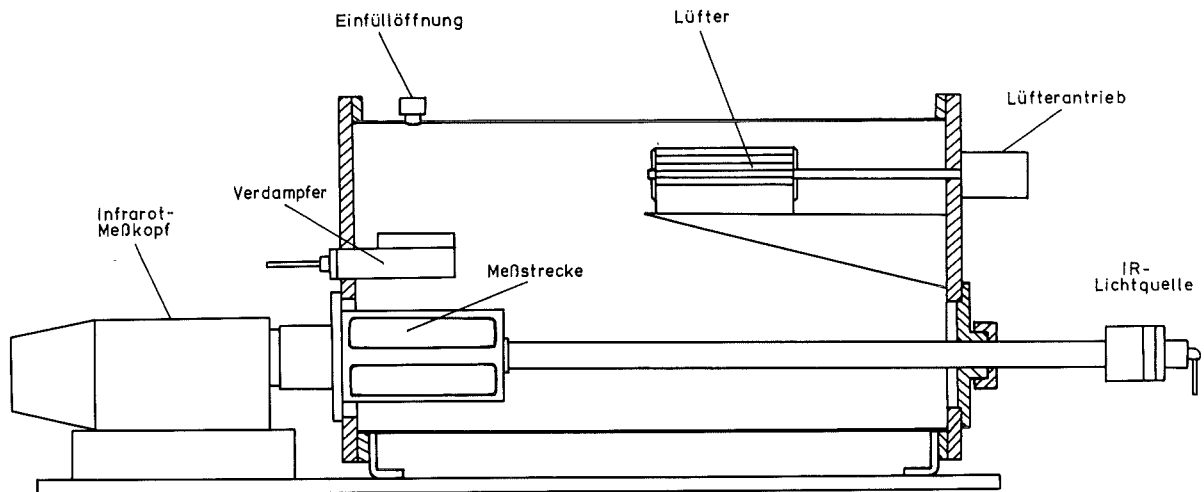


Abb. 13: Schema der Apparatur zur Eichung des IR-Feuchtemeßgerätes.

Der Extinktionskoeffizient von Wasserdampf ist von Druck und Temperatur abhängig /14, 15/. Diese Parameter können im interessierenden Bereich variiert werden.

Mit der Anlage BORA werden zunächst vorwiegend Belastbarkeitstests mit Schwebstofffiltern durchgeführt werden. Zur Versuchsauswertung muß der Versagenszeitpunkt und der zugehörige Differenzdruck ermittelt werden. Um dies zu ermöglichen, wird die Abströmseite des Testfilters mit Hilfe einer Hochgeschwindigkeitskamera mit etwa 300 Bilder/s gefilmt und der Film ausgewertet. In Weiterentwicklung der in USA benutzten Lösung werden bei der Anlage BORA die Versuchszeit und der Differenzdruck digital mit auf dem Film registriert. Dies ist mit Hilfe eines speziellen Einblendsystems zusammen mit einem LED-Datendisplay hoher Lichtstärke möglich (s. Abb. 12). Die LED's sind auf die spektrale Empfindlichkeit der benutzten Filme abgestimmt.

Mit Hilfe einer Videokamera wird das Filter während des Tests direkt beobachtet und die Bilder aufgezeichnet. Zur überschlägigen Auswertung des Tests kann die Aufzeichnung in 10-facher Verlangsamung unmittelbar nach Testende abgespielt werden.

Zur Durchführung der Belastbarkeitstests wurde eine Versuchsablaufsteuerung gebaut mit deren Hilfe alle Komponenten und Geräte in wählbarer Koordinierung angesteuert werden. Die Datenregistrierung und deren Auswertung erfolgt mit Hilfe von schnellen Schreibern bzw. von Transientenrekordern.

8. Rechnungen zur Strömungsdynamik in der Anlage BORA

Vor der Durchführung jedes Filtertests in der Anlage BORA wird der Luftstrom zunächst so lange über einen Bypass-Strang geführt, bis der gewünschte maximale Differenzdruck, die Lufttemperatur und die relative Feuchte erreicht sind. Zur Filterbeaufschlagung wird dann der Luftstrom durch schnelles Öffnen der Klappe (DN 800) nach der Teststrecke und durch koordiniertes Schließen der Regelklappen (DN 600) im Bypass-Strang auf das Testfilter umgeleitet. Besonders wichtig ist dabei die richtige Steuerung der Klappen, damit die gewünschte Druckrampe am Testfilter entsteht, ohne daß starke Rückwirkungen auf die Strömung auftreten.

Um die notwendigen Steuerdaten, wie Klappenöffnungs- und Schließzeiten und die Koordination der Klappenbewegungen zu ermitteln, wurde die Anlage mit dem numerischen Rechencode TVENT /6, 17/ modelliert. Dieser Code ist am Los Alamos National Laboratory entwickelt worden, um die Einwirkung von Tornados auf Lüftungsanlagen abschätzen zu können. Er benutzt das einfache Modell einer eindimensionalen, inkompressiblen und isothermen Einphasenströmung eines idealen Gases.

Da Klappenbewegungen im Sekundenbereich und die damit verbundenen zeitlich variierenden Kennlinien im ursprünglichen Code nicht vorgesehen waren, mußten erhebliche Programmweiterungen vorgenommen werden. Weitere Änderungen waren erforderlich, um die Druckverlustkennlinien des Hoch- und Niedertemperaturkühlers sowie der Schwebstofffilter genauer beschreiben zu können. Ein geeignetes Auswerte- und Plottprogramm wurde noch ergänzt. Mit dem so erhaltenen Code TVENT neu wurde eine große Zahl von Versuchsläufen simuliert und die

Druckverläufe wie die Volumenströme berechnet. In Abb. 14 ist ein Beispiel dargestellt, das den errechneten Verlauf des Druckes in der Anlage gegenüber Umgebungsdruck wiedergibt.

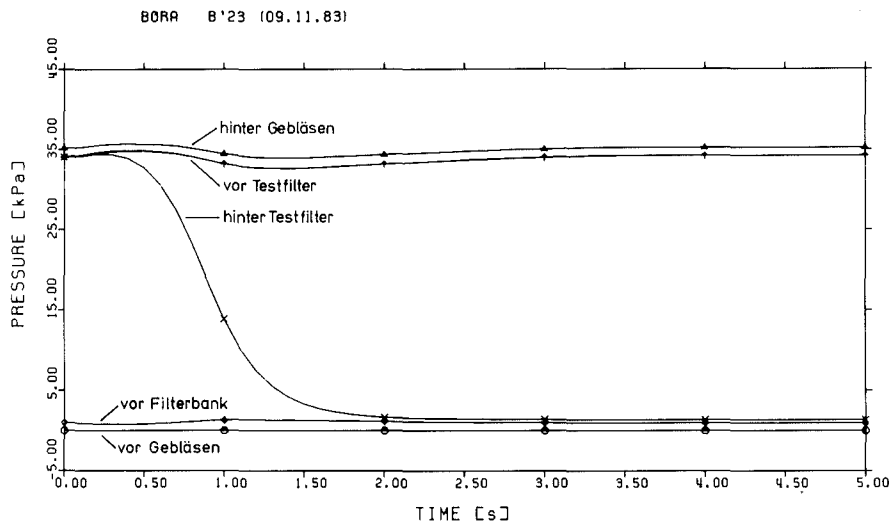


Abb. 14: Zeitlicher Druckverlauf in der Anlage BORA, berechnet mit TVENT neu.

Der Einfluß der Öffnungszeit der Klappe (K1) nach der Meßstrecke mechanische Belastbarkeit auf die Steilheit der Druckrampe zeigt die Kurvenschar in Abb. 15. Hierbei wurde die Öffnungszeit zwischen 3 und 6 Sekunden variiert. Der lineare Bereich der Druckrampe weist dann Steigungen zwischen 42 und 20 kPa s^{-1} auf.

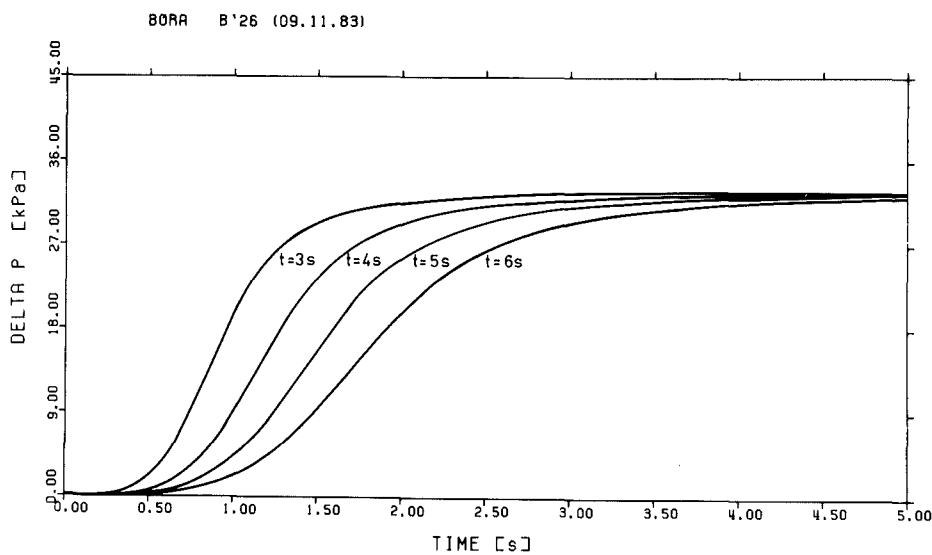


Abb. 15: Einfluß der Öffnungszeit der Klappe K1 nach der Meßstrecke mechanische Belastbarkeit auf die Druckrampe am Testfilter.

Als weitere Ergebnisse dieser Rechnungen wurden wichtige Informationen zur Koordinierung der Klappenbewegungen erhalten, die es ermöglichen den Störeinfluß des Umschaltvorganges auf den thermodynamischen Zustand der Luft kleinzuhalten.

Wie genau das modifizierte Programm TVENT neu die tatsächlichen Verhältnisse beschreiben kann, wird anhand von Kontrollexperimenten zu überprüfen sein. Die Anlage BORA wird somit auch zur Verifikation von Rechencodes zur Modellierung transienter gasdynamischer Vorgänge dienen.

9. Literatur

1. Andrae, R. W.; et. al.
Investigations of Air Cleaning System Response to Accident
Conditions
Proc. 16.th DOE Nuclear Air Cleaning Conference,
CONF 80 1038 (1981) S. 1142 - 1164
2. First, M. W.; Gilbert, A.
Aerosol Filtration
ibida, S. 638 - 665
3. Rüdinger, V.; Ensinger, U.
Studium des Verhaltens von Schwebstoffiltern unter Störfallbedin-
gungen
in: Projekt Nukleare Sicherheit, Jahresbericht 1982
KfK - 3350 (1983) S. 4400/21 - 4400/36
4. Burchsted, C. A.
Environmental Properties and Installation Requirements of HEPA
Filters
in: Treatment of Airborne Radioactive Wastes
IAEA (1968) S. 175 ff
5. Anderson, W. L.; Anderson, L.
Effect of Shock Overpressures on High Efficiency Filter Units
Proc. 9th US AEC Air Cleaning Conference
CONF - 66 0904 (1966), S. 79 - 95
6. Gregory, W. S.; et. al.
Tornado Depressurization and Air Cleaning Systems
Proc. 14th ERDA Air Cleaning Conference,
CONF 76 0822 (1976) S. 171 - 193

7. Nitteberg, L. J.; Smith, R. K.;
Humidity Test Report; NPR High Efficiency Filter Evaluation
Proc. 8th US AEC Air Cleaning Conference
TID - 7677 (1963) S. 572 - 579

8. Durant, W. S.
Performance of Airborne Activity Confinement Systems in Savannah
River Plant Reactor Buildings
Proc. 9th US AEC Air Cleaning Conference
CONF 66 0904 (1966) S. 348 - 363

9. Adams, R. E., et. al.
Filtration of Particulate Aerosols under Reactor Accident
Conditions
US AEC Report ORNL TM 1707 (1966)

10. Davis, R. J.; et. al.
Removal of Radioactive Aerosols on High Efficiency Fibrous Filter
Media
US AEC Report ORNL 4524 (1970)

11. Hirling, J.; Gaal, J.
Comparision of Some Particulate Air Filter Testing Methods Used
in Normal and Unfavourable Conditions.
IAEA Seminar on Testing and Operating of Off-gas Cleaning Systems
at Nuclear Facilities,
IAEA - SR - 72/23 (1982)

12. Meyer, H.
Über das Schmelzen von Pulvern im Plasmastrahl
Ber. Dtsch. Keram. Ges. 41 (1964) S. 112.

13. Lück, W.
Feuchtigkeit
Verlag Oldenbourg, München (1964)

14. Brügel, W.
Einführung in die Ultrarotspektroskopie
Steinkopf Verlag, Darmstadt (1969)

15. Wollrab, J. E.
Rotational Spectra and Molekular Structure
Academic Press, New York (1967)

16. Duerre, K. H.; Andrae, R. W.; Gregory, W. S.
TVENT- A Computer Program for Analysis of Tornado Induced
Transients in Ventilation Systems
Los Alamos Scientific Laboratory
LA 7397 - M (1978)

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)

06.02.01/10A Störfallablaufanalyse für die Abgasreinigung der großen
PNS 4513 Wiederaufarbeitungsanlage

(S. Fenyi, K. Nagel, G. Weber, H. Wenzelburger; IDT)

Im Rahmen der Untersuchungen zur Störfallablaufanalyse für die Auflöserabgasreinigungsstrecke wurden die einzelnen Anlagenteile detailliert beschrieben und soweit es möglich war mathematische Modelle dazu erstellt. Brauchbare physikalische Modelle und ihre mathematische Abhängigkeiten existieren für die Jodabtrennung und Aerosolentfernung aus dem Auflöserabgas /1/ und /2/. Die Durchbruchkurven für H_2O und CO_2 an Silicagel und Molekularsieb sind in Abhängigkeit der Zeit darstellbar /3/. Die wichtigsten Störfälle für die Tieftemperaturrektifikation sind bekannt und deren Beschreibung vorhanden /3/.

Analytische Markoff-Erneuerungsmodelle für die kurz- und langfristige Freisetzung von radioaktivem Jod in der Abgasreinigungsstrecke PASSAT

Es wurden, ausgehend von stochastischen Modellen für den ersten Störfall, die zunächst simulativ ausgewertet wurden /4/, entsprechende Modelle für eine einzige Störfallursache entwickelt /5/, /6/. Diese Modelle wurden dann für beliebig aber endlich viele Störfallursachen so erweitert /6/, /7/, daß sie nicht nur im ersten Störfall, sondern auch zu einem beliebig gegebenem Zeitpunkt t gelten, bis zu dem abhängig vom Zufallsmechanismus keiner, einer oder mehrere Störfälle eingetreten sein können.

Verbesserte Lebensdauerschätzungen von PASSAT-Komponenten

Es wurden Überlegungen aus der Bayes'schen Statistik eingeführt. Sie erlauben es, Werte für Ausfallraten (u. mittlere Lebensdauern) zu ermitteln, bei denen

- Vorinformation (z.B. Daten aus der Literatur)
- und
- Betriebserfahrungen (z.B. die Erfahrung, daß beim Betrieb von PASSAT bisher kein Erhitzer ausgefallen ist)

systematisch verbunden wird. Neben den für unsere Risikoanalyse bei PASSAT wichtigen Daten ergaben sich auch Verfahren, die für sehr zuverlässige Komponenten (kleine Stichproben) verwendet werden können /8/, /9/. Die dabei erhaltenen Ausfallraten werden bei verschiedenen Analysen von PASSAT zur Schadstofffreisetzung verwendet.

Fehlerbaumanalyse

Die Zuverlässigkeitsanalyse kohärenter zwei- und mehrwertiger Systeme wurde auf Fragen der Sicherheit übertragen (Beitrag zum Handbuch der Sicherheits-

technik,/10/), /11/, /12/. Es soll auch darauf hingewiesen werden, daß die Behandlung der mehrwertigen Logik und von gefährlichen / ungefährlichen Fehlern (safe / unsafe failures) von Dr. Nakashima weitergeführt wurde /13/. Die wesentlichen Überlegungen wurden auch in das Handbuch der Sicherheitstechnik übernommen.

Referenzen:

- /1/ Nagel, K., Furrer, J.:
Zeitabhängige Modellierung einer Jodsorptionsfilterstrecke, KfK-3544 (1983)
- /2/ Nagel, K., Furrer, J.:
Modellierung der Aerosolhaltung in der Testanlage PASSAT, KfK-3618 (1983)
- /3/ Nagel, K., Wenzelburger, H., Furrer, J., Ammon, R.V.:
Modellierung der Auflöserabgasstrecke der geplanten Wiederaufarbeitungsanlage als Grundlage für eine sicherheitsanalytische Bewertung. KfK-3670 (1984)
- /4/ Wenzelburger, H.:
Zu stochastischen Modellierung des ersten Störfalls in der Abgasreinigungstrecke einer WAA. 12. Jahrestag. DGOR, Mannheim Sept. 1983, Proceedings p. 503, Springer (1984)
- /5/ Wenzelburger, H.:
Derivation of the distribution of the cumulative linear costs in a classical renewal process from the corresponding distribution with monotone costs in a generalized one. 8. Sympos. DSOR Karlsruhe Aug. 1983, Vortrag und Proceedings
- /6/ Zinterhof, P.:
Analytische Markoff-Erneuerungsmodelle zum Problem der Schadstofffreisetzung in WAA's. 12. Jahrestag. DGOR, Mannheim Sept. 1983, Proceedings p. 502, Springer (1984)
- /7/ Zinterhof, P.:
The distribution of costs in Markov renewal processes (theoretical and numerical aspects). 8. Sympos. DSOR, Karlsruhe Aug. 1983, Vortrag und Proceedings
- /8/ Mergenthaler, W., Weber, G.:
VDI 4009/Blatt 7, Numerische Verfahren zur Bestimmung von Verteilungsparametern in der Zuverlässigkeitsrechnung (im VDI-Handbuch Technische Zuverlässigkeit, Oktober 1983)
- /9/ Nakashima, K., Weber, G.:
unveröffentlichte Arbeit

- /10/ Weber, G.:
Analytische Verfahren der Sicherheitstechnik (Beitrag zum "Handbuch der Sicherheitstechnik" Herausg. O. Peters, A. Meyna, Univ. Wuppertal, Carl Hanser Verlag, erscheint 1984)
- /11/ Schriefer, D., Voges, U., Weber, G.:
Design and Construction of a Reliable Microcomputer-Based LMFBR Protection System ("Nuclear Power Plant Control and Instrumentation", Munich 1982)
IAEA 1983
- /12/ Camarinopoulos, L., Weber, G.:
VDI 400/Blatt 7 Strukturfunktion und ihre Anwendungen (im VDI-Handbuch Technische Zuverlässigkeit, September 1983)
- /13/ Nakashima, K., Yamato, K.:
Some Properties of Multi-State Monotone Systems and their Boolean Structure Functions, Trans. of IECE of Japan, Vol. E66, No. 9, September 1983

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 | Untersuchung der radiologischen Folgen von Reaktorunfällen unter probabilistischen Gesichtspunkten | 4800 - 28 |

- 06.03.01 Untersuchung des physikalischen und chemischen Verhaltens
 biologisch besonders wirksamer Radionuklide in der Umwelt
- 06.03.01/09A Untersuchung des physikalischen und chemischen Verhaltens
PNS 4812 biologisch besonders wirksamer Radionuklide in der Umwelt
 Pu, Am, Cm und Np
 (M. Pimpl, H. Schüttelkopf, W. Schmidt, T. Liese, G. Hefner,
 T. Sollich, J. Hiller; HS)

Zielsetzung

Als Folge der Freisetzung hoher Aktinidenaktivitäten aus einer Wiederaufarbeitungsanlage ist eine ausgedehnte Kontamination der terrestrischen oder aquatischen Ökosysteme der Umgebung zu erwarten. Um für diesen sehr unwahrscheinlichen, aber doch möglichen Unfall geeignete Maßnahmen ergreifen zu können, muß das Verhalten der Aktiniden, besonders des Plutoniums, in der Umwelt detailliert verstanden werden. Zu diesem Zweck ist die Untersuchung der Transferfaktoren von Aktiniden in der Biosphäre notwendig, ebenso die der Löslichkeit und Beweglichkeit der Aktiniden in Böden und Oberflächengewässern.

Durchgeführte Arbeiten und Ergebnisse

Im Laufe des Jahres 1983 wurden folgende Themen schwerpunktmäßig bearbeitet:

1. Entwicklung analytischer Verfahren:

1.1 Methode zur schnellen Herstellung des Ausbeutetracers Np-239

Die quantitative Bestimmung von Np-237 durch radiochemische Analyse ist nur dann möglich, wenn der Probe vor Beginn der Bearbeitung ein geeigneter Tracer bekannter Aktivität zugesetzt wird, mit dem nach Durchlaufen der vollständigen Analyse die Verluste bei den verwendeten Trenn- und Reinigungsschritten korrigiert werden können. Für die Analyse von Np-237 kann als Tracer zur Bestimmung der chemischen Ausbeute Np-239, das Tochterprodukt von Am-243, benutzt werden. Np-239 kann ohne großen meßtechnischen Aufwand sehr empfindlich über die charakteristischen γ -Linien bei 106, 228 und 278 keV gemessen werden. Da es wegen der kurzen Halbwertszeit von 2,35 d nicht möglich ist, eine Vorratslösung von Np-239 zu verwenden, muß der Tracer vor jeder Analyse neu hergestellt werden.

Für die praktische Anwendung im Labor wäre es am einfachsten, wenn man Am-243 auf eine Ionenaustauschersäule aufbringen und bei Bedarf das Tochternuklid Np-239 eluieren könnte. Da nun aber Np-239 in wäßriger saurer Lösung als Np(V) vorliegt, wird es von Anionenaustauschermaterialien aus den meisten Lösungen stärker gebunden als Am-243, das als Am(III) vorliegt. Gibt man eine Lösung von Am-243/Np-239 in 7,2 M HNO₃ auf eine Anionenaustauschersäule mit Dowex 1 x 4 (100 - 200 mesh) und wäscht mit 7,2 M HNO₃ nach, so wird Np-239 auf der Säule festgehalten, während Am-243 ausgewaschen wird. Np-239 wird dann mit 0,36 M HCl/0,01 M HF eluiert. Die Am-243-Lösung wird aufbewahrt und kann nach dem Aufbau des Tochternuklids Np-239 wiederum zur Herstellung von Np-239 verwendet werden. Das Verfahren kann sehr einfach und schnell durchgeführt werden. Der Dekofaktor für Am-243 beträgt 10³. Diese Methode der Tracerherstellung kann man verwenden, wenn in einem Probenmaterial nur Np bestimmt werden soll, da die geringen Mengen Am-243 im Verlauf des Np-237-Analysenganges abgetrennt werden. Für unsere Problemstellung - die parallele Bestimmung von Pu, Am, Cm und Np im Low-level-Bereich - müssen wir wesentlich höhere Anforderungen an die Reinheit des Np-239 stellen. Zu jeder Probe werden 74 mBq Am-243 zur Ausbeutebestimmung von Am-241, Cm-242 und Cm-244 zugegeben. Das im Np-239 enthaltene Am-243 darf maximal 5 % der Aktivität des Ausbeutetracers erreichen, d. h. 4 mBq. Bei Verwendung von etwa 370 Bq Np-239 zur Ausbeutebestimmung bedeutet dies, daß der Dekofaktor für Am-243 10⁵ sein muß. Des weiteren muß bei unserer Anwendung von Np-239 als Ausbeutetracer das Zerfallsprodukt Pu-239 vollständig abgetrennt werden, da sonst die Simultanbestimmung von Pu, Am, Cm und Np in Umweltproben erheblich verfälscht werden würde.

Die schnelle und problemlose Darstellung von Np-239 gelang durch ein Extraktionsverfahren mit Trioctylamin (TOA) in Xylol, das in Abb. 1 schematisch dargestellt wird. Dabei wird die salzsaure Lösung von Am-243, das sich im radioaktiven Gleichgewicht mit dem Tochternuklid Np-239 befindet, mit 50 ml konzentrierter Salzsäure aufgenommen und in einem 250-ml-Scheidetrichter mit 50 ml TOA/Xylol (5 %) geschüttelt. Np-239 wird von TOA gebunden und in die organische Phase extrahiert. Am-243 bleibt in der salzsauren wäßrigen Phase zurück. Läßt man diese Lösung einige Zeit stehen, so wird das Np-239 nachgebildet und kann wiederum extrahiert werden. Die organische Phase wird mit konzentrierter HCl gewaschen, um restliches Am-243 auszuwaschen. Anschließend wird Np-239 in zwei Schritten mit je 10 ml Wasser aus der organischen in die wäßrige Phase rückextrahiert. Die wäßrige Phase

wird bis zur Trockne eingedampft und danach in 50 ml $\text{FeCl}_2/\text{HCl}_{\text{conc}}$ (0,8 g $\text{FeCl}_2 \cdot 6\text{H}_2\text{O}$ auf 100 ml HCl_{conc}) aufgenommen. Es folgt eine zweite Extraktion von Np-239 in TOA/Xylol. Die salzsaure wäßrige Phase wird verworfen, die organische Phase wird einmal mit 10 ml $\text{FeCl}_2/\text{HCl}_{\text{conc}}$ gewaschen, anschließend viermal mit HCl_{conc} . Np-239 wird wieder mit 2 x 10 ml H_2O in die wäßrige Phase zurückextrahiert. Spuren der organischen Phase werden durch zweimaliges Waschen der wäßrigen Phase mit je 25 ml CHCl_3 entfernt. Die Lösung wird angesäuert und kann nun direkt zur Ausbeutebestimmung von Np-237 der zu bearbeitenden Proben zugesetzt werden.

Zur Überprüfung der Reinheit des Np-239 wird das Eisen durch Waschen mit 6 x 50 ml Iso-Butyl-Methyl-Keton in 6 - 7 M HCl entfernt. Die verbleibende Lösung wird eingedampft, der Rückstand in 2 M HCl aufgenommen und nach der Oxalatmethode auf Edelstahlplättchen von 25 mm Durchmesser elektroplattiert. Durch α -Spektrometrie wird das Np-239 gemessen, durch γ -Spektrometrie werden die noch vorhandenen Spuren Am-243 und Pu-239 erfaßt. Die Herstellung des Ausbeutetracers Np-239 nach diesem Extraktionsverfahren dauert 2,5 h. Von dem im radioaktiven Gleichgewicht mit Am-243 vorliegenden Np-239 werden mehr als 80 % isoliert. Der Dekofaktor für Am-243 beträgt für die 1. Extraktion $4 \cdot 10^4$, nach Durchlaufen von zwei Extraktionsschritten $6 \cdot 10^5$.

Durch die Verwendung von FeCl_2 in konzentrierter HCl vor der 2. Extraktion wird Pu-239 reduziert und verbleibt als Pu(III) in der wäßrigen Phase. Der erzielte Dekofaktor von 10^4 liegt in der gleichen Größenordnung wie der von Am-243 bei einem Extraktionsschritt. Bei Verwendung des so präparierten Np-239-Tracers ist bei der Bestimmung von Pu, Am, Cm und Np eine Verfälschung der Pu-239+240-Ergebnisse durch Aufbau von Pu-239 als Tochternuklid von Np-239 zu vernachlässigen, wenn die zu Beginn einer Analyse eingesetzte Np-239-Aktivität auf 370 Bq begrenzt wird. Führt man mehrere Analysen parallel durch, so kann die insgesamt erforderliche Tracermenge Np-239 in einem Arbeitsgang nach dem beschriebenen Verfahren hergestellt werden, wobei daran anschließend Aliquote von ca. 370 Bq Np-239 für jede Einzelanalyse entnommen und dem Probenmaterial zugesetzt werden.

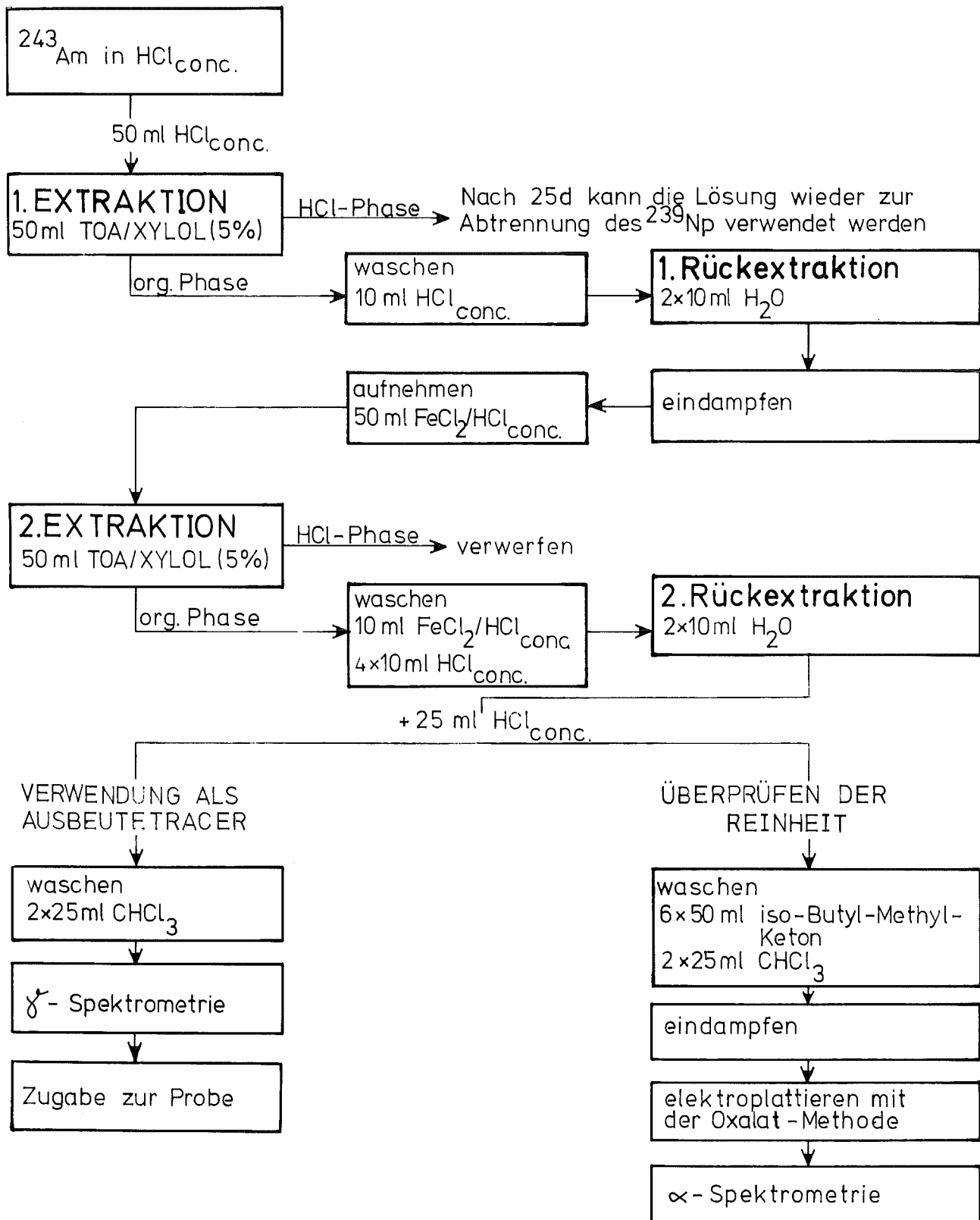


Abb. 1: Schematische Darstellung des Herstellungsverfahrens von reinem Np-239

1.2 Ein radiochemisches Verfahren zur Bestimmung von Np, Pu, Am und Cm in Umweltproben

Im Rahmen des Forschungsvorhabens "Untersuchung des physikalischen und chemischen Verhaltens biologisch besonders wirksamer Radionuklide in der Umwelt - Pu, Am, Cm und Np" untersuchen wir die Aufnahme dieser Nuklide aus dem Boden in Nutzpflanzen unter kontrollierten Bedingungen in einem vollklimatisierten Gewächshaus. Forschungsarbeiten dieser Art können nur dann mit Aussicht auf Erfolg durchgeführt werden, wenn eine schnelle und empfindliche Analysenmethode zur Verfügung steht, da einerseits die Probenzahl groß ist, andererseits nur sehr geringe Mengen Aktiniden durch Wurzel Aufnahme in die Pflanzen gelangen. Wenn man weiter bedenkt, daß die zur Verfügung stehende Anbaufläche begrenzt ist, also nicht beliebig viel Pflanzenmaterial pro Versuch erzeugt werden kann, dann benötigt man ein radiochemisches Verfahren, bei dem aus einer Probe Np, Pu, Am und Cm sequentiell abgetrennt und bestimmt werden. Das radiochemische Verfahren für Plutonium, das seit Jahren mit gutem Erfolg in der Hauptabteilung Sicherheit sowohl für Forschungs- als auch für Überwachungsaufgaben verwendet wird, wurde zunächst zur simultanen Bestimmung von Americium und Curium erweitert. Dieser Verfahrensschritt wurde im Jahresbericht 1980 (KfK 3113) bereits beschrieben. Als letztes wurde nun dieses Verfahren so modifiziert, daß zusätzlich Neptunium in allen Umgebungsproben in hohen Ausbeuten bestimmt werden kann. Abb. 2 zeigt schematisch die Einzelschritte des Verfahrens.

Zu dem vollständig veraschten Probenmaterial - bei Boden 100 g, bei Pflanzen 20 g - werden die Ausbeutetracer Np-239, Am-243 und Pu-236 zugegeben. In einem ersten Schritt wird die Asche mit HNO_3/HF ausgekocht, in einem zweiten mit $\text{HNO}_3/\text{Al}(\text{NO}_3)_3$. Nach dem Zusatz von NaNO_2 zur Stabilisierung von Pu(IV) und Np(V) wird der Rückstand abfiltriert. Im Filtrat wird Np(V) durch Zusatz von FeCl_2 und $\text{HCl}\cdot\text{NH}_2\text{OH}$ weitgehend zu Np(IV) reduziert, Pu verbleibt in stark salpetersaurer Lösung mit Nitritüberschuß als Pu(IV). Aus dieser 8 M HNO_3 sauren Lösung werden Pu und Np durch Extraktion mit Trioctylphosphinoxid (TOPO)/Cyclohexan nahezu quantitativ in die organische Phase extrahiert, während Am und Cm in der wäßrigen Phase bleiben.

Die organische Phase wird zunächst mit $\text{HNO}_3/\text{Al}(\text{NO}_3)_3$ mit Zusatz an FeCl_2 und $\text{HCl}\cdot\text{NH}_2\text{OH}$ gewaschen. Dadurch wird an TOPO gebundenes Np(V) und Np(VI) zu Np(IV) reduziert. Der mit TOPO gebildete Np(IV)-Komplex ist so stabil, daß bei weiteren Waschvorgängen mit HNO_3 und HCl kein Np-Verlust zu beobachten ist. Das gleiche gilt für Pu(IV). Die wesentlichen Matrixelemente des Probenmaterials Na, K, Mg, Ca und Al werden bei diesem Reinigungsschritt nicht mitextrahiert und auch Fe nur in sehr geringem Maße. Zur Rückextraktion wird NH_4F verwendet. Während Pu damit quantitativ aus TOPO/Cyclohexan herausgelöst wird, ist dies bei Np erst dann der Fall, wenn Np(IV) durch den Zusatz von $(\text{NH}_4)_2\text{S}_2\text{O}_8$ zu Np(V) und Np(VI) oxidiert wird. Zur weiteren radiochemischen Reinigung wird zur wäßrigen Phase Reduktionsmittel zugegeben und eine Mitfällung mit LaF_3 durchgeführt. Nach dem Waschen des Niederschlags wird dieser in gesättigter Borsäure-Lösung in konzentrierter Salpetersäure aufgenommen und mit NaNO_2 zur Stabilisierung von Pu(IV) und Np(V) versetzt. Durch Waschen mit HNO_3 und HCl werden U und Th entfernt, bevor Pu und Np mit $0,36 \text{ M HCl}/0,01 \text{ M HF}$ eluiert werden. Es folgt die Elektroplattierung auf Edelstahlplättchen nach der Oxalatmethode. Am Präparat wird mittels α -Spektrometrie Np-237, Pu-236, Pu-238 und Pu-239+240 gemessen, mittels γ -Spektrometrie der Gehalt des Ausbeutetracers Np-239.

Die nach der ersten Extraktion mit TOPO/Cyclohexan verbleibende stark salpersaure wäßrige Phase wird mit konzentriertem Ammoniak auf $\text{pH} = 1$ gebracht. Eventuell ausgefallene Kieselsäure wird abfiltriert. Das klare Filtrat wird mit 1 ml/min über eine Kieselgursäule, auf das als stationäre Phase TOPO in Diethylbenzol aufgebracht ist, gegeben. Mit $0,1 \text{ M HNO}_3$ wird nachgewaschen, um die Matrixelemente quantitativ auszuwaschen. Mit 2 M HNO_3 werden Am und Cm rückextrahiert. Nach dem Entfernen von organischen Verunreinigungen mit CHCl_3 , die durch Ausbluten der Extraktionssäule in die Lösung gelangen können, wird die Am- und Cm-enthaltende salpetersaure Lösung eingedampft und in 9 M HCl wieder aufgenommen. Es folgt ein Reinigungsschritt über einen kombinierten Kationen- und Anionenaustauscher, bei dem Reste der Matrixelemente, insbesondere das Eisen, vollständig abgetrennt werden. In einem anschließenden Anionenaustausch aus salpetersaurer methanolischer Lösung werden mit Thiocyanat die Lanthaniden, die sich chemisch sehr ähnlich wie Am und Cm verhalten, quantitativ entfernt. Zum Abschluß der radiochemischen Reinigung werden Am und Cm nach der Oxalatmethode elektroplattiert und im Präparat wird α -spektrometrisch der Gehalt an Am-241,

Am-243, Cm-242 und Cm-244 gemessen. Das vorgestellte Verfahren wird mit gutem Erfolg zur Bestimmung von Np, Pu, Am und Cm in Boden- und Pflanzenproben aus dem Gewächshaus angewendet. Die chemischen Ausbeuten betragen 60 - 90 % für jedes Nuklid, die Nachweisgrenze liegt für 100 g Boden bei 3,7 $\mu\text{Bq/g}$ Asche, für Pflanzenasche bei 18,5 $\mu\text{Bq/g}$. Eine Laborkraft kann vier Analysen gleichzeitig bearbeiten und benötigt zur vollständigen Durchführung des Analysenganges etwa vier Arbeitstage.

1.3 Multielementbestimmung in Pflanzen- und Bodenproben mittels Atomemissionsspektroskopie mit induktiv gekoppeltem Plasma (ICP-AES) und Atomabsorptionsspektrometrie (AAS)

Die Messung von Transferfaktoren Boden/Pflanze wird häufig mit radioaktiven Tracern durchgeführt. Die Messung mit inaktiven, natürlichen Spuren in Boden und Pflanze hat den Vorteil, daß die Meßtechnik für viele Elemente wesentlich billiger ist und die Spuren mit der Erde sich bereits im chemischen Gleichgewicht befinden. Zusätzlich zu der radiochemischen Analytik werden und wurden - soweit möglich - Vorversuche mit entsprechenden inaktiven Elementen bzw. Proben gemacht. Dies betrifft zum Beispiel die Überprüfung der erreichbaren Homogenität bei Zugabe von Elementen zu Böden, die Ermittlung des Einflusses der Gefäßgröße auf die Ergebnisse, die Erarbeitung von Extraktionsverfahren, Ermittlung der notwendigen Anzahl von Parallelbestimmungen und das Auswählen der geeigneten Aufschlußmethoden zum Lösen der Pflanzenprobe. Das inaktive Arbeiten dient außerdem der Vorbereitung entsprechender aktiver Versuche bzw. der Klärung des Verhaltens dieser Elemente in der Umwelt. Bei der Bestimmung des Transfers Boden/Pflanze hat man sich in vielen Fällen damit begnügt, die Konzentration des betrachteten Elementes in diversen Pflanzenteilen und im Boden zu bestimmen. Für ein besseres Verständnis des Verhaltens der betreffenden Elemente im Boden und in der Pflanze ist es jedoch auch wichtig zu wissen, wie sich simultan zur Aufnahme eines Schadstoffes die Gehalte bzw. Aufnahmen der anderen Elemente ändern. Man erhält so tiefergehende Aussagen über die möglichen Wirkungen, Angriffsorte und Konkurrenzreaktionen.

Ein wesentlicher Gesichtspunkt ist auch das Verhalten der Elemente im Boden selbst. Je nach Art und chemischer Konstitution des Bodens ist z. B. die Bindung an den Boden, die Pflanzenverfügbarkeit und Neigung zur Auswaschung

Zugeben von Ausbeutetracern
 Auskochen mit 8 M HNO₃ / 0,9 M HF
 und 5 M HNO₃ / 1 M Al(NO₃)₃
 Zugeben von NaNO₂
 Abfiltrieren

gelöstes Probematerial

zugeben von FeCl₂ und
 H Cl · NH₂OH

Extraktion mit TOPO/Cyclohexan

organische Phase: Pu, Np

Waschen: 1. HNO₃/Al(NO₃)₃ mit FeCl₂
 und H Cl · NH₂OH
 2. 0,5 M HNO₃
 3. 3 M HCl

Rückextraktion mit
 1 M NH₄F / 0,05 M (NH₄)₂ S₂O₈ in
 1 M HCl

wäßrige Phase: waschen mit CHCl₃
 zugeben von N₂H₄ · HCl

Mitfällung mit LaF₃

Niederschlag waschen mit 15 M HF
 Auflösen in H₃BO₃ (gesättigt) / HNO₃ Konz.
 Zugeben von NaNO₂

Anionenaustausch

Dowex 1x2, 50 - 100 mesh

waschen mit 7,2 M HNO₃
 waschen mit 9 M HCl
 Eluieren mit 0,36 M HCl / 0,01 M HF
 Eindampfen

Elektroplattieren nach
 der Oxalatmethode

α - Spektrometrie
²³⁷Np, ²³⁶Pu, ²³⁸Pu, ²³⁹⁺²⁴⁰Pu

γ - Spektrometrie: ²³⁹Np

wäßrige Phase: Am, Cm

Filtrieren mit NH₃ auf ph = 1
 bringen

Extraktion mit TOPO /
 Diethylbenzol auf Kieselgursäule

waschen mit 0,1 M HNO₃

Rückextraktion mit
 2 M HNO₃

waschen mit CHCl₃
 Eindampfen
 Aufnehmen in 9 M HCl

Reinigung mit Kationen -
 und Anionenaustausch

waschen mit 9 M HCl
 eindampfen
 Aufnehmen in 1 M HNO₃ / CH₃OH (93%)

Anionenaustausch

Dowex 1x4, 100-200 mesh

waschen mit 1 M HNO₃ / CH₃OH (86%)
 waschen mit 0,1 M HCl / 0,5 M NH₄SCN /
 CH₃OH (80%)
 Elution mit 1,5 M HCl / CH₃OH (86%)
 eindampfen

Elektroplattieren nach
 der Oxalatmethode

α - Spektrometrie
²⁴¹Am, ²⁴³Am, ²⁴²Cm, ²⁴⁴Cm

Abb. 2: Schematische Darstellung des Analysenverfahrens zur simultanen Bestimmung von Np, Pu, Am und Cm

unterschiedlich. Um darüber Kenntnisse zu erlangen, ist die Erarbeitung und der Einsatz gezielter Auslaugeverfahren sowie eine Kenntnis der Gesamtzusammensetzung des Bodens (Kationen und Anionen) notwendig. Aufgrund der Vielzahl an Einzelmessungen eignen sich für solche Untersuchungen nur schnelle Meßverfahren wie z. B. die ICP-AES und die AAS. Seit 1983 wurden in der HS/R geeignete Meßmethoden eingeführt, geeicht und auf verschiedene Fragen angewandt.

Die Atomemissionsspektroskopie (AES) mit induktiv gekoppeltem Plasma (ICP)

Von der Vielzahl der Plasmen, die als Anregungseinheit bei der AES zum Einsatz kommen, ist das ICP das gebräuchlichste. Das ICP ist ein in einem elektromagnetischen Hochfrequenzfeld ionisiertes Gas. Dazu wird Argon in einem aus drei konzentrischen Quarzrohren bestehenden Brenner durch eine Spule geleitet, die an einen Hochfrequenzgenerator angeschlossen ist. Durch einen Funken werden im Argon die ersten Ionen und Elektronen erzeugt und auf diese Weise die Energieübertragung von der Spule zum Plasma eingeleitet. Das Hochfrequenzfeld erzeugt ein Magnetfeld und dieses wiederum ein elektrisches Feld. Das elektrische Feld induziert einen Hochfrequenzstrom in einem Leiter - hier Argon-Ionen und Elektronen -, der sich innerhalb des Feldes befindet. Die von Ionen und Elektronen aufgenommene elektrische Energie wird in Bewegungsenergie umgesetzt. Der Zusammenstoß der in dieser Art beschleunigten Teilchen mit anderen Gasparkeln erzeugt weitere Ionen und Elektronen sowie Wärmeenergie. Die Wärmeenergie führt dann zur Verdampfung, Dissoziation, Anregung und weiteren Ionisation des Aerosols bzw. des Plasmagases. Vorteile des induktiv gekoppelten Plasmas sind die effektive Energieübertragung vom Plasma auf die Probe und die relativ inerte Umgebung (Sauerstoff wird nur in geringer Menge mit der Probe eingebracht, daher erfolgt z. B. keine Oxidbildung). Dies führt zu einer nahezu vollständigen Atomisierung, Ionisierung und Anregung der Probe. Die Meßhöhe liegt ca. 12 bis 20 mm über der obersten Wicklung der Hochfrequenzspule. Durch Variation der Meßhöhe, der dem Plasma zugeführten Leistung, der Menge des Aerosolträrgases bzw. der Menge des Plasmagases läßt sich eine Veränderung der Empfindlichkeit erzielen. Unter normalen Umständen werden diese Parameter so eingestellt, daß eine größtmögliche Anzahl von Elementen optimal bestimmt werden kann. Bei dem von uns verwendeten Gerät handelt es sich um ein sequentielles Gerät (die Elementlinien werden nacheinander angefahren) mit evakuiertem Spektrometerteil. Der Probendurchsatz ist bei der Wahl des sequentiellen

Gerätes zwar geringer als bei einem Simultan-Spektrometer, doch ist dadurch hinsichtlich der zu bestimmenden Elemente und der jeweiligen Linien keine Festlegung erfolgt. Es besteht also die Möglichkeit, mitunter probenangepaßter zu messen, als dies bei einem Simultan-Spektrometer der Fall ist. Nachteil des sequentiellen Gerätes ist der höhere Bedarf an Probenlösung und die längere Meßzeit.

Die Atomabsorptionsspektrometrie (AAS)

Bei der AAS wird die Resonanzabsorption von Strahlung genau definierter Wellenlänge gemessen. Gemäß dem Kirchoffschen Strahlungsgesetz absorbiert ein Element Strahlung der gleichen Wellenlänge, die es im Anregungsfall emittiert. Zwischen dem absorbierten Strahlungsteil und der entsprechenden Elementkonzentration besteht Proportionalität. Es handelt sich um ein relatives Meßverfahren, die Auswertung erfolgt über Kalibrierproben. Zur Erzeugung des elementspezifischen Lichtes dienen Hohlkathodenlampen, die das zu analysierende Element als Kathodenmaterial enthalten. Man benötigt somit für jedes zu bestimmende Element eine spezielle Hohlkathodenlampe. Seit geraumer Zeit gibt es auch Mehrelement-Hohlkathodenlampen im Handel, dabei ist jedoch die Anzahl der möglichen Element-Kombinationen beschränkt. Die Probe wird nahezu ausschließlich in gelöster Form zur Analyse gebracht. Über ein Zerstäuber-Brenner-System, z. B. mit Luft-Acetylen-Flamme betrieben, und durch Erhitzen im Graphitrohr werden die benötigten freien Atome erzeugt. Die Flamme als Energiequelle ist weitaus freier von Störungen, hat aber nicht die hohe Empfindlichkeit der Graphitrohrtechnik. Bei letzterer werden ca. 20 µl bis 100 µl Probelösung mittels Pipette bzw. Dosierautomat in ein argongespültes Graphitrohr gebracht, welches so im optischen Strahlengang angeordnet ist, daß es vom Licht der Hohlkathodenlampe durchstrahlt wird. Durch Anlegen geeigneter Spannungen ist es möglich, das Graphitrohr so zu erhitzen, daß die Probe erst getrocknet, dann von leichtflüchtigen Begleitstoffen befreit und schließlich atomisiert wird. Wesentliche Störung hierbei ist die auftretende unspezifische Absorption. Dies erfordert eine geeignete Korrektur, da auf der Resonanzwellenlinie die Summe aus spezifischer und unspezifischer Absorption gemessen wird. Zur Messung des Untergrundes bzw. der Korrektur des Meßsignals bedient man sich des Einsatzes von Kontinuumstrahlern (Deuterium-Lampe) bzw. seit kurzem des Zeeman-Effektes, wie das bei dem von uns verwendeten Gerät der Fall ist. Vorteil der

Zeeman-AAS ist die Möglichkeit, höhere unspezifische Absorptionen zu korrigieren, was besonders bei der Untersuchung von Proben mit sehr komplexer Matrix notwendig ist. Bei uns trifft dies z. B. bei der Analyse der Bodenproben zu.

Kalibrierung der Geräte

Für das ICP wurden bisher 17 Meßabläufe erstellt, die von der Einzelelementbestimmung bis zur sequentiellen Bestimmung von 21 Elementen reichen. Routinemäßig werden z. Z. folgende Elemente mittels ICP-AES in Boden- und Pflanzenproben bestimmt (s. Tab. 1).

| Element | Meßwellenlänge (nm) (ng/ml) | Nachweisgrenze* | Element | Meßwellenlänge (nm) | Nachweisgrenze* (ng/ml) |
|-------------|--------------------------------|-----------------|-----------|---------------------|----------------------------|
| Eisen | 259,940 | 19 | Aluminium | 396,152 | 108 |
| Calcium | 422,673 | 31 | Magnesium | 279,553 | 1 |
| Natrium | 588,995 | 52 | Mangan | 257,610 | 1 |
| Zink | 213,856 | 5 | Strontium | 407,771 | 1 |
| Barium | 455,403 | 1 | Cadmium | 226,502 | 7 |
| Cobalt | 228,616 | 10 | Chrom | 205,552 | 16 |
| Kupfer | 324,754 | 39 | Nickel | 231,604 | 14 |
| Blei | 220,353 | 36 | Schwefel | 180,731 | 32 |
| Phosphor | 178,287 | 38 | Titan | 334,941 | 1 |
| Arsen | 189,042 | 30 | Vanadium | 310,230 | 17 |
| Beryllium | 313,042 | 1 | Selen | 196,090 | 77 |
| Quecksilber | 184,950 | 13 | Thallium | 190,864 | 97 |
| Molybdän | 202,030 | 10 | Bor | 182,589 | 25 |

*Die angegebene Nachweisgrenze wurde bei 4 sec Meßzeit je Meßposition und unter Multielementbedingungen erreicht. Sie ist definiert als die doppelte Standardabweichung des Untergrunds, geteilt durch die Empfindlichkeit, die in diesem Fall durch die Steigung der Eichgeraden gegeben ist. Bei Verwendung elementspezifischer Meßbedingungen läßt sich die Nachweisgrenze teilweise noch erheblich senken.

Tab. 1: Nachweisgrenzen bei der Messung von Spurenelementen mit der ICP-AES

Das ICP-Gerät wird eingesetzt zur Bestimmung der Elemente in Pflanzen- und Bodenproben. Neben den umfangreichen Analysen von Standardreferenzmaterialien, die zur Erstellung der Meßabläufe notwendig waren, wurden Proben aus dem Gewächshaus und im Rahmen von Ringversuchen analysiert. Zum Lösen der Proben hat sich der Druckaufschluß mit Salpetersäure am besten bewährt. Sollen Boden- oder Pflanzenproben mit hohem

Silikatanteil vollständig aufgeschlossen werden, so wird nach dem Druckaufschluß eine Behandlung mit Perchlorsäure/Flußsäure durchgeführt. Einige Elemente wie z. B. Chrom, Cobalt und Blei sind in Pflanzen meist in so geringer Konzentration vorhanden, daß eine Bestimmung mittels ICP-AES nicht mehr möglich ist. Diese Metalle werden dann mit der AAS (Graphitrohrtechnik) analysiert.

2. Experimentelle Untersuchungen zur Aufnahme von Aktiniden aus Böden in Pflanzen

Zur Messung des Aktinidentransfers Boden/Pflanze ist es notwendig, Aktivitätsablagerungen auf der Pflanzenoberfläche auszuschließen. Zuverlässige Messungen sind in einem Gewächshaus nur möglich, wenn die plutoniumhaltigen Aerosole aus der Umgebungsluft durch Ansaugen der Zuluft über Schwebstofffilter vollständig abgeschieden werden können. Zusätzlich muß man bei der Transferfaktormessung darauf achten, daß kein aktivitätshaltiger Feinstaub infolge Resuspension des kontaminierten Bodens auf der Pflanzenoberfläche abgelagert werden kann. Da die in der Landwirtschaft und im Gartenbau üblichen Arbeitstechniken diesen Gesichtspunkt nicht berücksichtigen, also für die Pflanzenaufzucht auf kontaminierten Böden nicht geeignet sind, wurden auf nicht kontaminierten Böden solche speziellen Techniken zur Pflanzenaufzucht erarbeitet. Parallel dazu wurden für alle im Gewächshaus anzubauenden Pflanzen geeignete Klimaparameter überprüft und festgelegt, bevor mit Experimenten auf kontaminierten Böden begonnen wurde. Für die Versuche im Gewächshaus wurden fünf verschiedene Böden verwendet. Die wichtigsten Kenndaten dieser Böden sind in Tab. 2 zusammengestellt. Die ersten Versuche auf kontaminierten Böden erfolgte auf drei Böden aus dem Raum Schwandorf: einem Kreideboden, einer Granitverwitterung und einem Gleyboden, der nur zur Dauerbeweidung genutzt werden kann. Die Pflanzenaufzucht auf den beiden Ackerböden wird jeweils in drei verschieden großen Behältern vorgenommen. Neben dem Anbau in Kick-Brauckmann-Gefäßen mit 8 kg bis 9 kg Bodenfüllung und $0,035 \text{ m}^2$ Oberfläche werden Nutzpflanzen in größeren Wannen mit 220 kg bis 250 kg Bodenfüllung und $0,6 \text{ m}^2$ Oberfläche aufgezogen. Während in diese beiden Gefäßtypen nur Boden aus der Ackerkrume eingefüllt ist, enthalten die außerdem verwendeten Lysimeter den entsprechenden Boden in ungestörter Lagerung bis zu 80 cm Tiefe mit $0,5 \text{ m}^2$ bestellbarer Bodenoberfläche.

Zur Kontamination der Böden wurden Lösungen von Np-237, Pu-238, Am-241 und Cm-244 in Salpetersäure mit pH 1 verwendet. Das Einbringen der Aktivitäten in 9 kg feuchten Boden, der zum Füllen eines Kick-Brauckmann-Topfes benötigt wird, erfolgte mit einer einfachen Gießmethode. Dazu wurden in die Töpfe abgewogene Bodenmengen schichtweise eingebracht, leicht verdichtet und dann die Oberfläche jeder Schicht mit einem abgemessenen Aliquot der pro Topf zuzusetzenden aktivitätshaltigen Lösung gleichmäßig befeuchtet, bevor die nächste Schicht aufgelegt wurde. Nach dem Einbringen von 8 kg Boden in 16 Schichten wurde die Oberfläche mit 1 kg Boden ohne Aktivitätszusatz abgedeckt. Das Verfahren ist zwar sehr arbeitsintensiv, garantiert aber eine reproduzierbare homogene Verteilung der Aktivität im gesamten Wurzelraum der Pflanzen. Nach der gleichen Methode wurden je drei Wannen mit jeweils 220 kg Kreideboden und Granitverwitterung kontaminiert. In den verschiedenen Versuchsböden wurde mit folgenden Konzentrationsbereichen gearbeitet: 7 - 19 Bq Pu-238/g TS, 5 - 20 Bq Am-241/g TS, 2 - 8 Bq Cm-244/g TS und 1 - 11 Bq Np-237/g TS. Von jeder dieser Bodenarten stehen drei Lysimeter zur Verfügung, die durch Eindrücken der Gefäße im Feld 80 cm tief mit Boden in ungestörter Lagerung gefüllt wurden. Zur Kontamination der Ackerkrume wurde zuerst eine Bodenschicht von 3 cm bis 5 cm abgenommen und aufbewahrt, um nach erfolgter Kontamination zur Abdeckung verwendet zu werden. Anschließend wurde der Oberboden bis zu 30 cm Tiefe mechanisch gelockert, bevor eine Einmal-Glovebox aus Polyethylenfolie staubdicht an der Oberkante des Lysimeters befestigt wurde. Mit einer definierten Menge Aktivität in ein Liter Lösung wurde die Bodenoberfläche gleichmäßig befeuchtet. Durch mehrfaches manuelles Vermischen des gelockerten Oberbodens wurden die zugesetzten Radionuklide möglichst homogen in der 5- bis 30-cm-Schicht verteilt. Nach leichtem Verdichten wurde die Glovebox entfernt und die Abdeckschicht aufgelegt und festgedrückt. Auf ähnliche Art wurde in das mit Gleyboden gefüllte Lysimeter Aktivität eingebracht. Da in diesem Lysimeter entsprechend dem Probenahmeort Grünland kultiviert werden soll, wurde nach Abheben der Grasnarbe nur die 0- bis 10-cm-Bodenschicht kontaminiert und dann die Grasnarbe zur Abdeckung wieder aufgesetzt. In den so vorbereiteten Kick-Brauckmann-Gefäßen, Wannen und Lysimetern wurden Weizen, Kartoffeln und Mais angepflanzt. Neben vier Kick-Brauckmann-Gefäßen mit aktivitätshaltigem Boden wurden zum Vergleich pro Pflanze und Boden je zwei Gefäße ohne Aktivitätszusatz angelegt. Von dem Gleyboden, der nur als Dauergrünland genutzt wird, wurde nur zu einem Lysimeter Aktivität zugegeben. Die Ergebnisse von Experimenten auf dem gleichen Boden und der in der Landwirtschaft üblichen Fruchtfolge werden

| Bodenart (Herkunft) | org. Sub- stanz in % | pH- Wert | Nährstoffgehalt (einstufige Extraktion) | | | | | | | | | | T-Wert | S-Wert |
|---------------------------------------|----------------------------|-------------|---|-----------------------------------|----------------------|---------|---------|--------|--------|--------|--------|------|--------|--------|
| | | | Ges. N ₂ % | P ₂ O ₅ ppm | K ₂ O ppm | MgO ppm | Bor ppm | Na ppm | Cu ppm | Mn ppm | Mo ppm | | | |
| Sand (Gorleben) | 2,6 | 4,9 | n. n. | 360 | 120 | 20 | 0,19 | 12 | 3 | 190 | 0,17 | 7,1 | 2,9 | |
| Löß (Grötz.) | 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 | |
| Braunerde aus Granit (Schwand.) | 2,1 | 5,2 | 0,14 | 140 | 580 | 120 | 0,34 | 24 | 2,5 | 129 | 0,24 | 10,0 | 8,1 | |
| Braunerde aus Kreide (Schwand.) | 1,5 | 6,8 | 0,08 | 440 | 370 | 50 | 0,30 | 18 | 3,2 | 314 | 0,47 | 6,3 | 5,5 | |

n. n. = nicht nachgewiesen

T-Wert: Gesamt-Austauschkapazität (mval)

S-Wert: Gesamt-Austauschkapazität ohne H⁺ (mval)

Tab. 2: Kenndaten der im Gewächshaus verwendeten Böden

Rückschlüsse auf Alterungsvorgänge im Boden zulassen. Die erste Vegetationsperiode wurde 1983 geerntet. Die Pflanzen wurden in eßbare und nicht zum Verzehr geeignete Teile zerlegt. Nach der Trocknung und Veraschung wurden die Proben zur radiochemischen Analyse gebracht. Eine weitere Versuchsreihe wurde auf einem humosen Sandboden aus Gorleben begonnen. In je vier Kick-Brauckmann-Töpfen mit kontaminierten Böden und zwei Töpfen ohne Aktivitätszusatz wurden acht Kulturen angelegt: Dauergrünland, Futterrüben, Sommerweizen, Mais, Erdbeeren, Roggen, Sommergerste und Hafer.

3. Aufnahme von Cobalt, Blei und Chrom in Gras

Mit den hier beschriebenen Versuchen wird überprüft, ob der Transferfaktor der radioökologisch relevanten Elemente Cobalt, Blei und Chrom vom Boden in die Pflanze bei unterschiedlichen Konzentrationen dieser Stoffe im Boden gleichbleibt. Hierbei wurden fünf Konzentrationsstufen je Element bei je fünffacher Wiederholung angelegt. Weiter wird der Einfluß der Topfgröße auf den Transferfaktor untersucht. Dies ist wichtig, weil so die Vergleichbarkeit von Transferfaktoren aus Topfversuchen besser eingeschätzt werden kann. Außerdem werden alle drei Elemente bei einer Konzentration eingesetzt, so daß auch synergistische oder antagonistische Wirkungen der drei untersuchten Elemente überprüft werden können. Um das Aufnahmevermögen aus dem Boden kontinuierlich zu beobachten und eventuelle Alterungsvorgänge im Boden mitzuerfassen, wird ein gängiges Gras, *Lolium multiflorum* "Lema", verwendet. Somit kann in Anlehnung an die VDI-Richtlinie eine zweiwöchige Schnittfrequenz eingehalten werden. Zur Aussaat kam das Gras auf der Basis von 30 g Saatgut/m². Als Pflege und Unterhaltungsmaßnahmen werden Bewässerung und Schnitt durchgeführt. Jeder Topf wird dreimal wöchentlich gegossen. Zusätzlich wird überprüft, welcher Wasserverlust durch Evapotranspiration eingetreten ist. Es wurde eine sandige Braunerde mit jeweils 6 kg Boden über einer Dränschicht aus Kies-Sand in Plastiktöpfe gefüllt. Die verwendeten Salze der untersuchten Elemente ließen sich für jede Konzentrationsstufe in einem Mischer homogen verteilen. Zur Überprüfung der Homogenität der Verteilung wurden aus jeder Mischung vier Stichproben gezogen. Im selben Arbeitsgang mit einer Mischzeit von jeweils 30 min wurde dem lufttrockenen Boden Volldünger zugemischt. Neben der Kontrolle (beim Zusatz der Elemente) wurden folgende Konzentrationen eingesetzt: Cobalt: 5 - 10 - 20 - 50 - 200 - 400 ppm, Blei: 10 - 30 - 100 - 300 - 900 - 1 800 ppm und Chrom: 10 - 20 - 50 -

150 - 500 - 1 000 ppm. Zur Untersuchung des Einflusses der Topfgröße wurden Bodenmengen von 3, 6, 10, 25 und 300 kg verwendet. Die entsprechenden Oberflächen der Gefäße betragen: 0,02 m²; 0,03 m²; 0,04 m²; 0,07 m² und 0,6 m². Hierbei betrug die zugemischte Konzentration jeweils 20 ppm Cobalt, 100 ppm Blei und 50 ppm Chrom. Erste Ergebnisse zu Naß- und Trockengewichten des Erntegutes lassen die ertragsmindernde Schwermetallwirkungen der Elemente Cobalt, Blei und Chrom erkennen. Die Zugabe von 1 000 ppm Chrom führte bereits nach fünf Wochen zum vollständigen Absterben der Graskultur. Auch bei den anderen Töpfen ist ein deutlicher Zusammenhang zwischen abnehmendem Ertrag und erhöhter Schwermetallkonzentration im Boden festzustellen. Im gleichen Maß hängt der wöchentlich ermittelte Wasserverbrauch entscheidend von der Schadstoffkonzentration ab. Mit abnehmendem Ertrag bei zunehmender Metallkonzentration wird die Transpiration der Pflanzen und damit der Wasserverbrauch geringer.

4. Verteilung von Schadstoffen im Boden durch Regenwurmtätigkeit

Ziel der beschriebenen Versuche ist es, das Wissen über Verteilungsmechanismen von Schadstoffen in terrestrischen Ökosystemen zu erweitern. Es soll überprüft werden, ob und in welchem Umfang Schadstoffe im Boden durch Regenwürmer verlagert werden. Dabei ist von Interesse, in welchem Ausmaß ein Transport der Schwermetalle von oben nach unten und umgekehrt erfolgt. Weiterhin stellt sich die Frage, ob Regenwürmer durch Ab-, Um- und Aufbauvorgänge die Löslichkeit von Schadstoffen im Boden erhöhen. Dies könnte Auswirkungen auf den Transfer dieser Stoffe vom Boden in die Pflanze und die Migrationsgeschwindigkeit in Richtung Grundwasser haben. Anwendungsbereiche für gemessene Transportprozesse sind auf der Oberfläche abgelagerte konventionelle und nukleare Schadstoffe und durch Erde abgedeckte konventionelle und nukleare Abfallager (Müllkippen, Abfälle der Uranindustrie). Um die Tätigkeit der Regenwürmer kennenzulernen, sollten Verteilungsmuster im Bodenprofil zu erkennen sein. In der ersten Phase des Versuches wurden zunächst die inaktiven Elemente Blei, Chrom, Cobalt, Nickel und Cadmium eingesetzt, um so in verfahrenstechnisch einfacher Handhabung Untersuchungen mit radioaktiven Isotopen vorzubereiten, Versuchsanordnungen zu optimieren und erste Erkenntnisse aus dem Verhalten der stabilen Elemente zu gewinnen. Zur Versuchsdurchführung wurden Plexiglaszylinder mit einer Wandstärke von 10 mm verwendet. Die 100 cm hohen Zylinder mit einem Durchmesser von 45 cm bestehen

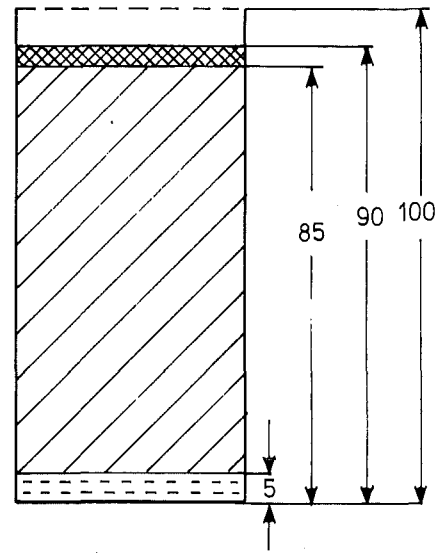
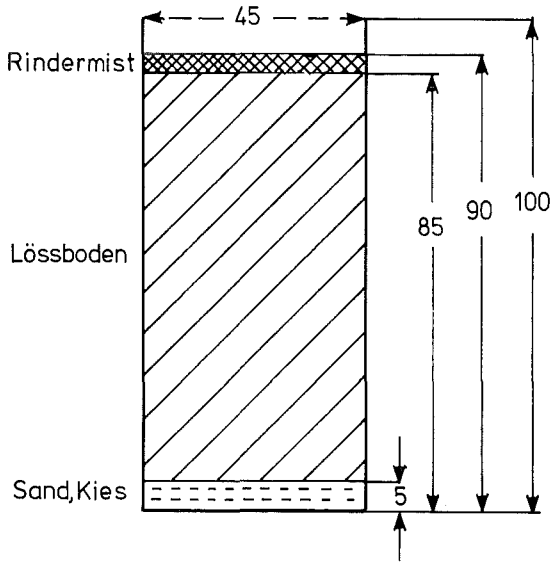
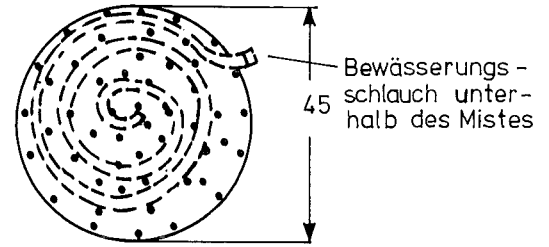
längsseits aus zwei Hälften, die durch Klammern und Scharniere zusammengehalten werden. Die Bodenplatte besteht aus Plexiglas und ist eingeklebt. Als Versuchsboden dient ein Löß-Unterboden, der sehr arm an organischer Substanz ist und als neutral anzusehen ist. Da die organische Substanz die Hauptnahrungsquelle für Regenwürmer ist, und Rindermist besonders gern gefressen wird, wurden die zu untersuchenden Schadstoffe dem Mist zugemischt. In jedem Zylinder befindet sich eine etwa 5 cm dicke und 4 kg schwere Schicht aus feuchtem Rindermist, in der die Schadstoffe Blei, Chrom, Cobalt, Nickel und Cadmium homogen verteilt sind. Bezogen auf das Trockengewicht des Rindermistes ergeben sich jeweils Mengen von 600, 30, 60 und 6 ppm der jeweiligen Schadstoffe. Die Einzelheiten des Aufbaus lassen sich in Abb. 3 erkennen: Mist wurde über dem Boden, als Zwischenschicht in dem Boden und unterhalb des Versuchsbodens gelegt. Alle Zylinder sind mit einer Dränschicht aus Kies/Sand ausgestattet. Je Zylinder wurden 50 Regenwürmer der Art *Lumbricus terrestris* ausgesetzt. Um eine gleichmäßige Verteilung des Regenwurmbesatzes herbeiführen zu können, wurde jedem Wurm ein 5 cm senkrecht angelegter Gang von 5 mm Durchmesser vorgegeben. Die von den Würmern an der Oberfläche des Bodens abgelagerten Aggregate werden in regelmäßigen Abständen abgelesen und auf ihren Gehalt an organischer Substanz, pH-Wert und Schadstoffgehalt untersucht. Bereits kurze Zeit nach Beginn des Versuches lassen sich einige Aussagen machen:

- Mit zunehmender Entfernung der Nahrungsquelle von der Bodenoberfläche stieg die Menge an abgelagertem Auswurfmaterial an. Dies scheint sich im Laufe der Zeit allerdings auszugleichen, weil die Regenwürmer im wesentlichen ihre Gänge angelegt haben.
- Alle Zylinder, auch die, bei denen die Nahrungsquelle in etwa 1 m Tiefe ausgelegt wurde, enthalten Regenwurmaggregate auf der Oberfläche, die reich an organischer Substanz sind.
- In Abb. 4 treten die dunkel gefärbten, mit organischer Substanz ausgekleideten Regenwurmgänge sichtbar hervor. Dabei wird besonders deutlich, daß die Verschleppung des eingebrachten Rindermistes sowohl von oben nach unten als auch von unten nach oben erfolgt.

Die weiteren Untersuchungen beschränken sich zunächst auf Sammeln und Analyse der an der Bodenoberfläche abgesetzten Regenwurmaggregate. Über Anreicherungen der eingesetzten Schwermetalle in den Aggregaten liegen z. Z. noch keine Ergebnisse vor. Zum Abschluß der Untersuchungen werden die

a) Rindermist oben

b) Rindermist oben, Bewässerung unterhalb des Rindermistes



c) Rindermist in der Mitte

d) Rindermist unten

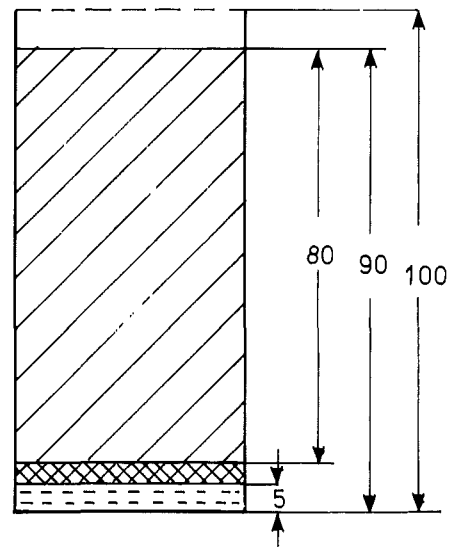
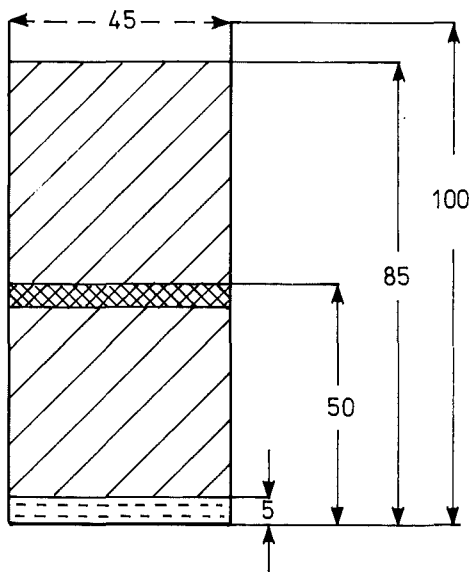


Abb. 3: Schematische Darstellung des Versuchsaufbaus zur Messung der Regenwurmtätigkeit

Regenwürmer selbst untersucht werden. Dabei soll festgestellt werden, in welchem Umfang die zugesetzten Schadstoffe im Gewebe bzw. im Magen-Darm-Kanal der Tiere angereichert werden. Die Plexiglaszylinder werden dann auseinandergeklappt werden, so daß eine schichtweise Untersuchung der Schadstoffkonzentration im gesamten Bodenhorizont möglich wird. Ziel ist es hierbei, Verteilungsmuster für die genannten Schadstoffe zu erhalten, die für die Aufklärung radioökologisch relevanter Transportprozesse herangezogen werden können.

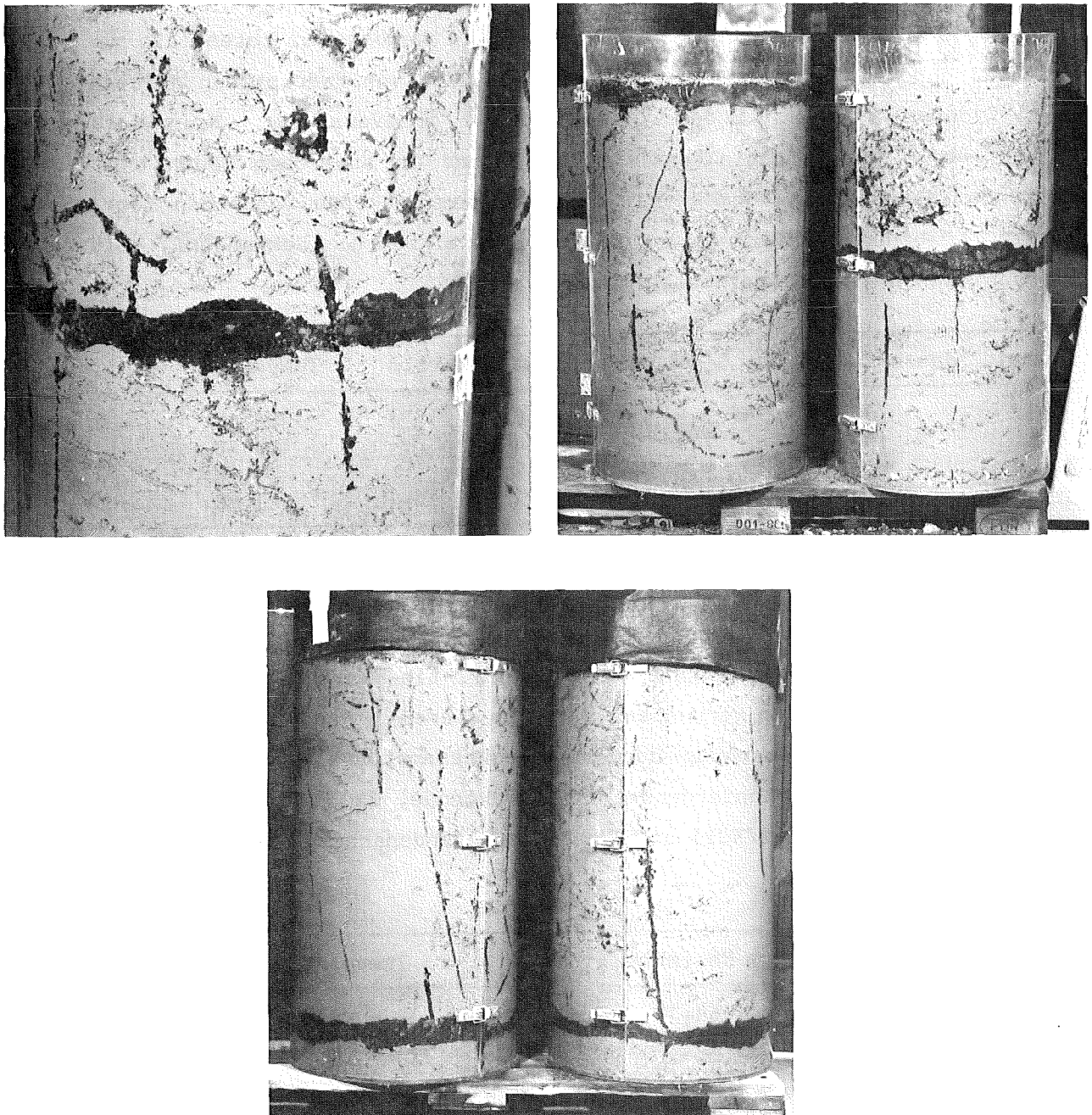


Abb. 4: Verteilung von organischer Substanz im Boden durch die Regenwurm-tätigkeit

6. pH- und Redoxpotentialmessung in Böden

Wichtige Faktoren, die die chemische, biologische und physikalische Eigenschaft der Böden und des Pflanzenwachstums beeinflussen, sind die Wasserstoffionenkonzentration und das Redoxpotential. Die Verfügbarkeit zahlreicher Nährstoffe, die Nitrifikation und die Aufnahme von Schadstoffen hängt direkt oder indirekt vom pH und vom Eh des Bodens ab. Im humiden Klimabereich liegt der pH-Wert zwischen 3 und 8. Die Redoxpotentiale schwanken laut Literatur zwischen 0,8 V in gut durchlüfteten, sauren Böden und -0,35 V unter anaeroben Bedingungen. Die gemessenen Potentiale in Böden sind Mischpotentiale, da im Boden eine Vielzahl von Redoxpaaren auftreten. In gut durchlüfteten Böden ist das irreversible Sauerstoffsyst $\text{em } \text{O}_2 + 4\text{H}^+ + 4\text{e} = 2\text{H}_2\text{O}$ potentialbestimmend, während in anaeroben Böden das H^+/H_2 -Paar dominierend ist. Gemessen wurde in einem lockeren Sandboden (Gorleben), einem Lössboden (Grötzingen) und einem Kalkboden (Schwandorf) mit zwei verschiedenen Wasserkapazitäten (s. Tab. 3):

| Boden | Wasserkapazität | pH | Einstellzeit | Temperatur |
|-------|-----------------|-----|--------------|------------|
| Löss | 60 % | 7,4 | 6 h | 22 °C |
| Löss | 100 % | 7,4 | 4 h | 19 °C |
| Sand | 60 % | 4,5 | 8 h | 20 °C |
| Sand | 100 % | 4,4 | 3 h | 21 °C |

Tab. 3: pH-Werte in Löss- und Sandböden

Zum Vergleich die pH-Meßwerte mit 0,1 M CaCl_2 -Austauschlösung: Löss 7,6 und Sand 4,5. Für die Redoxmessung wurde eine Platin-Einstabmeßkette mit Ag/AgCl (KCl) als Bezugssystem verwendet. Die gemessenen Werte wurden nach $\text{Eh} = \text{E} + \text{E}_{\text{Bez.}}$ auf die Redoxspannung der Standardwasserstoffelektroden bezogen. Eh: Redoxspannung gegen Standardwasserstoffelektrode, E: Redoxspannung gegen Bezugselektroden (Ag/AgCl/KCl) und $\text{E}_{\text{Bez.}}$: Standardspannung der Bezugselektroden (s. Tab. 4).

| Boden | Eh (mV) | Temperatur |
|------------|--------------|--------------|
| Sand 100 % | 564 \pm 10 | 19 - 20,5 °C |
| Löss 100 % | 473 \pm 8 | 19 - 20,5 °C |
| Sand 60 % | 293 \pm 10 | 22 - 24 °C |
| Löss 60 % | 233 \pm 8 | 23 - 24 °C |

Tab. 4: Redoxpotentialwerte in Löss- und Sandboden

Mit pH- und Redoxelektroden kann im Topf oder Feld in situ gemessen werden. Für die pH-Messung in mittelfeuchten oder trockenen Böden sollte man mit destilliertem H_2O vorbefeuchten, um schnell einen stabilen Gleichgewichtszustand zu erhalten. Zum Schutz vor Bruchgefahr wird die Elektrode bei harten Böden in einen Einsteckgeber eingebaut. Wie zu erwarten, wird im lockeren Sandboden ein höheres Potential gemessen als im dichteren Lößboden. Die Werte verändern sich innerhalb einer Woche nur wenig (s. Abb. 5). Im Langzeitversuch (s. Abb. 6) in mit Kreideboden gefülltem und mit Mais bepflanzttem Kick-Brauckmann-Gefäß treten größere Schwankungen des Redoxpotentials auf. Sie können durch den unterschiedlichen Wassergehalt des Bodens zwischen dem Bewässern erklärt werden. Risse des Bodens setzt die Elektrodenspitze dem direkten Luftsauerstoff aus. Redoxsysteme, die in geringer Konzentration wirken, wie die H^+ -Ionen im System H_2O/O_2 ($3,16 \cdot 10^{-7}$ mole/l = pH 6,5) im Kreideboden, benötigen viel Zeit, um an der Platinelektrode ein konstantes Potential aufzubauen. Lageveränderungen der Elektroden erschweren die Reproduzierbarkeit. In der Literatur wird dieses Phänomen mit der geringen Austauschstromdichte zwischen Meßmedium und Redoxelektrode erklärt.

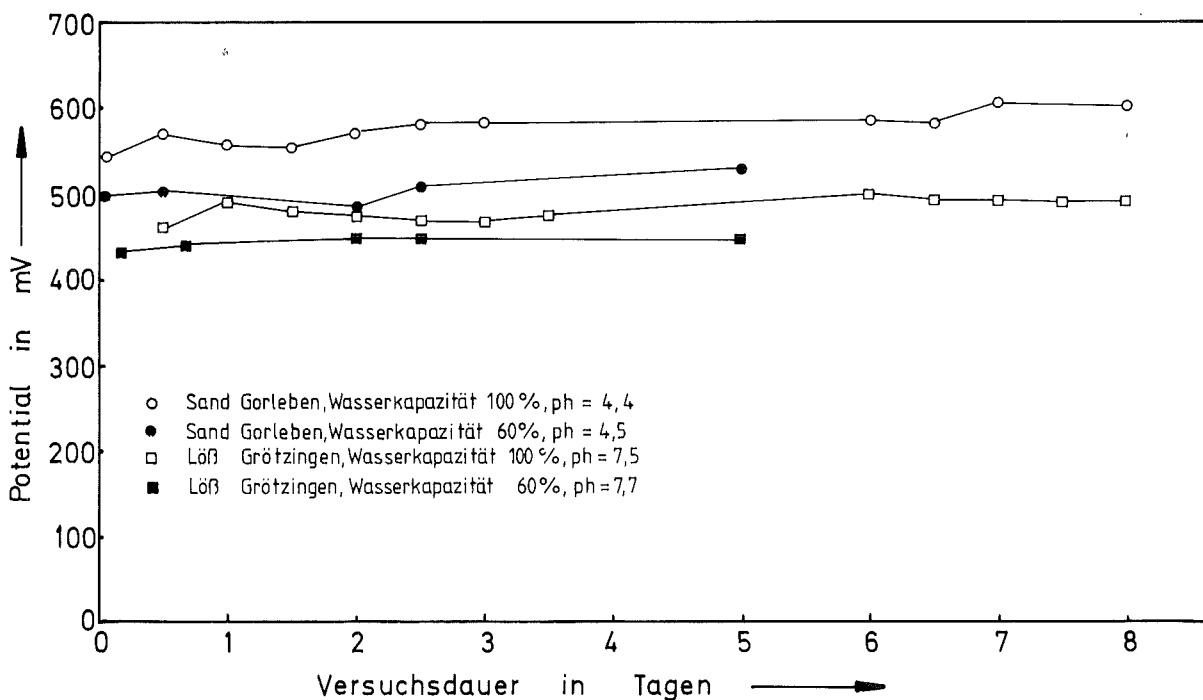


Abb. 5: Messung des Redoxpotentials in Löß- und Sandboden bei zwei verschiedenen Feuchtegehalten

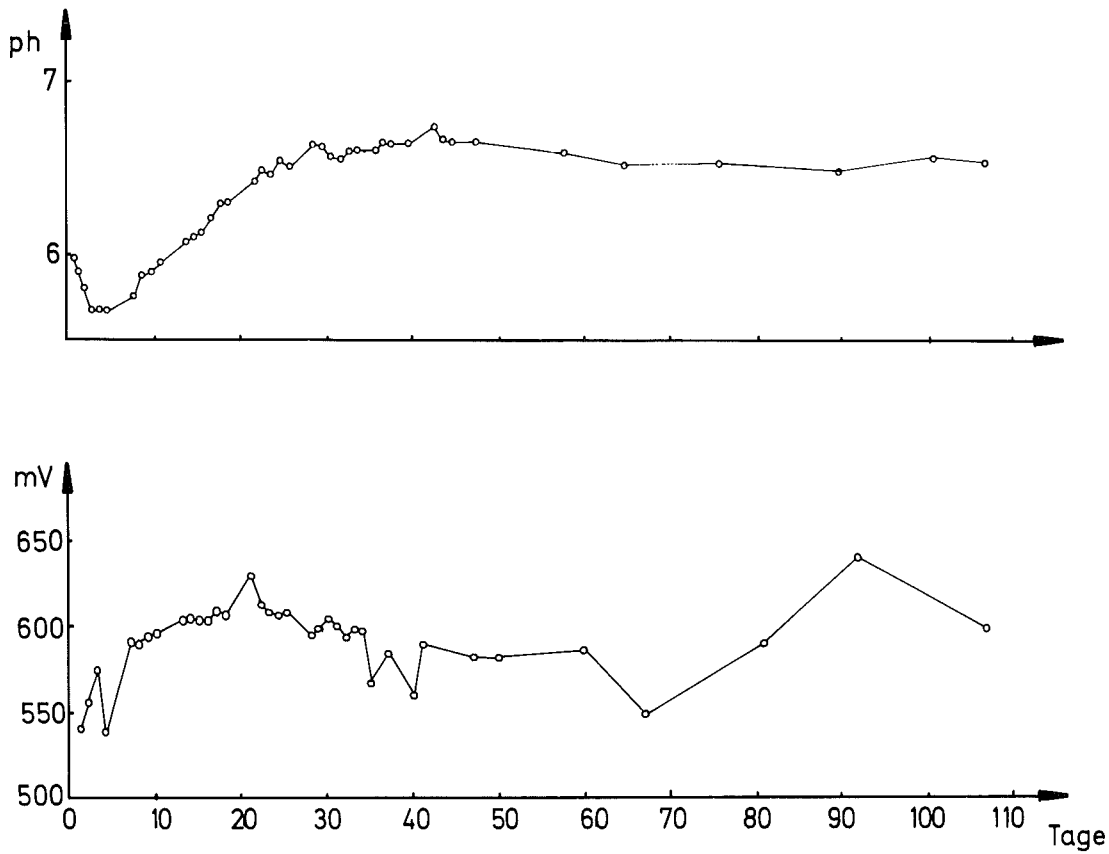


Abb. 6: Kontinuierliche Messung des pH-Wertes und des Redoxpotentials in einem Kick-Brauckmann-Gefäß, in dem auf Kreideboden Mais angebaut wurde

7. Literatur

- (1) Godoy, J.M., Schüttelkopf, H., The measurement of Pu-241 in exhaust air, liquid effluents and environmental samples. Martins, L.A. (Hrsg.), Radiological Protection and Dosimetry: Proc., Rio de Janeiro, BR, March 21-26, 1983/Instituto de Radioprotecao e Dosimetria, Rio de Janeiro: CNEN, 1983. - S.E.21, 2 Seiten
- (2) Godoy, J.M., Schüttelkopf, H., Die Bestimmung von Pu-241 durch Flüssigszintillationsspektrometrie in der Abluft der Verbrennungsanlage FERAB und der Wiederaufarbeitungsanlage Karlsruhe WAK. KfK-3510 (März 1983)
- (3) Godoy, J.M., Schüttelkopf, H., Pimpl, M., Die Bestimmung von Pu-241 durch Flüssigszintillationsspektrometrie in der Umgebung des Kernforschungszentrums Karlsruhe. KfK-3531 (April 1983)
- (4) Godoy, J.M., Schüttelkopf, H., Pimpl, M., Die Bestimmung von Pu-241 durch Flüssigszintillationsspektrometrie im Abwasser des Kernforschungszentrums Karlsruhe. KfK-3530 (April 1983)
- (5) Pimpl, M., Schüttelkopf, H., Untersuchungen zum Migrationsverhalten von Pu, Am und Cm in verschiedenen Böden. European Seminar on the Transfer of Radioactive Materials in the Terrestrial Environment Subsequent to an Accidental Release to the Atmosphere, Dublin, IRL, April 11-15, 1983
- (6) Pimpl, M., Schüttelkopf, H., Schmidt, W., Hefner, G., Hiller, J., Untersuchung des physikalischen und chemischen Verhaltens von Pu, Am, Cm und Np in der Umwelt. In: Projekt Nukleare Sicherheit. Jahresbericht 1982. KfK-3350 (Juli 1983) S. 4800/1-4800/14
- (7) Schüttelkopf, H., Meßmethoden für wichtige Aktiniden in Ableitungen und Umweltproben: Th, U, Pu, Np, Am und Cm. 5. Fachgespräch "Überwachung der Umweltradioaktivität", Karlsruhe, 22.-24. März 1983
- (8) Schüttelkopf, H., A radiochemical procedure for americium and curium in environmental samples and in effluents of nuclear installations. 6th World Congress on Air Quality, Paris, F, May 16-20, 1983. Abstracts S. 269-70
- (9) Schüttelkopf, H., Die Dosisexposition durch Freisetzung radioaktiver Stoffe bei der Wiederaufarbeitung von Kernbrennstoffen. Vortrag: Gesundheitspolitischer Arbeitskreis der CSU, München, 1. Juli 1983
- (10) Schüttelkopf, H., Pimpl, M., A fast radiochemical procedure to measure plutonium in environmental samples and in effluents of nuclear installations and applications to ecological research. 6th World Congress on Air Quality, Paris, F, May 16-20, 1983. Proc. Paris: SEPIC, 1983. - Vol. 4, S. 65-72

06.03.01./10A Mikrobiologische Einflüsse auf die Mobilität und die Biover-
PNS 4813 ffügbarkeit von Radionukliden in Böden und Sedimenten
(Strack, Müller, Riedl; HS)

Zielsetzung

Die 1982 im Rahmen des Projektes Nukleare Sicherheit und eines EG-Forschungsvorhabens (EG-BIO-B-484-82 D) begonnene Forschungsarbeit zu dem Thema "Mikrobiologische Aspekte bei Verhalten und Kontrolle von Radionukliden in terrestrischen und aquatischen Ökosystemen" wurde weitergeführt. Die Arbeit soll einen Beitrag leisten, das Verhalten von radioökologisch relevanten Nukliden in Ökosystemen zu beschreiben. Anstoß zu diesen Arbeiten gaben in der Umgebung des Kernforschungszentrums Karlsruhe beobachtete langfristige Veränderungen der Bioverfügbarkeit von ^{129}I und Pu-Isotopen im Boden.

Durchgeführte Untersuchungen

1. Retentionsversuche an ^{125}I -markierten Bodensäulen

Der Einfluß der Mikroorganismen-tätigkeit auf das Migrations- und Retentionsverhalten von Radionukliden, speziell ^{125}I , in belebten, terrestrischen Systemen, wird an Hand von Säulen, die mit humusreichem Waldboden gepackt werden, untersucht. Die Bodensäulen werden mit geträgerter Na^{125}I -Lösung markiert (ca. 500 Bq pro Säule) und mit destilliertem Wasser oder Lösungen von wirksamen Substanzen (siehe unten) beregnet. Nach unterschiedlichen Standzeiten werden die Bodensäulen mit 5 ml destilliertem Wasser eluiert. Die wasserlösliche ^{125}I -Menge wird im LSC ausgemessen.

Um die Wirkung des Mikroorganismenbewuchses und dessen Stoffwechselleistungen auf das Nuklidverhalten in der Bodenmatrix nachweisen zu können, wurde ein Teil des Bodenmaterials zusätzlich behandelt:

- Sterilisation mit feuchter Hitze zur vollständigen Abtötung der Mikroflora (Autoklavieren, 20 min bei 121 °C).
- Sterilisation mit feuchter Hitze und Neubeimpfung mit Bodenextrakt.
- Behandlung mit Antibiotika und Desinfektionsmitteln (Polymyxin B und β -Propiolacton) zur Abtötung eines Teils der Bodenmikroorganismen.

- Zugabe von gut verwertbarem Substrat (Glucose) zur Beeinflussung der Stoffwechselaktivität.

In allen bisher durchgeführten Säulenversuchen wurde beobachtet, daß beim unbehandelten Boden, mit natürlichem Mikroorganismenbesatz, der größte Teil des aufgegebenen ^{125}I (ca. 95 % - 99 %) in kürzester Zeit immobilisiert wird und mit Wasser nicht mehr eluiert werden kann. In zusätzlichen Tests konnte gezeigt werden, daß bei der Verwendung von autoklaviertem Bodenmaterial der Anteil an nicht fixiertem Iod deutlich erhöht ist (etwa um eine Zehnerpotenz). Diese Beobachtung könnte durch eine Verminderung von Bioabsorptions- und Aufnahmeprozessen erklärt werden. Jedoch muß beachtet werden, daß das Absorptionsverhalten stark durch Änderungen der physikalisch-chemischen Bodeneigenschaften, bedingt durch die Hitzeeinwirkung beim Autoklavieren beeinflusst wird. Dies wird in vergleichenden Versuchen mit unbehandeltem und sterilisiertem/neubeimpftem Bodenmaterial deutlich (Abb. 1). Darüber hinaus läßt die Absorptionskurve des ^{125}I an unbehandeltem Boden vermuten, daß bei der Fixierung verschiedenartige, langsame und schnelle, Absorptionsprozesse beteiligt sind, die sich gegenseitig überlagern. Diese Beobachtungen legen die Annahme nahe, daß die ungewöhnlich schnelle Anheftung in der Anfangsphase des Versuchs einen physikalisch-chemischen Vorgang widerspiegelt, während die sich anschließende, viel langsamere Immobilisierung biologischen Ursprungs ist.

Bei den mehr selektiven Behandlungen des Bodenmaterials mit Wirksubstanzen - Polymyxin B (Antibiotika), β -Propiolacton (Desinfektionsmittel), Glucose (gut verwertbares Substrat) - zeigen sich Unterschiede in den Absorptionskinetiken (Abb. 2). Auch hier erfolgt mit anhaltender Versuchsdauer eine zunehmende Immobilisierung, wobei sich die ablaufenden Fixierungsprozesse ebenfalls verlangsamen. Am Ende des Versuchs ist die Menge des wasserlöslichen ^{125}I bei β -Propiolacton behandelten Säulen ca. 1,6 mal höher als bei den anderen Säulen.

2. Mikroautoradiographie

Begonnene Mikroautoradiographieversuche zur Erfassung der Feinverteilung von Nukliden in der Bodenmatrix wurden weitergeführt. Die bisher mit ^{14}C - und ^3H -markierten Verbindungen durchgeführten Versuche wurden mit ^{125}I , in Form von Natriumiodid, wiederholt. Auch bei diesem Nuklid können die in der Filmschicht auftretenden Schwärzungen einzelner Mikroorganismenzellen zugeordnet werden.

3. Mikrobiologische Bodenuntersuchungen des verwendeten Bodenmaterials

Die langfristige, standardisierte Untersuchung der Mikroflora an der Referenzstelle, an der das für die Laborexperimente benötigte Bodenmaterial entnommen wird, wurde fortgesetzt. Im Beobachtungszeitraum März bis Dezember 1983 zeigt die Besiedlungsdichte pro Gramm Boden die zu erwartenden jahreszeitlich bedingten Schwankungen.

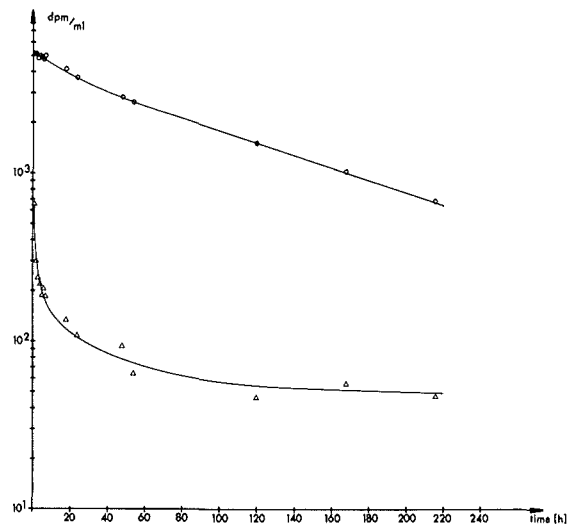


Abb. 1: Vergleich unbehandelter, natürlich bewachsener Boden (Δ) - sterilisierter (20 min, bei 121 °C autoklaviert)/neubeimpfter Boden. (O) Die in 1 ml Elutionsflüssigkeit enthaltene, aus ¹²⁵I-markiertem Bodenmaterial mit destilliertem H₂O (5 ml) herauslösbare ¹²⁵I-Menge wurde nach unterschiedlichen Säulenstandzeiten (1 h bis 9 d) gemessen.

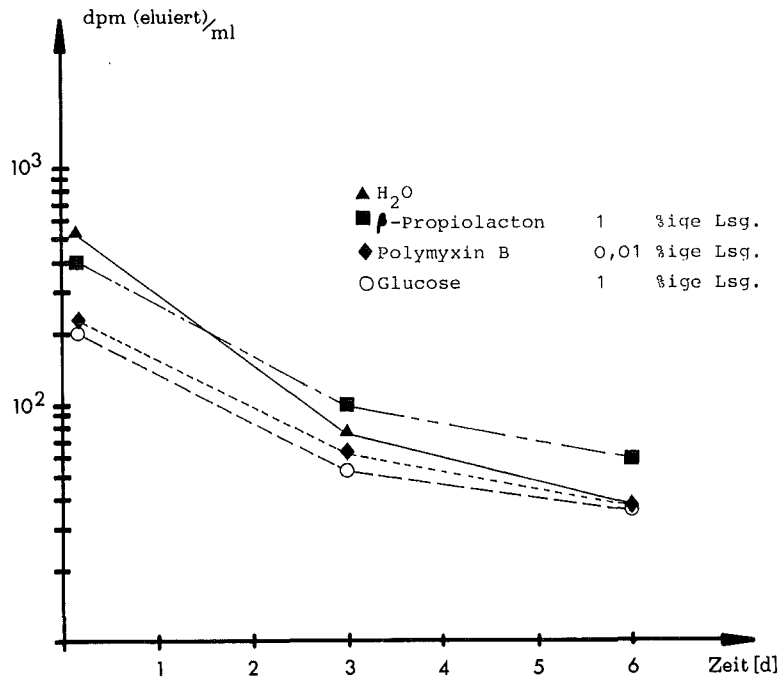


Abb. 2: Vergleich unbehandelter, natürlich bewachsener Boden - mit Wirksubstanzen (Antibiotika, Desinfektionsmittel, Substrat) behandelter Boden. Markierung: ¹²⁵I in Form von NaI. Künstlich gepackte, ¹²⁵I-markierte Bodensäulen wurden mit 400 µl Beregnungsflüssigkeit (0,01 % Polymyxin B-Lösung, 1 % β-Propiolacton-Lösung, 1 % Glucose-Lösung) getränkt. Die in 1 ml Elutionsflüssigkeit enthaltene, aus dem markierten Boden mit destilliertem H₂O (5 ml) herauslösbare ¹²⁵I-Menge wurde nach unterschiedlichen Säulenstandzeiten (3,5 h, 3 d und 6 d) gemessen.

06.03.03 Untersuchung der radiologischen Folgen von Reaktorunfällen unter probabilistischen Gesichtspunkten

06.03.03/11A Unfallfolgenmodell der Deutschen Risikostudie Kernkraftwerke
PNS 4832 (DRS), Phase B
 (W. Hübschmann, S. Vogt, P. Wittek, HS; P. Hosemann, PNS-PL)

1. Nasse Ablagerung

Die Phase B dient der methodischen Weiterentwicklung des Unfallfolgenmodells (UFOMOD) unter Berücksichtigung deutscher Verhältnisse. Das Teilmodell der nassen Ablagerung der Aktivität auf dem Boden (Washout) lehnte sich in der Phase A der DRS eng an das der amerikanischen Reactor Safety Study, WASH 1400, an. Für die Phase B wurde ein verbessertes Auswaschmodell entwickelt, das mit Hilfe der fein aufgelösten Niederschlagsmessungen des KfK hergeleitet wurde /2/. Neben einer Trennung elementaren und organischen Jods werden unterschiedliche mittlere Niederschlagsdauern in den drei Intensitätsstufen eingeführt (s. Tab. 1). Den Schlüsselzahlen, die der Deutsche Wetterdienst zur Charakterisierung des Niederschlages aufzeichnet, wurde jeweils eine Niederschlags-Intensitätsstufe zugeordnet. Die Washout-Konstanten wurden in weitgehender Anlehnung an in der Kerntechnik empfohlene Werte gewählt und unter Berücksichtigung der Niederschlagsverteilung (Intensität und Dauer) gemittelt. Die Anwendung dieses Washout-Modells führt zu einer Reduzierung der Zahl der Frühschäden (Mittelwert) in der Freisetzungskategorie 1 um mehr als eine Größenordnung, in der Freisetzungskategorie 2 etwa um den Faktor 1,4 jeweils bezogen auf die Ergebnisse der Phase A.

2. Zur Anwendung von UFOMOD in großen Entfernungen

Das Modell der geradlinigen Ausbreitung der Schadstoffe wurde in der Phase A bis zu einer Entfernung von 500 km angewandt. Dieses Modell ist im Nahbereich bis etwa 25 km experimentell abgesichert, in dem Bereich also, in welchem mit Frühschäden zu rechnen ist. Im Fernbereich sind nur noch Spätschäden zu erwarten. Deren Umfang wird durch das atmosphärische Ausbreitungsmodell sowie

| \dot{i} in mm/h | | λ in 1/s | Δt in h |
|--------------------------|----------------|----------------------|-----------------|
| $0,02 < \dot{i} < 1,0$ | Aerosol | $0,34 \cdot 10^{-4}$ | 0,50 |
| | Jod, elementar | $0,42 \cdot 10^{-4}$ | 0,47 |
| | Jod, organisch | $0,42 \cdot 10^{-6}$ | 0,56 |
| $1,0 \leq \dot{i} < 3,0$ | Aerosol | $1,17 \cdot 10^{-4}$ | 0,73 |
| | Jod, elementar | $1,06 \cdot 10^{-4}$ | 0,73 |
| | Jod, organisch | $1,06 \cdot 10^{-6}$ | 0,78 |
| $\dot{i} \geq 3,0$ | Aerosol | $3,33 \cdot 10^{-4}$ | 0,58 |
| | Jod, elementar | $2,33 \cdot 10^{-4}$ | 0,62 |
| | Jod, organisch | $2,33 \cdot 10^{-6}$ | 0,67 |

Tab. 1: Mittlerer Washout-Koeffizient λ und mittlere Niederschlagsdauer Δt abhängig von der Niederschlagsintensität \dot{i}

die darin enthaltenen Modellparameter nur in geringem Maße beeinflusst. Dies ist im wesentlichen durch die Annahme der linearen Dosis/Risiko-Beziehung ohne Schwellenwert bedingt. Diese Annahme wird möglicherweise in Phase B geändert. Neuere Erkenntnisse lassen auf einen nichtlinearen Zusammenhang und auf das Vorhandensein von Schwellenwerten schließen. Dadurch wird es wünschenswert, die Aktivitätskonzentration in der Luft und die Bodenkontamination auch in größerer Entfernung genauer zu berechnen. Um den möglichen Einfluß auf die Ergebnisse abzuschätzen, wurden Vergleichsrechnungen mit dem Lagrange-Modell MESOS /3/, das für den Entfernungsbereich von 100 km bis zu einigen Tausend km konzipiert wurde, und mit dem Ausbreitungsmodell der DRS UFOMOD durchgeführt.

Zunächst wurde verglichen, mit welcher Wahrscheinlichkeit ein Aufpunkt im Umkreis des Standortes der KFA Jülich von einer Schadstoff-Fahne getroffen und überstrichen wird (s. Abb. 1). Während in MESOS die Fahne entsprechend dem aktuellen Windfeld verlagert wird, geht UFOMOD von einer geradlinigen Ausbreitung aus. Die Wahrscheinlichkeit, daß ein Aufpunkt überstrichen wird, ergibt sich dann aus der Häufigkeitsverteilung der Ausbreitungsrichtung am Standort (dick ausgezogene Kurve). In größeren Entfernungen führt diese Annahme zu beträchtlichen Unterschieden hinsichtlich der Wahrscheinlichkeit einen Aufpunkt zu überstreichen, siehe die Kurven für 200 km bis 900 km.

Für das auffällige Maximum der Ausbreitungsrichtung in WNW-Richtung dürften lokal ausgeprägte Windsysteme verantwortlich sein. In allen Entfernungen zieht die Mehrzahl der Trajektorien aufgrund der vorherrschenden Wetterlagen

Trefferwahrscheinlichkeit

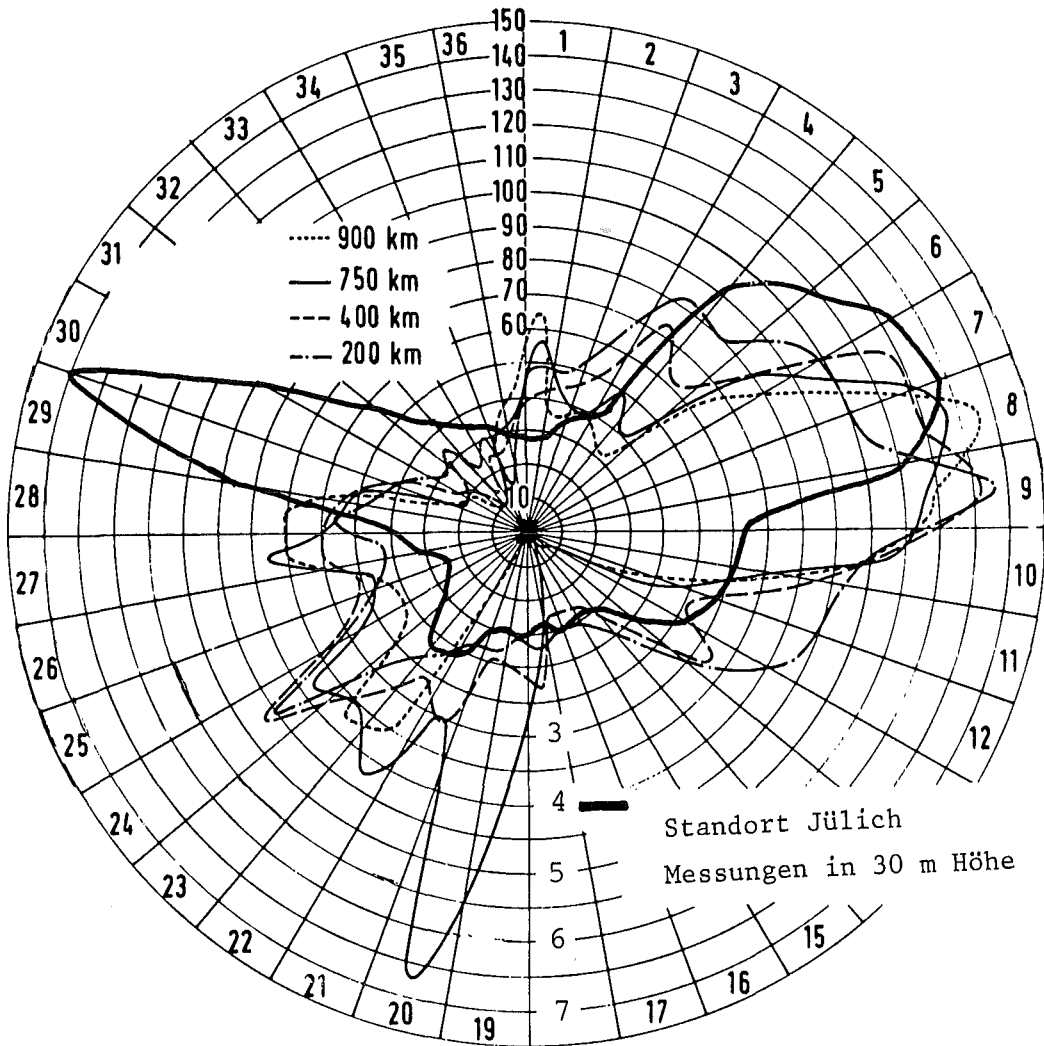


Abb. 1: Trefferwahrscheinlichkeit in % für Aufpunkte in verschiedenen Entfernungen von der KFA Jülich

in östlichen Richtungen. Ein zweites Maximum findet man in westsüdwestlicher Richtung, hervorgerufen durch länger anhaltende kontinentale Hochdruckwetterlagen, die insbesondere im Winter und Sommer unser Wetter bestimmen. Ein interessantes Phänomen stellt dabei das Maximum in südsüdwestlicher Richtung in 750 km Entfernung von der Quelle dar. Offensichtlich werden im Bereich der Alpen viele Trajektorien mit ursprünglich südöstlicher Zugrichtung in südlicher Richtung gelenkt. Solch eine Trajektorienrose könnte bei Unfallfolgenberechnungen statt einer Windrose verwendet werden, um in größeren Entfernungen die Schadstoffverteilung realistischer wiederzugeben. Immerhin weichen die mit MESOS in größeren Entfernungen berechneten Erwartungswerte der Schadstoffkonzentration um bis zu einer Größenordnung von den mit UFOMOD berechneten Werten ab. Die möglichen Unterschiede der Anzahl der Spätschäden sind allerdings geringer.

06.03.03/12A Unfallfolgenmodell für "Risikostudien für kerntechnische Anlagen"
PNS 4831

06.03.03/14A 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, E. Meder, J. Päsler,
Claudia Steinhauer, Ursula Zöllner; INR)

Das Ziel des Vorhabens ist die Weiterentwicklung des Unfallfolgenmodells UFOMOD der "Deutschen Risikostudie Kernkraftwerke" (DRS) im Rahmen der Phase B dieser Studie. Im Berichtszeitraum wurden Arbeiten zur "Weiterentwicklung des Unfallfolgenmodells" (a) sowie "Risikoabschätzungen mit der derzeitigen Version des Unfallfolgenmodells" (b) durchgeführt.

a) Weiterentwicklung des Unfallfolgenmodells⁺⁺)

aa) Entwicklung eines Vorprogramms zur Ermittlung der für die jeweiligen Freisetzungsdaten und Expositionspfade relevanten Radionuklide

Ausgehend von der bisherigen Struktur des Unfallfolgenmodells wurde ein schnelles Vorschaltprogramm entwickelt, mit dessen

+) Vertrag mit der Europäischen Gemeinschaft

++) Die unter ac, ad und ah beschriebenen Arbeiten wurden im Rahmen eines Vertrages mit der Europäischen Gemeinschaft durchgeführt (06.03.03/14A, PNS 4834)

Hilfen für die jeweiligen Freisetzungsdaten bei den einzelnen Expositionspfaden signifikanter Nuklide erkannt werden. Dadurch können die eigentlichen Unfallfolgenrechnungen mit einer entsprechend reduzierten Nuklidliste erfolgen. Die Auswahlkriterien werden so gewählt, daß die damit berechneten Schäden und Risiken maximal 5% unter den Werten liegen, die unter Berücksichtigung aller Nuklide berechnet werden. Im Programm werden bislang maximal 54 Nuklide berücksichtigt; eine Einbeziehung weiterer Nuklide ist ohne großen Aufwand möglich.

ab) Modellhafte Beschreibung des Transports der Radionuklide in der Atmosphäre

Neben dem einfachen Gauß'schen Ausbreitungsmodell soll für spezielle problematische Ausbreitungsbedingungen (Wetterlagen) ein weiteres hierfür geeignetes Ausbreitungsmodell eingesetzt werden.

Um die Leistungsfähigkeit bereits vorhandener Modelle unter besonderen Wetterlagen zu ermitteln, wurden Vergleichsrechnungen vorgeschlagen. Zu diesem Zweck wurde zunächst eine Liste von geeignet erscheinenden Modellen zusammengestellt und Kontakte zu den jeweiligen Institutionen aufgenommen.

Im weiteren wurde ein Vorschlag zu konkreten Aufgabenstellungen für die Vergleichsrechnungen erstellt; er dient einerseits als Vorhabenserklärung, andererseits als erster Aufgabenvorschlag für die Teilnehmer der Vergleichsrechnungen. Für die nächste Zukunft ist die genaue Festlegung der Aufgabenstellungen und die Zuweisung der verschiedenen Modelle zu den verschiedenen Aufgaben geplant.

ac) Modellhafte Beschreibung des Transports der Radionuklide in der Hydrosphäre

Als erster Schritt in Richtung auf ein hydrosphärisches Ausbreitungsmodell wurde eine einfache Abschätzung des Risikobeitrags von radioaktiven Materialien in Fließgewässern vorgenommen. Dabei werden diejenigen Materialien berücksichtigt, die zunächst auf dem Boden abgelagert werden und dann durch Erosionsvorgänge in die Fließgewässer gelangen. Der Anteil, der vom Boden in die Gewässer gelangt, wurde auf der Basis der Beobachtungen nach den Kernwaffen-fallout's abgeschätzt. Die Ermittlungen wurden für die Radionuklide Sr-89, Sr-90, Cs-134 und Cs-137 vorgenommen. Als Referenzregion wurde u.a. das Einzugsgebiet von Rhein und Maas zugrunde gelegt. Als Expositionspfade wurden der Trinkwasserkonsum, der Fischverzehr und der Verzehr von mit Flußwasser bereinigtem Gemüse berücksichtigt /14/.

ad) Modellierung des Expositionspfad "Ingestion"

Der Neumodellierung des Expositionspfad "Ingestion" sollen die dem neuesten Stand entsprechenden Erkenntnisse über das Verhalten von Radionukliden in der Podo- und Biosphäre zugrunde gelegt werden, die in den Modellen der GSF und des NRPB implementiert sind. Mit beiden Institutionen wurde Kontakt aufgenommen, um die Form, in der die Ergebnisse am besten für die Neumodellierung verwendbar sind, und die Art der Datenübernahme zu klären. Die Beschaffung weiterer benötigter aktueller Daten über die Verzehr rates, Bodenart und -nutzung in der Bundesrepublik wurde in die Wege geleitet. Weiterhin wurden die Grundzüge der neuen Programmstruktur für den Expositionspfad "Ingestion" entwickelt.

ae) Entwicklung eines Programmes zur Ermittlung von Abschirmfaktoren von Gebäuden

Es ist geplant einen repräsentativen Satz von Abschirmfaktoren für Gebäude zu erstellen, der einerseits der Vielfalt der Bau-Größen, -gestaltung und -materialien Rechnung trägt und andererseits zu einem beherrschbaren Rechenaufwand führt. Die Lösung des Problems wurde auf 2 Ebenen in Angriff genommen:

- der Einsatz eines Rechenprogramms zur Ermittlung von Abschirmfaktoren
- die Nutzbarmachung bereits ermittelter Faktoren.

Mit dem Ziel, Abschirmfaktoren von Gebäuden berechnen zu können, wurde der Shielding Code QAD (Los Alamos 1966), Version CG (Combinatorial Geometry, Oak Ridge 1977) implementiert. Dieser Code benutzt die Punkt-Kern-Integrationsmethode in Verbindung mit komfortablen Eingaberoutinen, die die Handhabung beliebig komplexer 3-dimensionaler Abschirmstrukturen erlauben. Mit diesem Code wurden zunächst verschiedene Testrechnungen durchgeführt. Als methodische Verbesserung wird z.Zt. in Zusammenarbeit mit IKE Stuttgart (G. Hehn) der Vorschlag verfolgt, die mit QAD-CG errechneten γ -Dosisleistungen als relative Dosisleistungen aufzufassen und diese durch Rechnungen mit dem dafür geeigneten 2-D S_N -Transportcode DOT 4.2 zu normieren. Parallel dazu sind Benchmark-Rechnungen mit NRPB (M. Crick) angelaufen. Es ist geplant, den Code um Routinen zur vereinfachten Eingabe der γ -Quelle und zur graphischen Darstellung der Ergebnisse zu erweitern.

Die Nutzbarmachung bereits ermittelter Faktoren erfolgt mit Hilfe eines internationalen Projekts im Rahmen der OECD/NEA, für das die Koordination übernommen wurde. Das Problem besteht darin, daß

die im Ausland ermittelten Faktoren wegen der von Land zu Land verschiedenen Gebäudecharakteristika nicht direkt übernommen werden können. Es wurde ein Lösungsweg vorgeschlagen, der zur Zeit im internationalen Rahmen auf seine Durchführbarkeit hin geprüft wird.

af) Entwicklung von Kriterien für das Verlassen kontaminierter oder kontaminationsgefährdeter Gebiete

Wesentliche Elemente der Schutz- und Gegenmaßnahmen sind

- die Art der Maßnahmen
- die Strategie ihrer Anwendung, wobei nicht nur die Strahlendosen, sondern auch Fragen der Bestimmbarkeit von Parametern, der Meßbarkeit von Größen und der Vorausssehbarkeit von Ereignisabläufen eine Rolle spielen
- räumliche Kriterien oder Dosiskriterien für die Anwendung der genannten Maßnahmen
- der Zeitbedarf für die Maßnahmen.

Mit Ausnahme der Jodprophylaxe wurden bereits alle Maßnahmen in der Phase A berücksichtigt. Hinsichtlich der Strategie ihrer Anwendung wurde eine Arbeitsgruppe mit Vertretern der Innenbehörden der Bundesländer gegründet, die ihre Arbeit aufgenommen hat. Die Kriterien werden in Zusammenarbeit mit der SSK und ihren Ausschüssen entwickelt und der Zeitbedarf wird in Zusammenarbeit mit dem Institut für Unfallforschung des TÜV Rheinland bestimmt. Um beim Dialog mit den genannten Institutionen alle aus der Phase A gewinnbaren Ergebnisse zur Verfügung zu haben, wurden zusätzliche Auswerte- und Zeichenprogramme entwickelt.

ag) Entwicklung von Kriterien für die Jodprophylaxe und
Simulation der Verteilung von Jodtabletten

Ein Modell der Jodprophylaxe war in der Phase A nicht enthalten und muß daher für die Phase B neu entwickelt werden. Mit Hilfe neu erstellter Rechenprogramme wurde der Nutzen dieser Maßnahmen bei unterschiedlichen Bedingungen untersucht. Nach Abschluß dieser Arbeiten werden die Ergebnisse den im vorangegangenen Abschnitt genannten Institutionen vorgelegt und in Zusammenarbeit mit diesen Modelle und Kriterien entwickelt. Es ist wichtig, darauf hinzuweisen, daß der Nutzen der Jodprophylaxe sehr stark vom Umfang der Nuklidzusammensetzung und dem Zeitpunkt einer Freisetzung abhängt, d.h. von Charakteristika, die noch längere Zeit nicht zur Verfügung stehen werden.

ah) Sensitivitätsuntersuchungen und Unsicherheitsabschätzungen

Unsicherheiten sind in allen Risiko-Untersuchungen zu berücksichtigen und, wenn möglich, zu quantifizieren, da

- Eingabeparameter für Risiko-Modelle unsicheren Einflüssen unterliegen bzw. nur ungenau bekannt sind, und
- Auswirkungen von Schwankungen der Eingabeparameter auf die (Ausgabe)-Zielgrößen der Modelle die Aussagekraft der Modelle beeinträchtigen können.

Im zweiten Halbjahr 1983 wurde ein erster Überblick gewonnen über Methoden und mathematische Modelle zur Quantifizierung der Sensitivität und Unsicherheit der Ergebnisse. (Methoden der Versuchsplanung, Methoden der Stichprobenauswahl).

Rechnungen werden zunächst für das atmosphärische Ausbreitungsmodell begonnen, da zur Übersichtlichkeit Unsicherheitsuntersuchungen für Unfallfolgenmodelle auf Teilmodell-Basis durchgeführt werden (atmosph. Ausbreitungsmodell, Dosis-Modell, Wirkungsmodell).

ai) Implementierung von Bevölkerungs- und Flächennutzungsdaten

Als erster Schritt zur Erfassung der Wohnbevölkerung wurde der im Rahmen eines EG-Auftrags von NRPB/CEA im Jahr 1979 erstellte Datensatz für Staaten der Europäischen Gemeinschaft ergänzt durch Bevölkerungsdaten von Nicht-EG-Ländern. Lese- und Auswertprogramme zur Koordinatentransformation und Umwandlung der in kartesischen Koordinaten vorliegenden Daten in Polarkoordinaten mit variabler Rasterung wurden implementiert. Die Daten werden im nächsten Schritt ergänzt durch genauere Daten für die Bundesrepublik Deutschland, die in einem verfeinerten Raster von der Fa. GUW, Aldenhoven, erstellt werden. Ähnliche Datensätze für Flächennutzungsdaten, insbesondere landwirtschaftliche Nutzung, sind in Vorbereitung.

b) Risikoabschätzungen mit der derzeitigen Version des Unfallfolgenmodells

ba) Darstellung von häufigkeitsbewerteten Dosisverteilungen

Spezielle Aufgabenstellungen (Entwicklung optimaler Notfallschutzkonzepte, Beurteilung von Risikoabschätzungen hinsichtlich "Safety Goals", Standortbewertungskriterien, Modellvorstellungen zu den Schutz- und Gegenmaßnahmen) erfordern häufigkeitsbewertete Aussagen über die Orts- und Zeitabhängigkeit von Aktivitätskonzentrationen.

trationen und Strahlendosen, die beim Individuum und in der Bevölkerung auftreten. Aus diesem Grund wurde die modifizierte Programmversion UFOMOD/B3-DOS entwickelt, die durch Erweiterung mit verschiedenen Auswerteprogrammen zur graphischen und numerischen Analyse und Darstellung eine umfangreiche Dokumentation der häufigkeitsbewerteten Strahlenbelastung für Individuen und Personenkollektive ermöglicht /8/.

Die Abb. 1 zeigt beispielhaft die abstandsabhängigen 95%-Fraktile der frühschadensrelevanten Knochenmarkdosis für die Freisetzungskategorien FK1 bis FK8 der DRS-Phase A (Freisetzung vorausgesetzt). In 95% aller Unfallfolgesituationen erhalten Individuen, die sich irgendwo auf dem entsprechenden Kreisring befinden, Strahlendosen, die kleiner sind als die angegebenen Zahlenwerte. Dabei wurde bereits berücksichtigt, daß sich die betrachteten Individuen nicht notwendigerweise unter der Aktivitätsfahne befinden, sondern sich mit großer Wahrscheinlichkeit im nichtkontaminierten Teil des Kreisrings aufhalten.

Die Abb. 2 zeigt in verschiedenen Entfernungen die Anzahl von Personen mit frühschadensrelevanten Strahlendosen oberhalb 50 rad, 100 rad und 500 rad (LD-50 für Frühschäden) nach Freisetzungen der FK2. Die Kurven zeigen, daß die genannten Strahlendosen bis zu etwa 20 km Entfernung auftreten. Die Verteilungen erlauben Rückschlüsse auf die Wirksamkeit und Notwendigkeit administrativer und medizinischer Maßnahmen.

Als nächste Stufe der Ergebnisanalyse ist die häufigkeitsbewertete Darstellung von Aktivitätskonzentrationen vorgesehen. Hierfür befinden sich Rechen- und Auswerteprogramme in Vorbereitung.

bb) Rechnungen zum Themenbereich "Safety Goals"

Im Rahmen des Vertrags "Konzept zur Quantifizierung von Sicherheitszielen ("Safety Goals")" mit der Gesellschaft für Reaktorsicherheit (GRS) mbH wurden Dosisrechnungen mit dem Rechenprogramm UFOMOD/B3-DOS durchgeführt. Als Freisetzungsdaten wurden sowohl die Ergebnisse der DRS-Phase A als auch die aufgrund neuerer Überlegungen zu Unfällen und Störfällen ermittelten Freisetzungskategorien verwendet. Die Ergebnisse der Unfallfolgenrechnungen wurden in Form von komplementären Häufigkeitsverteilungen der Individualdosen dargestellt, dokumentiert und hinsichtlich ausgewählter Fragestellungen interpretiert.

Jahresbericht 1982:

Projekt Nukleare Sicherheit - Jahresbericht 1982
Bericht KfK-3350 (1983), Seite 4800-44 bis 4800-48

Veröffentlichungen im Jahr 1983:

- /1/ J. EHRHARDT, A. BAYER
Some Perspectives on Risk Presentation from the German Risk Study
Proc. Int. Meeting on Thermal Nuclear Reactor Safety, Chicago 1982
Report NUREG/CP-0027, 716-725 (1983)
- /2/ A. BAYER, J. EHRHARDT
Accident Consequence Assessments for the German "Risk-Oriented Analysis on the SNR 300"
American Nuclear Society Meeting, Detroit, 1983
American Nuclear Society Transactions 44, 316-318 (1983)

- /3/ J. EHRHARDT, A. BAYER
Abschätzungen von Unfallrisiken verschiedener Reaktortypen
Jahrestagung Kerntechnik, Berlin 1983, Tagungsband S. 271.
- /4/ A. BAYER, S. VOGT
Das Unfallfolgenmodell der "Deutschen Risikostudie Kernkraftwerke - Phase A" und neuere Überlegungen der Phase B zum Teilmodell "Atmosphärische Ausbreitung und Ablagerung"
in: Bundesumweltamt (Hrsg.)
Ausbreitungsfragen bei Störfällen im strahlenschutz- und immissionsschutzrechtlichen Bereich
Reihe Texte 35/83 (1983)
- /5/ J. EHRHARDT, A. BAYER
Zur Darstellung der Ergebnisse von Risikostudien auf der Basis der Lebenszeitverkürzung
Atomwirtschaft-Atomtechnik 28, 193-195 (1983)
- /6/ A. BAYER, J. EHRHARDT
Advancements in the Development of the Accident Consequence Model of the German Risk Study and its Application to Various Problems
Proc. ANS/ENS Int. Meeting "Light Water Reactor Severe Accident Evaluation", Cambridge 1983, ANS, LaGrange Park/USA, 5.5-1 - 5.5-8 (1983)
- /7/ J. EHRHARDT, S. VOGT
Unfallfolgenrechnungen und Risikoabschätzungen für Druckwasserreaktoren mit dem Rechenprogramm UFOMOD/B3
Bericht KfK-3373 (1983)
- /8/ J. EHRHARDT, U. ZÖLLER
Darstellungsformen für individuelle und kollektive Strahldosen nach unfallbedingten Aktivitätsfreisetzungen
Bericht KfK-3562 (1983)
- Im Druck und in Vorbereitung befindliche Veröffentlichungen:
- /9/ A. BAYER, K. KÖBERLEIN
Basic Aspects and Results of the German "Risk Oriented Analysis on the SNR 300"
Nuclear Safety (im Druck)
- /10/A. BAYER, J. EHRHARDT
The German "Risk-Oriented Analysis on the SNR-300": Off-site Accident Consequence Model and Results of the Study
Nuclear Technology (im Druck)

- /11/A. BAYER
Strahlenbelastung nach Unfällen in kerntechnischen Anlagen,
dargestellt am Beispiel zweier Freisetzungskategorien für
Kernkraftwerke mit Druckwasserreaktor
in: Radioaktive Stoffe und ionisierende Strahlung - Quellen,
Wirkung, Wertung
Deutsches Atomforum (im Druck)
- /12/J. EHRHARDT, A. BAYER
Probabilistic Assessment of Organ Doses After Accidental
Releases from Nuclear Power Plants
6th Int. Congress of the IRPA, Berlin 1984 (im Druck)
- /13/K. BURKART et al.
Comparison of Reactor Accident Consequence Models
Summary Report of the NEA Committee on the Safety of Nuclear
Installations' International Comparison Study on Reactor
Accident Consequence Modeling
Paris, OECD/NEA (1983) (im Druck)
- /14/J.C. HELTON, A. MOELLER, A. BAYER
Contamination of Surface-Water Bodies after Reactor Accidents
by Erosion of Atmospherically-Deposited Radionuclides
Health Physics (im Druck)

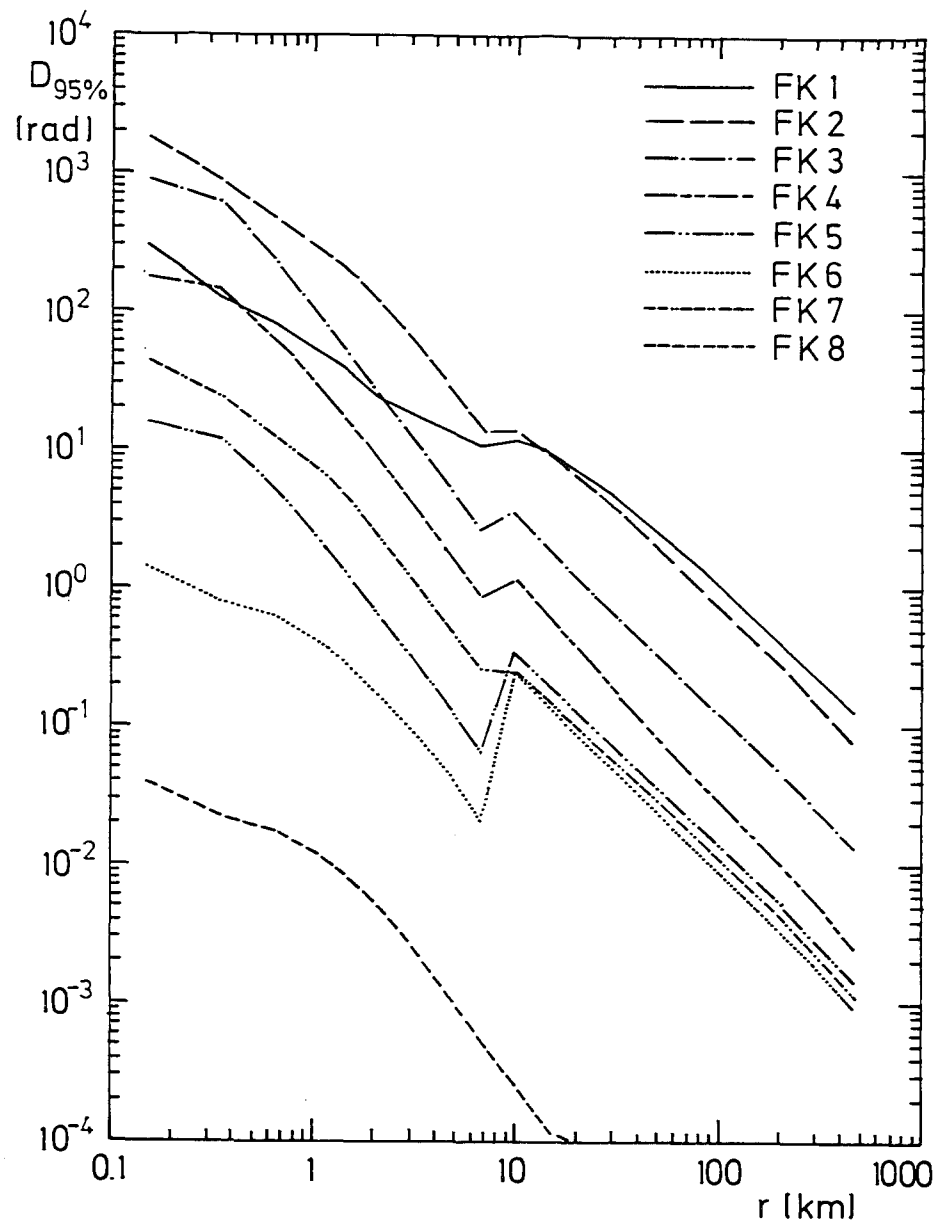


Abb. 1: Entfernungsabhängige 95% Fraktile der früh-schadensrelevanten Knochenmarkdosen (Individualdosen)

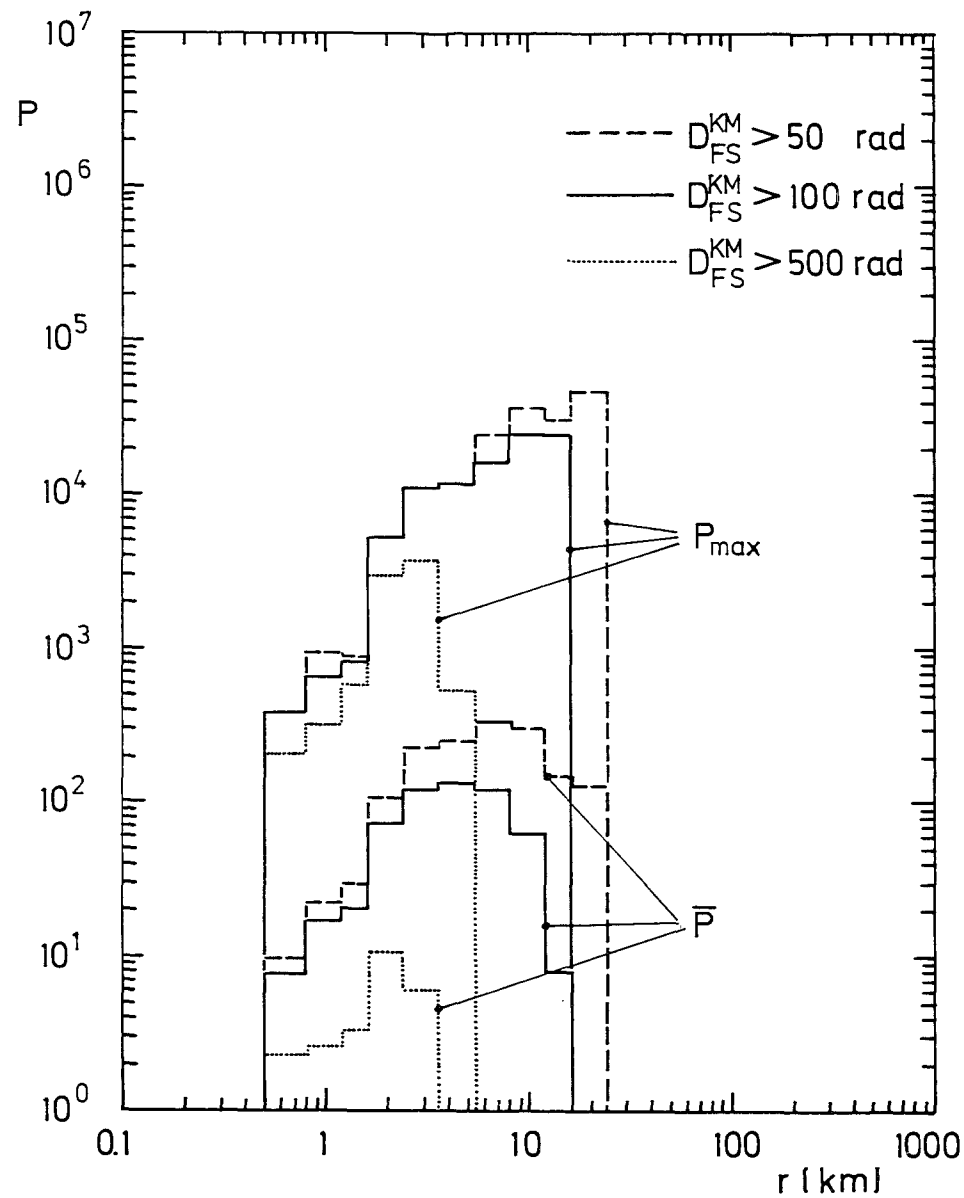


Abb. 2: Mittlere und maximale Personenzahlen mit früh-schadensrelevanten Knochenmarkdosen oberhalb verschiedener Schwellenwerte nach Freisetzungen der FK2

06.03.03/13A Methodologie der Ermittlung der radiologischen Folgen der bei
PNS 4833 Reaktorunfällen freigesetzten Radioaktivität
(S. Vogt, P. Wittek, HS; P. Hosemann, PNS-PL)

Im Rahmen des von der Europäischen Gemeinschaft geförderten Forschungsvorhabens "Methodology for evaluating the radiological consequences of radioactive effluents released in accidents" mit dem Arbeitstitel MARIA (Methods for Assessing the Radiological Impact of Accidents) werden folgende Projekte bilateral vom NRPB (National Radiological Protection Board, U. K.) und vom KfK (HS und INR) bearbeitet:

- 1) Atmosphärische Ausbreitung unter Berücksichtigung topographischer Effekte (KfK - HS).
- 2) Auswahlverfahren für repräsentative Abbildung des Wettergeschehens (NRPB).
- 3) Externe Strahlung von am Boden abgelagerten Nukliden (NRPB).
- 4) Radionuklidtransfer über Nahrungsketten (NRPB).
- 5) Atmosphärische Ausbreitung im Mesoskale-Bereich (KfK - HS).
- 6) Unsicherheitsanalyse (KfK - INR).

Die Aufgabe des Projektes 1 ist darin zu sehen, die Einbeziehung topographischer Effekte in ein für Risikostudien geeignetes Ausbreitungsmodell zu fördern. Dazu wurde an Hand der topographischen Höhendaten der Datenbank "Topographie" der Industrieanlagen-Betriebsgesellschaft, Ottobrunn, eine Klassifizierung der Orographie der Standorte kerntechnischer Anlagen auf der Basis von kumulativen Häufigkeitsverteilungen der Steigungswinkel vorgenommen. Die untersuchten Standorte können in folgenden Klassen zusammengefaßt werden:

- flaches Gelände ohne nennenswerte Erhebung (z. B. Stade),
- flaches Gelände mit Höhenzügen (z. B. Philippsburg (s. Abb. 2)),
- gebirgisches Gelände (z. B. Mülheim-Kärlich).

Diese objektive Einteilung ermöglicht die Zuordnung z. B. von Ausbreitungsparametern, die an einem Standort bestimmter orographischer Struktur ermittelt sind, zu anderen Standorten ähnlicher Struktur.

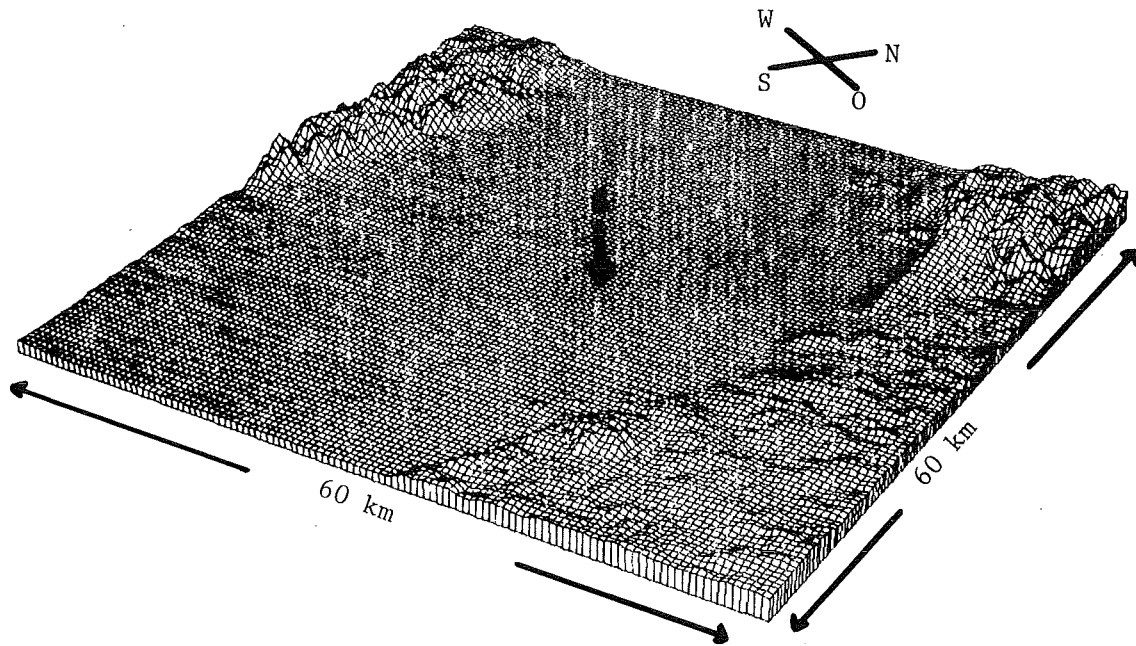


Abb. 2: Orographische Struktur des Standortes Philippsburg

Veröffentlichungen

- /1/ Ehrhardt, J., Vogt, S.: Unfallfolgenrechnungen und Risikoabschätzungen für Druckwasserreaktoren mit dem Rechenprogramm UFOMOD/3.
KfK-3373 (Mai 1983)
- /2/ Vogt, S., Hübschmann, W., Wittek, P.: Niederschlag und Washout im Unfallfolgenmodell der Deutschen Risikostudie Kernkraftwerke.
KfK-3458 (Juli 1983)
- /3/ Vogt, S., Neumann-Hauf, G.: Vergleich der Ausbreitungsmodelle UFOMOD und MESOS. KfK-3566 (November 1983)
- /4/ Vogt, S.: Die Deutsche Risikostudie Kernkraftwerke - Eine allgemeine Einführung mit Betonung des atmosphärischen Ausbreitungsmodells. Radioaktivität: Risiko, Sicherheit, Vortrag einer Informationsveranstaltung, Karlsruhe, September 1982. Karlsruhe: KfK, 1983, S. 21-29

Veröffentlichungen

des Projekts Nukleare Sicherheit 1983

Borgwaldt, H.; Gulden W.

SSYST, a code-system for analysing transient LWR fuel rod behaviour under off-normal conditions.

Fuel Element Performance Computer Modelling: Specialists' Meeting, Preston, GB, March 15-19, 1982

IAEA-IWGFPT-13 (1983) S. 639-58

KfK-3359 (Juni 82)

Gittus, J. (Hrsg.)

Water Reactor Fuel Element Performance Computer Modelling Barking: Applied Science Publ., 1983 - S. 663-85

Bork, G.; Fiege, A.; Gulden, W.; Hosemann, J.P.; Rininsland, H.
Stand der Reaktorsicherheitsforschung im Projekt Nukleare Sicherheit.

10. Jahreskolloquium des Projekts Nukleare Sicherheit des Kernforschungszentrums Karlsruhe. Karlsruhe, 21.-22. Nov. 1983
KfK 3670 (Nov. 1983)

Fiege, A.

Severe fuel damage investigations of KfK/PNS.

KfK 3431B (Jan. 1983)

Fiege, A.

Severe fuel damage investigations of KfK/PNS.

2nd Finnish-German Seminar on Nuclear Safety:

Otaniemi, SF, September 29-30, 1982, Espoo:

Valtion Teknillinen Tutkimuskeskus, 1983. - S. 174-222

(VIT Symposium; 25)

Fiege, A.

Fuel behavior under loss-of-coolant-accident conditions.

2nd Finnish-German Seminar on Nuclear Safety:

Otaniemi, SF, September 29-30, 1982, Espoo:

Valtion Teknillinen Tutkimuskeskus, 1983. - S. 115-58

(VIT Symposium; 25)

KfK 3442B (Jan. 1983)

Hennies, H.H.

Auf dem Weg zu einer ganz normalen Technik.

Atomwirtschaft - Atomtechnik, 28 (1983)

S. 387-88

Hosemann, J.P.

Neuere Ergebnisse zum Ablauf und zu den Auswirkungen hypothetischer DWR-Kernschmelzenunfälle.

KfK-Nachrichten, 14 (1982) S. 261-68

Radioaktivität: Risiko - Sicherheit,

Vorträge einer Informationsveranstaltung, Karlsruhe, Sept. 1982

Karlsruhe: KfK, 1982. S. 49-63

Hosemann, J.P.

Wurden die Folgen eines Kernschmelzenunfalls bisher überschätzt.

In: Neuere Ergebnisse zur Reaktorsicherheit ATW Broschüren

Kernenergie und Umwelt, Nr. 18 (1983) S. 30-48

Hosemann, J.P.; Neeb, K.H.; Wilhelm, J.G.

Neuere Bewertung der Freisetzung und des Transportes von Jod bei schweren Reaktorstörfällen.

Jahrestagung Kerntechnik: Berlin, 14.-16. Juni 1983 /

Deutsches Atomforum Fachsitzung Sicherheit von Kernkraftwerken

Krieg, R.; Eberle, F.; Göller, B.; Gulden, W.; Kadlec, J.;

Messemer, G.; Müller, St.; Wolf, E.

Investigation program on PWR-steel-containment behavior under accident conditions.

KfK 3589 (Okt. 1983)

Lange, F.; Friederichs, H.; Ullrich, W.; Hosemann, J.P.

Neuere Analysen des Spaltproduktverhaltens nach einem Kühlmittelverlust-Störfall.

Atomwirtschaft-Atomtechnik, 27 (1982) S. 82-88

Fortschritte in der Sicherheitsbeurteilung von Kernkraftwerken:

Votr. d. 5. GRS-Fachgespräches, München, 22.-23. Okt. 1981

Essen: Vulkan-Verl., 1982 - S. 38-45

(Vortragsveröffentlichungen/Haus der Technik; H. 456)

Projektleitung Nukleare Sicherheit; (Hrsg.)
Projekt Nukleare Sicherheit. Jahresbericht 1982.
KfK 3350 (Juli 1983)

Projektleitung Nukleare Sicherheit; (Hrsg.)
Projekt Nukleare Sicherheit. Tätigkeitsbericht 1. Halbjahr 1983.
KfK 3400 (Dez. 1983)

Rininsland, H.
Core meltdown investigations and fission product release
into the environment.
2nd Finnish-German Seminar on Nuclear Safety:
Otaniemi, SF, Sept. 29-30, 1982, Espoo:
Valtion Teknillinen Tutkimuskeskus, 1983. - S. 223-60
(VIT Symposium; 25)

Fiege, A.
Severe fuel damage research in Germany. A review of the KfK/PNS
program.
Internat. Meeting on Light-Water-Reactor Severe Accident
Evaluation, Cambridge, Mass., Aug. 28 - Sept. 1, 1983

Hassmann, K.; Hosemann, J.P.
Consequences of degraded core accidents.
7th Conf. on Structural Mechanics in Reactor Technology
(SMIRT-7), Chicago, Ill., Aug. 22-26, 1983

Rininsland, H.
BETA (core-concrete interaction) and DEMONA (demonstration of NAUA)
- key experimental programs for validation and demonstration of
source terms in hypothetical accident situations.
Internat. Meeting on Light-Water-Reactor Severe Accident
Evaluation, Cambridge, Mass., Aug. 28 - Sept. 1, 1983

Borgwaldt, H.
PREPRO.
A preprocessor code for SSYST input.
KfK 3537 (Mai 1983)

Bayer, A.; Ehrhardt, J.

Advancements in the development of the accident consequence model of the German risk study and its applications to various problems.

Light Water Reactor Severe Accident Evaluation: Proc. Internat. Meeting, Cambridge, Mass., Aug. 28 - Sept. 1, 1983

LaGrande Park, Ill.: American Nuclear Soc., 1983. S. 5.5/1-5.5/8

Ehrhardt, J.; Bayer, A.

Lebenszeitverkürzung. Zur ergänzenden Darstellung der Ergebnisse von Risikostudien.

Atomwirtschaft-Atomtechnik, 28 (1983) S. 193-95

Ehrhardt, J.; Vogt, S.

Unfallfolgenrechnungen und Risikoabschätzungen für Druckwasserreaktoren mit dem Rechenprogramm UFOMOD/B3.

KfK 3373 (Mai 1983)

Ehrhardt, J.; Bayer, A.

Abschätzung von Unfallrisiken verschiedener Reaktortypen.

Jahrestagung Kerntechnik 83. Reaktortagung 1983. Berlin, 14.-16. Juni 1983.

Kerntechnische Ges.e.V. Deutsches Atomforum e.V.

Eggenstein-Leopoldshafen: Fachinformationszentrum Energie, Physik, Mathematik 1983, S. 271-74

Ehrhardt, J.; Zöllner, U.

Darstellungsformen für individuelle und kollektive Strahlendosen nach unfallbedingten Aktivitätsfreisetzungen.

KfK 3562 (Juli 1983)

Bayer, A.

Strahlenbelastung nach Unfällen in kerntechnischen Anlagen dargestellt am Beispiel zweier Freisetzungskategorien für Kernkraftwerke mit Druckwasserreaktor.

Vortr.: Fachtagung des Deutschen Atomforums e.V. über 'Radioaktive Stoffe und ionisierende Strahlung', Bonn, 27.-28. Sept. 1983

Borgwaldt, H.

Erste Erfahrungen mit der CYBER-205.

Vortrag: Vektorrechner-Seminar, Rechenzentrum, Universität
Karlsruhe, 14. Dez. 1983

Borgwaldt, H.

SSYST-3, Beschreibung und Rechenerfahrungen.

Vortrag: DV-Seminar, Universität Stuttgart, 23. Nov. 1983

Burkart, K.

Internationaler Vergleich von Notfallschutzmodellen.

KTG-Fachtagung über Strahlenabschirmung und Strahlenschutz
in der Kerntechnik, Stuttgart, 15.-16. März 1983

Armas, I.; Bocek, M.

The analysis of dislocation networks formed in Zircaloy-4
during high temperature creep.

Journal of Nuclear Materials, 115 (1983) S. 263-70

Dienst, W.; Eckstein, H.; Hofmann, P.

Fracture mechanics analysis of iodine-induced crack growth
in Zircaloy-4 tubing between 500 and 700 °C.

Structural Mechanics in Reactor Technology: SMIRT; Trans. of
the 7th Internat. Conf., Chicago, Ill., Aug. 22-26, 1983

Amsterdam: North-Holland Publ. Co., 1983. - Vol.C S.C1/1-C1/10
Nuclear Engineering and Design, 75 (1983) S. 223-33

Hofmann, P., Spino, J.

Stress corrosion cracking failure behavior of Zircaloy-4
tubing at elevated temperatures.

Enlarged Halden Programme Group Meeting on Fuel Performance
Experiment and Analysis, Loen, N, May 23-28, 1983

KfK 3506 (April 1983)

Hofmann, P.; Kerwin-Peck, D.

Untersuchung chemischer Wechselwirkungen zwischen UO_2 -Brennstoff
und Zircaloy-Hüllmaterial im Hinblick auf hypothetische schwere
Reaktorstörfälle.

Jahrestagung Kerntechnik 83. Reaktortagung 1983. Berlin,

14.-16. Juni 1983. Kerntechn. Ges.e.V. Deutsches Atomforum e.V.

Eggenstein-Leopoldshafen: Fachinformationszentrum Energie, Physik,
Mathematik 1983, S. 287-90

Hofmann, P.; Petersen, C.; Schanz, G.; Zimmermann, H.
In-pile-Experimente zum Brennstabverhalten beim Kühlmittelver-
luststörfall. Ergebnisse der zerstörenden Nachuntersuchungen
der Versuchsserie G (35.000 MWd/t (U))
KfK 3433 (Juni 1983)

Hofmann, P.; Kerwin-Peck, D.
Chemical interaction of solid and liquid Zircaloy-4 with UO_2
under transient nonoxidizing conditions.
Light-Water-Reactor Severe Accident Evaluation: Proc. Internat.
Meeting, Cambridge, Mass., Aug. 28 - Sept. 1, 1983
LaGrande Park, Ill., ANS, 1983. - Vol. 1, S.1.8/1-1.8/7

Hofmann, P.; Kerwin-Peck, D.
 UO_2 /Zircaloy-4 chemical interactions and reaction kinetics from
1000 to 1700 °C under isothermal conditions.
(Final report).
KfK 3552 (Nov. 1983)

Petersen, C.
Literaturübersicht mechanischer und physikalischer Eigenschaften
von Hüllrohrwerkstoffen für Fortgeschrittene Druckwasserreaktoren
(FDWR) bei hoher Temperatur.
KfK 3469 (Okt. 1983)

Schäfer, L.; Hofmann, P.
Tensile properties of 1.4970 austenitic stainless steel after
corrosion caused by uranium dioxide and simulated fission
products.
Journal of Nuclear Materials, 115 (1983), S. 169-77

Bocek, M.; Petersen, C.; Schmitt, R.
The LCF behavior of SS AISI 304 in the temperature range between
450 °C und 850 °C in connection with life time predictions.
Specialists' Meeting on Mechanical Properties of Structural
Materials Including Environmental Effects, Chester, GB,
Oct. 10-14, 1983

Dienst, W.; Hofmann, P.; Kerwin-Peck, D.

Festkörperreaktionen zwischen UO_2 -Brennstoff und Zircaloy-Hüllmaterial bei sehr hohen Temperaturen.

Deutsche Gesellschaft für Metallkunde, Hauptversammlung:
Kurzfassungen d. Vortr. u. Poster, Erlangen, 24.-27. Mai 1983
Oberusel: DGM, 1983. - S. 23

Hofmann, P.; Peehs, M.; Steinberg, E.

Spannungsrißkorrosion von Zircaloy-Hüllrohren im Temperaturbereich von 300 °C bis 800 °C.

Deutsche Gesellschaft für Metallkunde, Hauptversammlung:
Kurzfassungen d. Vortr. u. Poster, Erlangen, 24.-27. Mai 1983
Oberusel: DGM, 1983. - S. 10

Hofmann, P.; Kerwin-Peck, D.

Out-of-pile UO_2 /Zircaloy-4 experiments under severe fuel damage conditions.

4th Specialists' Meeting on Water Reactor Fuel Safety in Off-Normal and Accident Conditions, Risø, DK, May 16-20, 1983

Leistikow, S.; Schanz, G.; Berg, H.von; Aly, A.E.

Comprehensive presentation of extended Zircaloy-4 steam oxidation results 600 - 1600 °C.

Specialists' Meeting on Water Reactor Fuel Safety and Fission Product Release in Off-Normal and Accident Conditions, Risø, DK, May 16-20, 1983

Leistikow, S.; Schanz, G.; Zurek, Z.B.

Vergleichende Untersuchungen der Oxidation von hochwarmfesten Stählen und Zircaloy-4 unter Reaktorstörfallbedingungen in Wasserdampf.

Deutsche Gesellschaft für Metallkunde, Hauptversammlung:
Kurzfassungen d. Vortr. u. Poster, Erlangen, 24.-27. Mai 1983
Oberusel: DGM, 1983. - S. 154

Zimmermann, H.

Fission gas behaviour in LWR fuel during loss-of-coolant accidents.
Specialists' Workshop on Fission Gas Behaviour in Safety Experiments, Cadarache, F, Oct. 5-7, 1983

Alsmeyer, H.; Neitzel, E.

Wärmeübergang in einem flüssigkeitsgefüllten, senkrechten Spalt bei Durchgang von Gasblasen.

Jahrestagung Kerntechnik 84. Reaktortagung 1983. Berlin, 14.-16. Juni 1983.

Kerntechnische Ges.e.V. Deutsches Atomforum e.V.

Eggenstein-Leopoldshafen:

Fachinformationszentrum Energie, Physik, Mathematik 1983, S. 141-44

Blauel, J.G.; Hodulak, L.; Görner, F.; Mattheck, C.; Munz, D.; Stamm, H.

Evaluation of HDR cyclic thermal shock tests.

Structural Mechanics in Reactor Technology:

SMIRT; Trans. of the 7th Internat. Conf., Chicago, Ill., Aug. 22-26, 1983

Amsterdam: North-Holland Publ. Co., 1983. - Vol.G/F S.G/F.7/7, 503-14

Hofmann, G.; Schulenberg, T.

A quasi-steady-state approximation to the transient dryout behavior in debris beds.

Light Water Reactor Severe Accident Evaluation: Proc. Internat. Meeting, Cambridge, Mass., Aug. 28 - Sept. 1, 1983

La Grande Park, Ill.: American Nuclear Soc., 1983. - S.18.6/1-18.6/8

Lee, S.L.; Ihle, P.; Rust, K.

On the importance of grid spacer induced mist cooling on the suppression of core peak cladding temperature during reflood of PWR.

Mori, Y. (Hrsg.)

Thermal Engineering: ASME-JSME Joint Conf. Proc., Honolulu, Hawaii, March 20-24, 1983

New York, NY: ASME, 1983. - Vol. III. S. 381-85

Stamm, H.; Munz, D.

Einfluß überelastischer Beanspruchung auf den Spannungsintensitätsfaktor im Fall thermischer Ermüdung.

KfK 3590 (Okt. 1983)

Rust, K.; Ihle, P.; Lee, S.L.

Comparison of FEBA test data with RELAP4/MOD6 postcalculations.

Merilo, M. (Hrsg.)

Thermal Hydraulics of Nuclear Reactors:

Paper pres. at the 2nd Internat. Topical Meeting on Nuclear

Reactor Thermal Hydraulics, Santa Barbara, Calif., Jan. 11-14, 1983

La Grande Park, Ill.: American Nuclear Soc., 1983. -

Vol. I S. 731-37

Wiehr, K.; Erbacher, F.J.

Einfluß der Durchströmungsrichtung im Reaktorkern auf die Hüllrohrverformung während eines Kühlmittelverluststörfalles.

Jahrestagung Kerntechnik 83. Reaktortagung 1983. Berlin,

14.-16. Juni 1983.

Kerntechnische Ges.e.V. Deutsches Atomforum e.V.

Eggenstein-Leopoldshafen: Fachinformationszentrum Energie,

Physik, Mathematik 1983, S. 279-82

Alsmeyer, H.

Core/concrete interaction: status of code development and BETA experimental program.

Annual US-German Core Melt Information Exchange Meeting,

Oak Ridge, Tenn., Oct. 19-21, 1983

Czuck, G.; Mattheck, C.; Munz, D.; Stamm, H.

Rißausbreitung unter zyklischer Thermoschockbelastung.

9th Seminar: Safety of the Primary Boundary System of Light

Water Reactors, Stuttgart, Oct. 13-14, 1983

Erbacher, F.J.; Neitzel, H.J.; Wiehr, K.

Effects of thermohydraulics on clad ballooning, flow blockage and coolability in a LOCA.

4th Specialists' Meeting on Water Reactor Fuel Safety and

Fission Product Release in Off-Normal and Accident Conditions,

Risø, DK, May 16-20, 1983

John, H.; Reimann, J.; Müller, U.

Test of two-phase mass flow rate instrumentation in transient steam-water flow.

Symp. on Measuring Techniques in Gas-Liquid Two-Phase Flows, Nancy, F, July 5-8, 1983

Krebs, L.

Messung und Analyse von Temperaturschwankungen.

Votr.: Seminar über Thermoelement-Praxis, Technische Akademie Wuppertal, 24.-25. Jan. 1983

Malang, S.; Neitzel, H.J.

Modeling of zircaloy-steam-oxidation under severe fuel damage conditions.

4th Specialists' Meeting on Water Reactor Fuel Safety in Off-Normal and Accident Conditions, Risø, DK, May 16-20, 1983

Reimann, J.; Khan, M.

Flow through a small break at the bottom of a large pipe with stratified flow.

2nd Internat. Topical Conf. on Nuclear Reactor Thermal Hydraulics, Santa Barbara, Calif., Jan. 11-14, 1983

Reimann, J.; Smoglie, C.

Flow through a small pipe at the top of a large pipe with stratified flow.

European Two-Phase Flow Group Meeting, Zürich, CH, June 14-17, 1983

Reimann, J.; Kusterer, H.; John, H.

Two-phase mass flow rate measurements with Pitot tubes and density measurements.

Symp. on Measuring Techniques in Gas-Liquid Two-Phase Flows, Nancy, F, July 5-8, 1983

Stamm, H.; Mattheck, C.; Munz, D.

Berechnung von Spannungsintensitätsfaktoren von Oberflächenrissen im Halbraum und in der Platte unter Thermoschockbelastung.

15. Sitzung des Arbeitskreises Bruchvorgänge, Darmstadt, 22.-23. März 1983

Stamm, H.; Mattheck, C.; Munz, D.

Stress intensity factors for surface cracks under thermal fatigue conditions.

Internat. Conf. on Application of Fracture Mechanics to Materials and Structures, Freiburg, June 20-24, 1983

Benner, J.

Numerical simulation of fluid-structure interactions in a pressurized water reactor core.

Lascoux, P. (Hrsg.)

Methodes Numeriques de l'Ingenieur: Comptes Rendus du 3ieme Congres Internat., Paris, F, Mars 14-16, 1983

Numerical Methods in Engineering Vol. 1

Paris: Pluralis 1983

Benner, J.

Three dimensional interaction of fluid and vessel internal structures in a PWR.

Structural Mechanics in Reactor Technology: SMIRT. Trans. of the 7th Internat. Conf., Chicago, Ill., Aug. 22-26, 1983

Amsterdam: North-Holland Publ. Co., 1983. - Vol. B - S. B8/4, 475-82

Eberle, F.; Kadlec, J.

Experimental modal analysis of the HDR core barrel.

Structural Mechanics in Reactor Technology: SMIRT. Trans. of the 7th Internat. Conf., Chicago, Ill., Aug. 22-26, 1983

Amsterdam: North-Holland Publ. Co., 1983. - Vol. B - S. B7/4, 385-92

Eberle, F.; Kadlec, J.

Optimization of procedures for the experimental modal analysis of fluid/structure-interaction systems.

Structural Mechanics in Reactor Technology: SMIRT. Trans. of the 7th Internat. Conf., Chicago, Ill., Aug. 22-26, 1983

Amsterdam: North-Holland Publ. Co., 1983. - Vol. B - S.B7/11, 425-34

Eberle, F.; Hailfinger, G.; Kadlec, J.

Eigenoscillations of a horizontal cylindrical shell partly filled with water.

Structural Mechanics in Reactor Technology: SMIRT. Trans. of the 7th Internat. Conf., Chicago, Ill., Aug. 22-26, 1983
Amsterdam: North-Holland Publ. Co., 1983. - Vol. B - S.B8/5, 483-90

Geiß, M.

Plastic deformations at the upper core barrel clamping of a PWR caused by blowdown loading.

Structural Mechanics in Reactor Technology: SMIRT. Trans. of the 7th Internat. Conf., Chicago, Ill., Aug. 22-26, 1983
Amsterdam: North-Holland Publ. Co., 1983. - Vol. B - S.B7/5, 393-99

Geiß, M.; Benner, J.; Ludwig, A.

Integritätsnachweis für die Behältereinbauten eines Druckwasserreaktors beim Blowdown. Ergebnisse und Wertung.

10. Jahreskolloquium des Projekts Nukleare Sicherheit des Kernforschungszentrums Karlsruhe. Karlsruhe, 21.-22. Nov. 1983
KfK 3670 (Nov. 1983)

Krieg, R.; Eberle, F.; Göller, B.; Gulden, W.; Kadlec, J.; Messemer, G.; Müller, St.; Wolf, E.

Investigation program on PWR-steel-containment behavior under accident conditions.

KfK 3589 (Okt. 1983)

Krieg, R.; Dolensky, B.; Eberle, F.; Hailfinger, G.

Analysis of the PWR core support columns under blowdown loading.

Structural Mechanics in Reactor Technology: SMIRT. Trans. of the 7th Internat. Conf., Chicago, Ill., Aug. 22-26, 1983
Amsterdam: North-Holland, Publ. Co., 1983. - Vol. B - S.B7/3, 377-83

Krieg, R.

Kernkraftwerke und ihre Risiken.

Enzyklopädie Naturwissenschaft und Technik: Jahresband 1983
München: Verl. Moderne Industrie, 1983. - S. 257-61

Leinemann, K.; Meyder, R.; Schnauer, H.; Smidt, D.
Trainingsgerät für Krisensituationen.
Schulung für technisches Führungspersonal.
Umschau, 83(1983) S. 204

Ludwig, A.
Rechnungen mit FLUX zu den HDR-Blowdown-Versuchen zur Beanspruchung der RDB-Einbauten.
Jahrestagung Kerntechnik 83. Reaktortagung 1983. Berlin, 14.-16. Juni 1983.
Kerntechnische Ges.e.V. Deutsches Atomforum e.V.
Eggenstein-Leopoldshafen: Fachinformationszentrum Energie, Physik, Mathematik 1983 S. 161-64

Ludwig, A.; Enderle, G.; Knüppel, H.; Katz, F.; Schumann, U.
Progress in fluid-structure analysis with FLUX for the HDR RPV-I blowdown-experiments.
Structural Mechanics in Reactor Technology: SMIRT. Trans. of the 7th Internat. Conf., Chicago, Ill., Aug. 22-26, 1983
Amsterdam: North-Holland Publ. Co., 1983. - Vol. B - S.B6/2, 331-38

Meyder, R.
SSYST-3 Eingabebeschreibung und Handhabung.
KfK 3654 (Dez. 1983)

Schumann, U.
Experimental and computed results for fluid-structure interactions with impacts in the HDR blowdown experiments.
Nuclear Engineering and Design, 73 (1982) S. 303-17
Structural Mechanics in Reactor Technology: SMIRT. Trans. of the 7th Internat. Conf., Chicago, Ill., Aug. 22-26, 1983
Amsterdam: North-Holland Publ. Co., 1983. - Vol. B - S.B.7/1, 367-74

Benner, J.
Die Homogenisierungstheorie als Werkzeug zur Beschreibung von Fluid-Struktur-Wechselwirkungsvorgängen im Kern eines DWR.
KTG-Fachtagung: Neuere Berechnungsverfahren in der Fluidodynamik.
München, 18.-19. April 1983

Class, G.

Residual error problems in true mass flow meters.

Symp. on Measuring Techniques in Gas-Liquid Two-Phase Flows,
Nancy, F, July 5-8, 1983

Albrecht, H.; Wild, H.

Experimentelle Bestimmung von Quelltermen beim LWR-Kernschmelzen.
Atomwirtschaft-Atomtechnik, 28 (1983) S. 23-25

Albrecht, H.; Wild, H.

Behavior of I, Cs, Te, Ba, Ag, In, and Cd during release from
overheated PWR cores.

Light Water Reactor Severe Accident Evaluation: Proc. Internat.
Meeting, Cambridge, Mass., Aug. 28 - Sept. 1, 1983

La Grande Park, Ill.: American Nuclear Soc., 1983. - S. 4.2/1-4.2/6

Albrecht, H.

Aktivitätsfreisetzung und Aerosolbildung beim LWR-Kernschmelzen.

10. Jahreskolloquium des Projekts Nukleare Sicherheit des
Kernforschungszentrums Karlsruhe. Karlsruhe, 21.-22. Nov. 1983
KfK 3670 (Nov. 1983)

Albrecht, H.

Out-of-pile release tests under core melting conditions.

4th Specialists' Meeting on Water Reactor Fuel Safety and
Fission Product Release in Off-Normal and Accident Conditions,
Risø, DK, May 16-20, 1983

Nagel, K.; Furrer, J.

Zeitabhängige Modellierung einer Jodsorptionsfilterstrecke.
KfK 3544 (April 1983)

Nagel, K.; Furrer, J.

Modellierung der Aerosolrückhaltung in der Testanlage PASSAT.
KfK 3618 (Okt. 1983)

Nagel, K.; Wenzelburger, H.; Furrer, J.; Ammon, R. von
Modellierung der Auflöserabgasstrecke der geplanten Wieder-
aufarbeitungsanlage als Grundlage für eine sicherheitsanalytische
Bewertung.

10. Jahreskolloquium des Projektes Nukleare Sicherheit des
Kernforschungszentrums Karlsruhe. Karlsruhe, 21.-22. Nov. 1983
KfK 3670 (Nov. 1983)

Wenzelburger, H.

Derivation of the distribution of the cumulative linear costs
in a classical renewal process from the corresponding distribution
with monotone costs in a generalized one.

8. Symp. über Operations Research, Karlsruhe, 22.-25. Aug. 1983

Wenzelburger, H.

Zur stochastischen Modellierung des ersten Störfalls in der
Abgasreinigungsstrecke einer WAA.

12. Jahrestagung der Deutschen Gesellschaft für Operations
Research e.V., Mannheim, 21.-23. Sept. 1983

Hagen, S.; Peck, S.O.

Temperature escalation of Zircaloy-clad fuel rods and bundles
under severe fuel damage conditions.

Internat. Meeting on Light Water Reactor Severe Accident
Evaluation, Cambridge, Mass., Aug. 28 - Sept. 1, 1983

KfK 3656 (Aug. 1983)

Hagen, S.; Peck, S.O.; Malauschek, H.; Wallenfels, K.P.

Temperatureskalation von zircaloy-umhüllten Brennstäben im Bereich
schwerer Kernschäden.

Jahrestagung Kerntechnik 83. Reaktortagung 1983. Berlin,
14.-16. Juni 1983. Kerntechnische Ges.e.V., Deutsches Atomforum e.V.
Eggenstein-Leopoldshafen: Fachinformationszentrum Energie, Physik,
Mathematik 1983 S. 431-34

Hagen, S.

Out-of-pile experiments on the high temperature behaviour of Zry-4
clad fuel rods.

KfK 3567 (Juli 1983)

6th Internat. Conf. on Zirconium in the Nuclear Industry, Vancouver,
CDN, June 28-30, 1982

Hagen, S.; Malauschek, H.; Wallenfels, K.P.; Peck, S.O.
Temperature escalation in PWR fuel rod simulators due to the
zircaloy/steam reaction: tests ESSI-1,2,3.
Test results report.
KfK 3507 (Aug. 1983)

Hagen, S.; Peck, S.O.
Out-of-pile bundle temperature escalation under severe fuel
damage conditions.
KfK 3568 (Aug. 1983)

Hagen, S.; Peck, S.O.
Untersuchungen zur Temperatureskalation bei Hochtemperatur-
transienten.
10. Jahreskolloquium des Projekts Nukleare Sicherheit des
Kernforschungszentrums Karlsruhe. Karlsruhe, 21.-22. Nov. 1983
KfK 3670 (Nov. 1983)

Hagen, S.; Malauschek, H.; Peck, S.O.; Wallenfels, K.P.
Temperature escalation in PWR fuel rod simulator bundles due to
the zircaloy/steam reaction test ESBU-1. Test results report.
KfK 3508 (Dez. 1983)

Karb, E.H.; Prüssmann, M.; Sepold, L.; Hofmann, P.; Schanz, G.
LWR fuel rod behavior in the FR2 in-pile tests simulating the
heatup phase of a LOCA. Final report.
KfK 3346 (März 1983)

Wagner, K.; Scherer, A.
Nachrechnung einiger FR2-In-pile-Versuche mit SSYST-2.
KfK 3144 (Aug. 1983)

Hagen, S.; Peck, S.O.
Out-of-pile bundle temperature escalation under severe fuel
damage conditions.
4th Specialists' Meeting on Water Reactor Fuel Safety in Off-
Normal and Accident Conditions, Risø, DK, May 16-20, 1983

Vogt, S.

Die Deutsche Risikostudie Kernkraftwerke - Eine allgemeine Einführung mit Betonung des atmosphärischen Ausbreitungsmodells. Radioaktivität: Risiko, Sicherheit, Vortr. einer Informationsveranst., Karlsruhe, September 1982
Karlsruhe: KfK, 1983. - S. 21-29

Vogt, S.; Hübschmann, W.; Wittek, P.

Niederschlag und Washout im Unfallfolgenmodell der Deutschen Risikostudie - Kernkraftwerke.
KfK 3548 (Juli 1983)

Vogt, S.; Neumann-Hauf, G.

Vergleich der Ausbreitungsmodelle UFOMOD und MESOS.
KfK 3566 (Nov. 1983)

Thomas, P.

Ein Jahr Betriebserfahrungen mit Doppler-Sodar am Kernforschungszentrum Karlsruhe.
Vortr.: Doppler-Sodar-Kolloquium, Hamburg, 13. Jan. 1983

Vogt, S.

Radarverfolgte Tetroons erforschen den mesoskaligen Transport von Schadstoffen innerhalb der Atmosphäre.
Vortr.: Universität Karlsruhe, 11. Jan. 1983

Vogt, S.

Radarverfolgte Tetroons - eine Möglichkeit zur Erforschung des Schadstofftransportes.
Vortr.: Universität München, 10. Juni 1983

Bunz, H.; Koyro, M.; Schöck, W.

NAUA Mod 4. A code for calculating aerosol behaviour in LWR core melt accidents.
Code description and users manual.
KfK 3554 (Aug. 1983)

Deuber, H.; Wilhelm, J.G.

Untersuchungen zum Auftreten von ^{131}I in der Abluft von Siedewasserreaktoren.

Jahrestagung Kerntechnik 83. Reaktortagung 1983. Berlin, 14.-16. Juni 1983. Kerntechnische Ges.e.V. Deutsches Atomforum e.V.

Eggenstein-Leopoldshafen: Fachinformationszentrum Energie, Physik, Mathematik 1983 S. 259-62

Deuber, H.; Wilhelm, J.G.

Untersuchungen zur Abscheidung von elementarem ^{131}I an Aktivkohlen unter Störfallbedingungen.

Jahrestagung Kerntechnik 83. Reaktortagung 1983. Berlin, 14.-16. Juni 1983. Kerntechnische Gesellschaft e.V. Deutsches Atomforum e.V.

Eggenstein-Leopoldshafen: Fachinformationszentrum Energie, Physik, Mathematik 1983. S. 263-66

Deuber, H.; Wilhelm, J.G.

Investigations on the improvement of the iodine filtration concept of pressurized water reactors.

Nuclear Technology, 61 (1983) S. 118-20

Dillmann, H.G.; Pasler, H.; Plitt, U.

Fire and explosion protection of air cleaning systems.

Proc. of the CSNI Specialists' Meeting on Interaction of Fire and Explosion with Ventilation Systems in Nuclear Facilities, Los Alamos, N.M., April 25-28, 1983

LA-9911-C, Vol. II, S. 435-52

Pasler, H.; Dillmann, H.G.

Untersuchungen an Tiefbett-Metallfaser-Filtern.

Jahrestagung Kerntechnik 83. Reaktortagung 1983. Berlin,

14.-16. Juni 1983. Kerntechnische Ges.e.V. Deutsches Atomforum e.V. Eggenstein-Leopoldshafen: Fachinformationszentrum Energie, Physik, Mathematik 1983 S. 418-21

Schikarski, W.O.

DEMONA Forschungsprogramm zur Demonstration nuklearen Aerosol-
verhaltens. - Grundlagen, Ziele, Auslegung -.

KfK-3636 (Dez. 1983)

EIR-502 (Dez. 1983)

Wilhelm, J.G.

Die Abscheidung von Radiojod aus Abluft und Abgasen mittels
Jodfiltern.

Staubjournal, 25 (1983) Heft 100, S. 53

Schöck, W.; Mercier, O.

Erzeugung und Eigenschaften von Metalloxidaerosolen mit sehr
hoher Massenkonzentration.

11. Tagung der Gesellschaft für Aerosolforschung, München,
14.-16. Sept. 1983