

KfK 2950
August 1981

Projekt Nukleare Sicherheit

Jahresbericht 1980

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 2950

PROJEKT NUKLEARE SICHERHEIT

Jahresbericht 1980

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	HIT
Hauptabteilung Sicherheit	HS
Laboratorium für Aerosolphysik und Filtertechnik	LAF
Laboratorium für Isotopentechnik	LIT

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

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 1980 beschreibt die Fortschritte der Arbeiten des PNS, die von den Instituten und Abteilungen der KfK und den im Auftrag der KfK arbeitenden externen Institutionen auf dem Gebiet der nuklearen Sicherheit durchgeführt werden. Er enthält detaillierte Beiträge zu allen Forschungsvorhaben, die den Stand der Arbeiten zum Ende des Berichtsjahres darstellen. Diesen Beiträgen in deutscher Sprache sind Kurzfassungen in englischer Sprache vorangestellt, in denen über

- durchgeführte Arbeiten
- erzielte Ergebnisse
- geplante Weiterarbeit

jedes einzelnen Forschungsvorhabens zusammengefaßt informiert wird.

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

Der Bericht wurde von der Projektleitung zusammengestellt.

Zum Druck eingereicht: Juli 1981

NUCLEAR SAFETY PROJECT

ANNUAL REPORT 1980

The Annual Report 1980 is a detailed description (in German language) of work within the Nuclear Safety Project performed in 1980 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 completed
- essential results
- plans for the near future

This report was compiled by the project management.

Karlsruhe, July 1981

<u>Inhaltsverzeichnis</u>	<u>Seite</u>
SUMMARIES	1 - 50
DETAILLIERTE BERICHTE	
06.01. SICHERHEIT UND UMGEBUNGSSCHUTZ VON KKW	
<u>PNS-Teilprojekt 4100 - Dynamische Beanspruchung von Reaktor-</u> <u>komponenten</u>	
06.01.01 HDR-Blowdown-Versuche zur dynamischen Beanspruchung von Reaktoreinbauten	4100-1
06.01.01/05A Auslegung, Vorausberechnung und Auswertung der PNS 4115 HDR-Blowdown-Experimente zur dynamischen Be- lastung und Beanspruchung von Reaktordruckbehäl- tereinbauten	4100-1
06.01.01/06A Meßtechnische Erfassung und Auswertung des dyna- PNS 4116 mischen Verhaltens der Versuchseinbauten im Reak- tordruckbehälter (RDB) des HDR im Rahmen der HDR- Blowdown-Versuche	4100-1
06.01.02 Entwicklung und Verifizierung von Codes zur dyna- mischen Beanspruchung von RDB-Einbauten	4100-28
06.01.02/06A Weiterentwicklung und Verifizierung gekoppelter PNS 4125 fluid-struktur-dynamischer Codes zur Analyse der dynamischen Spannungen und Verformungen von RDB- Einbauten bei Kühlmittelverluststörfällen in LWR	4100-28
06.01.02/07A Laborversuche zur Abstützung von fluid-struktur- PNS 4126 dynamischen Rechenprogrammen zur Beschreibung der Anfangsphase bei Kühlmittelverluststörfällen	4100-43
06.01.15 Weiterentwicklung und Verifizierung von Codes zur PNS 4127 Analyse der dynamischen Spannungen und Verfor- mungen von LWR-Containments	4100-54
06.01.03 Entwicklung von Zweiphasen-Massenstrom-Meßverfahren und Anwendung bei den Blowdown-Experimenten	4100-75
06.01.03/08A Gemeinsamer Versuchsstand zum Testen und Kali- PNS 4127 brieren verschiedener Zweiphasen-Massenstrom- Meßverfahren	4100-75
06.01.03/09A Versuchsstand für instationäre 2-Phasen-Strö- PNS 4139 mungen	4100-115
06.01.03/10A Entwicklung und Bau eines True Mass Flow Meters PNS 4138 $\dot{m} = 50 \text{ kg/s}$	4100-117

PNS-Teilprojekt 4200 - Brennelementverhalten bei Störfällen

06.01.04	Entwicklung und Verifizierung eines Codesystems zum BE-Verhalten bei Störfällen (SSYST)	4200-1
06.01.04/11A bis/13A PNS 4231	Theoretische Untersuchungen zum Brennstabverhalten bei Kühlmittelverluststörfällen und Speziellen Transienten	4200-1
06.01.06	Materialverhalten von Zircaloy bei Reaktorstörfällen	4200-25
06.01.06/11A PNS 4235.1	Untersuchungen zum mechanischen Verhalten von Zircaloy-Hüllmaterial	4200-25
06.01.06/12A PNS 4235.2	Untersuchungen zur Hochtemperatur-Wasserdampf-Oxidation an Zircaloy-Hüllrohren	4200-43
06.01.06/13A PNS 4235.3	Untersuchungen zum Einfluß des Oxidbrennstoffes und von Spaltprodukten auf die mechanischen Eigenschaften von Zircaloy-Hüllrohren bei Störfalltransienten	4200-70
06.01.06/15A PNS 4235.4	Berstversuche an Zircaloy-Hüllrohren unter kombinierter mechanisch-chemischer Beanspruchung (FABIOLA)	4200-96
06.01.07	Brennstabverhalten in der Blowdown-Phase eines Kühlmittelverluststörfalles	4200-110
06.01.07/05A /06A PNS 4236.1/2	Untersuchungen zum Brennstabverhalten unter gesteuerten thermohydraulischen Randbedingungen (COSIMA-Programm)	4200-110
06.01.08	In-pile-Experimente im DK-Loop des FR2	4200-132
06.01.08/03A PNS 4237.1	Untersuchungen zum LWR-Brennstabverhalten in der 2. Aufheizphase eines Kühlmittelverluststörfalles	4200-132
06.01.09	Brennstabverhalten in der Wiederauffüll- und Flutphase eines Kühlmittelverluststörfalles	4200-155
06.01.09/03A PNS 4238	Untersuchungen zur Wechselwirkung zwischen aufblähenden Zircaloy-Hüllen und einsetzender Kernnotkühlung (REBEKA-Programm)	4200-155

		<u>Seite</u>
06.01.10	Auswirkung von Kühlkanalblockaden auf die Kernnotkühlung	4200-184
06.01.10/03A PNS 4239	Flutexperimente mit blockierten Anordnungen (FEBA)	4200-184
<u>PNS-Teilprojekt 4300 - Ablauf und Beherrschung von LWR-Kernschmelzenunfällen</u>		
06.01.11	Reaktions-, Freisetzungs- und Aerosolverhalten beim Kernschmelzen	4300-1
06.01.11/10A PNS 4311	Untersuchungen zur Wechselwirkung von Spaltprodukten und Aerosolen in LWR-Containments	4300-1
06.01.11/12A PNS 4314	Konstitution und Reaktionsverhalten von LWR-Materialien beim Coreschmelzen	4300-13
06.01.11/13A PNS 4317	Materialkundliche Untersuchungen im Rahmen der BETA-Experimente	4300-20
06.01.11/14A PNS 4315	Untersuchung der Freisetzung von Spalt- und Aktivierungsprodukten beim Kernschmelzen	4300-34
06.01.12	Untersuchungen zur Wechselwirkung von Stahlschmelzen mit Beton	4300-55
06.01.12/09A PNS 4325	Ausbreitung von Stahlschmelzen im Beton	4300-55
06.01.12/12A PNS 4331	Hydrodynamische und thermische Modelle zur Wechselwirkung einer Kernschmelze mit Beton	4300-76
06.01.12/13A PNS 4334	Modellentwicklung zur analytischen Beschreibung von Kernschmelzenunfällen	4300-97
<u>PNS-Teilprojekt 4400 - Verbesserung der Spaltproduktrückhaltung und Reduktion der Strahlenbelastung</u>		
06.01.14	Abluftfilterung an Reaktoren	4400-1
06.01.14/08A PNS 4414	Bestimmung der Iodkomponenten in der Abluft von Siedewasserreaktoren	4400-1
06.01.14/09A PNS 4415	Entwicklung und Verbesserung von Abluftfiltern für Störfallbedingungen	4400-10

06.02 SICHERHEIT UND UMGEBUNGSSCHUTZ VON WIEDERAUF-
ARBEITSANLAGEN

PNS-Teilprojekt 4500 - Sicherheit und Wiederaufarbeitung

06.02.01 Störfallanalyse für die große Wiederaufarbei- 4500-1
 tungsanlage (WAA)

06.02.01/06A Störfallanalyse der im KfK aufgebauten Anlagen- 4500-1
PNS 4513 teile zur Auflöserabgasreinigung einer großen
 Wiederaufarbeitungsanlage

06.03 EINDÄMMUNG VON FOLGESCHÄDEN

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

06.03.01 Untersuchung des physikalischen und chemischen 4800-1
 Verhaltens biologisch besonders wirksamer Radio-
 nuklide in der Umwelt

06.03.01/05A Untersuchung des physikalischen und chemischen 4800-1
PNS 4812 Verhaltens biologisch besonders wirksamer Radio-
 nuklide in der Umwelt: Pu, Am und Cm

06.03.02 Untersuchung der atmosphärischen Ausbreitung 4800-16
 nuklearer Schadstoffe im Nah- und Fernbereich

06.03.02/07A Atmosphärische Ausbreitung radioaktiver Schad- 4800-16
PNS 4822 stoffe im regionalen Bereich (> 15 km Entfer-
 nung)

06.03.02/08A Atmosphärische Ausbreitung radioaktiver Schad- 4800-19
PNS 4823 stoffe im lokalen Bereich (bis 15 km Entfernung)
 mit Emissionshöhen > 100 m

06.03.02/09A Atmosphärische Ausbreitung bei besonderen meteoro- 4800-34
PNS 4824 logischen Situationen

06.03.03 Untersuchung der radiologischen Folgen von Reak- 4800-35
 torunfällen unter probabilistischen Gesichtspunk-
 ten

06.03.03/05A Fachband 8 der deutschen Risikostudie - Kernkraft- 4800-35
 /06A werke: Unfallfolgerechnungen und Risikoergebnisse
PNS 4831/32

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	
<u>PNS-Subproject 4100 - Dynamic Loads and Strains of Reactor Components under Accident Conditions</u>	1
06.01.01 HDR-Blowdown-Experiments on Dynamical Loadings on Reactor Internals	1
06.01.01/05A Design, Precomputation and Evaluation of the PNS 4115 HDR-Blowdown Experiments on Dynamical Loadings and Deformations of Reactor-Pressure-Vessel Internals	1
06.01.01/06A Experimental Data Acquisition and Processing of PNS 4116 the Dynamic Behavior of the Pressure Vessel Test Internals in the HDR-Blowdown-Experiments	3
06.01.02 Development and Verification of Codes for Dynamic Stress Analysis of Reactor Components	4
06.01.02/06A Development and Verification of Coupled Fluid- PNS 4125 Structure Dynamic Codes for Analysis of Dynamic Stresses and Deformations of Reactor Vessel Internals During LOCA	4
06.01.02/07A Laboratory Experiments for Validation and PNS 4126 Enhancement of Fluid/Structure Dynamics Codes Relevant to Initial Phase of LOCA	5
06.01.15/01A Development and Verification of Codes for Analysis PNS 4127 of Dynamic Stresses and Deformations of LWR- Containments	6
06.01.03 Development of Two Phase Mass Flow Measurement Techniques and Application at Blowdown Experiments	8
06.01.03/08A Joint Test Rig for Tests and Calibration of PNS 4137 Different Methods of Two-Phase Mass Flow Measurements	8
06.01.03/09A Experimental Facility for Non-Steady State Two- PNS 4139 Phase Flows	9
06.01.03/10A Design and Construction of a True Mass Flow Meter PNS 4138 $\dot{m} = 50 \text{ kg/s}$	9

PNS-Subproject 4200 - Fuel Behavior under Accident Conditions

06.01.04	Development and Assessment of a Fuel Behavior Code System	11
06.01.04/11A 12A / 13A PNS 4231.1/3/4	Development and Verification of a Code-System for Fuel Rod Analysis under Accident Conditions	11
06.01.06	Material Behavior of Zry-4 under Accident Conditions	14
06.01.06/11A PNS 4235.1	Investigations of the Mechanical Behavior of Zircaloy Cladding Material under Transient Conditions	14
06.01.06/12A PNS 4235.2	Investigations of the High Temperature Steam Oxidation of Zircaloy Cladding Tubes	17
06.01.06/13A PNS 4235.3	Investigations of the Influence of Oxide Fuel and Fission Products on the Mechanical Properties of Zry Cladding Tubes under Transient Conditions	19
06.01.06/15A PNS 4235.4	Burst-tests of Zircaloy Cladding Tubes under Combined Mechanical and Chemical Load	21
06.01.07	Fuel Behavior in the Blowdown-Phase of a LOCA	23
06.01.07/05A /06A PNS 4236.1/2	Investigation of the Fuel-Rod-Behavior during the Blowdown-Phase of a Loss-of-Coolant Accident (COSIMA-Program)	23
06.01.08	In-Pile Experiments in the DK Loop of the FR2 Reactor	26
06.01.08/03A PNS 4237.1	Investigations on the Fuel Rod Behavior in the 2nd Heatup Phase of a LOCA. In-Pile Experiments with Single Rods in the DK Loop of the FR2 Reactor	26
06.01.09	Fuel Rod Behavior in the Refill and Reflood Phases of a LOCA	27
06.01.09/03A PNS 4238	Studies of the Interaction between Ballooning Zircaloy Claddings and the Emergency Core Cooling (REBEKA Program)	27

		<u>Page</u>
06.01.10	Influence of Coolant Channel Blockage upon Emergency Core Cooling in the Reflood Phase of a LOCA	29
06.01.10/03A PNS 4239	Influence of Coolant Channel Blockages upon Core Cooling in the Reflood Phase of a LOCA (FEBA-Program)	29
<u>PNS-Subprojekt 4300 - Investigation and Control of LWR Core-</u>		
<u>Meltdown Accidents</u>		
06.01.11	Reaction Behavior, Activity Release and Transport of Fission Products during Core-Meltdown	31
06.01.11/10A PNS 4311	Investigations on the Behavior of Fission Products and Aerosols in the Atmosphere of an LWR- Containment	31
06.01.11/12A PNS 4314	Constitutions and Reaction Behavior of LWR Materials at Core Melting Conditions	32
06.01.11/13A PNS 4317	Materials Investigations in the Frame of the BETA- Experiments	33
06.01.11/14A PNS 4315	Experiments on Determination and Limitation of Fission and Activation Product Release During Core Meltdwon	34
06.01.12	Investigation on the Interaction of Steel Melts and Concrete	36
06.01.12/09A PNS 4325	Erosion of Concrete by Steel Melts-Investigation of the Melt Front Velocity	36
06.01.12/12A PNS 4331	Hydrodynamical and Thermal Models for the Interaction of a Core Melt with Concrete	37
06.01.12/13A PNS 4334	Development of Models for the Analytical Determination of Core Meltdown Accidents	38

	<u>Page</u>
<u>PNS-Subproject 4400 - Improvement of Fission Product Retention and Reduction of Radiation Load</u>	40
06.01.14 Offgas Filters in Nuclear Power Stations	40
06.01.14/08A Determination of the Iodine Species in the PNS 4414 Exhaust Air of Boiling Water Reactors	40
06.01.14/09A Development and Improvement of Exhaust Air PNS 4415 Filters for Accident Conditions	41
06.02. SAFETY AND ENVIRONMENTAL PROTECTION OF REPROCESSING PLANTS	43
<u>PNS-Subproject 4500 - Safety of the Reprocessing</u>	43
06.02.01 Incident Analysis for the Large Reprocessing Plant	43
06.02.01/06A Incident Analysis for the KfK-Designed Components PNS 4513 of the Disolver Offgas Cleaning of a Large Reprocessing Plant	43
06.03 MITIGATION OF CONSEQUENCES	45
<u>PNS-Subproject 4800 - Behavior, Impact and Removal of Released Nuclear Pollutants</u>	45
06.03.01 Investigation of the Physical and Chemical Environmental Behavior of Radionuclides Characte- rized by a Particular Biological Effectiveness	45
06.03.01/05A Investigation of the Physical and Chemical PNS 4812 Environmental Behavior of Pu, Am, Cm	45
06.03.02 Investigations on the Spreading Behavior of Nuclear Pollutants in the Short Range and the Mesoscale	47
06.03.02/07A Investigation on the Atmospheric Dispersion of PNS 4822 Radioactive Substances in the Mesoscale (≥ 15 km)	47
06.03.02/08A Investigation on the Atmospheric Dispersion of PNS 4823 Radioactive Substances in the Local Range (up to 15 km Distance, Source Height ≥ 100 m)	48
06.03.02/09A Atmospheric Diffusion Models for Particular PNS 4824 Meteorological Situations	49

		<u>Page</u>
06.03.03	Investigation of the Radiologic Impact of Reactor Accidents under Probabilistic Aspects	50
06.03.03/05A /06A PNS 4831/32	Appendix 8 of the German Risk Study - Nuclear Power Plants: Consequence Calculations and Risk Results	50

- 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
- 06.01.01/05A Design, Precomputation and Evaluation of the HDR-Blow-down Experiments on Dynamical Loadings and Deformations of Reactor-Pressure-Vessel Internals
PNS 4115 (U.Schumann, E.Erb, G.Enderle, J.Kadlec, F.Katz, H.Knüppel, A.Ludwig, P.Philipp, D.G.Schlechtendahl, E.Wolf; IRE)

Work performed

The first series of blowdown experiments with core barrel have been performed at the HDR facility in spring 1980. The first experiment was conducted with a 4.5 m nozzle (V 29.2), in the two subsequent experiments, which started from nominally equal initial conditions, a 1.4 m nozzle was used (V30 and V31.1). The main aim of these experiments was to check the performance of the experimental facility and the instrumentation. A reduced set of transducers was used therefore. Experiments with extended instrumentation are under preparation. Within this sub-project these experiments have been extensively precomputed with the fluid-structure code FLUX2 (using the CYLDY3 shell model for the core barrel) and the fluid codes FLUST and DRIX-2D (see 06.01.02 - PNS 4125). The Quicklook-Report for 29.2 has been issued, the subsequent Quicklook-Reports are under preparation (mainly by PHDR). Further analysis of the experimental results has been started.

In summer 1980, the snapback-experiments (V59) have been performed. These experiments serve to determine the eigenoscillations of the core barrel in air and water. A total of 14 single tests have been recorded. The snapback-device, which had been modified early in 1980, performed satisfactorily for this purpose. These tests, too, have been procomputed with FLUX2/CYLDY3. Analysis of the experimental results and comparison with the procomputations has been started.

Both types of experiments have been precomputed also by other organizations and the results of all precomputations have been compared.

Results obtained

The experiments turned out to be very successful and resulted in large amounts of data with which the codes can be assessed. Major changes at the test facility are not required. Only some measurement devices, like displacement transducers, require further refinement.

The blowdown-experiments showed:

1) Experimental facts:

- thermodynamic non-equilibrium in the blowdown nozzle and later inside the vessel.
- strong wave-smoothing in the nozzle
- 60% reduction in the effective speed of sound in the downcomer due to fluid-structure interaction.
- evidence that the largest deformations of the core barrel arise before the water inside the HDR-vessel starts to evaporate.
- dynamic motions of the HDR-pressure vessel with amplitudes which are comparable to those of the core barrel.
- indications for large thermo-stresses in the core barrel.

2. Code assessment:

- in case of the HDR, fluid-structure effects are very large and have to be taken into account.
- the multidimensional codes give relatively good agreement with measurements; Network codes show larger discrepancies.
- the wave-smoothing in the blowdown-nozzle has to be taken into account: Otherwise the deformations are underestimated.
- the FLUX2/CYLDY3 code, in combination with DRIX-2D to compute the two-phase flow in the nozzle, gave satisfactory results.

The snapback-experiments have not been fully evaluated yet. However one can say already that the measurement technique performed successfully. The reproducibility is extremely good. The measurements in air and water show as expected the large virtual mass effect of the water. Unexpectedly the oscillations in water decay slower than in air. This shows that the fluid-damping is very small. The measured signals agree well with the precomputations of the multi-dimensional coupled fluid-structure codes at least with respect to the low frequencies. At high frequencies, the measurements show larger amplitudes than expected. The effect of the pressure vessel motion is not negligible.

Plans for future work

Evaluation of the experiments will be continued in particular with respect to the wave-smoothing effect and the interaction with the vessel motion.

Precomputations for the next series of blowdown-experiments will be started.

06.01.04/06A Experimental Data Acquisition and Processing of the Dynamic
PNS 4116 Behavior of the Pressure Vessel Test Internals in the
 HDR-Blowdown-Experiments
 (J.Kadlec, F.Eberle, G.Lang, R.Scharnowell; IRE)

Work performed

The instrumentation of the core barrel and reactor pressure vessel comprising inductive displacement transducers, piezo-electric accelerometers and strain-gauges, was completed and three preliminary blowdown-tests V29.2, V31 and V31.3 were performed. After this test series two snapback-devices for the vibration excitation of the core barrel were taken into operation. The instrumentation mentioned above was completed with additional piezoresistive accelerometers and the snapback-test series V59 was carried out. Evaluation of experimental data from both test series has been initiated.

Results obtained

The suitability in principal of the blowdown facility, both snapback-devices and instrumentation used for the present task has been demonstrated and several signal records describing the dynamic response of the core barrel to the blowdown-process were obtained. These signal records will be used to verify the corresponding computer codes. Several natural frequency values of the core barrel as well as the corresponding vibration modes were identified.

Plans for future work

The evaluation of results of both test series mentioned above will be completed. The instrumentation needed for the blowdown-test-series V29 will be provided, calibrated and installed and the test series V29 will be started.

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

06.01.02/06A Development and Verification of Coupled Fluid-Structure
PNS 4125 Dynamic Codes for Analysis of Dynamic Stresses and Defor-
 mations of Reactor Vessel Internals During LOCA
 (R.Krieg, E.G.Schlechtendahl, J.Benner, B.Dolensky,
 H.Hailfinger, F.Katz, H.Knüppel, A.Ludwig, U.Schumann; IRE)

Work performed

The code FLUX2 has been enhanced by including the CYLDY3 structural model for both the core barrel and the reactor pressure vessel. The code was used for the HDR-experiments with the CYLDY3 core barrel model (see 06.01.01). More recently coupling of FLUX2 and a DRIX2D model for the blowdown nozzle in a single code has been achieved. This was done in order to improve the description of the pressure field in the blowdown nozzle for the coupled calculations. Discrepancies between calculated and measured pressure signals in the blowdown nozzle have been analysed with DRIX2D.

Work continued on a homogenized representation of a PWR reactor core. It was found that the inertial effect of a solid/liquid mixture may be described by a single density tensor. For checking the homogenized model a finite element code has been developed and applied to a planar rod/liquid mixture. Furthermore, laboratory scale experiments with a single rod and with bundles are being prepared (see 06.01.02/04). Investigations of the dynamic response of the core support columns in the upper plenum during a blowdown through an outlet nozzle have been started. The inertial forces acting on the columns are being calculated with SING1 and the stresses in the complex feet constructions of the columns are being investigated with a finite element model.

Results obtained

The principal achievement of this year is the assessment of the FLUX2 model for fluid/structural coupling with the HDR-experiments (see 06.01.01). The remaining discrepancies are due to yet inadequate description of the two-phase flow in the nozzle. Various possible reasons, such as geometrical details of the exit or differences in evaporation/condensation rates, could be eliminated on the basis of DRIX2D analysis. In a separate investigation of the numerical ICE-technique the following general results were produced: a) all versions of the ICE-technique lead to strong numerical diffusion when high convective velocities

are present; b) with critical flow, the choking locations must be within the modelled fluid domain; results will be inaccurate when the critical location lies on the boundary.

Plans for future work

As HDR-results (06.01.01) have indicated, the structural modelling of the HDR-reactor pressure vessel in FLUX2 predictions for the next series of blowdown tests has a high priority. Furthermore, investigations of the two-phase pressure field in the blowdown nozzle will continue. The codes FLUX2 and DRIX2D will be applied to PWR blowdown analyses. A homogenized core model will be included in FLUX2 in order to investigate the inertial effect of the mixture of coolant and fuel pins.

Additional investigations will be done to the dynamic response of pressure vessel internals during a blowdown through the outlet nozzle.

06.01.02/07A Laboratory Experiments for Validation and Enhancement
PNS 4126 of Fluid/Structure Dynamics Codes Relevant to Initial
 Phase of LOCA
 (E. Wolf; IRE)

Work performed

Documentation of the nozzle experiments on two-phase flow and of the related code verification was completed.

Regarding the experiments on rod structures, the experimental facility and the first test geometry were realized. This is a double pendulum accessible to analytical computation. To record the vibrations a capacitance and an inductive displacement measuring system with contactless measurement transducers were tested.

An error analysis was performed and the influence of rod bending vibrations on the result of measurement was considered.

Results obtained

The final documentation of the nozzle experiments on two-phase flow has not furnished new results as compared with the status of previous evaluations. In the course of testing the capacitance displacement measuring system with a view to the experiments performed on rod structures it has become evident that this system can be successfully used in air as the ambient medium

whilst it is not useful in the ambient medium of water on account of a considerable reduction of sensitivity.

The inductance displacement measuring system proved to be more favorable, it is highly sensitive, has a small zero drift and allows to measure also fluid strata having a high dielectric constant.

Examination of the influence of the rod bending behavior has shown that the rod bending vibrations caused by mass forces are negligibly small as compared with the vibration amplitude of the rigid rod.

Plans for future work

Work related to the nozzle experiments of the two-phase flow has been completed. Regarding the experiments on rod structures, the vibration experiments will be performed with the double pendulum geometry and the results compared with theory.

Experience gathered will be used to conceive the rod bundle geometry to be investigated during the next experimental step.

06.01.15/01A Development and Verification of Codes for Analysis
PNS 4127 of Dynamic Stresses and Deformations of LWR-Containments
 (R.Krieg, F.Eberle, B.Göller, G.Hailfinger, J.Kadlec; IRE)

Work performed and Results obtained

The investigations of BWR containment vibrations during steam condensation in the pressure suppression system have been finished. Included are

- the structural dynamics of the spherical containment shell (computer program SPHERE-DYNA, consideration of a high number of eigenfrequencies and corresponding deformation modes)
- a detailed resolution of the stresses in the spherical containment shell (computer program SPHERE-STRESS)
- the three-dimensional fluid-structure interaction between the containment shell and water pool of the pressure suppression system (computer program SING-S)

The different computer programs have been tested on some special problems including one condensation experiment in a cylindrical container with a flexible plate (GKM II-experiment).

The results show that consideration of the fluid-structure interaction increases the pressure loading up to 40% in comparison the calculations without this effect.

As final results admissible condensation scenarios are presented. The stresses for these condensation events are within the allowed limits. For an adequate containment design the expected condensation events which have been investigated by a number of experiments must be lower than the admissible condensation scenarios.

In addition some experimental modal analyses has been performed with a cylindrical shell (\emptyset 1000 x 3 x 1500 mm) being empty or filled with water. The measured eigenfrequencies were lower than the calculated values. The reason for this discrepancy was found out to be the neglect of the flexibility of an upper flange in the computational model. Although this flange had a thickness of 60 mm (the shell thickness was 3 mm) and therefore its axial displacements were rather small, the consideration of this axial flexibility had a strong influence on the eigenfrequencies.

From the experiments with cylindrical shells it is well known that also certain imperfections have a strong influence on the dynamic behaviour of thin cylindrical shells. For investigation of this effect the computer code CYLIM has been developed. First results show that local radius increases result even in qualitative changes of the deformation modes.

Plans for future work

Analysis of BWR containment vibrations during earthquake excitation. Begin with investigations of PWR containments under excessive global pressure loading. Conception for corresponding model experiments at spherical shells. Performance of additional experiments at cylindrical shells partly filled with water. Additional investigations of the influence of shell imperfections.

- 06.01.03 Development of Two Phase Mass Flow Measurement Techniques
 and Application at Blowdown Experiments
- 06.01.03/08A Joint Test Rig for Tests and Calibration of Different
PNS 4137 Methods of Two-Phase Mass Flow Measurements
 (J.Reimann, H.John; IRB)

Work performed

1. Final documentation of the tests with the drag body developed by Battelle Frankfurt.
2. First experiments were performed with air-water and steam-water flow in a T-junction (horizontal inflow, all diameters 50 mm). The gas and liquid mass flow rates were measured by means of a 5 beam gamma densitometer and a venturi nozzle. First measurements of local distributions in the vicinity of the branch with a traversable pitot tube / impedance probe were made.

Results obtained

1. Various types of homogenizers, positioned upstream of the drag bodies did not improve considerably the results compared with drag bodies without homogenizers. The best results were obtained with a drag body positioned in the lower part of the pipe. Here, the maximal deviation from the calibration curve was 10%.
2. The quality in the branches is in general considerably different from the quality in the inflow. This redistribution is strongly dependent on the orientation of the branch and the phase and velocity distribution in the inflow cross section.

Plans for future work

- First experiments with a branch diameter of 10 mm and critical flow in the branch
- Improvement of the instrumentation: measurement of the single phase mass flow rates in the branches by separating the phases.

06.01.03/09A Experimental Facility for Non-Steady State Two-Phase Flows
PNS 4139 (H. John; IRB)

Work performed

The work of erecting the blowdown loop has been continued.

- Rebuilding of the test building was progressed to the point that the mounting of the loop can be started in the near future.
- The piping has been ordered and is in fabrication.
- The components of the measuring, control and data acquisition system are nearly all delivered.

Results obtained

The quick opening valve and the TMFM are fabricated in the KfK workshops and are ready for their first test.

Plans for future work

- Completion of the blowdown loop.
- Start of the first transient mass flow measuring test with the radio tracer method.

06.01.03/10A Design and Construction of a True Mass Flow Meter,
PNS 4138 $\dot{m} = 50 \text{ kg/s}$
 (K. Hain, IT)

Work performed

The shop drawings for all individual components and the general drawings have been completed.

Fabrication of the individual components has been terminated and the pressure components have been assembled for the first time. A subsequent hydraulic test in the presence of representatives of the Technical inspectorate (TÜV) did not give rise to objections.

A starting gearshift was developed and built for the reluctance motor of the rotor drive system (14 kW), allowing to bring up the rotor unit to its nominal speed without jerks.

Precision assembly of the measuring system was made.

The mechanical performance test of the TMFM mounted ready for testing was carried out and the state of completion of the instrument was such that a first test series was possible with a single-phase mass flow up to 30 kg/s. Hot performance testing at a temperature of 250 °C and an operating pressure of 120 bar was likewise performed, however, practically without flow.

Towards the end of the period of reporting the state of completion attained for TMFM 50 was such that now cold water-air tests can be initiated in the test bench erected at the IRB institute for testing and calibrating two-phase mass flow measuring techniques.

Results obtained

-

Plans for future work

Upon completion and evaluation of the cold water-air tests conducted up to $\dot{m} = 20$ kg/s a hot test will be performed with $\dot{m}_{\max} = 4$ kg/s and after the transient test bench will have been completed at the IRB institute final testing will be carried out of the TMFM with the operating values conforming to design.

06.01. SAFETY AND ENVIRONMENTAL PROTECTION OF NUCLEAR POWER
PLANTS

PNS-Subject 4200 - Fuel Behavior under Accident Conditions

06.01.04 Development and Assessment of a Fuel Behavior Code
System

06.01.04/11A Development and Verification of a Code-System for Fuel
12A Rod Analysis under Accident Conditions
13A (R. Meyder, IRE; H. Borgwaldt, INR; S. Malang, IRB)

PNS 4231.1/3/4

Work performed

The development of the NORA model for computing plastic strain rate and ductile failure limits for Zry under LOCA conditions is completed. A distinction between dislocation creep and dislocation glide was introduced, which allows a wide range of strain rates and also predicts the unstable deformation behaviour seen especially in tensile tests.

In context with investigation of excentric deformation of Zry cladding, equations were defined for an appropriate shell model. This model allows a description of the 3D deformation of the cladding section between two gridspacers.

To estimate possible consequences of broken pellets in zones with high cladding strains the module KRUEMEL was prepared, which simulates the redistribution of cracked fuel into deformed zones.

In the field of bundle behaviour a detailed analysis of already performed experiments (MRBT data) has been initiated. The aim is to test the hypothesis of incoherent (independant) rod behaviour in bundles, under typical LOCA conditions. For this investigation necessary information was compiled. A user's manual for SSYST-2 and the description of the physical models have been prepared.

The limitation of different models for the Zry-steam-oxidation-kinetics and

their applicability to the new embrittlement criteria developed by ANL have been investigated. A new 3-layer-diffusion-code for the evaluation of the oxygen in Zry has been initiated.

The cladding deformations measured on the REBEKA-3 test rods have been compared with the results of SSYST-2 calculations.

A preload-program OBJLINK has been supplied to resolve internal references in the IBM-version of SSYST modules. The interdependent modules STT-2D and ZET-2D have been combined. Transient heat conduction integration in ZET-1D und ZETHYD has been made fully implicit. The improve numerical stability in ZETHYD automatic time step reduction has been introduced into the transient enthalpy computation. Coupling of RELAP4/Mod6 blowdown analysis to SSYST-2 has been implemented.

The analysis of the German Standard Problem No. 2, i.e. PKL refill-reflood experiment K9, using RELAP4/Mod6 has been completed with postcalculations. Another problem of application of RELAP4/Mod6 was a FEBA blockage experiment. RELAP4/Mod6 has been extensively applied to BIBLIS-B LOCA analysis to support earlier results obtained with RELAP4/Mod2 (KfK) and to test code-extensions available with the new version. As additional tools for primary system analysis the code BRUCH-DO6 and the advanced 2-phase codes TRAC-P1A (IBM-version) and RELAP5/Mod0 (CDC-version, via CYBERNET, on a CYBER 176 at Brussels) have been implemented.

Several bundle thermohydraulics-codes of the COBRA family as well as THERMIT have been tested for post-LOCA applications, i.e. assessment of long-term coolability.

Results obtained

With a precision of ± 15 K in Zry temperature, it is felt that NORA is now ready for use in LOCA studies. Nevertheless the detailed understanding of Zry behaviour allows specification of experimental and modelling requirements for even a better model: A better characterization of temperature field especially for experiments with temperature transients, description of necking behaviour in 1-D experiments and determination of grainsize before and after the tests.

The evaluation of the different approaches for modelling the Zry-H₂O-oxidations-kinetics has shown, that the oxidation model and the embrittlement criteria cannot be selected independently from each other. SSYST-2 verification calculations showed that NORA models the cladding to be slightly softer than in reality. This behaviour has been improved in a new version of the NORA creep model.

A subset of SSYST-2, consisting of the enhanced nucleus and 32 modules was successfully converted with OBJLINK.

The test version of ZET-1D is much stabler than the standard version, when coupled with other modules. All 3 integration schemes of the new ZETHYD-module can now do complete calculations for the COSIMA-44 transient.

The results of pre-calculations of the PKL-K9 experiment using RELAP4/Mod6 came off well compared with all of the other results. The degree of agreement with the measured data is better for cladding temperatures and quenching behaviour than for mass flows and pressure differences in the loops.

Although the RELAP4/Mod6 analysis of the FEBA blockage experiment has been performed with a highly simplified 8-volume model, the calculated wall temperatures are near the data.

The comparisons of RELAP4/Mod6 LOCA analysis with RELAP4/Mod2 (KfK) show rather good agreement. Some new RELAP4 features were not without problems of their own. RELAP4 calculations for COSIMA-82 were not fully satisfactory, indicating that the nodalisation for COSIMA needs refinements.

First calculations with TRAC-PIA for COSIMA-82 looked rather promising.

During the implementation of RELAP5/Mod0 useful know-how has been acquired for this type of teletype batch and interactive CDC computer processing. Tests with bundle thermohydraulics-codes showed that under post-LOCA conditions (low pressure, temperature and mass flow) the usual heat transfer logic in the codes may be inadequate. In stationary single channel model calculations acceptable wall temperatures were obtained only with COBRA4-BEEST and THERMIT (both from Battelle-Frankfurt) but not with COBRA4i. Only THERMIT gave some promising results for transients with 2 parallel channels.

Plans for future work

Analysis of bundle experiments with respect to interactions, application of KRUEMEL on more realistic cases and implementation of the NORA-model into SSYST.

Completion of the new Zry-oxidation code.

Implementation of dynamic module loading for the IBM-version of SSYST.

Analysis of bundle behaviour.

Application of TRAC-PIA to COSIMA experiments.

Early implementation of RELAP5/MOD1.

Application of the REFLUX-GRS-reflood code to model the thermohydraulics of the FEBA- and REBEKA-tests.

06.01.06 Material Behavior of Zry-4 under Accident Conditions

06.01.06/11A Investigation of the Mechanical Behaviour of Zircaloy
PNS 4235.1 Cladding Material under Transient Conditions

(M. Bocek, C. Petersen, H. Schneider, E.H. Toscano; IMF II)

Work performed

- Tensile tests on Zircaloy 4 at higher temperatures.
- Comparison of life time predictions by means of the life fraction rule with results from burst tests.
- Application of the life fraction rule to FABIOLA-burst tests conducted for nonlinear temperature ramps.
- Destructive postexamination of in-pile ballooned tubes of A, B and F-series.

Results obtained

- Tensile and creep data were collected to assess the constitutive equation NORA. These tests are completed.
- The validity of the life fraction rule was checked by comparison of the prediction with experimental results obtained in different test facilities. Compared to results obtained in the FABIOLA test facility the life time predictions by means of the life fraction rule turned out to be conservative.

- The life fraction rule as numerical solution to calculate non linear temperature ramps has been incorporated into the software of FABIOLA-data acquisition system. The prediction of burst time and burst temperature is satisfactory (1, 2).
- The investigations of non preirradiated fuel rods (blown in the FR2-loop) have been finished by the examination of the remaining test specimens A 2.1 und B 3.2.

An analysis of the strain distribution was carried out in two ways:

- a) By means of the radial strain localization parameter W_{θ} (introduced by H.M. Chung and T.F. Kassner (ANL) (3) the failure modus of the ballooned cladding can be characterized. According to experiments performed in the FR-2 the parameter W_{θ} has shown to be insensitive to irradiation. However, W_{θ} is influenced by the different azimuthal temperature variations for indirect and direct heated tubes (4).
 - b) In analogy to W_{θ} on axial strain localization parameter W_z was introduced to characterize the shape of the blow cladding ($0 \leq W_z \leq 1$). Small W_z -values are indicative for axially uniform deformation (axially extended balloons) and large W_z -values are representative for localized balloons. It has been shown (5) that W_z is dependent on the temperature ramp rate T and on the initial pressure. In the way that low W_z -values are typical for low temperature rates and low initial pressures. Thus these conditions obviously promote the development of axially extended balloons.
- The evaluation of the destructive postexamination from preirradiated (20 000 MWd/t) and in-pile ballooned rods of the F-serie was completed. An influence of preirradiation upon the mechanical properties was not observed.

Plans for future work

- Completion of burst tests in FABIOLA for LOCA typical loading with special reference to azimuthal temperature variations. Evaluation and interpretation of results.
- Continuation of destructive postexaminations on in-pile and out-of-pile ballooned tubes.

References

- (1) M. Bocek, C. Petersen, L. Schmidt, E.H. Toscano:
Verification of life time predictions by means of temperature transient burst tests on Zircaloy-4 fuel rod simulators.
CSNI-Specialist meeting on safety aspects of fuel behavior in off normal and accident conditions.
Espoo, Finland, 1.-4. Sept. 1980

- (2) M. Bocek:
The life time and failure strain prediction for material subjected to non stationary tensile loading conditions. Application to Zry-4.
ASTM Special Technical Publication, in press.

- (3) H.M. Chung, T.F. Kassner:
Deformation characteristics of Zircaloy cladding in vacuum under steam and transient heating conditions.
Summary Report ANL-77-31, July 1978

- (4) E. Karp et al.:
KfK in-pile tests on LWR fuel-rod behavior during the heatup phase of a LOCA.
CSNI State of the Art Report 1980 on Fuel Behavior, Section B and to be published as KfK report

- (5) K.M. Rose, C.A. Mann, E.D. Hindle:
Axial distribution of deformation in the cladding of pressurized water reactor fuel rods in a loss-of-coolant accident.
Nucl. Technol. 46, 2(220-227) Dec. 1979

06.01.06/12A Investigation of the High Temperature Steam Oxidation
PNS 4235.2 of Zircaloy Cladding Tubes
 (S. Leistikow, B. Bennek-Kammerichs, H. v. Berg, R. Kraft,
 G. Schanz, D. Jennert; IMF II)

Work performed

Isothermal testing of oxidation kinetics

at 600 - 750 °C during 15 - 480 min,
at 900 - 1100 °C during 5 - 360 min,
at 1300 - 1450 °C during 1 - 30 min,

Temperature-transient testing of oxidation and degradation

up to 1750 °C during < 140 s (10 - 200°/s)

Hot cell evaluation of rods after in-pile experiments (PNS 4237).

Results obtained

The kinetic experiments in the temperature range 600 - 1100 °C were predominantly performed under the aspect of the so-called "breakaway-effect", that means, the appearance of the mechanical instability, followed by cracking of the growing oxide scale, which was up to this event of protective character. This effect is accompanied by a change in rate law, mostly from parabolic/cubic to linear.

As to the present results in the temperature range of 600 - 750 °C the transformation to an oxide morphology of highly defective character, coinciding with a change to linear weight gain of oxygen, occurs after a ZrO₂-scale of 4 - 5 μm thickness was formed, corresponding to 62 - 75 mg/dm² oxygen take-up.

At higher temperature, e.g. 900 - 1000 °C, that is within or above the α/β-transformation temperature, breakaway took place not earlier than after ZrO₂-scales of 20 - 40 μm had been formed. Furthermore, various kinds of breakaway could be observed: at 900 and 950 °C a change from a cubic to a parabolic-linear rate law, at 1000 °C from parabolic to linear indicated that at 900 and 950 °C a moderate change, at 1000 °C a considerable acceleration of the reaction rate occurred. At 1100 °C a constant parabolic rate law governed the whole duration of exposure which signaled the

conservation of integrity of its protective condition.

All changes of rate laws could be correlated with the microstructure of the oxide scales which were evaluated by metallography. All results were used for further extension and improvement of the established kinetic functions, suitable for calculating the oxidation during longer accidental exposure.

The isothermal experiments between 1300 and 1450 °C during about 30 min showed that oxygen take-up took place as to a parabolic rate law since adherent, compact, and protective ZrO₂-scales were formed. The ability to further oxidation was limited by function of the inductive heating system which decoupled after oxygen solubility in β-Zr was surpassed.

The transient-temperature oxidation experiments showed the consequences of various exposures at different heating rates, causing a whole variety of oxygen consumptions until the melting point of Zircaloy at about 1720 °C was reached. As to the duration of the transients, the range of physical conditions of the specimens obtained so far, varied between partially oxidized (46 - 211 °/s) and completely oxygen penetrated (18 °C/s). Weight gains and oxygen distributions were measured.

The hot cell metallography of fuel rods, exposed to LOCA-transients in the FR2 reactor, was evaluated for local maximum surface temperatures, circumferential differences in temperature, and extent of oxidation. The accuracy of these local temperature estimations was about ± 30 °C, azimuthal temperature differences up to 60 °C could be detected.

Plans for future work

More work on breakaway effect as function of time and temperature, during long exposures, and high temperatures. Further evaluation of fuel rods exposed to FR2-LOCA conditions.

06.01.06/13A Investigations of the Influence of Oxide Fuel and Fission
PNS 4235.3 Products on the Mechanical Properties of Zry Cladding
 Tubes under Transient Conditions
 (P. Hofmann, H. Eckstein, H. Schneider, J. Spino,
 H. Zimmermann, J. Burbach, G. Gausmann, H. Metzger,
 B. Scheckel; IMF I)

Work performed

- Burst and creep rupture tests with Zircaloy-4 cladding tubes containing iodine and other simulated fission products under inert gas conditions an in steam within the temperature range 500 to 900 °C for determination of the critical iodine concentration.
- Investigations of the influence of mechanically introduced axial inner notches on burst strain and on the time-to-failure of zircaloy tube specimens in the presence of iodine at 600 and 700 °C.
- Determination of the cladding tube inner corrosion and assessment of the fission gas release during a LOCA transient, performance of postirradiation annealings of UO₂ between 1200 and 1600 °C.

Results obtained

- Out-of-pile experiments with fission-product-containing Zircaloy-4 tube specimens have revealed that only iodine can cause low ductility failure as a result of stress corrosion cracking (SCC) up to about 800 °C. Iodine also has some effect on the time-to-failure of the tube specimens. By contrast, CsI does not exert an influence of the mechanical properties of Zircaloy-4. Selenium and tellurium produce some reduction in burst strain. However, for tellurium it is not as marked an effect as for iodine.
- The critical iodine concentration which results in SCC of zry cladding tubing greatly increases with temperature. It is about 0.01 mg/cm³ at 500 °C and about 50 mg/cm³ at 900 °C. The value of the critical iodine concentration is neither influenced by the time nor by the burst pressure. Higher burst pressures only cause on pronounced transition from ductile to low-ductile failure of the cladding tubes.

The burst experiments performed so far in steam in the FABIOLA test facility with fission-product-containing fuel rod simulators confirm the test results obtained in the ROBERTA, that iodine gives rise to low-ductility failure of cladding tubes below about 850 °C.

- The tube burst test with internally predamaged zry cladding tubes have shown that the burst strain depends strongly on the depth of the notch, the pressure, the deformation rate, and the temperature.

The prediction of the time-to-failure by means of a fracture mechanics model (linear-elastic fracture mechanics) is possible in principle; the calculated time-to-failure, however, have a relatively great scatter at 700 °C. More precise predictions are possible at 600 °C.

- The postirradiation examination of LOCA-tested fuel rods not subjected to preirradiation (A, B series) were terminated. Cladding tube inner corrosion is mainly due to steam penetration at the point of bursting. Nuclear influences on the deformation and burst behavior of the zry cladding tubes have not been observed.

Postirradiation examination of the LOCA-tested fuel rods of the test series G1 (burnup 3.7 %) did not reveal either UO₂ swelling or a noticeable release of fission gas; only that some new cracks had formed in the fuel. A comparison of the preliminary results of the annealing tests with irradiated UO₂ specimens from rod G 1.6 (3.7 % burnup) with that of rod F 6 (2.4 % burnup) shows that fission gas release and fuel swelling strongly increase with burnup and also with annealing temperature.

Plans for future work

- Conclusion of the SCC experiments relating to the determination of the critical iodine concentration.
- Determination of the yield point and ultimate tensile strength of Zry-4 cladding tubes between 500 and 800 °C.
- Stress corrosion cracking experiments at 500 °C with internally pre-notched specimens.

- Postirradiation examinations of LOCA-tested fuel rods. Determination of fission gas release and fuel swelling.

06.01.06/15A Burst-tests of Zircaloy Cladding Tubes under Combined
PNS 4235.4 Mechanical and Chemical Load (FABIOLA-Program)
 (L. Schmidt, H. Lehning, K. Müller, D. Piel, H. Schleger;
 IMF III)

Work performed

The burst experiments on Zircaloy-4 cladding tubes under hot rod conditions were carried on. Various tests were made to determine the critical iodine concentration for the FABIOLA fuel rod simulator assembly. Other experiments served to detect the influence of iodine on the deformation behavior at elevated temperatures in the $\alpha+\beta$ -phase region of Zircaloy-4. Also the validity of the mathematical model developed by M. Bocek (Journ. of Nucl. Materials, Vol. 82 (1979), p. 329) was to be verified for this region. Evaluation of the burst tests requires the verification of the pyrometrically measured cladding tube temperatures by a different method of measurement under test conditions.

Moreover, the azimuthal temperature distribution was to be determined in the zone of ballooning. For this purpose, fuel rod simulators were used which had been provided with special temperature measuring points (Pa/Pt thermocouples).

Ballooning is recorded on-line by a novel TV-width measuring system. The software for the simultaneous data acquisition of the cladding tube deformation and other important test data (temperature and pressure) was completed and tested. Also work was completed on setting up computer codes for test evaluation and documentation of results.

The creep rate is needed to calculate cladding tube deformation. Development of a computer code was started which is to allow determination of the creep rate from the original data measured for strain.

A new test section was developed and subjected to preliminary testing; it is to provide more favorable ambient conditions for the fuel rod simulator during the test.

Results obtained

The critical iodine concentration for the FABIOLA fuel rod simulators were found to be 20 mg/cm^3 of free volume including the gas plenum outside. This value is well above the concentrations determined in single effect investigations and it is attributed to the special layout of the fuel rod simulator.

In the $\alpha+\beta$ -phase region of Zircaloy-4, i.e., at burst temperatures above approximately 830°C , an influence of iodine on the deformation behavior was not detected.

In the comparison of the times-to-rupture determined in the experiment with that calculated, major deviations occur in the $\alpha+\beta$ -phase region. The calculated values generally are lower by more than 15 % than the experimental values. Within the α -phase region a rather good agreement was found between the experiment and the calculation.

The experiments on the verification of the pyrometrically measured temperature yielded between 700 and 900°C good agreement with the measurement by thermocouples; the deviations being $\pm 1.5\%$ from this measuring range. From 550 to 700°C the deviations are slightly higher and depends on the zero adjustment of the pyrometer. The azimuthal temperature distribution was measured with three thermocouples at the cladding tube circumference for heating rates of about 9 K/s up to 1000°C . The same conditions as in previous burst tests were set at the shroud. The azimuthal deviation lay between 8 and 14 K depending on the temperature level.

It was demonstrated in the burst tests that the dynamics of the TV-width measuring system is sufficient for the measuring frequency of 25 frames/s . For the acquisition of the strain curve a rod length of about 120 mm is measured. By this process also the low strains in the rods containing iodine, which amount to about 10% in the α -phase region, were measured exactly. Film recordings of such low strains have not been possible to evaluate until now.

Plans for future work

- Burst tests with fuel rod simulators filled with UO_2 .
- Installation of the new test section.

- Preliminary tests on temperature distribution at the fuel rod simulator in the new test section.
- Completing the plotter system speed up the evaluation of tests.
- Software expansion for data acquisition and test evaluation.

06.01.07 Fuel Behavior in the Blowdown-Phase of a LOCA

06.01.07/05A Investigation of the Fuel-Rod-Behavior during the Blowdown-
06A Phase of a Loss-of-Coolant Accident (COSIMA-Program)
PNS 4236.1/2 (G. Class; IRE, K. Hain, F. Bröderle, F. Schloß, T. Vollmer,
K. Wagner, HIT)

Work performed

During the period of reporting 39 blowdown tests were performed at the COSIMA facility; they served the following objectives pursued in the investigations:

1. Impacts of the Number of Blowdowns per Rod on Fuel Relocation

In the course of two test series the behavior of the SIM II fuel rod simulator was investigated with a view to relocation of the Al_2O_3 pellets used.

2. Impact of the Nature of Fission Gas on the Cladding Tube Temperature in a Rod with Broken Pellets

Two tests were made with a rod which had attained fuel relocation state. The fission gas used was argon and helium, respectively.

3. Influence of the Spacer on the Thermohydraulics in a Subchannel.

Two tests were performed in which the position of the spacers was subject to changes.

4. Influence on the Rod Behavior of Thermocouples Fixed on the Outer Cladding Tube Surface.

To perform this investigation two types of transient (COSTRA and LOFTRA) as

well as two types of rod (one rod provided with four thermocouples, one non-instrumented SIM II fuel rod simulator) were used.

Results obtained

Ad 1:

The test series revealed the reactor typical behavior of the SIM II fuel rod simulator and the marked influence of fuel relocation on the cladding tube temperature transient. The necessity arises of expanding the computer models to include fuel relocation.

Item 2 and 3 call for further tests in order to obtain reliable results.

Ad 4:

The analysis of more than 50 blowdown tests, six experiments of them performed with instrumented rods, leads to the following statements:

- The thermocouples of the instrumented rod indicate the occurrence of the critical heat flux with a delay of up to 1 s.
- The peak cladding temperatures measured by the thermocouples are too low by up to 30 K.
- In the course of the experiment the values measured by the thermocouples represent cladding tube temperatures which are too low by up to 120 K as compared with the pyrometers under conditions of cooling by mist flow.
- The instrumented fuel rod simulator undergoes a temperature gradient which, as a whole, is lower as compared with that of the non-instrumented rod.
- Rod rewetting is greatly favored by the instrumentation with thermocouples.
- In case of little heat transfers the differences in thermocouple indications disappear as compared with that of the pyrometer.
- In case of rod is "cooled" by superheated steam the thermocouples indicates higher values during the test than the pyrometer.

In the nuclear fuel rod like in the COSIMA fuel rod simulator SIM II the heat generated by the pellets is transferred to the coolant via the gas gap, influenced by fuel relocation, and via the thin walled cladding. From the point of view of heat transfer a noticeable influence of instrumentation by thermocouples on the cladding tube temperatures must be expected.

Thus, by the experiments performed in the COSIMA facility, an expected influence was detected which might be of decisive importance for the interpretation of the experiment with respect to rewetting.

Plans for future work

to continue the experimental program, fuel relocation and blowdown experiments are planned with a widened cladding tube, enlarged inner gap between the graphite heater and the annular pellet and with ThO_2 as the pellet material instead of Al_2O_3 .

The experiments on estimating the influence of spacers on the thermohydraulics are supplemented by experiments with the fuel rods in an eccentric position in the cooling channel.

Having shown in the previous theoretical investigations that the phenomena observed in the experiment (especially the cladding tube temperatures) are well reproduced by the RELAP4 (Mod 5) and SSYST codes work now will concentrate more and more on the detailed questions recognized as being essential (influence of nodalization, logic of heat transfer, heat release from the wall structures.)

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

06.01.08/03A Investigations on the Fuel Rod Behavior in the 2nd Heatup
PNS 4237.1 Phase of a LOCA. In-Pile Experiments with Single Rods in
 the DK Loop of the FR2 Reactor.
 (E. Karb, G. Harbauer, M. Hespeler, W. Knappschneider,
 W. Legner, W. Leiling, H. Prüßmann, L. Sepold, K. Wagner; HIT)

Work performed

With test series E (burnup 8 000 MWd/t) the testing part of the program was completed.

The test data of the series F (burnup 20.000 MWd/t) and G1 (35.000 MWd/t) were documented in reports as well as the preirradiation data of the series C, E, F, G1 and G 2/3.

The PTE of the rods of test series A, B, F, G1 and G 2/3 is complete (= 64 % of the tested rods). The posttest calculations of three tests (A 1.1, A 2.3 and F 4) were made using the SSYST-2 computer code.

Results obtained

The burst temperatures and pressures of the tests E1 through E5 lie in the scatter band of the other tests within this program.

The evaluation of the G1 and G 2/3 (burnup 35.000 MWd/t) test data and PTE data confirmed the results obtained from test series F (20.000 MWd/t):
(1) No influence of burnup on the burst data and on the circumferential strain was found. (2) The pre-irradiated rods resulted in a fuel cracked during irradiation and fragmented during the transient tests due to cladding ballooning.

From the tests E3 and E4 it was learned that the fuel movement in the rod during the transient test occurs in the moment of large deformation and burst of the cladding.

The posttest calculated cladding temperatures resulted in better agreement with the measured data by taking into account the additional mass of the thermocouple leads passing the rod.

Plans for future work

- Publication of the test results report on series G 2/3
- Publication of the test data reports on series C and E
- Posttest examinations of specimens from test series C and BSS
- Posttest calculations of selected tests with the SSYST code.

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

06.01.09/03A Studies of the Interaction between Ballooning
PNS 4238 Zircaloy Claddings and the Emergency Core Cooling
 (REBEKA Program)
 (K. Wiehr, F.Erbacher, U.Harten, W.Just, H.J. Neitzel,
 P. Schäffner, He. Schmidt, E.Vogel, IRB)

Work performed

- Evaluation of thermocouple bundle tests REBEKA TE 1-7
- Completion of REBEKA TE 8-14
- Change and adaptation of the test rigs from the data acquisition system Calas to the new computer PDP 1103
- Completion of development of fuel rod simulators with a homogeneous cosine shaped axial profile
- Theoretical work and single rod experiments to develop a burst criterion.

Results obtained

Results gained from thermocouple bundle tests:

- Fin thermocouples of type REBEKA-TC do not influence the cladding temperature and the quench time at low flooding rates (3.5 cm/s approx.). This is also valid for 30% preballooned claddings. At higher flooding rates the influence of fin TCs as cooling fins is no longer negligible.
- In order to determine the influence of LOFT-TCs on the cladding temperature and the quench time internal temperatures in the heater sheath of two fuel rod simulators have to be compared, namely, one without any TC outside of

the clad and another with 4 TCs as in LOFT. With increasing heat transfer in the flooding phase the internal temperature of the rod with the 4 LOFT-TCs decrease compared to the rod without external TC. The rod with the LOFT-TCs quenched earlier. At higher flooding rates this effect becomes more pronounced.

- Quench behaviour of different fuel rod simulators:

The simulator with Zr-cladding and a gap between pellets and cladding-comparable to a fuel rod - quenched first. The fuel rod simulator with the thicker Inconel cladding with a gap quenched next but definitely later. The FLECHT, PKL of FEBA-type heater quenched last. The higher the heat resistance between the pellets, i.e. the heat source and the cladding, and the smaller the heat capacity of the cladding, the earlier the quenching can be measured.

- The burst criterion developed in 1979 was extended by an oxidation module. The model is capable to take into account the influence of the heating rate and the oxidation on cladding deformation. In the α -region small heating rates lead to significant higher strains. The α - β -region is characterized by a strain minimum and in the β -region low heating rates lead to small strains. This change in the strain behaviour in the β -region as the function of the heating rate is the result of the oxidation. To verify the computer model further transient single rod test with indirectly heated, fuel rod simulators were carried out in steam atmosphere. Good agreement between theory and experiment was found for the α - and α + β -region.

Plans for future work

- Single rod tests for further development of the burst criterion (high temperature range, isothermal test, helium atmosphere)
- theoretical work - burst criterion.
- 7x7 bundle experiment with flooding to investigate the influence of the bundle size.

06.01.10 Influence of Coolant Channel Blockages upon Emergency Core Cooling in the Reflood Phase of a LOCA

06.01.10/03A Flooding Experiments with Blocked Arrays
PNS 4239 (FEBA-Program)
(P.Ihle, W.Götzmann, G.Hofmann, H.Kreuzinger, K.Rust,
H.Schneider, S.Malang, S.Müller, G.Thun; IRB)

Work performed

Test series IVa, b and c have been performed with a 25 rod bundle using the same variation of the flooding conditions as for series I, II and III. Series IV contained a 62% blockage using hollow sleeves at 3x3 rods in the corner of the bundle. The blockage replaced the spacer grid at the midplane.

Publications of the results of series I to III, preparation of a data report.

Results obtained

90% local blockage leads at e.g. flooding velocities of 4 cm/s and system pressure of 4 bar to max. 50 K higher clad temperatures in a limited region downstream of the blockage. At the ballooned portion of the rods sleeve temperatures are lower than clad temperatures in the bypass region during more than the first half of the reflood phase. Upstream of the blockage cooling conditions are not diminished. This is true for the flooding conditions mentioned.

Using the same flooding conditions a 62% blockage, replacing the 90% blockage, improves the cooling conditions. At the sleeves and downstream of the blockage lower temperatures were measured as compared with the bypass region, and, quenching occurred earlier. Extremely low flooding velocities, e.g. 2.2 cm/s, lead to diminished heat removal upstream of the blockage only. This might be due to flow diversion together with small water content in the coolant.

Downstream of the blockage enhanced turbulence maintains cooling conditions comparable with those of the bypass region, but, quenching is slightly delayed. Within the blockage sleeve temperatures remain lower than clad temperatures in the bypass region for most of the reflood phase.

REBA-results are used to check and to improve several models in different reflood computer codes. Effects of blockages and spacer grids on local heat transfer are compared. Experimental data like local steam superheat of the transient two-phase flow, quenchfront velocity and water carry over at the bundle exit are used for reflood code assessment.

Plans for future work

The investigation of blockages with bypass flow will be continued.

Series V: 90% blockage at 3x3 rods a short way upstream fo the spacer grid at the midplane of the bundle.

Definition and performance of the last test series of the project.

06.01. SAFETY AND ENVIRONMENTAL PROTECTION OF NUCLEAR POWER PLANTS

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

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

06.01.11/10A Investigations on the Behavior of Fission Products
PNS 4311 and Aerosols in the Atmosphere of an LWR-Containment
(W.Schöck, H.Bunz, M.Koyro; LAF I)

Work performed

Calculations of leaked mass for a low pressure core meltdown accident reference scenario were carried out. The integration of NAUA into an overall core melt code system was started.

The experiments on steam condensation onto aerosol particles were completed. The results are being incorporated into the NAUA code.

Results obtained

The time dependence of total leaked masses during a core melt accident exhibits a rapid increase during the first 12 hours. Later on only insignificant contributions to the total leaked mass occur. This result is important when considering mitigation features because they should be operated as early as possible. On the other hand, a containment failure will contribute to the total amount of aerosols escaped to the environment during the first three days of the accident. After that time the total airborne mass inside the containment has decreased to an amount which is smaller than the already leaked mass.

The NAUA code has been coupled to the core melt code system KESS. Similarly a coupling of NAUA and CORRAL was performed such that NAUA computes the aerosol decay functions for CORRAL in calculations for the German Risk Study. Further the development of methods for a data transfer between MARCH and NAUA was initiated.

The evaluation of the experiments on steam condensation onto aerosol particles was completed. The general result is that the condensation equation in the model is valid for all core melt conditions in LWR's. Additionally the observed

collapsing of the particles due to condensation processes leads to a general simplification of the mathematical treatment of the aerosol behavior. The simplification also results in a better reliability of computed results. An improved version Mod4 of the NAUA code is being developed which utilizes the experimental findings.

Plans for future work

The experiments to measure the latent heat transfer to containment walls have been started and will be continued. The results will provide a basis for the solution of the steam dynamics problem. They will also guide in selecting appropriate models for the latent heat balance in containment codes.

06.01.11/12A Constitutions and Reaction Behavior of LWR Materials
PNS 4314 at Core Melting Conditions
 (H.Holleck, A.Skokan, H.Schneider, G.Reiser; IMF I)

Work performed

- a) Investigation of the solidification behavior of core melt and concrete from the United States (Clinch river type).
- b) Investigations on the vaporization behavior of Ru, RuO₂, Mo, MoO₃, UO₂, Zircaloy, Cs₂O, ZrO₂, CsJ, Ru_xMo_y, (U, Mo, Cs)-oxide, (U, Mo, Cs, Zr)-oxide and "Fissium" (=UO₂ + simulated fission products) in inert and in oxidizing atmosphere by thermogravimetry.
- c) Investigation of the condensation products of vaporizing "Fissium" in the temperature range 600-2600°C.

Results obtained

reg.a) According to the composition of the aggregates (75^w/o Ca(Mg,Sr)CO₃, 5^w/o SiO₂, 47^w/o CO₂), the solidification temperatures of the corium + concrete series are between those which contain either pure basaltic or pure (synthetic) limestone aggregates.

reg.b) Inert atmosphere: vaporization of Ru above 1500°C, of Mo above 1400°C, and of Cs above 600°C. Oxidizing atmosphere: vaporization of Ru between 1360°C and 1470°C, of Mo above 750°C, and of Cs above 700°C. Mo and Ru alloys and

and compounds as well as mixtures of compounds and alloys show similar vaporization behavior. Vaporization of Cs from UO_{2+x} + Cs + Mo mixtures starts at higher temperatures (inert atmosphere: $1150^{\circ}C$; oxidizing atmosphere: $1100^{\circ}C$, if also Zr is present: $1200-1300^{\circ}C$). "Fission": Considerable loss of fission products in inert atmosphere below $500^{\circ}C$, in oxidizing atmosphere above $1200^{\circ}C$.

reg.c) Up to $1650^{\circ}C$ the condensation products of "Fission" (wrapped in Zry) mainly consist of Cs, J. Cd, Ag, Se, Sn, Te and Zr.

Plans for future work

Investigation of the vaporization behavior of molten and solid samples varying in their degree of oxidation in order to determine the selective vaporization in dependence of temperature and time.

06.01.11/13A Materials Investigations in the Frame of the BETA-
PNS 4317 Experiments
 (A. Skokan, H. Janzer, G. Reiser, G. Schlickeiser; IMF I)

Work performed

- a) Examination of thermite melt samples which were taken from the melt using special sample taking probes (Sampe-O-Line from Electro/nite n.V.).
- b) X-ray diffraction phase analysis of samples taken from concrete crucibles which were out after thermite melting tests.
- c) Assessment of the probable effects of the substitution of UO_2 through Al_2O_3 and other oxides on the results of large-scale core melt/concrete interaction tests (on the basis of estimated properties).

Results obtained

reg.a) The sample taking probes proved to be suitable. The findings support the assumption that the melt is layered.

reg.b) The concrete samples taken from the crucible and from the prisms containing the thermocouples were shown to consist of the same major mineral phases. The observed differences in durability and in the rate of melt propagation between the two concrete species are probably caused by different pore volumes.

reg.c) Exact data of the materials properties of molten refractory oxides - especially those data which have a strong effect on the heat balances - are not sufficiently available. Sensitivity studies are therefore required to decide whether or not further experimental measurements are necessary. It is recommended that the experimental and analytical work be also conducted - in addition to Al_2O_3 - with a second simulating oxide (ZrO_2).

Plans for future work

- Crucible melting tests of concrete and oxide ($\text{UO}_2 + \text{ZrO}_2$, Al_2O_3 , ZrO_2 ..) and steel by direct coupling of the steel melt.
- Metallographic and ceramographic examination of thermite melt samples.
- Investigation of alternative thermite reactions.

06.01.11/14 A Experiments on Determination and Limitation of Fission
PNS 4315 and Activation Product Release During Core Meltdown
 (H. Albrecht, H. Wild; IRCH)

Work performed

Additional technical installations and modifications of the melting plant SASCHA required for experiments in a steam atmosphere and with samples in the kilogram mass range have been completed.

A series of release tests was carried out with the following boundary conditions:

mass of the melt specimens	150 g
compositon	60% fissium, 23% Zircaloy, 17% stainless steel
simulated burn-up	44 000 MWd/t
system pressure	2 bar (steam)
steam flow rate	10 l/min
max. temperature	1900 - 2500°C

During the heat-up procedure, the temperature was kept constant at several plateaus $\geq 1500^\circ\text{C}$ for up to 20 min in order to determine release rates as a function of temperatures.

For investigating the aerosol particle size distribution, an 8-stage cascade impactor was used for 20 - 50 sec during the release tests. In addition, a special crucible arrangement was developed for release tests during the melt/concrete interaction.

Results obtained

When the samples were heated up to 2000°C with an average velocity of 20°C/min a total release was observed for iodine and 75% release for cesium. These results are not very different from those of corresponding experiments in air. The time/temperature dependence of the release curves for Te, Sb, and Ba was also similar in steam and in air, while Mo was apparently less volatile in steam. For Ag, however, a remarkably high release was found: 34% at 1800°C which was about 7 times higher than the corresponding result in air. Release rates of $\leq 0.01\%$ per min were determined for the elements Zr, Ru, Ce, Nd, Np, Co, and Cr at 2300°C. Similar values can be expected for Nb, La, Pr, Pu, Fe, and Ni because of analogous chemical properties. The size distribution of the aerosol particles in steam was found to have a maximum at 0,15 μm . The studies also suggest a distribution of the fission products among particle size; species of lower volatility appear to be concentrated in larger-sized particles, whereas higher concentrations of the more volatile species were observed on the smaller-sized particles. These findings can be explained with the Thompson-Equation which describes the relation between the minimum particle size and the vapor pressure.

Plans for future work

- completion of the release experiments in steam
- conduction of release tests during melt/concrete interaction

06.01.12 Investigation on the Interaction of Steel Melts and Concrete

06.01.12/09A Erosion of Concrete by Steel Melts-Investigation of the
PNS 4325 Melt Front Velocity
(S. Hagen, H. Malauschek; IT)

Work performed

We continued the development and testing of methods for the determination of the temperature distribution, the humidity behaviour and the melt front propagation. In connection with testing of the stability behaviour of the crucible and a hood, suited for the gas measurements, we performed 10 thermite melt experiments. 100 kg thermite were ignited for these experiments in the cavern (40 cm \emptyset , 50 cm depth) of the concrete crucible. Thermocouples, humidity counters and a combination of both in form of a double detector were inbedded into the concrete in different ways to test the detectors and different positioning methods.

The data acquisition system was installed and tested.

The codes for the evaluation of the measured data are written.

For the ultrasonic pulse echo measurements we have developed a new contact procedure between transducer and concrete.

For the surveying of the crucible cross-section we have connected a graphic tablet to the Tektronix 4515 terminal of the central computer. This enables the photographic surveying of the cross-section with help of the computer.

Results obtained

The experiments for the test of the instrumentation have shown that the thermocouples, humidity detectors and double detectors are suited for the measurement of the temperature distribution, the humidity behaviour and the melt front penetration. The temperature distribution develops a steep gradient in front of the propagating melt ($1000^{\circ}\text{C}/\text{mm}$) and a slow temperature adjustment in longer distances from the frozen melt front (10 h in 400 mm distance). In the thermite experiments we have measured axial penetration velocities between 0.3 and 0.6 mm/sec. The radial penetration was in all cases slower. The penetration depends on the humidity concentration. The measurements with the humidity detectors show that in front of the penetrating melt we have a region of enlarged humidity which is followed by a zone of dried concrete. After stopping of the melt penetration these two regions move into the concrete with decreasing velocity.

For the positioning of the detectors fixing with quartz-rods proved to be the method with the lowest back effects, because quartz which consists of SiO_2 is chemically very similar to the siliceous concrete. The data acquisition system is controlled by the central unit PDP 11/23. 195 measuring positions are connected by the Neff-analog-system 620-400 through a direct memory access to the 64 K solid state memory. The final storage is done by a 9-trace magnetic tape. The data stored on the magnetic tape are evaluated on the central IBM-computer.

Plans for future work

For code-verification the transition region melt-concrete is of large importance. Therefore high temperature thermocouples will be tested, with the aim to find a detector which can stand the penetrating melt for at least some minutes.

06.01.12/12A Hydrodynamical and Thermal Models for the Interaction
PNS 4331 of a Core Melt with Concrete
 (M. Reimann, H.Alsmeier, K.Dres; IRB)

Work performed

- Programming of WECHSL in a version capable of restart.
- Development of a transient concrete decomposition model.
- Development of a model for the onset of crust formation.
- Computations with the WECHSL code and the containment code COCMEL (KWU) for determining the containment load by overpressurization during a core melt accident.

Results obtained

For the use of the WECHSL code in the computer code system KESS describing the complete sequence of a core melt accident, it was necessary to provide WECHSL in a version capable of restart. This version was delivered to KWU for the final implementation in KESS. Best estimate calculations for the pressure rise in the containment have been carried out. By taking into account sump water ingress after a radial concrete erosion of 60 cm, containment failure by overpressurization would occur 3 1/2 days after the initiation of the accident sequence.

This result was obtained under the further assumption that the solidification temperature of the metal melt was adjusted to a value close to the decomposition temperature of the concrete so that no freezing of the metal layer occurred

during the whole period of interaction. By taking into account the realistic freezing behavior of a Cr-Fe-Ni-melt of changing composition interacting with siliceous concrete, solidification of the complete metal layer would occur after an interaction period of 3 1/2 hours. By this freezing process the gas percolation through the melt would be stopped and consequently, the production of the burnable gases CO and H₂ would be suppressed. On the other hand, the heat removal from the pool would be lowered without the stirring effects of the gas bubbles so that increasing temperatures and even remelting of the metal block can not be excluded. Anyhow, the freezing phenomena would result in a delay in gas production and consequently in a delay of the containment failure.

At present, the models implemented in the WECHSL code are not suited to describe the concrete erosion caused by a solidified metal block. To overcome this restriction, a transient concrete decomposition model which can also be used to describe the crust growth around the oxide layer and the heat transport in the solidified metal layer has been developed. This model is based on the method of finite elements to give a proper localisation of the melting resp. solidification fronts in order to allow a coarse mesh grid. The computer program SYMROT has been coupled with the WECHSL code and is tested at present for the transient concrete decomposition.

Plans for future work

- Further development of the physical models in WECHSL for the freezing phase.
- Computations of simulation experiments and of core melt accidents.

06.01.12/13A Development of Models for the Analytical Determination
PNS 4334 of Core Meltdown Accidents
 (H. Alsmeyer, K. Dres; IRB)

Work performed

Installation and test of the data acquisition system for the BETA facility.
Development of a laboratory device for preparation and use of concrete simulant materials in model experiments.

Model experiments with concrete simulator to investigate heat transfer and fluid dynamics during core concrete interaction.

Results obtained

The data acquisition system including software system for operation during the BETA experiments, was delivered by the manufacturer. The computer controlled system can acquire up to 195 analog signals which may be printed or plotted and controlled on the exceeding of specified limits. All experimental data are stored on magtape to be evaluated later on by a computer system. The hardware and software has been tested successfully, and is now available for the use during the BETA-pretests.

The laboratory device for the preparation and use of better simulant materials for the core concrete interaction has been built up and tested. First model experiments were carried out using a slab of concrete simulator composed of a matrix of dry ice (sublimation point -79°C) with balls of frozen undecane (melting point -25°C) enclosed in the dry ice. The balls of undecane simulate the melting silicate whereas the dry ice simulates the gas releasing cement of the concrete. Water was used as model fluid for the core melt. The experiments on horizontal and vertical slabs confirm the basic thermo-hydraulic behavior observed in former experiments with pure dry ice. The heat transfer is mainly controlled by the released gases. The melting silicate simulator is removed from the decomposing surface by the sheer stresses and strong agitation of the gases and is observed in the fluid as small droplets of 1 mm diameter or less. Between slab and fluid a nearly closed gas film is observed. However, direct contact between fluid and decomposing surface may occur locally where big undecane balls are placed, thus contributing to an increased heat transfer. For vertical walls the gasfilm is laminar over the lower part of the wall and turbulent over the upper part giving rise to different behavior in heat transfer. For lower pool temperatures the formation of crusts at the surface of the slab may be studied. Due to purely conduction heat transfer the crust reduces the heat flux considerably. For vertical walls liquid and gaseous decomposition products are observed to escape from the gap between crust and decomposing surface.

Plans for future work

Further investigation of heat transfer and fluid dynamics as function of temperature and Prandtl number of the pool, using concret simulators in model experiments.

Investigation of heat transfer during solidification of the melt, including of a metallic melt.

06.01. SAFETY AND ENVIRONMENTAL PROTECTION OF NUCLEAR POWER PLANTS

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

06.01.14 Offgas Filters in Nuclear Power Stations

06.01.14/08A Determination of the Iodine Species in the Exhaust Air of
PNS 4414 Boiling Water Reactors
(H. Deuber, LAF II)

Work performed

Continuous measurements with radioiodine species samplers in the stack effluent of a boiling water reactor (BWR 3).

Results obtained

The detection limit for ^{131}I (ca. 10^{-14}Ci/m^3) was continuously exceeded during a period of 5 months prior to and during refueling outage. For this period the following fractions of ^{131}I species were obtained (calculated from the average release rates):

fraction of elemental ^{131}I : 20%;
fraction of organic ^{131}I : 75%;
fraction of particulate ^{131}I : 5%.

Plans for future work

Initiation of measurements with radioiodine species samplers in all the exhaust air streams of a BWR.

06.01.14/09A Development and Improvement of Exhaust Air Filters for
PNS 4415 Accident Conditions
 (H.G. Dillmann, V. Rüdinger, H.Pasler, T.Tran Anh; LAF II)

Work performed

Evaluation was continued of the range of operating conditions of exhaust air post-accident filter systems which may be used as exventing systems after core meltdown accidents in order to avoid the failure of the containment resulting from overpressure. Additional input parameters from other KfK programs are used.

Studies on the generation of an appropriate test-aerosol were terminated. The question of the determination of aerosol mass concentration was examined.

Studies have started on the variation of the pressure loss in commercial particulate air filter elements exposed to air of high relative humidity. Measurements of the removal efficiency on prototype particulate air filters made of metal fibres with different mat structures were performed.

The results of the first test series on the mechanical stability of particulate air filters were documented in a report. A concept study for a new facility to test particulate air filters at high differential pressure was completed.

A first series of tests on the removal efficiency of molecular sieves with respect to $H^{131}I$ was carried out.

Results obtained

According to the new data obtained in other KfK working programs less severe challenges to the filters can be expected. This tendency will continue with the specifications of the boundary conditions getting more precise.

CaF_2 was selected as the initial substance for aerosol production on account of its good atomic emission properties. Due to the high requirements on the detection limits, the problem of determination of mass concentration has not yet been clarified finally.

When humidity approaches saturation, a reversible increase of pressure loss to eight times the initial values takes place. A high-temperature filter showed cracks after testing at high humidities.

The metal fibre filters have a removal efficiency of 99,95%, which corresponds almost to HEPA-quality, with about eight times the specific flow.

A closed-loop system was conceived as the most advantageous solution; it consists of a supply unit and three parallel lines for preconditioning of the air flow, for structural tests and for flow mechanical investigations. Standardtype filters can be tested at a differential pressure of 0.3 bar and elements with half the cross section at 0.7 bar. Operation at 100% relative humidity of the air will be possible between 40 and 90°C. The maximum operating temperature which can be attained is 350°C.

The first results of the HI removal tests indicate a temperaturdependent removal efficiency of the molecular sieves.

Plans for future work

The calculations on the eventual operating conditions of filter elements in incidents and accidents, respectively, will be carried on using the data further improved in the course of the various working programs.

The problem of the measurement of extremely low aerosol mass concentration must be solved.

The investigation of the pressure loss behaviour of particulate air filters will be continued. It will be examined whether the measurement of the relative humidity in the range from 90 to 100% can be improved. Particulate air filters with modified metal fibre packs will be examined in view to their removal efficiency.

On the basis of solutions offered by the concept study it is planned to specify the details of the facility and to start its realization. A second series of structural tests will be carried out.

Work on the removal of HI will be continued.

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

06.02.01/06A Incident Analysis for the KfK-Designed Components of
PNS 4513 the Dissolver. Offgas Cleaning of a Large Reprocessing
Plant
(K.Nagel; IDT)

Work performed

Investigations of the following units have been done:

- PASSAT with the packed fiber mist eliminator with flushing capability (Brink filter) for initial removal of droplet and solid aerosols and the connected iodine adsorption filter
- ADAMO for adsorption of harmful compounds like H_2O , CO_2 , NH_3 etc. on molecular sieves
- KRETA for separation of Krypton and Xenon from Nitrogen, respectively Krypton from Xenon.

Results obtained

PASSAT is utilized in

- evaluation of filters
- development of manipulation devices for filters.

Possible disturbances are:

- release of radionuclides from filters
- release of radionuclides through safety-valves
- mechanical/hydraulic disturbances in the filter area.

The gas cleaning in ADAMO is carried out by:

- adsorption of H_2O , CO_2 , NH_3 and nitric oxides
- washing out of coadsorbed Krypton
- regeneration of the adsorbent.

Possible disturbance is:

- a too high concentration of H_2O arriving at KRETA.

Possible failures of KRETA are:

- freezing of Xenon

Plans for future work

The preliminary fault trees will be improved.

Further system units will be investigated. The probabilistic quantification of the fault trees will be performed.

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

06.03.01/05A Investigation of the Physical and Chemical Environmental
PNS 4812 Behavior of Pu, Am, Cm
(H.Schüttelkopf, M.Pimpl, H.Bailer, G.Hefner, J.Hiller; HS)

Work performed

1. The development of an analytical method for the determination of Am and Cm in environmental samples was performed. The development of an automated separation of Pu, Am and Cm by means of HPLC was continued.
2. The releases of Pu with gaseous and liquid effluents of the Karlsruhe reprocessing plant were measured monthly.
3. At 6 positions alongside the River Old Rhine water samples were taken continuously. Plutonium was determined in biological samples like plants and fish. Soil samples taken in the environment of the Karlsruhe reprocessing plant were analysed. The relationship between grain size and Pu-contamination in the sediments of the River Old Rhine were investigated.
4. The adsorption of Pu, Am, and Cm at 8 different soils out of solutions with different content of chelating salts were examined.

Results obtained

1. This simple analytical method allows the determination of Am and Cm in environmental samples with high chemical yield. Am and Cm were quantitatively leached from 100 g of ash, separated from the matrix elements in one chemical step, and then in a further step separated from the lanthanide elements. After electroplating Am and Cm were measured with α -spectrometry. The literature was investigated to survey the use of HPLC for the separation of inorganic cations of higher valence. A procedure for the reproducible separation of Pu, Am and Cm with an ionexchange column was performed. The next step - the separation of Pu, Am and Cm from the matrix of environmental

samples with a suitable precolumn - can be started.

3. From May 1979 up to June 1980 at 6 positions alongside the River Old Rhine water samples were collected with automated instruments. The Plutonium-content in the monthly collected and combined samples was determined in suspended material and in filtrated water separately. Compared to the underground caused by Fallout the plutonium concentration in the water of the River Old Rhine immediately downstream of the point of discharge was five times higher at the maximum. Alongside the River Old Rhine downstream the plutonium concentration decreases rapidly; after 3.5 km only the Fallout level could be measured. The plutonium concentration of the filtrated suspended material showed the same location dependent behavior, however, the concentration was twice as high as in water. In biological samples no significant enrichment of plutonium compared to reference samples could be observed.

At 5 positions of the River Old Rhine sediment samples were taken, dried, and particles >0.1 mm were removed by passing a sieve. The remaining fraction was separated in 5 fractions with differing grain sizes by aid of different sink velocities depending on grain sizes. The Pu-concentrations in these fractions were determined. It was shown that the Pu-contamination is a function of the surface of the sediments at the individual positions of the River Old Rhine.

Plans for future work

The development of an automated separation of Pu, Am and Cm by means of HPLC will be continued as well as the monthly measurement. Of the releases of Pu from the Karlsruhe reprocessing plant and the determination of the actinide concentrations in the environment of this plant. In addition to experiments to increase the mobility of actinides in soil, the measurement of transfer-factors will be started.

06.03.02 Investigations on the Spreading Behavior of Nuclear
Pollutants in the Short Range and the Mesoscale

06.03.02/07A Investigation on the Atmospheric Dispersion of
PNS 4822 Radioactive Substances in the Mesoscale (≥ 15 km)
(W.Hübschmann, H.Schüttelkopf, P.Thomas, S.Vogt; HS)

Work performed

The investigations of the atmospheric dispersion in the mesoscale have been continued in October with a tetron flight series in the Upper Rhine Valley. The tetrons have been tracked by a mobile radar stationed at Neuhausen o.E. As strong winds from west prevailed, a launching location at Minfeld (Pfalz) proved to be well suitable. Five flights could be performed during one day, two of which took place at night. All of the tetrons carried passive radar reflectors.

Results obtained

On the basis of the five successive tetron trajectories the horizontal diffusion parameter σ_y has been evaluated as a function of distance up to 40 km. The gradient of σ_y is consistent with the one evaluated from the tracer diffusion experiments, whereas the size is larger, given the same diffusion category (D). This difference could be due to the shorter duration of the tracer experiments.

Plans for future work

The development and production of improved transponders has been ordered. These transponders shall be tracked by a radar of the supplier, which can be rented. The transponder tests are scheduled for a time period starting in March 1981.

06.03.02/08A Investigation on the Atmospheric Dispersion of Radioactive
PNS 4823 Substances in the Local Range (up to 15 km Distance),
 Source Height \geq 100 m
 (W. Hübschmann, H. Schüttelkopf, P. Thomas, K. Nester,
 M. Becker; HS)

Work performed

7 diffusion experiments have been performed during neutral and instable diffusion categories. Two chemical tracers have been emitted simultaneously at heights of 160 m and 195 m. Two of the experiments have been performed together with the Joint Research Center (JRC) Ispra, one at the KfK and the other at the power plant Turbigo/Italy. The tracer of the JRC, SF₆, has been emitted additionally at the same source height as the CF₂Br₂ (KfK tracer), that is at 195 m. At Turbigo both tracers have been mixed into the hot offgas and emitted through a 45 m high stack. The offgas plume reached an effective emission height - determined by LIDAR - of 200 m. The KfK samples have been taken back to the KfK and analysed there.

Results obtained

By the experiment at Turbigo it has been shown, that the emission and sampling equipment developed at the KfK can be transported to a distant location and successfully be used there. The concentrations of the tracers CF₂Br₂ and SF₆ measured at the same sampling locations have been compared. The partly substantial differences will be further investigated.

According to an agreement with the KFA Jülich the 160/195 m experiments have been reevaluated using the wind velocity at the emission height. The same procedure has been applied in evaluating the common σ_y/σ_y -curve families of the KfK and KFA for 100 m emission height. These curve families are submitted to the relevant committees and recommended for application in the FRG.

A method of interpolating diffusion parameters for intermediate emission heights and another one of extrapolating them for emission heights of up to 400 m have been developed.

Plans for future work

After completion of the experiments with emission heights of 160 and 195 m the experiments will be finally evaluated.

06.03.02/09A Atmospheric Diffusion Models for Particular
PNS 4824 Meteorological Situations
 (W.Hübschmann, H.Schüttelkopf, P.Thomas, K.Nester,
 M.Becker; HS)

Work performed and Results obtained

An analysis of pollutant concentrations measured around power plants showed, that the highest concentrations are realised during situations characterized by moderate wind velocity and strong convection (category A). The application of the Karlsruhe σ_y/σ_y -curves of category A results in relatively well corresponding calculated pollutant concentrations even if the emission height is greater than 200 m, whereas the correspondence is less with other parameter sets.

In a survey of numerical models of atmospheric diffusion the characteristics and the capacity of such models has been compared. For weak wind situations and the γ -meso-scale (up to 20 km distance) a puff trajectory model seems to be adequate.

Plans for future work

After completion of the tracer experiment series with large emission heights (160 and 195 m) to the performance of some experiments during low wind velocity situations is scheduled.

- 06.03.03. Investigation of the Radiologic Impact of Reactor
Accidents under Probabilistic Aspects
- 06.03.03/Q5A Appendix 8 of the German Risk Study -
/06A Nuclear Power Plants: Consequence Calculations and
PNS 4831/32 Risk Results
(A. Bayer, K. Burkart, J.Ehrhardt; INR; W. Hübschmann,
S. Vogt, HS; F. Horsch, PNS-PL)

Work performed and Results obtained

The appendix 8 contains the analysis of the accident consequences and risks, which are associated with accidents in nuclear power plants. For these analyses, 19 reactor sites with a total of 25 units in the Federal Republic of Germany were considered.

The input for these analyses were the results of the plant-specific studies in the previous appendices, especially the activity releases calculated according to type, size and frequency for the various accident sequences (release categories). To determine the site-dependent concentrations of the released radionuclides in the air and on the ground, dispersion calculations were carried out with a statistically adequate number of weather sequences for various climatic zones. The organ-specific doses to persons were calculated from this, considering the dose reduction factors, especially the graded protection and remedial measures. The subsequent calculation for evaluating the damage was based on the population data for the reactor sites considered in the study. The number of cases of acute and late somatic damages and the genetically significant doses were calculated. The accident consequence analyses were concluded by sensitivity analyses and estimates with respect to the accuracy of the results.

06.01 SICHERHEIT UND UMGEBUNGSSCHUTZ VON KKW

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

06.01.01	HDR-Blowdown-Versuche zur dynamischen Beanspruchung von Reaktoreinbauten	4100-1
06.01.02	Entwicklung und Verifizierung von Codes zur dynamischen Beanspruchung von RDB-Einbauten	4100-28
06.01.15	Weiterentwicklung und Verifizierung von Codes zur Analyse der dynamischen Spannungen und Verformungen von LWR-Containments	4100-54
06.01.03	Entwicklung von Zweiphasen-Massenstrom-Meßverfahren und Anwendung bei den Blowdown-Experimenten	4100-75

- 06.01.01 HDR-Blowdown-Versuche zur dynamischen Beanspruchung von Reaktoreinbauten
- 06.01.01/05A Auslegung, Vorausberechnung und Auswertung der HDR-Blowdown-
PNS 4115 Experimente zur dynamischen Belastung und Beanspruchung von Reaktordruckbehältereinbauten
- 06.01.01/06A Meßtechnische Erfassung und Auswertung des dynamischen Ver-
PNS 4116 haltens der Versuchseinbauten im Reaktordruckbehälter (RDB) des HDR im Rahmen der HDR-Blowdown-Versuche
- (U.Schumann, J.Kadlec, F.Eberle, G.Enderle, E.Erb, F.Katz, H.Knüppel, G.Lang, K.H.Lang, A.Ludwig, P.Philipp, R.Scharnowell, E.G.Schlechtendahl, E.Wolf)

1. Einleitung

Bei den Sicherheitsuntersuchungen für Druckwasserreaktoren wird ein plötzlicher Bruch der Primärkühlwasserleitung am Reaktoreinlaßstutzen angenommen. Die dabei auftretenden dynamischen Beanspruchungen der Reaktortankeinbauten dürfen die Abschaltbarkeit und Nachkühlbarkeit des Reaktors nicht in unzulässiger Weise beeinträchtigen. Für diesen Nachweis werden verbesserte Rechenmodelle entwickelt, die eine Abschätzung der Sicherheitsreserven bei heute üblichen Auslegungsmethoden gestatten (siehe 06.01.02). Zur Überprüfung der Rechenmodelle werden am stillgelegten HDR-Reaktor Blowdown-Versuche im wirklichkeitsnahen Maßstab durchgeführt. Im Vordergrund der Untersuchung stehen dabei die Belastungen des Kernmantels durch die Drucklasten in der Anfangsphase des Blowdowns.

Im Frühjahr 1980 wurde vom Projekt HDR unter Mitwirkung des IRE und anderer Stellen die erste Serie von Blowdown-Versuchen (Versuch V29.2 mit langen Stutzen und geringer Unterkühlung sowie die nominell gleichen Versuche V31 und V31.1 mit kürzeren Stutzen und größerer Unterkühlung) am HDR durchgeführt. Hauptziel dieser Versuche war die Überprüfung der Funktionsfähigkeit der Anlagen- und Meßtechnik mit wenigen Exemplaren von jedem Meßaufnahmertyp. Weiter wurden im Sommer 1980 die sogenannten Snapback-Versuche am Modell-Kernmantel im HDR (Versuchs-Serie V59) durchgeführt. Es handelt sich hierbei um Versuche zur Messung der Eigenschwingungen des Kernmantels in Luft und Wasser, die der Überprüfung insbesondere der Strukturmodelle sowie der damit gekoppelten Fluidmodelle ohne Ausströmung dienen. Mit der Auswertung aller dieser Versuche wurde begonnen. Es zeigte sich, daß die Versuchsziele erreicht wurden. Zwar gibt es noch einige offene Fragen, beispielsweise bei den Wegaufnehmern und bei der Modellierung von Zweiphasenströmungen (die unten erläutert werden), die wesentlichen Effekte wurden aber erfolgreich gemessen und zufriedenstellend vorausberechnet.

Das Vorhaben gliedert sich in zwei Untervorhaben:

- a) Auslegung, Vorausberechnung und Auswertung der HDR-Blowdown-Experimente zur

dynamischen Belastung und Beanspruchung von Reaktordruckbehältereinbauten (PNS 4115);

- b) Meßtechnische Erfassung und Auswertung des dynamischen Verhaltens der Versuchseinbauten im Reaktordruckbehälter (RDB) des HDR im Rahmen der HDR-Blowdown-Versuche (PNS 4116).

Der vorliegende Bericht befaßt sich schwerpunktmäßig mit den Arbeiten des Untervorhabens PNS 4116. Die Arbeiten des Untervorhabens PNS 4115, über die an anderen Stellen bereits ausführlich berichtet wurde / 1 bis 3 /, werden hier nur kurz erwähnt.

2. Versuchsaufbau und Ergebnisse

2.1 Versuchsaufbau

Die für die beiden Versuchsreihen benutzte HDR-Versuchsanlage ist in Abb.1 in vereinfachter Form dargestellt. Sie besteht im wesentlichen aus einem Reaktordruckbehälter mit dem angeschlossenen Kreislauf, einem Modellkernmantel, einer Bersteinrichtung am Blowdown-Stutzen und je einer Spannvorrichtung am A2 und T-Stutzen. Die beiden, im IRE konzipierten Spannvorrichtungen dienen zur Schwingungsanregung des Modellkernbehälters bei der Snapback-Versuchsreihe V59. Die am A2-Stutzen installierte Spannvorrichtung wurde für den Einsatz bei Blowdown-Bedingungen ausgelegt; mit ihr wurde der Modellkernbehälter auch vor jedem Blowdown-Versuch angeregt. Die daraus resultierende dynamische Antwort des Modellkernbehälters wurde zur Überprüfung der Funktionstüchtigkeit der Instrumentierung herangezogen. Zur Auslösung des jeweiligen Blowdown-Vorganges der Versuchsreihe V29.2 - V31.1 diente die Bersteinrichtung am Blowdown-Stutzen.

Die zur Anregung der niederfrequenten Biegeschwingsformen des Modellkernbehälters konzipierte Spannvorrichtung am T-Stutzen ist in Abb.2a dargestellt; sie kann eine Druckkraft bis 740 kN erzeugen. Die am A2-Stutzen installierte 150 kN-Zug-Spannvorrichtung (Abb.2b) dient hauptsächlich zur Anregung der Schallenschwingung des Modellkernbehälters. Die beiden Spannvorrichtungen beruhen auf gleichem Funktionsprinzip. Die hydraulisch erzeugte Kraft wird über ein Gestänge in den Kernbehälter eingeleitet. Nach Erreichen eines Anschlages zur Begrenzung der Auslenkbewegung, erfolgt die Freigabe durch Reißen eines zwischen

Hydraulikzylinder und Gestänge angeordneten sprödbrechenden Bauteils (Breachbolzen). Jede Spannvorrichtung verfügt über einen Federspeicher mit einer Dämpfungseinrichtung, um sicher zu gewährleisten, daß sich das Gestänge löst und den Ausschwingvorgang nicht stört. Zur Erfassung der Auslenkkraft ist die T-Stutzen- bzw. A2-Stutzen-Spannvorrichtung mit einem Kraft- bzw. Druckaufnehmer instrumentiert.

2.2 Meßinstrumentierung

Die für die Messung der dynamischen Antwort des Modellkernbehälters auf den Blowdown- bzw. Snapback-Vorgang erforderliche Instrumentierung (Wegaufnehmer, Beschleunigungsaufnehmer und Dehnungsmeßstreifen) wurde vom IRE bereitgestellt. Die Positionen der dafür benutzten Weg- und Beschleunigungsaufnehmer am HDR-Modellkernbehälter sind in Abb.3 veranschaulicht. Dabei handelt es sich um folgende Aufnehmer:

- a) induktive Wegaufnehmer Typ W10TSS (Hottinger) und Typ F36/6 (Sangamo);
- b) piezoelektrische Beschleunigungsaufnehmer Typ Z10295 (Kistler), N2276M10 (Endevco) und A52F (Birchall);
- c) piezoresistive Beschleunigungsaufnehmer Typ GA-813 (Kulite).

Der Temperaturbereich der piezoresistiven Beschleunigungsaufnehmer Typ GA-813 reicht nur bis ca. 90°C; deshalb wurden diese Aufnehmer nur bei der Snapback-Versuchsreihe V59 eingesetzt. Alle anderen sind Hochtemperaturaufnehmer, die bei beiden Versuchsreihen eingesetzt werden konnten. Die einzelnen Aufnehmer-typen und die Art ihrer Befestigung an der HDR-Modellkernbehälterwand sind in Abb.4 dargestellt. Die piezoresistiven Beschleunigungsaufnehmer, deren Anschlußkabel nicht ausreichend wasserdicht sind, wurden in dafür speziell entwickelten Schutzgehäusen untergebracht und das Kabel in Teflonröhrchen verlegt. Für die Herausführung aller eingesetzten Anschlußkabeltypen aus dem Reaktordruckgefäß wurden spezielle Wanddurchführungen entwickelt / 3 /.

Die induktiven Wegaufnehmer wurden am HDR über das 20 m lange Stahlmantelkabel und ein ca. 70 m langes Sammelkabel an Trägerfrequenzmeßverstärker Typ VD6 (Elan) angeschlossen. Für die Komplettierung der Meßketten der piezoelektrischen Beschleunigungsaufnehmer hat man außer dem entsprechenden Stahlmantelkabel (Triaxkabel) und ca. 60 m langen, teflonisolierten Koaxialkabel Ladungsverstärker Typ 5001 (Kistler) eingesetzt. Die piezoresistiven Beschleunigungsaufnehmer wurden über abgeschirmtes, teflonisoliertes Kabel zum Teil an die Trägerfrequenzmeßverstärker Typ VD6 und zum Teil an die Gleichspannungsverstärker Typ 8-115

(Bell und Howell) angeschlossen. Mit den Gleichspannungsverstärkern gleichen Typs wurden auch die gekapselten Dehnungsmeßstreifen Typ SG 325 (Ailtech) betrieben. Zu den Meßketten gehören 20 m lange Stahlmantelkabel und 70 m lange Sammelkabel.

Alle Aufnehmer mit Ausnahme der Dehnungsmeßstreifen wurden vor ihrer Installation am HDR im IRE-Labor kalibriert; die Wegaufnehmer wurden zusätzlich noch einigen Nachkalibrierungschecks am HDR unterworfen. Die dabei gewonnenen Ergebnisse sind in Abb.5 bis 7 illustriert. Abb.5 zeigt als Beispiel die bei 310°C gemessene Kennlinie eines Wegaufnehmers Typ WLOTSS. Die bei der Kalibrierung gewonnenen 41 Meßwertpaarungen s_i (vorgegebener Weg) und U_{Ai} (Ausgangssignal) wurden durch eine Gerade rechnerisch ausgeglichen, die im oberen Diagramm dargestellt ist. Die auf den Meßbereich ($\pm 10\text{mm}$) normierten Abweichungen der einzelnen Meßpunkte von der Ausgleichsgerade sind im unteren Diagramm über den Weg s aufgetragen. Hier ist eine leichte Nichtlinearität gut erkennbar; die maximale Abweichung beträgt ca. 0,7%. Die aus den einzelnen Kennlinien gewonnenen, auf den Speisestrom $I_{sp}(\vartheta)$ normierten Empfindlichkeitswerte $E(\vartheta)$ sind in Abb.6 über die Kalibrierungstemperatur ϑ aufgetragen. Zweck der Normierung ist die Abschwächung des Einflusses des Anschlußkabels, dessen Einsatztemperatur am HDR nicht eindeutig bestimmt ist. Der für die Normierung erforderliche Speisestrom $I_{sp}(\vartheta)$ wurde in einem Zweig der Halbbrückenschaltung des Wegaufnehmer-Meßsystems gemessen. Aus Abb.6 folgt, daß trotz dieser Normierung eine Streuung der Empfindlichkeitswerte um die Ausgleichskurve auftritt; die maximale Abweichung beträgt ca. 1,3%. Diese Streuung der (bei der Kalibrierung gewonnenen) Empfindlichkeitswerte um die jeweilige Ausgleichskurve hat sich als eine der wichtigsten Fehlerquellen erwiesen, die auch bei den zukünftigen Kalibrierungen in Betracht gezogen werden muß. Demgegenüber sind die Linearitätsabweichungen von kleinerer Bedeutung, da sie sich im Bedarfsfall über den Ausgleich der Meßpunkte durch ein Polynom weitgehend korrigieren lassen.

Abb.7 zeigt als Beispiel die bei der Kalibrierung eines piezoresistiven Beschleunigungsaufnehmers Typ GA-813 gewonnenen Frequenzgangfunktionen. Das obere Diagramm auf der linken Seite zeigt den Betrag $|H(f)|$, das untere die Phase $\varphi(f)$. Das Diagramm des Betrages kann mit kleinen Abweichungen durch eine horizontale Gerade approximiert werden, was darauf hindeutet, daß im Frequenzbereich 0 bis 500 Hz keine deutliche Verfälschung des Absolutwertes des Meßsignals zu erwarten ist. Das Diagramm der Phase kann durch eine geneigte Gerade approximiert werden, die mit konstanter Phasenlaufzeit der Meßkette von ca. $334 \mu\text{s}$

gleichwertig ist. Das obere Diagramm auf der rechten Seite der Abb.7 zeigt im vergrößerten Maßstab die normierte Abweichung des Betrages der Frequenzgangfunktion von der Empfindlichkeit E, die bei dynamischer Kalibrierung des Beschleunigungsaufnehmers bei konstanter Frequenz gewonnen wurde. Das Maximum liegt bei ca. 1%. Das untere Diagramm zeigt die gleiche Größe, die bei der Aufnahme der Frequenzgangfunktion des gleichen, im Schutzgehäuse eingebauten Aufnehmers gemessen wurde. Aus dem Vergleich dieser beiden Diagramme folgt, daß das Schutzgehäuse nur geringfügige Änderungen des Betrages der Frequenzgangfunktion bewirkt. Die Phase hat sich nicht geändert und wurde deshalb in Abb.7 nicht dargestellt. Die im Diagramm auf der linken Seite der Abb.7 dargestellte Phasenverschiebung wird fast ausschließlich durch den abgeschlossenen Trägerfrequenzmeßverstärker verursacht. Aus dem Vergleich der gemessenen Abweichungen mit den auf die Genauigkeit gestellten Anforderungen / 4 / von $\pm 2,5\%$ für den Betrag und $250 \pm 250 \mu s$ für die Phasenlaufzeit folgt, daß im Falle der eingesetzten piezoresistiven Beschleunigungsaufnehmer diese Anforderungen gut einzuhalten sind.

Unsere Instrumentierungsaufgabe endete mit der Bereitstellung der im Labor kalibrierten Instrumentierung und Installation der Hochtemperaturaufnehmer am HDR-Modellkernbehälter; die weiteren Aufgaben (Komplettierung und Kalibrierung der Meßketten am HDR, Justierung der Meßverstärker vor den einzelnen Versuchen, Durchführung der Versuche mit der Registrierung der Meßdaten und Anfertigung der digitalen Datenbänder mit registrierten Meßsignalen für weitere Auswertung im IRE) wurden von PHDR übernommen. Resultate der am HDR durchgeführten Nachkalibrierungen eines induktiven Wegaufnehmers sind in Abb.6 aufgetragen (Symbole \square , \blacklozenge , \diamond , ∇ und \blacktriangledown). Aus dieser Abbildung folgt, daß bei der Nachkalibrierung keine wesentliche Vergrößerung des Streubereiches zustande kam, so daß die in Abb.6 dargestellte Ausgleichskurve für die Bestimmung der Empfindlichkeit der entsprechenden Meßkette für beide Versuchsreihen unmittelbar benutzt werden kann. Dieses Resultat gilt nicht allgemein, da bei einigen Meßketten größere Abweichungen festgestellt wurden / 2 /. Diese Meßketten wurden hauptsächlich mit den Wegaufnehmern Typ F36/6 ausgestattet.

2.3 Snapback-Versuchsreihe V59

Das Versuchsprogramm der im Herbst durchgeführten Snapback-Versuchsreihe V59 ist in Tabelle 1 zusammengefaßt. Es handelt sich um 4 Versuchsgruppen wo die Anregungsstelle (unten am T-Stützen oder oben am A2-Stützen) und Medium (Wasser oder Luft) jeweils variiert wurden. Zwei typische Meßsignale aus dem

Versuch V59.2.3 (Schwingungsanregung am T-Stutzen, RDB gefüllt mit Wasser) sind als Beispiel auf der linken Seite der Abb.8 wiedergegeben. Es handelt sich um ein Wegsignal (Meßstelle KS1028 mit der Höhenkoordinate 4100mm und Winkelposition 120°) und ein Beschleunigungssignal (Meßstelle KS1204, 4254 mm, 110°). Im oberen Diagramm ist erkennbar, daß der Modellkernbehälter zuerst zur Schwingung mit der fundamentalen Frequenz von 6,5 Hz angeregt wurde. Nach ca. 4 sec kann eine Verzerrung des Meßsignals beobachtet werden die auf eine Verdoppelung der Frequenz hinausläuft. Nach längerer Zeit (in Abb.8 nicht dargestellt) ist nur die Schwingung mit der doppelten Frequenz feststellbar. Das Beschleunigungssignal (unten) weist einen ähnlichen Trend auf, eine ausgeprägte Schwingung mit ca. 13 Hz ist hier schon bei 6 s gut erkennbar. Auf der rechten Seite der Abb.8 sind die Fourier-Spektren beider Meßsignale dargestellt, die mit dem Rechenprogramm EVA (Eigen-Value-Analysis) berechnet wurden. Dieses Rechenprogramm wurde für die modalanalytische Auswertung der Snapback-Versuchsreihe V59 entwickelt und befindet sich zur Zeit in einer Testphase. Einige mit diesem Rechenprogramm bestimmte Eigenschwingungsformen des Modellkernbehälters sind als Beispiel in Abb.9 und 10 dargestellt. Abb.9 zeigt die Projektionen von 6 niederfrequenten Eigenschwingungsformen auf die vertikale Ebene $110-290^{\circ}$; die entsprechenden Meßsignale wurden mit piezoresistiven Beschleunigungsaufnehmern gemessen, die auf dem Modellkernbehälter bei 110° positioniert sind (s.Abb.3). Die Meßketten der mit dem Pfeil bezeichneten Meßpunkte wurden offensichtlich falsch gepolt; deswegen sollten diese Meßpunkte bei der Interpretation der Diagramme mit umgekehrtem Vorzeichen betrachtet werden. Bei Erfüllung dieser Bedingung können die Meßpunkte durch glatte Ausgleichskurven approximiert werden, die den zu erwartenden Eigenschwingungsformen nahe liegen. Mit Ausnahme der Meßstelle KS1207 (Höhenkoordinate 6504 mm) sind alle Meßpunkte untereinander konsistent. Die für den Vergleich benötigten theoretischen Eigenschwingungsformen wurden bisher noch nicht geplottet. Abb.10 zeigt in abgewickelter Form die Projektionen der gemessenen Eigenschwingungsformen auf die horizontale Ebene mit der Höhenposition 8004mm, wo die entsprechenden Beschleunigungsaufnehmer installiert wurden (Abb.3). Die Meßpunkte der vermutlich falsch gepolten Meßketten sind wiederum mit dem Pfeil gekennzeichnet. Durch die Meßpunkte können glatte Ausgleichskurven mit harmonischem Verlauf verlegt werden, wie sie von der Theorie her zu erwarten sind.

2.4 Blowdown-Versuchsreihe V29.2-V31.1

Die Parameter der im Frühjahr durchgeführten Blowdown-Vorversuche V29.2, V31 und V31.1 sind in der Tabelle 2 spezifiziert. Bei V31 handelt es sich um einen

Referenzversuch der zwecks Überprüfung der Reproduzierbarkeit bei Versuch V31.1 wiederholt wurde. Deshalb haben die Versuche V31 und V31.1 die gleichen Parameter.

Die im Rahmen der Blowdown-Versuche V31 und V31.1 gemessenen transienten Auslenkungen, Beschleunigungen und relativen Dehnungen sind als Beispiele in Abbildungen 11 bis 14 dargestellt. In diesen Abbildungen bezieht sich das obere Diagramm auf den Versuch V31, das untere auf den Versuch V31.1. Abb.11 zeigt die mit dem Wegaufnehmer Typ W 10 TSS gemessene transiente Auslenkung $y(t)$ an der Meßstelle KS 1024 (Höhenkoordinate 5550 mm, Azimutwinkel 120°). Diesem Diagramm kann entnommen werden, daß die dynamische Antwort des Modellkernbehälters an dieser Meßstelle hauptsächlich im fundamentalen Biegemode mit der Eigenfrequenz von 6,9 Hz erfolgt, dem sich hochfrequente Modes überlagern. Die beiden Diagramme sind fast deckungsgleich, was auf sehr gute Reproduzierbarkeit der Anlagentechnik (Justierung der Versuchsparameter) und der gegebenen Meßkette hindeutet. Abb.12 zeigt den Zeitverlauf der mit Wegaufnehmer gleichen Typs gemessenen transienten Auslenkung an der Meßstelle KS 1028 (Höhenkoordinate 4100 mm, Azimutwinkel 120°). Das obere Diagramm weist einen ähnlichen Trend auf wie das entsprechende Diagramm in Abb.11. Im unteren Diagramm ist ersichtlich, daß der Meßtaster des Wegaufnehmers die Bewegung des Modellkernbehälters nur in den ersten ms richtig verfolgte, danach hat er sich in seiner Führungshülse verklemmt. Die Ursache für diese Erscheinung, die im Laufe der Versuchsreihe bei fast allen Wegaufnehmern auftrat, wird zur Zeit noch untersucht. Die bisher gewonnenen Erkenntnisse deuten auf eine kombinierte Wirkung von 3 Phänomenen hin: Korrosion und Teilchenablagerung zwischen dem Meßtaster und der Führungshülse; schnellere Abkühlung der Führungshülse als die des Meßtasters und die dadurch hervorgerufene Verengung des Spieles zwischen diesen beiden Teilen; Verkanten dieser beiden Teile aufgrund von Querkraften, die als Resultat der unterschiedlichen Wärmedehnung des Modellkernbehälters und des RDB entstehen. Als Abhilfe wird die Reinigung der gleitenden Teile in den Pausen zwischen den Blowdown-Versuchen (die von einer Zwischenkalibrierung der Aufnehmer begleitet werden sollte) sowie konstruktive Änderungen in Betracht gezogen. Die entsprechenden Arbeiten sind im Gange.

Abb.13 zeigt die an der Meßstelle KS 1034 (Höhenkoordinate 8850 mm, Azimutwinkel 90° -Bruchstützen) gemessene transiente Beschleunigung $a(t)$. Aus diesen Diagrammen ist ersichtlich, daß das bei den niedrigen Frequenzen sich andeutende reproduzierbare Signal durch unterschiedliche hochfrequente Signale überdeckt wird. Im oberen Diagramm erkennt man einen Spannungsversatz, der am Blowdown-Beginn ausgelöst wird.

Dieser Spannungsversatz wird mit großer Wahrscheinlichkeit durch impulsartige Querschleunigung des Aufnehmers verursacht. Wie die Qualifikationsuntersuchungen gezeigt haben, handelt es sich hier um eine typische Eigenschaft der Hochtemperatur-Beschleunigungsaufnehmer, die bei allen untersuchten Aufnehmerprototypen festgestellt wurde.

Der Zeitverlauf der an der Meßstelle KA 3005 (Höhenkoordinate 9400 mm, Azimutwinkel 270°) gemessenen transienten relativen Dehnungen $\epsilon(t)$ in der Axialrichtung ist als Beispiel in Abb.14 dargestellt. Da die beiden Signale überwiegend nur niederfrequente Anteile enthalten, sind sie auch gut reproduzierbar, ähnlich wie im Falle der Wegaufnehmer-Meßsignale.

Die Fourier-Spektren der in Abb.11 bis 14 abgebildeten Meßsignale aus dem Blowdown-Versuch V31 sind in Abb.15 zusammengefaßt. Das obere Diagramm zeigt den Betrag $\left| \mathcal{F} \left\{ y_{KS1024}(t) \right\} \right|$ des Fourier-transformierten Meßsignals der an der Meßstelle KS 1024 aufgenommenen transienten Auslenkung. In diesem Diagramm sind drei Peaks mit den Mittelfrequenzen 6.9, 13.4 und 24.4 Hz gut erkennbar. Im zweiten Diagramm (Meßstelle KS 1028) kann man zwei Peaks bei 6.9 und 13.4 Hz identifizieren. Auffallend ist die Tatsache, daß in den beiden Diagrammen oberhalb von ca.140 Hz kaum Anteile zu finden sind. Demgegenüber treten im dritten Diagramm (Meßstelle KS 1034) gerade bei höheren Frequenzen gut erkennbare Peaks auf, was durch die f^2 -Charakteristik der Beschleunigungsmessung zustande kommt. Die unterhalb von 45 Hz sich andeutenden Peaks sind unsicher und für die Bestimmung der Eigenfrequenzen ungeeignet. Der relativ große Peak nahe bei 0 Hz, der den bei der fundamentalen Frequenz von 6.9 Hz zu erwartenden Peak überdeckt, ist auf die Temperaturdrift und den oben erwähnten Spannungsversatz zurückzuführen. Das unterste Diagramm zeigt das Spektrum der an der Meßstelle KA 3005 gemessenen relativen Dehnung mit gut erkennbaren Peaks bei 6.9, 15.4, 27.3 und 29.5 Hz. Das Diagramm zeigt eine ähnliche Struktur wie die obersten zwei Diagramme und weist ebenfalls keine bedeutenden Anteile oberhalb von 140 Hz aus. Aufgrund von allen in Abb.15 dargestellten Diagrammen kann der Schluß gezogen werden, daß die Wegaufnehmer und die Dehnungsmeßstreifen für die Messung im Bereich der niedrigen Frequenzen, die Beschleunigungsaufnehmer im Bereich der hohen Frequenzen besser geeignet sind. Aus diesem Grund wird empfohlen, die wichtigen Meßstellen mit beiden Aufnehmertypen bei den zukünftigen Blowdown-Versuchen zu instrumentieren.

3. Zusammenfassung der Rechenergebnisse und Schlußfolgerungen

Die Resultate der durchgeführten Messungen haben die prinzipielle Funktionstüchtigkeit der Meßinstrumentierung unter HDR-Blowdown-Bedingungen nachgewiesen. Für

die Verbesserung der Meßgenauigkeit und die Behebung der aufgetretenen Mängel werden folgende Maßnahmen vorgeschlagen:

- Einsatz von Kalibrierungsnormalen für regelmäßige Überprüfung bzw. Nachjustierung der Meßverstärker;
- Inspektion und Kalibrierung der Meßinstrumentierung in den Pausen zwischen den Blowdown-Versuchen;
- konstruktive Verbesserung der Wegaufnehmer.

Die Blowdown- und Snapback-Versuche wurden mit den unter 06.01.02 entwickelten Rechenprogrammen FLUX2 in der Kombination mit dem Schalenmodell CYLDY3 sowie dem Zweiphasen-Nichtgleichgewichts-Programm DRIX-2D sowie teilweise mit dem reinen Fluidmodell FLUST(zweiphasig) vorausgerechnet. Ähnliche Vorausrechnungen wurden von anderen Gruppen in den USA und Deutschland mit anderen Programmen ausgeführt. Für die Verarbeitung der dabei anfallenden Daten wurden die im IRE entwickelten Programme (z.B. HDRPLOT) erfolgreich eingesetzt und weiterentwickelt.

Folgende wesentlichen Ergebnisse sind festzustellen:

- Der Vergleich Messung-Rechnung zeigt den vorhergesagten großen Einfluß der Fluid-Struktur-Wechselwirkung. Beispielsweise zeigt Abb.16, daß die am Kernmantel wirkende Druckdifferenz bei entkoppelter Rechnung erheblich vom Meßsignal abweicht. Auch ergab die Auswertung der Druckmessungen im Ringraum, daß sich Druckwellen hier nur mit etwa 40% der nominellen Fluid-Schallgeschwindigkeit ausbreiten. Dies ist auf die Nachgiebigkeit der Wände zurückzuführen.
- Modellierungs-Mängel zeigen sich hinsichtlich der Druckwellen im Blowdown-Stutzen. Die Messungen zeigen, daß Druckwellen hier sehr viel rascher abklingen als vorherberechnet. Dieser Effekt wird weiter untersucht, da er für die Belastungen des Kernmantels wichtig ist. Die relativ gute Übereinstimmung Messung-Rechnung in Abb.16 wurde durch eine Kopplung des Rechenprogramms FLUX2 mit dem Zweiphasenmodell DRIX-2D erzielt, die noch weiter verbessert wird.
- Weiter zeigen die Messungen unerwartet große Druckbehälter (RDB)-Schwingungen. Vermutlich verursachen diese einen wesentlichen Teil der Abweichungen zwischen Messung und Rechnung. Obwohl dieser Effekt überwiegend HDR-spezifisch ist (bei heutigen Druckwasserreaktoren ist der RDB anders gelagert und steifer) wird deshalb an dem Einbau eines elastischen RDB-Modells in FLUX2 gearbeitet.

Literaturhinweise

- / 1 / U.Schumann, L.Wolf: Experimental and preliminary analytical results of coupled fluid-structure interactions during blowdown of the HDR vessel.
Eighth Water Reactor Safety Research Information Meeting, Gaithersburg, MD, USA, October 27-31(1980)
- / 2 / Schumann, U.: Fluid-structure interaction in a pressurized water reactor vessel.
E. Absi et al., Eds.: "Numerical Methods for Engineering", GAMNIZ, Paris, Dec. 1-5, 1980. Paris: Bordus 1980. Vol 1. S 123-35.
- / 3 / Philipp. P.: Druckdichte Wanddurchführung. Gebrauchsmuster DE-GM 10840
- / 4 / Appelt, K.D.+, Eberle, F.: Qualifizierung der Meßinstrumentierung für die Schwingungsuntersuchungen unter Blowdown-Bedingungen. Experimentiertechnik auf dem Gebiet der Thermo- und Fluidodynamik, Teil 3: Schwingungs- und Geräuschmeßtechnik. KTG-Fachtagung 6.-8.3.1979 in Garching.

Tab. 1: Parameter der Snap-back-Versuchsreihe V59

Versuchsbezeichnung	RDB-Füllung	Anregung am Stutzen	Auslenk- kraft $[\bar{kN}]$	erreichte Auslenkung $[\bar{mm}]$	Meßstelle
V59.1.2	Luft	T	348	1,61	KS 1241
V59.1.3	Luft	T	736	3,53	KS 1241
V59.1.4	Luft	T	738	3,55	KS 1241
V59.3.2	Luft	A2	nicht ausgewertet		
V59.3.3	Luft	A2	144	1,10 3,70	KS 1010 Anregungsort
V59.3.4	Luft	A2	140	1,10 3,81	KS 1010 Anregungsort
V59.2.1	Wasser	T	237	1,07	KS 1241
V59.2.2	Wasser	T	658	3,07	KS 1241
V59.2.2.1	Wasser	T	722	3,48	KS 1241
V59.2.3	Wasser	T	719	3,47	KS 1241
V59.4.1	Wasser	A2	136	0,97	KS 1010
V59.4.2.1	Wasser	A2	143	1,07 3,87	KS 1010 Anregungsort
V59.4.3	Wasser	A2	149	1,01 3,84	KS 1010 Anregungsort

Tab. 2: Parameter der Blowdown-Vorversuchsreihe V29.2-V31.1

Vers.- Nr.	Druck $[\bar{bar}]$	Kernber. temp. $[\bar{^{\circ}C}]$	Ringraum- temp. $[\bar{m}]$	Bruchstut- zenlänge $[\bar{m}]$	Unterkühlung Ringraum $[\bar{^{\circ}C}]$	Bemer- kungen
V29.2	90	293	273	4,524	30	abgeschw. Blowdown
V31	110	308	268	1,369	50	Referenzfall- Blowdown
V31.1	110	308	268	1,369	50	Referenzfall- Blowdown

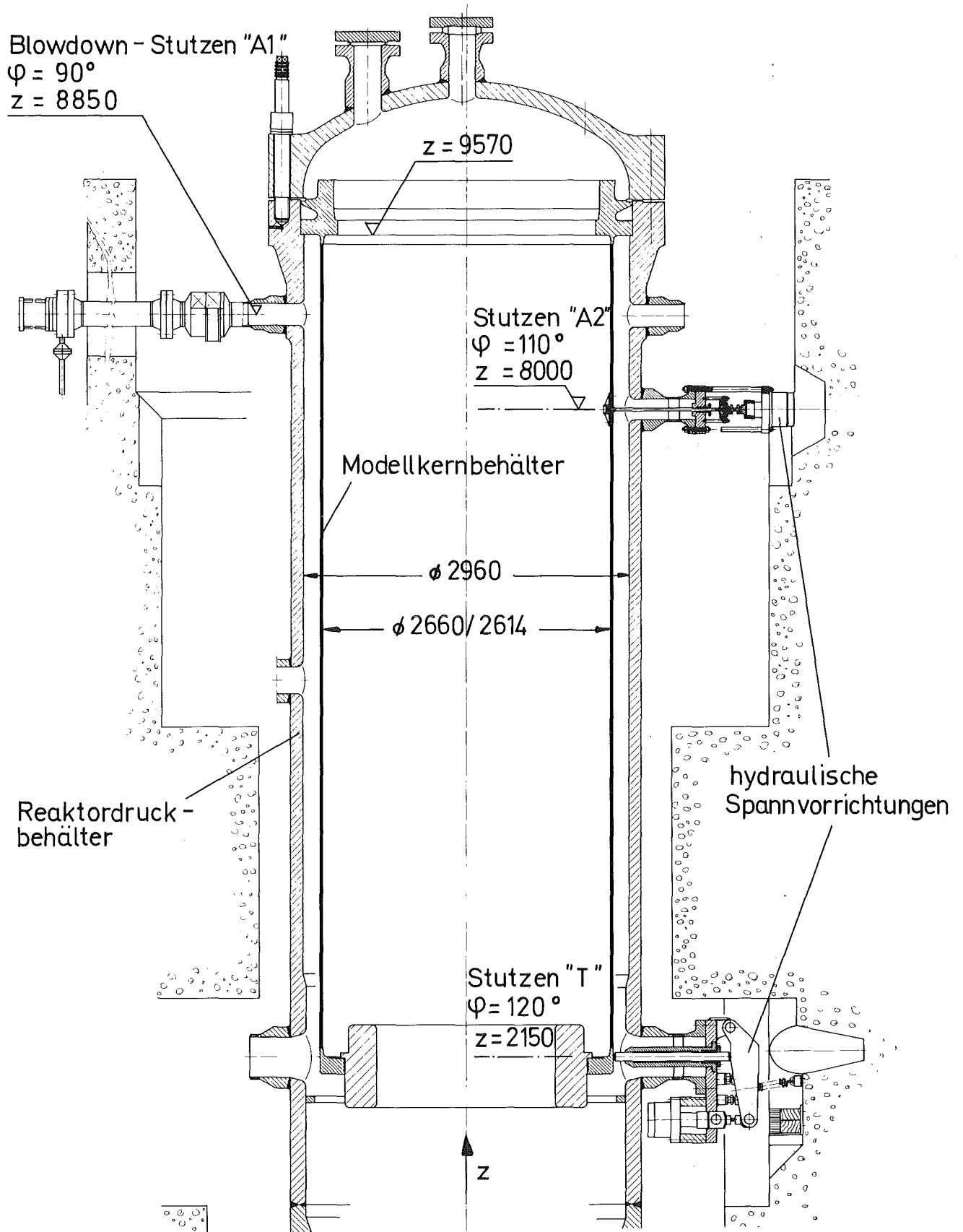
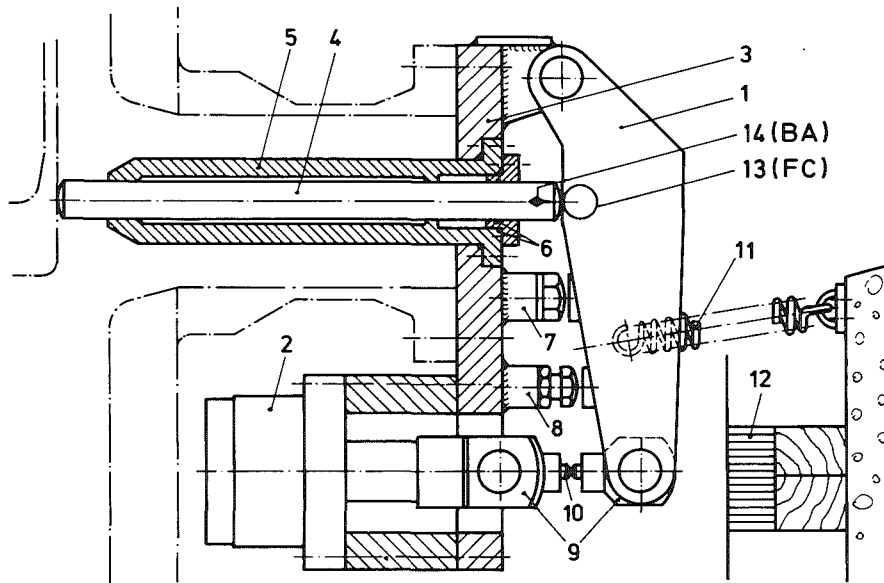


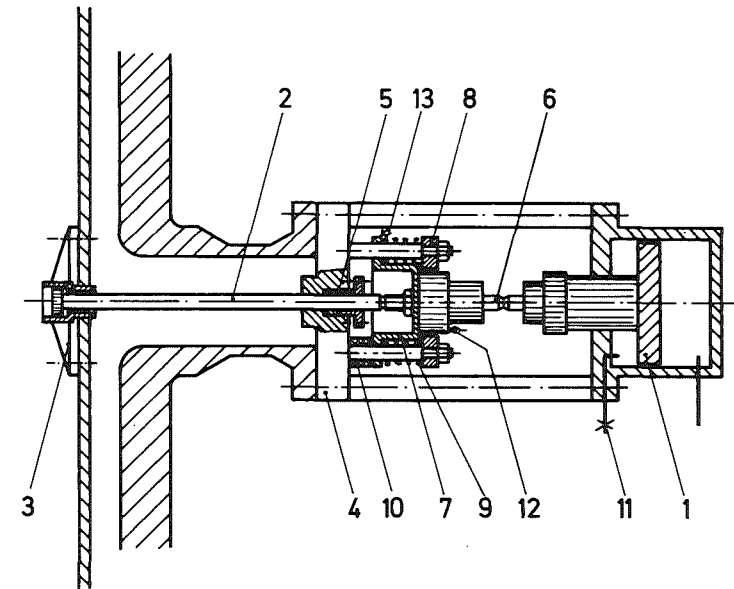
Abb. 1: Versuchsaufbau der HDR -Anlage



part	Bezeichnung	Designation
1	Spannhebel	cocking lever
2	Hydraulikzylinder	hydraulic cylinder
3	Flanschplatte	flange plate
4	Druckstößel	push rod
5	Hülse	jacket
6	Rundschnurdichtung	loop-ring seal
7	Anschlag	stop
8	Anschlag	stop
9	Gabelköpfe	forkheads
10	Brechbolzen	break - bolt
11	Schraubenfeder	spiral spring
12	Dämpfwabenpaket	honeycomb damper
13	Kraftaufnehmer	force transducer
14	Beschleunigungsaufn.	accelerometer

kfk

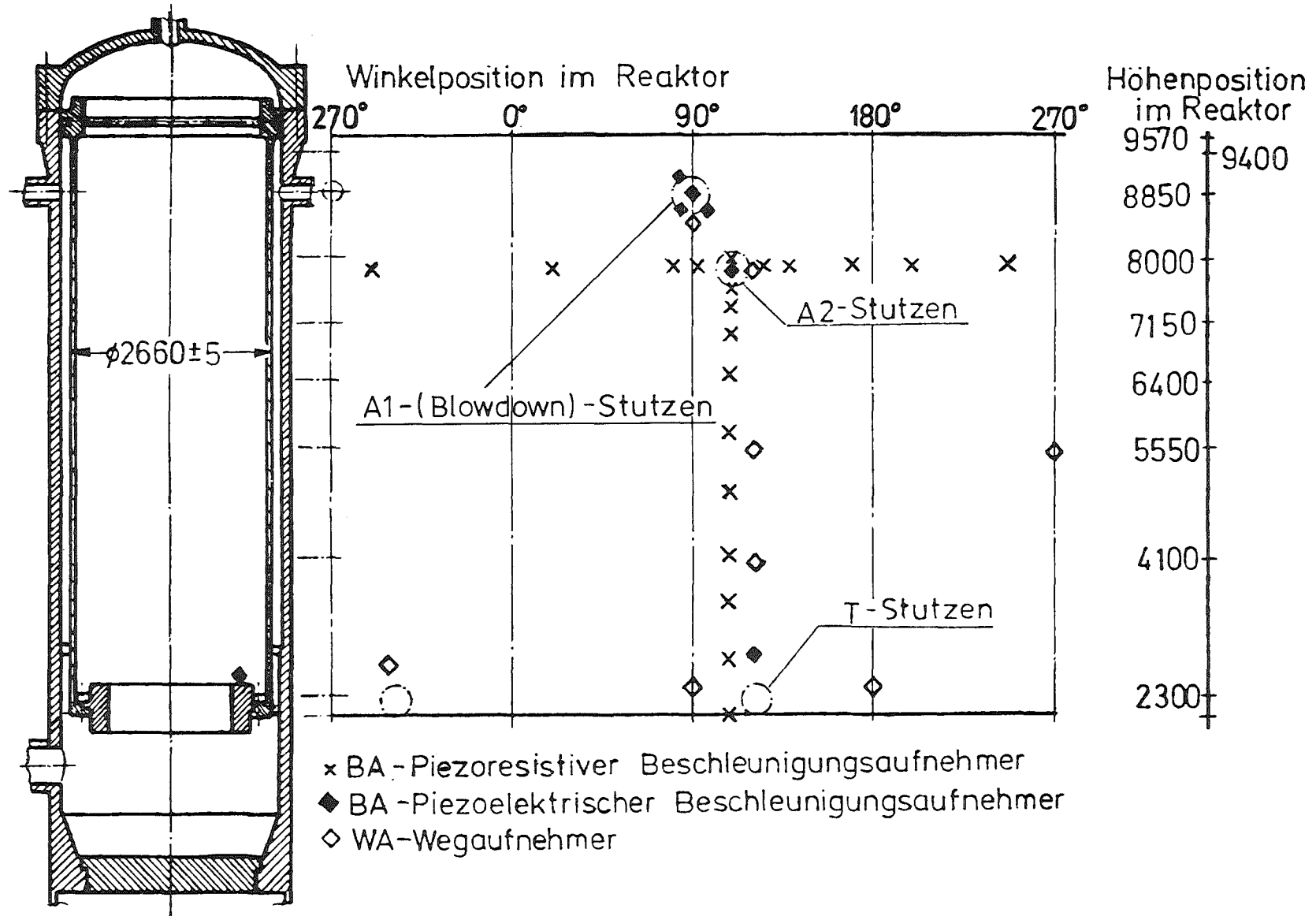
Abb.2a: Hydraulische Spannvorrichtung Stützen "T"



part	Bezeichnung	Designation
1	Hydraulikzylinder	Hydraulic Cylinder
2	Zugstange	Pull Rod
3	Teller	Plate
4	Flanschdeckel	Flange Lid
5	Rundschnurring	Loop Ring Seal
6	Brechbolzen	Break Bolt
7	Flanschteller	Flange Plate
8	Flanschring	Flange Ring
9	Schraubenfeder	Spiral Spring
10	Dämpfwaben	Honeycomb Damper
11	Druckaufnehmer	Pressure Transducer
12	Beschleunigungsaufneh.	Accelerometer
13	Wegaufnehmer	Displacement Transd.

kfk

Abb.2b: Hydraulische Spannvorrichtung Stützen "A2"



- 4100-14 -



Abb. 3 : Reduzierter Meßstellenplan für Snapback-Versuchsreihe V59

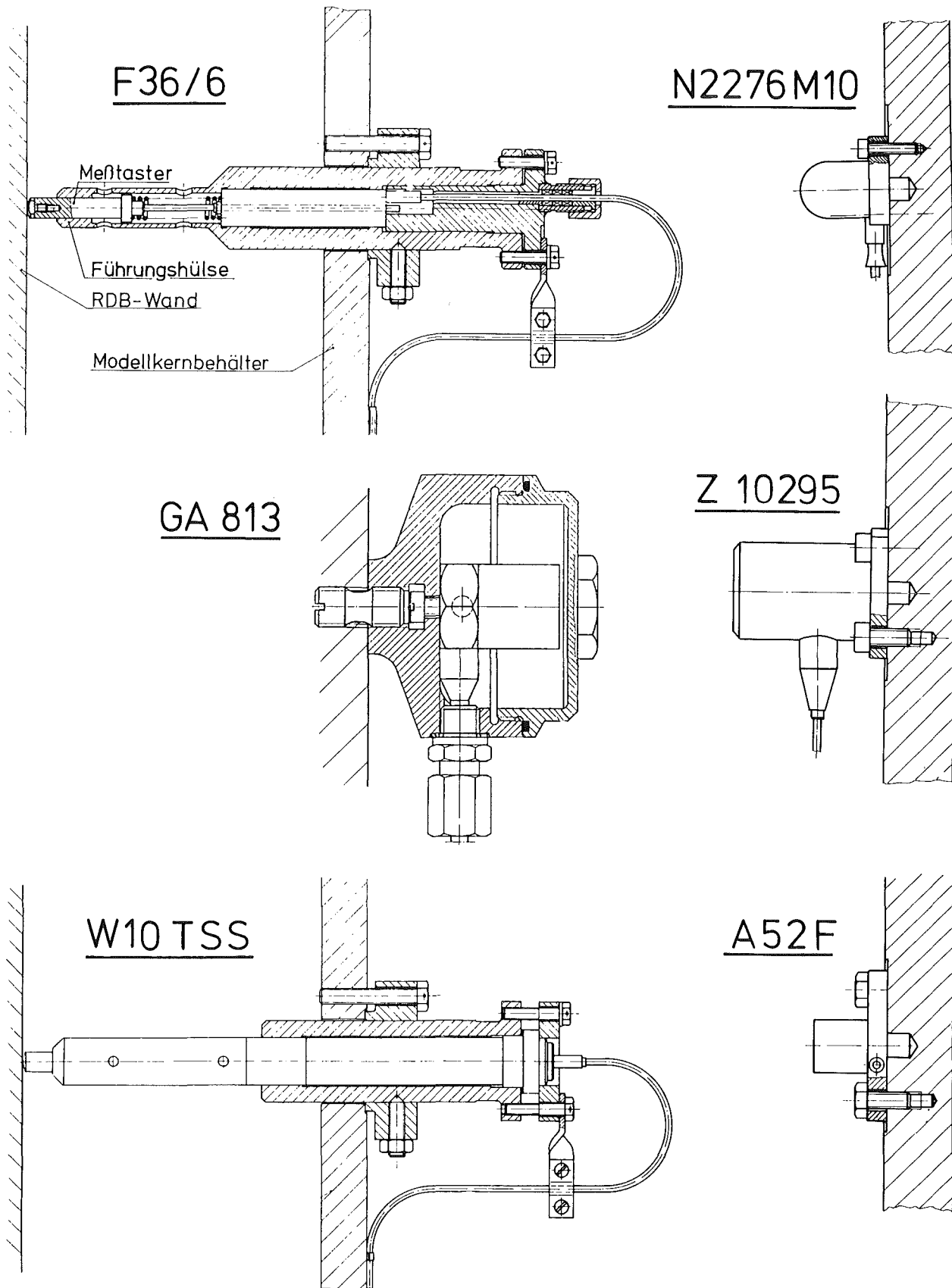


Abb. 4 : Eingesetzte Weg- und Beschleunigungsaufnehmertypen

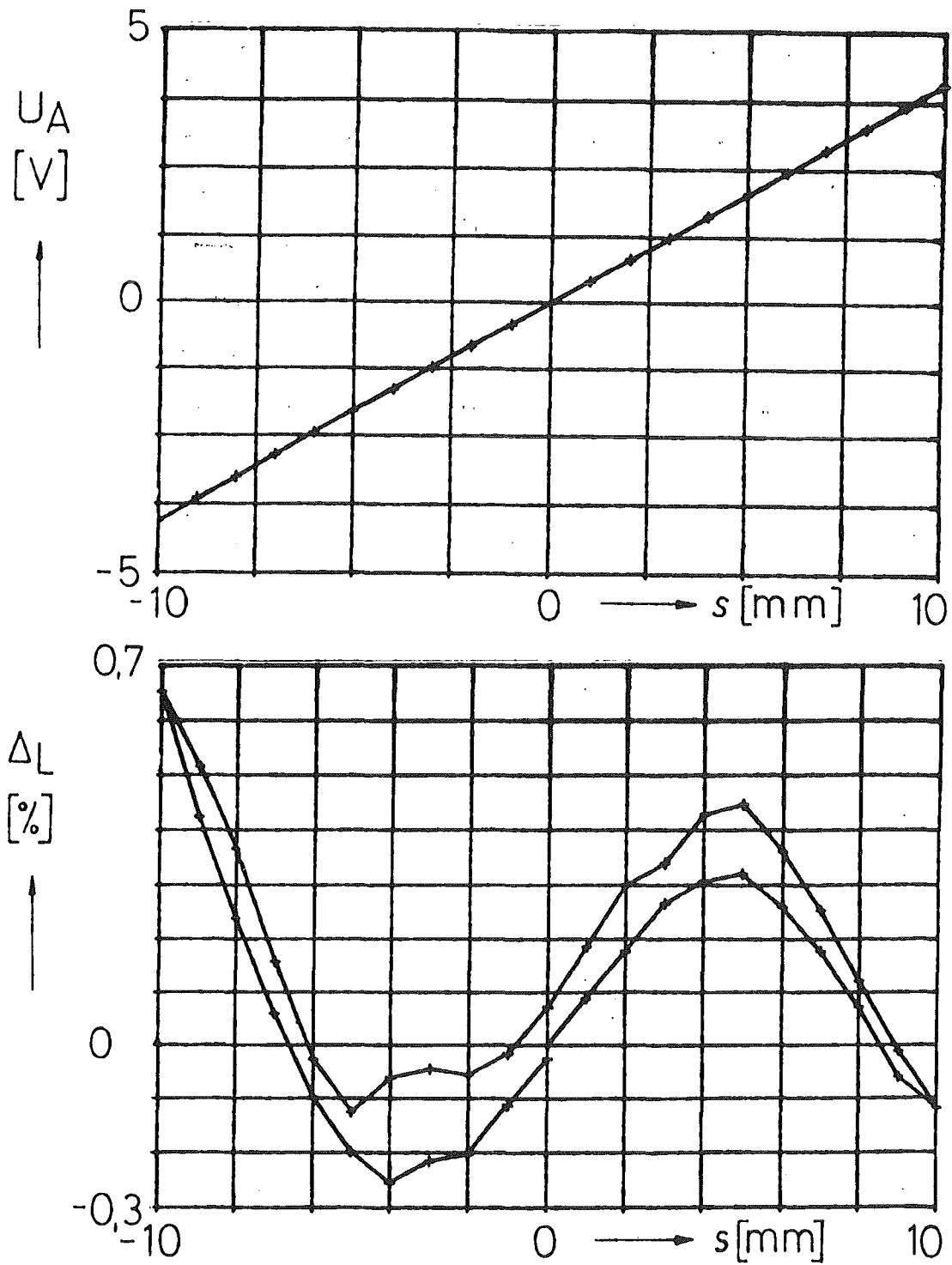
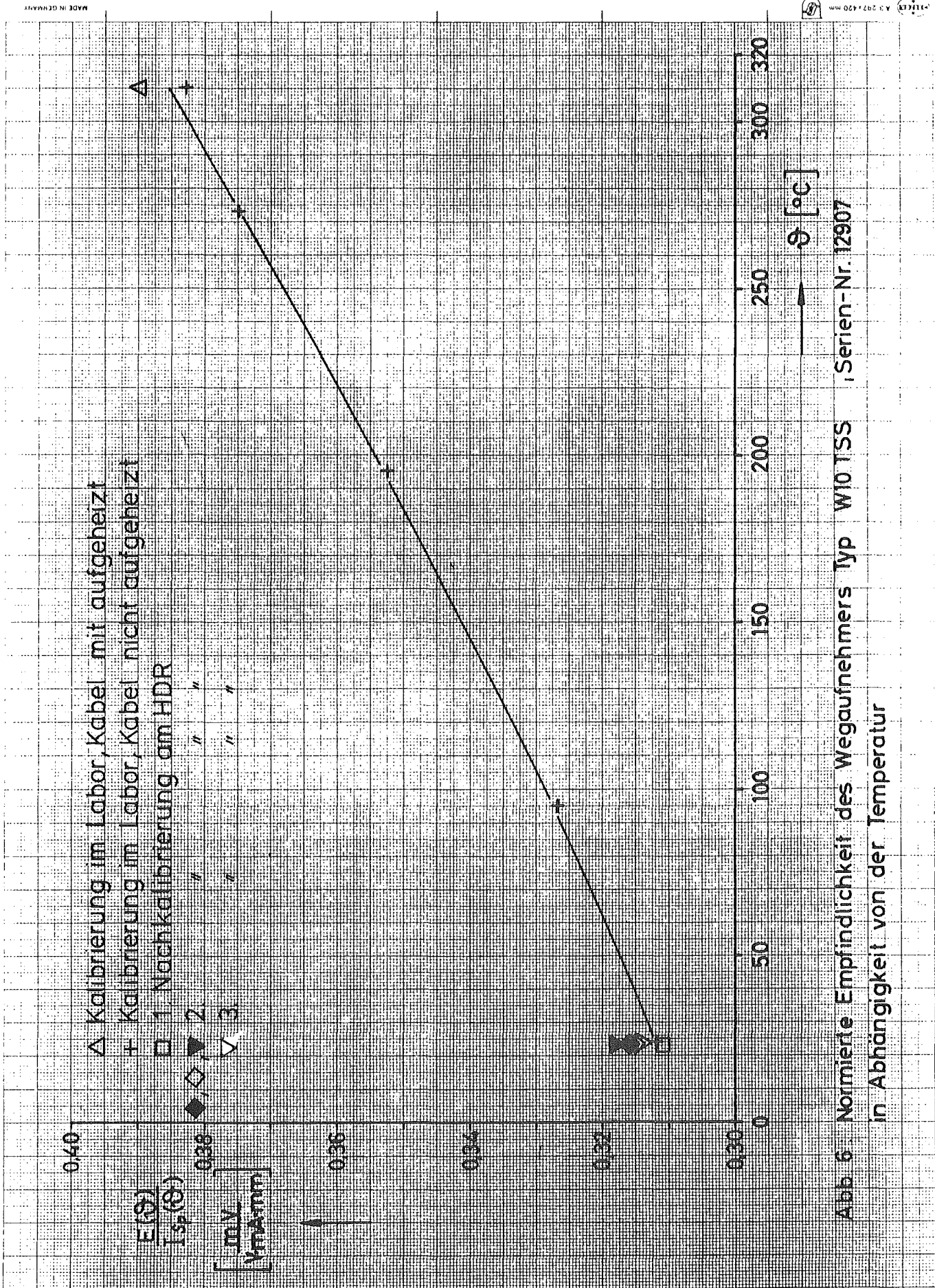


Abb.5: Kennlinie des Wegaufnehmers Typ W10TSS, Serien-Nr. 12907



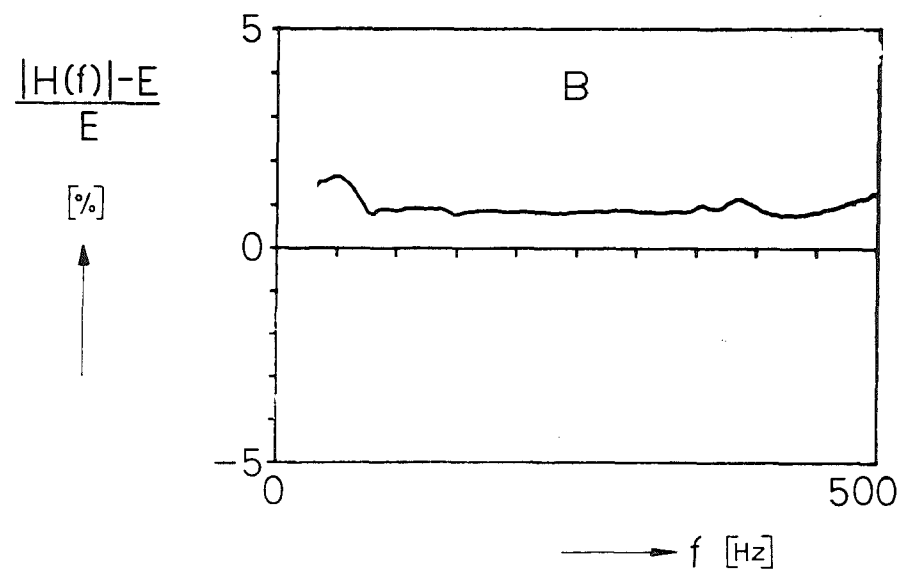
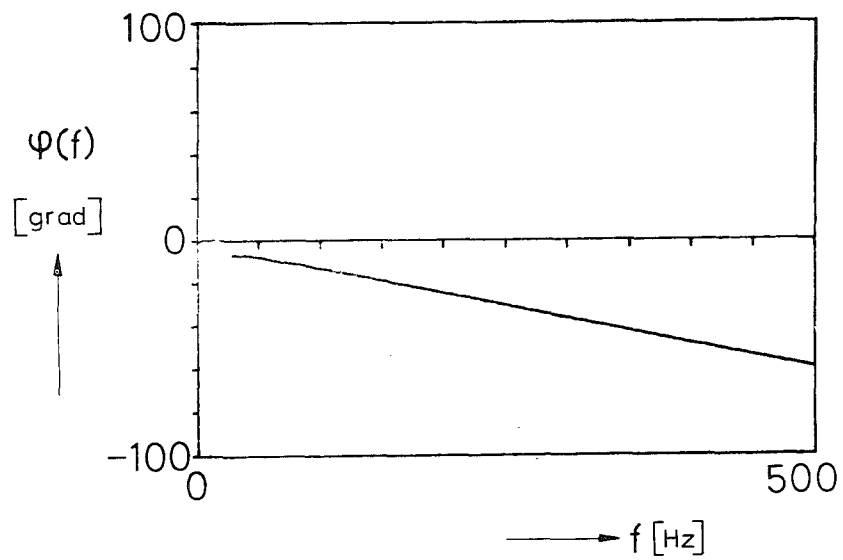
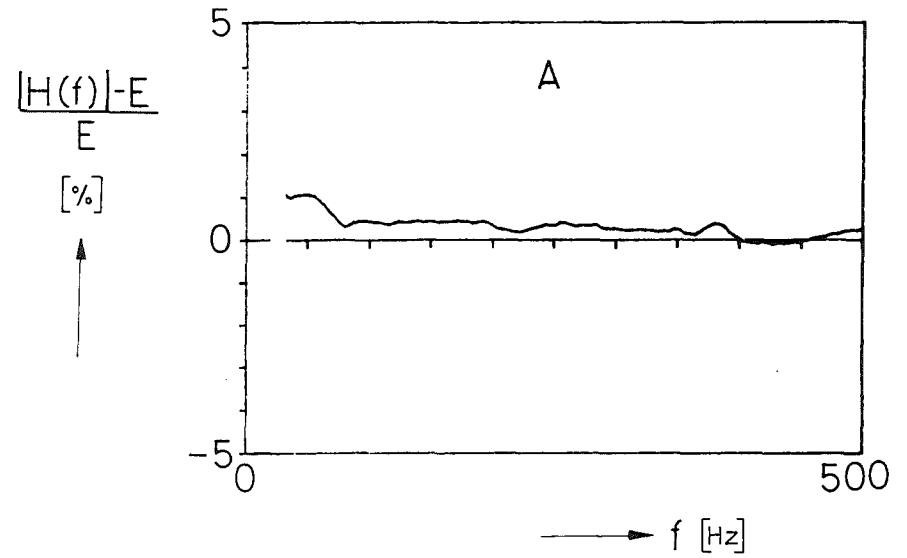
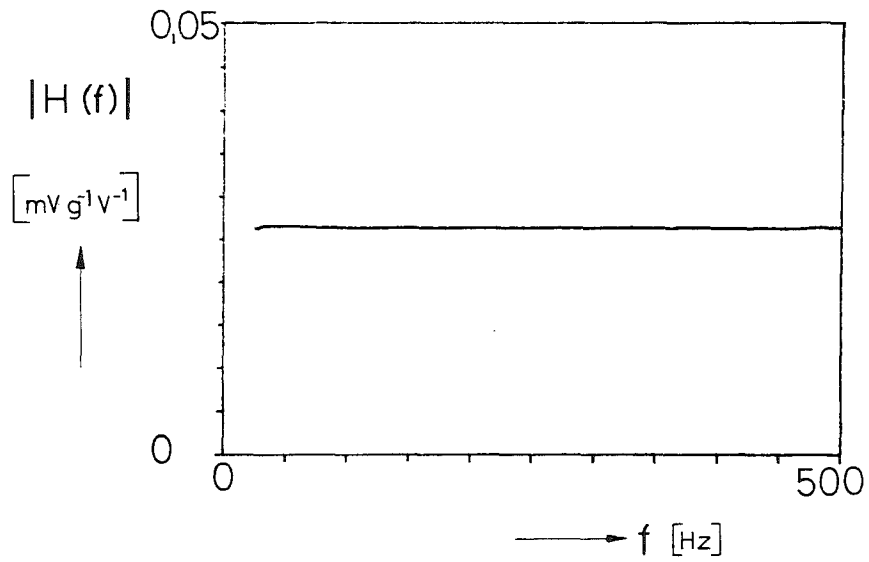
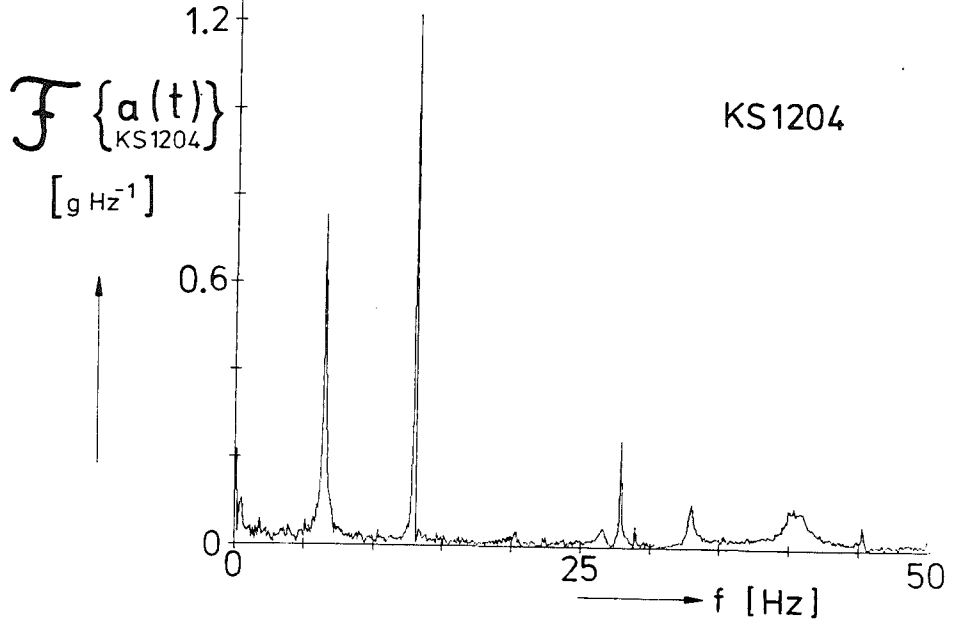
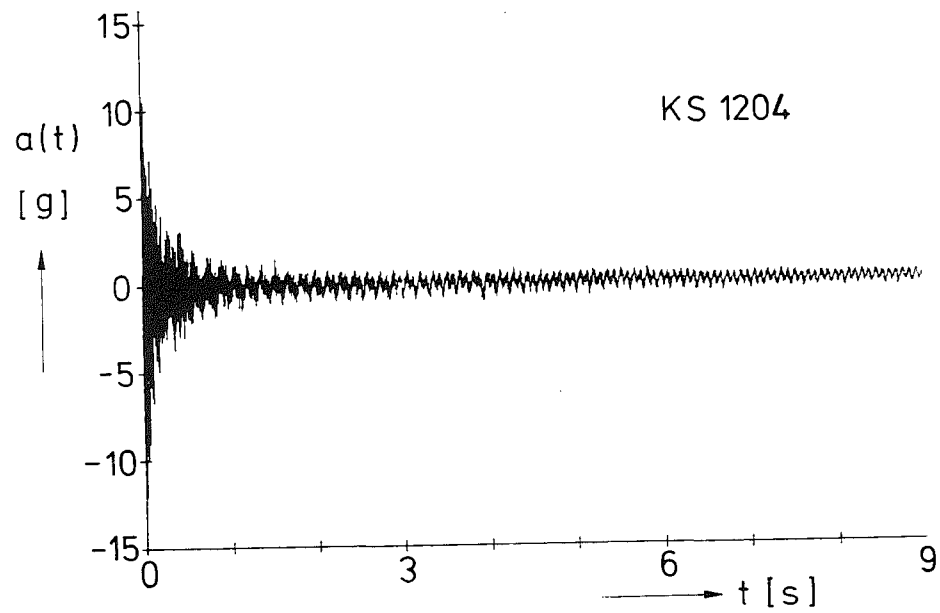
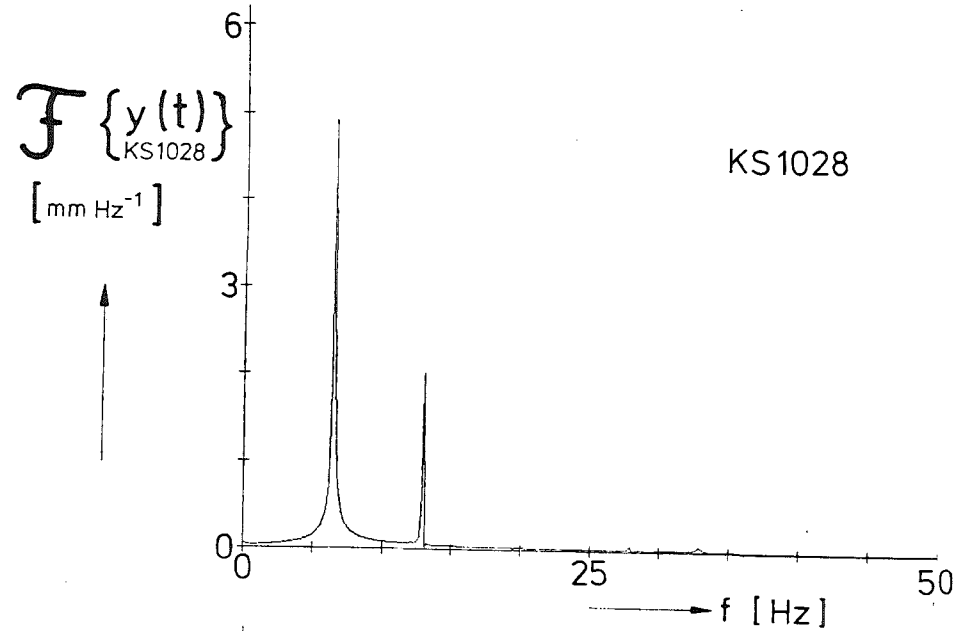
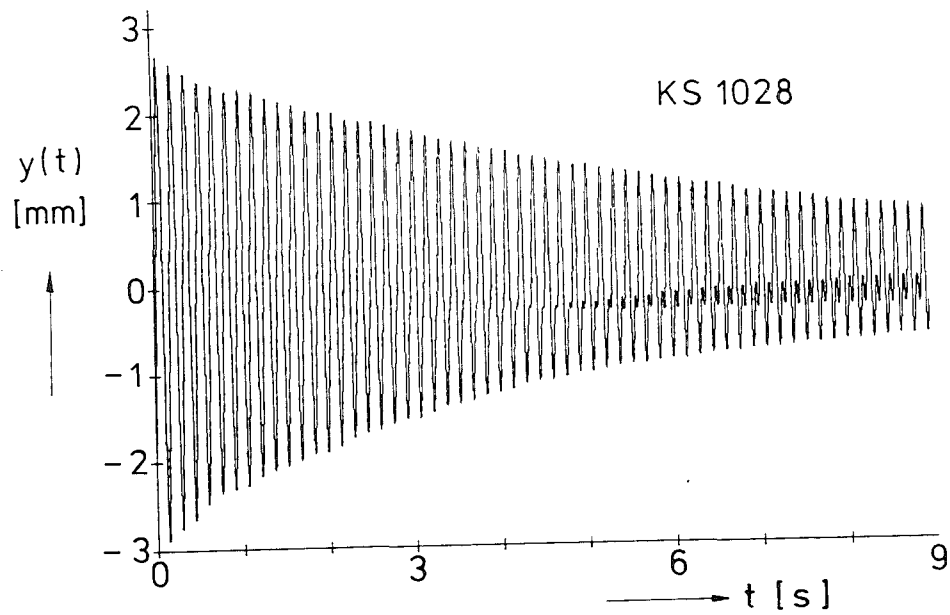


Abb. 7: Frequenzgangfunktionen des Beschleunigungsaufnehmers Typ GA 813



- 4100-19 -

Abb. 8: Typische Meßsignalverläufe und Fourier-Spektren. Snap-back-Versuch V59.2.3

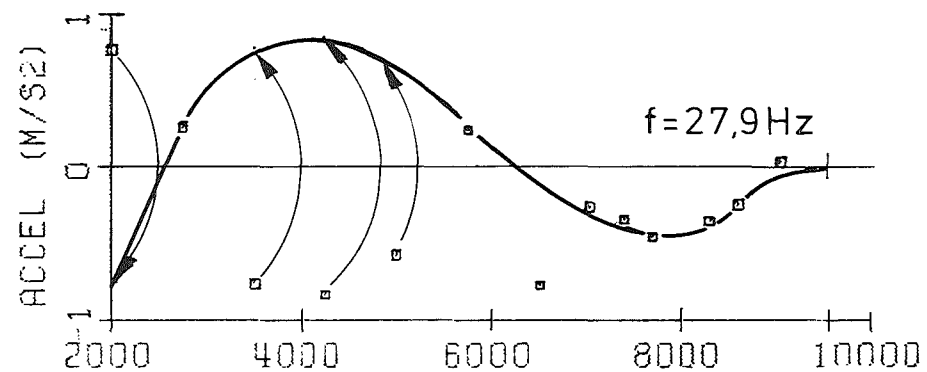
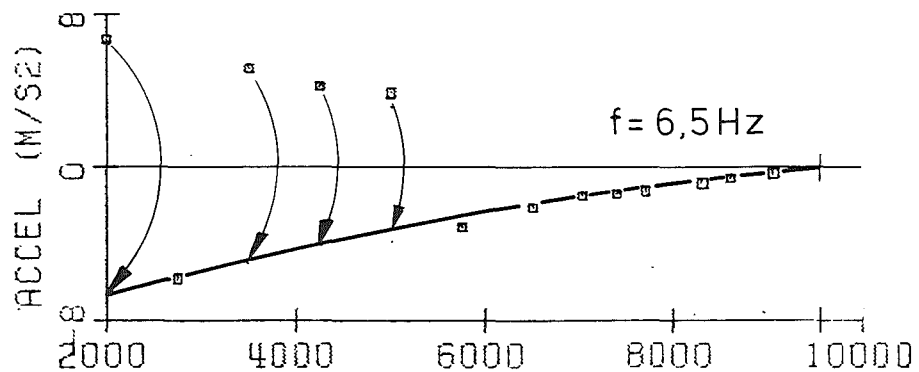
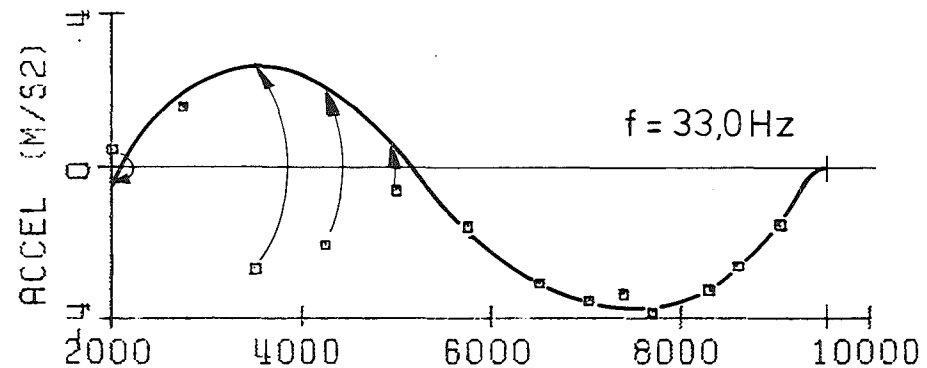
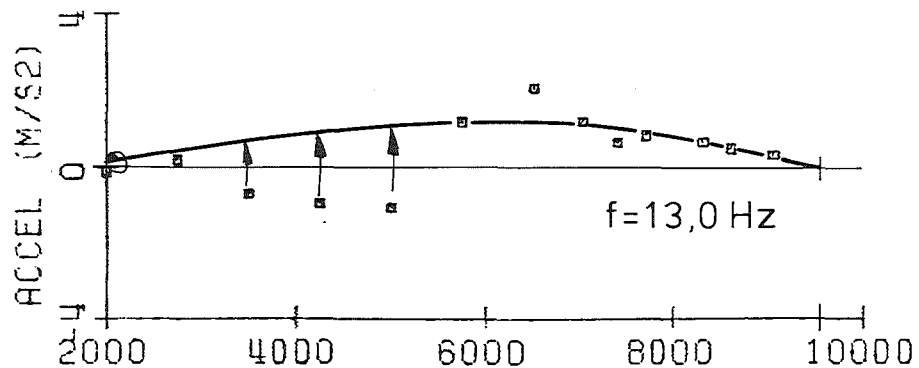
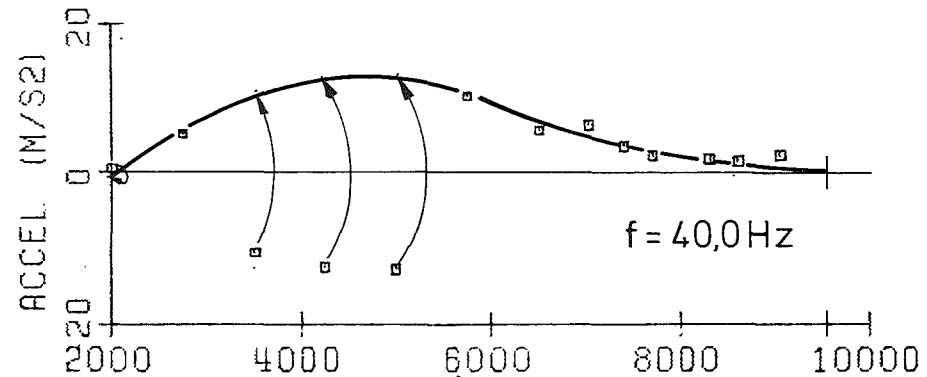
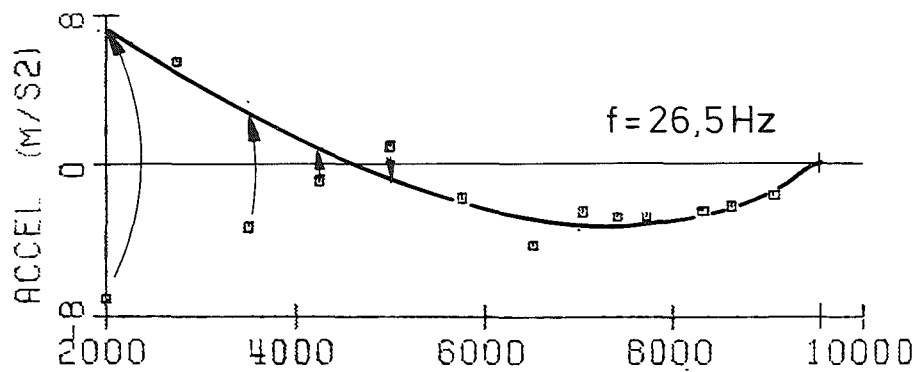


Abb. 9 : Projektionen der Axialmodes des Kernmantels am Umfangswinkel $\varphi = 110^\circ$
 (Versuch - Nr. 59.2.3, Zeitintervall der Auswertung 0,01 - 4,01 s)

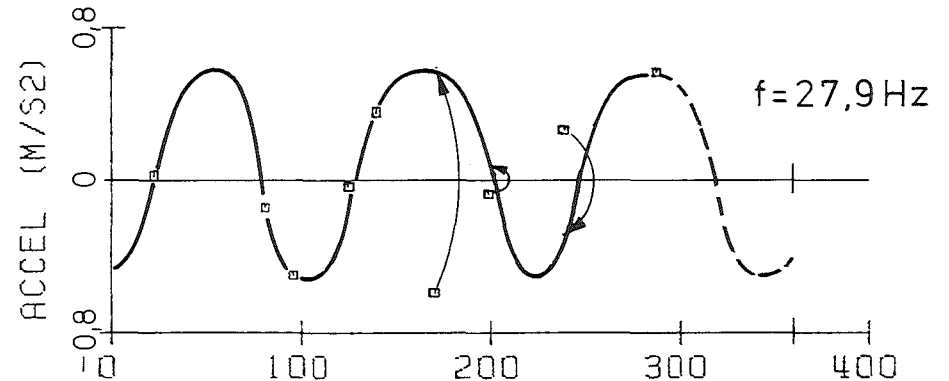
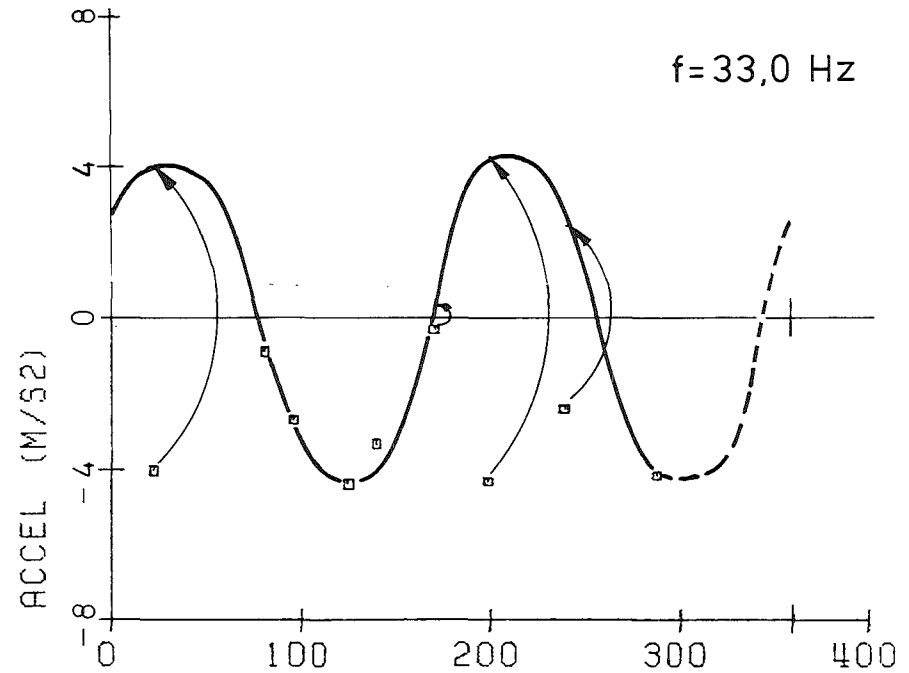
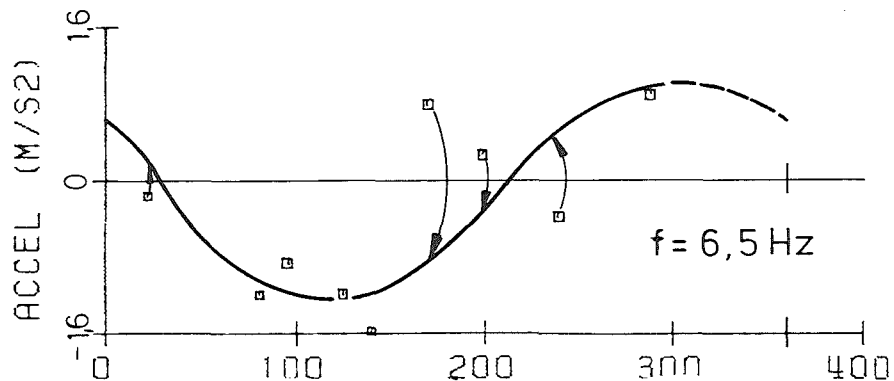
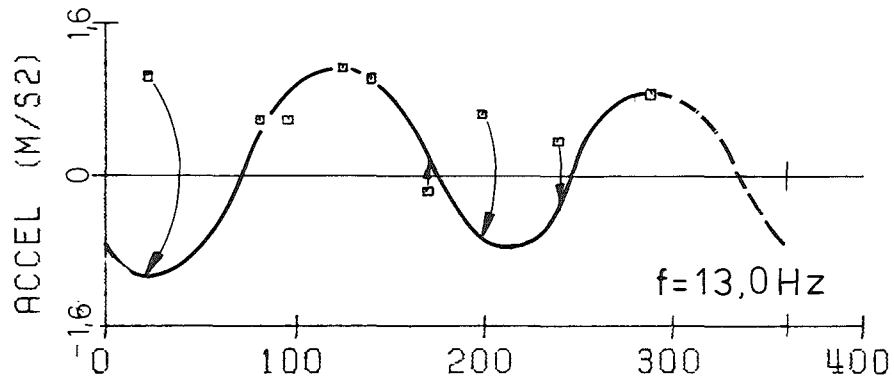
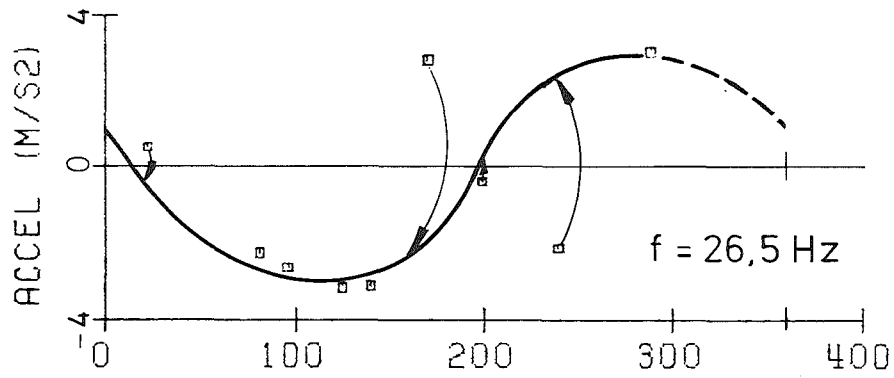


Abb.10: Projektionen der Umfangsmodes des Kernmantels auf der Höhe $z = 8004 \text{ mm}$
 (Versuch-Nr. 59.2.3, Zeitintervall der Auswertung 0,01 - 4,01 s)

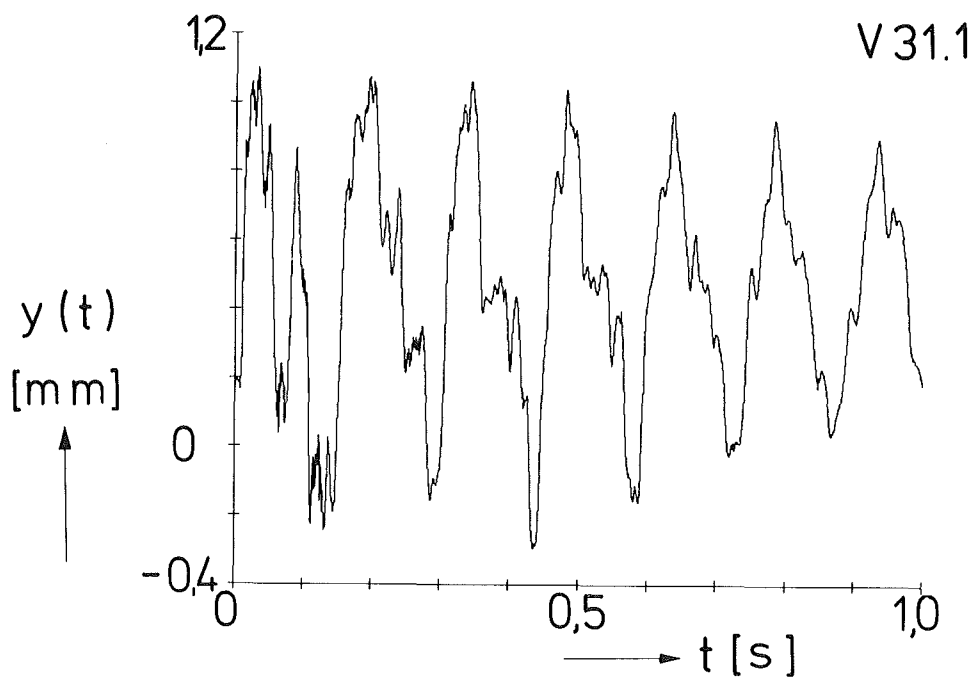
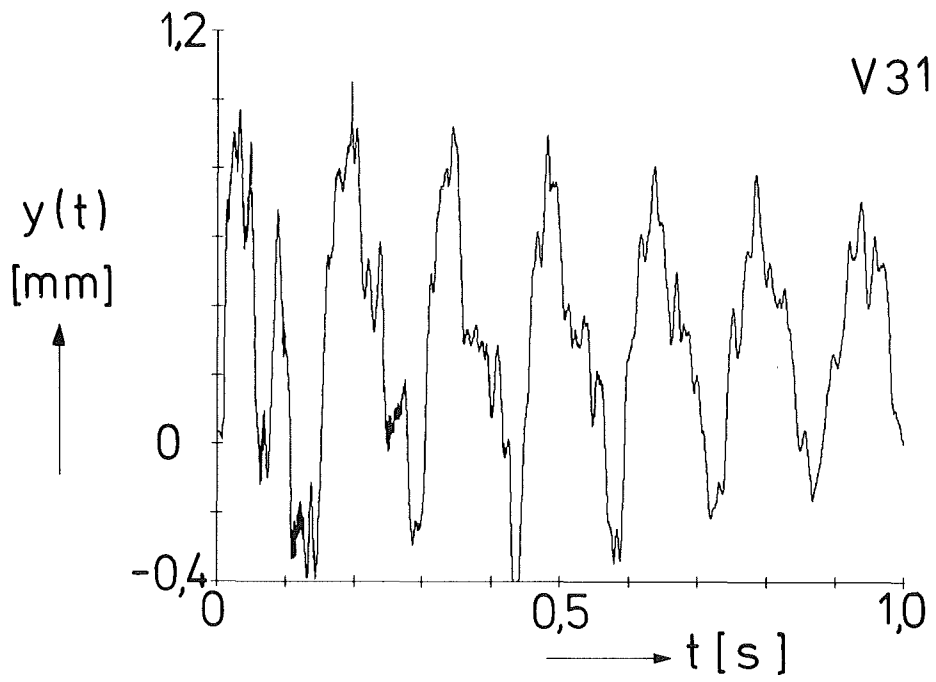


Abb.11: Zeitverlauf der an der Meßstelle KS 1024 gemessenen Auslenkung $y(t)$

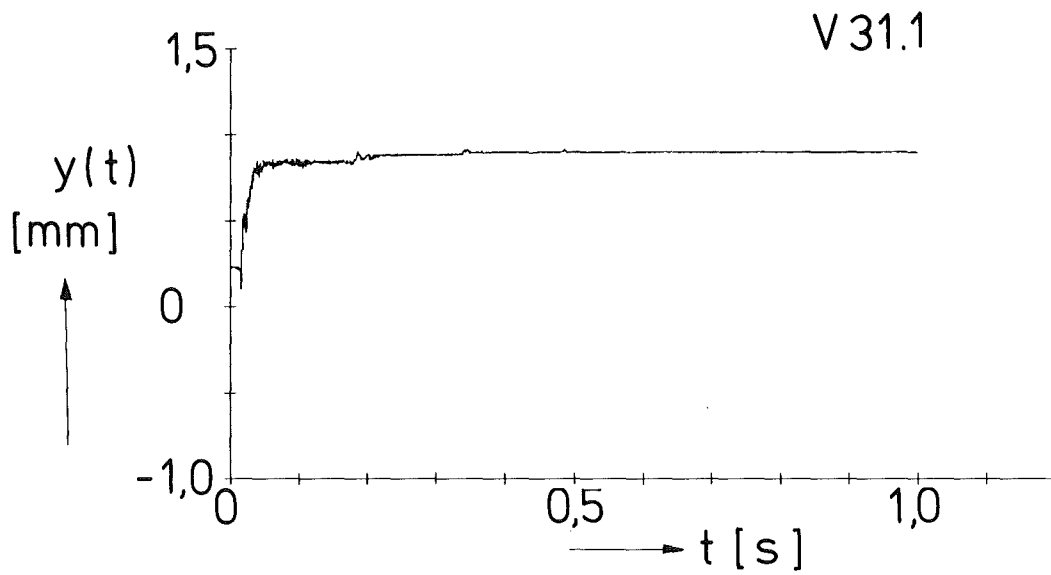
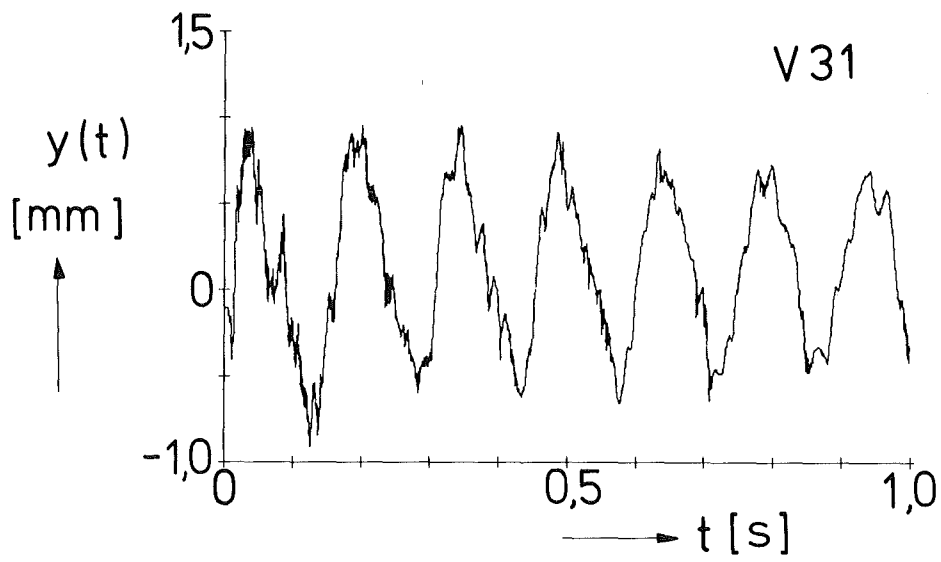
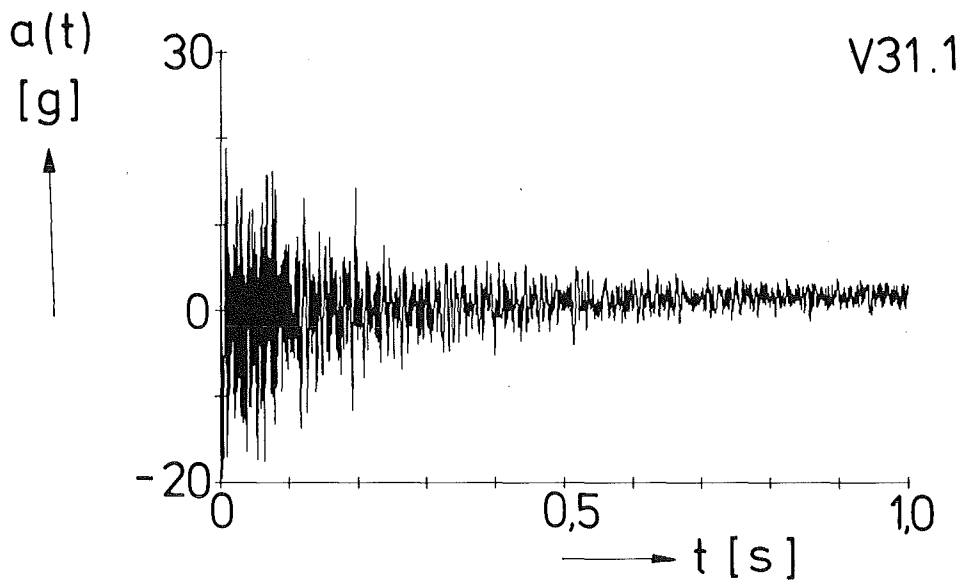
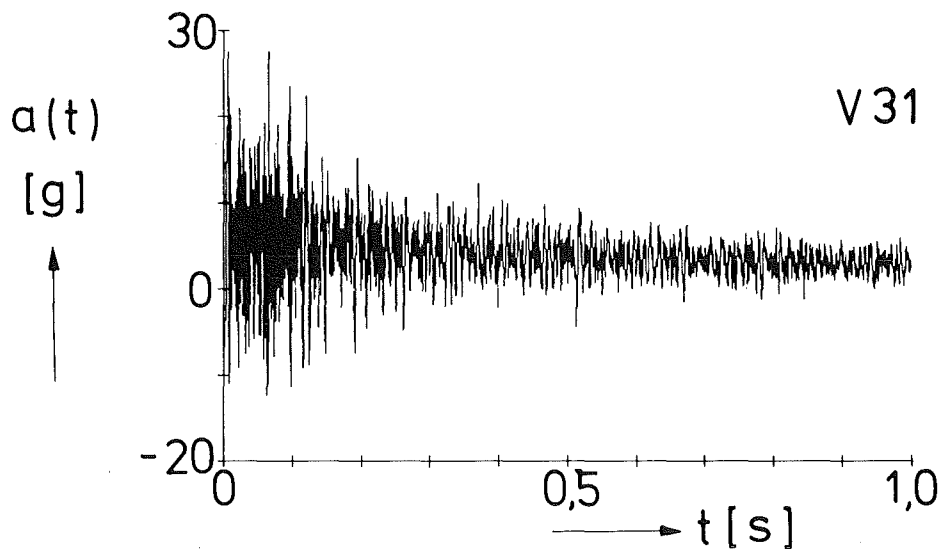


Abb.12: Zeitverlauf der an der Meßstelle KS 1028 gemessenen Auslenkung $y(t)$



KJK

Abb.13: Zeitverlauf der an der Meßstelle KS 1034 gemessenen Beschleunigung $a(t)$

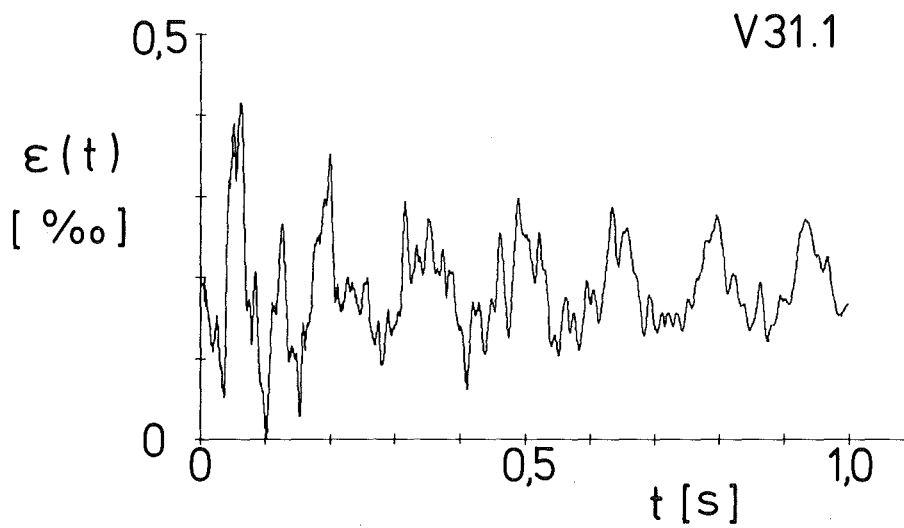
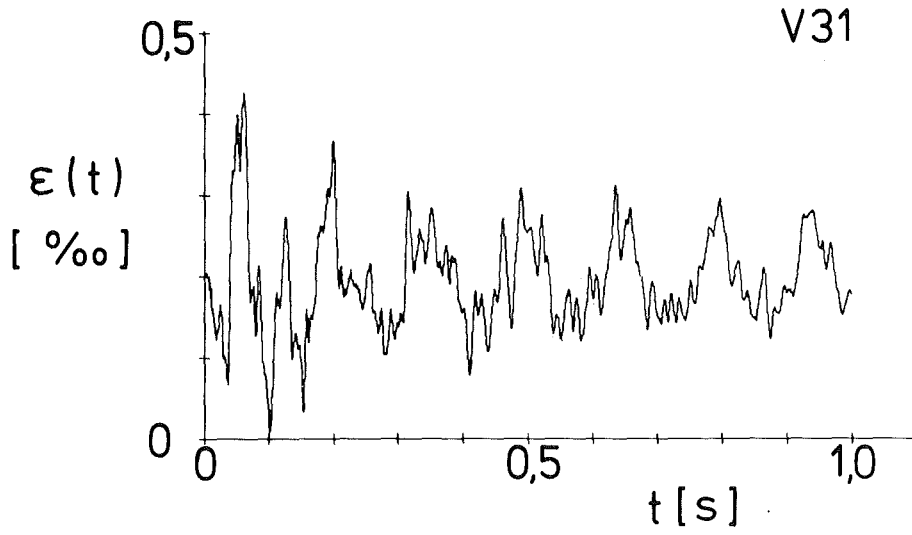


Abb.14: Zeitverlauf der an der Meßstelle KA 3005 gemessenen relativen Dehnung $\epsilon(t)$

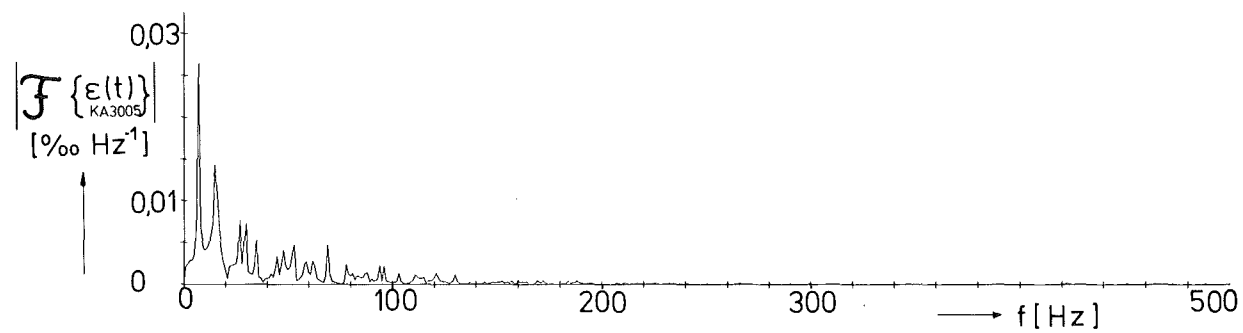
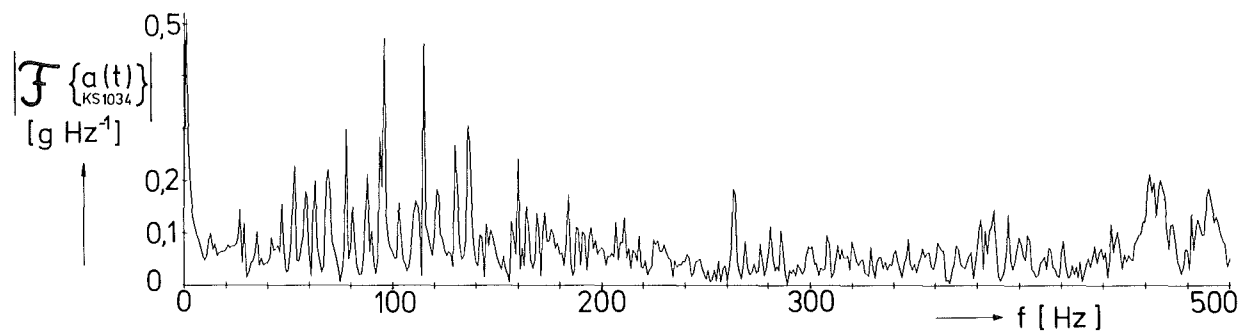
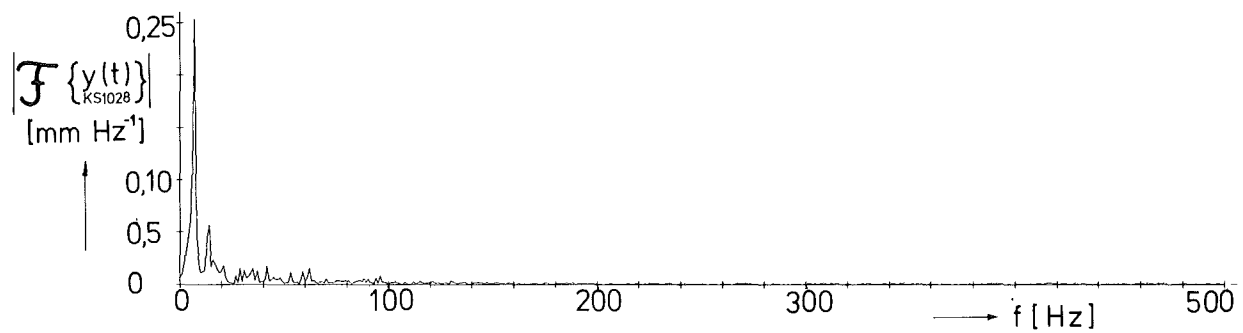
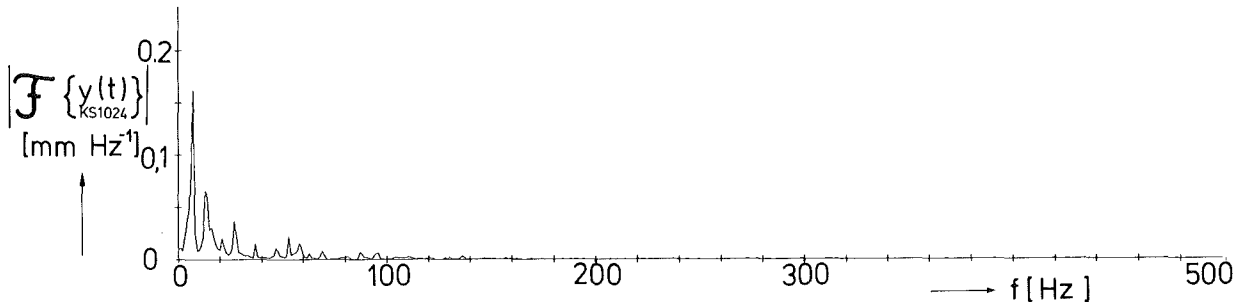


Abb.15: Fourier-Spektrum der an den Meßstellen KS1024, KS1028, KS1034 und KA3005 gemessenen transienten Signale

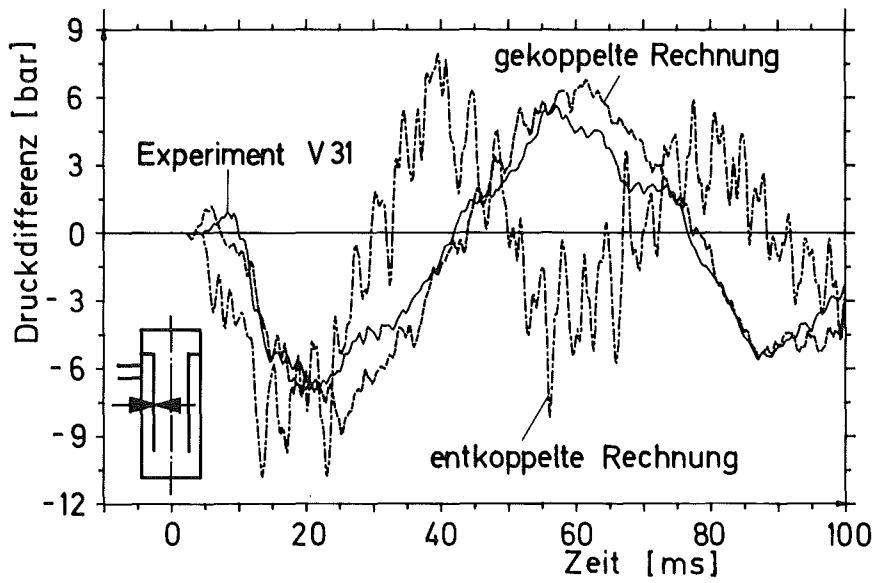


Abb.16: Druckdifferenz am Kernmantel im HDR-Blowdown - Experiment V31.

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

06.01.02/06A Weiterentwicklung und Verifizierung gekoppelter fluid-struktur-dynamischer Codes zur Analyse der dynamischen Spannungen und Verformungen von RDB-Einbauten bei Kühlmittelverluststörfällen in LWR. (E.G.Schlechtendahl, C.Astorquiza, K.H.Bechler, B.Dolensky, F.Eberle, G.Hailfinger, J.Kadlec, F.Katz, H.Knüppel, R.Krieg, A.Ludwig, E.Erb, F.Kedziur, K.H.Lang, W.Olbrich, W.Schattmann, U.Schumann, U. Sutz, E.Wolf; IRE)

1. Einleitung

Bei den Sicherheitsuntersuchungen für Druckwasserreaktoren wird ein plötzlicher Bruch der Primärkühlwasserleitung am Reaktoreinlaßstutzen angenommen. Die dabei auftretenden dynamischen Beanspruchungen der Reaktortankeinbauten dürfen die Abschaltbarkeit und Nachkühlbarkeit des Reaktors nicht in unzulässiger Weise beeinträchtigen. Für diesen Nachweis sollen verbesserte Rechenmodelle entwickelt werden, die eine Abschätzung der Sicherheitsreserven bei heute üblichen Auslegungsmethoden gestatten.

Zur Überprüfung der Rechenmodelle werden am stillgelegten HDR-Reaktor Blowdown-Versuche im wirklichkeitsnahen Maßstab durchgeführt (siehe 06.01.01). Im Vordergrund der Untersuchungen stehen dabei die Belastungen des Kernmantels durch die Drucklasten in der Anfangsphase des Blowdowns.

2. Übersicht über die Arbeiten

In diesem Vorhaben werden theoretische Modelle und Rechenprogramme entwickelt, welche die dynamischen Vorgänge in Fluid und Struktur beim Kühlmittelverluststörfall eines DWR beschreiben sollen. Im Mittelpunkt des Interesses steht das dynamische Verhalten des Kernmantels aufgrund der im Kühlmittel laufenden Druckwellen. Arbeiten früherer Jahre hatten gezeigt, daß in diesem Fall Fluid und Struktur gekoppelt behandelt werden müssen und daß eine mehrdimensionale Modellierung angezeigt ist. Dagegen erscheint es gerechtfertigt, das unterkühlte Wasser im Reaktordruckbehälter als Fluid konstanter Schallgeschwindigkeit zu beschreiben, wie dies im Code FLUX / 1 / geschieht. Im Bruchstutzen dagegen muß sicher ein Zweiphasenmodell angesetzt werden, wobei zwischen Gleichgewichtsmodellen (wie in FLUST / 2 / und Nichtgleichgewichtsmodellen (wie in DRIX2D / 3 /) zu unterscheiden ist.

Nachdem die Rechenprogramme zuvor mit älteren (teilweise auch einfacheren) Experimenten verglichen worden waren, konnten 1980 erstmals Ergebnisse aus den HDR-Experimenten zur Überprüfung herangezogen werden (siehe hierzu Vorhaben 06.01.01). Daneben wurden Arbeiten durchgeführt, die vor allem folgenden Zwecken dienten:

- Detailuntersuchungen zur Zweiphasenströmung im Bruchstutzen, veranlaßt durch Unterschiede zwischen den ersten Voraussrechnungen und den Meßergebnissen der HDR-Blowdown-Versuche;
- Weiterentwicklung des FLUX-Modells für die Einbeziehung eines gekoppelten Strukturmodell-Modells des Reaktordruckbehälters auf der Basis des CYLDY3-Codes / 4 /.
- Vertiefung der Theorie der Homogenisierung periodischer Strukturen zwecks Aufstellung eines Modells des Reaktorkerns im Zusammenhang mit dem FLUX-Code. Dieser Punkt wird für DWR-Blowdown-Untersuchungen als wesentlich erachtet.

Während im Zusammenhang mit dem Kernmantel und dem Reaktorkern vor allem Brüche des kalten Stutzens untersucht werden, ist für die Beanspruchung der Kernstützen im oberen Plenum ein Bruch des heißen Stutzens von größerem Interesse. Auch hierzu wurden einige Arbeiten mit dem Programm SING1 / 5 / durchgeführt. Darüberhinaus wurde in Abstimmung mit Kernkraftwerksherstellern und Gutachtern mit der Anwendung der Programme auf in Genehmigungsverfahren aktuelle Probleme begonnen. Ein speziell für diesen Interessentenkreis veranstaltetes Seminar stieß auf lebhaftes Interesse.

2.1 Kontinuumsmodell des Reaktorkerns

Die Theorie zur Fluid-Struktur-Wechselwirkung der vielen Brennstäbe im Kern mit dem Fluid durch ein homogenisiertes Kontinuumsmodell / 6 / wurde vertieft. Dabei konnten Modelle abgeleitet werden, die die Berechnung der Trägheitskopplung dieses Gemisches (Stäbe und Fluid) in expliziter Form erlauben. Insbesondere wurde der allgemeine Zusammenhang zwischen der tensoriellen effektiven Dichte eines derartigen mit Schlupf strömenden Gemisches und den anisotropen Schallgeschwindigkeiten bestimmt. Es wurde gezeigt, daß diese Größen direkt von einem einzelnen Tensor virtueller Dichten abhängen. Diese Ergebnisse sind allgemein für Zweiphasenströmungen relevant. Zur weiteren Absicherung der verwendeten Annahmen wurden Rechnungen mit eigens entwickelten Finite-Elemente-Modellen für die Strömung in einem Bündel begonnen.

Zur experimentellen Überprüfung dieses Kontinuumsmodells sind zudem Laborexperimente geplant. Untersucht wird das Schwingungsverhalten von Stabsystemen in einer

Fluidumgebung. In einem ersten Schritt werden Versuche mit einem Doppelpendel durchgeführt, das einer analytischen Berechnung zugänglich ist. Diese Versuche dienen neben der Abstützung der Theorie vor allem zur Erprobung der Versuchs- und Meßtechnik. In einem zweiten Schritt wird dann eine Vielstabgeometrie untersucht. Ein Schwingungsprüfstand sowie eine Doppelpendelanordnung sind inzwischen erstellt. Außerdem wurden verschiedene Wegmeßsysteme erprobt. Begleitend zu diesen experimentellen Arbeiten wurde eine umfassende Fehleranalyse durchgeführt.

Neben den Brennelementbündeln stellen die Gitterplatten wichtige Komponenten innerhalb des Reaktordruckbehälters dar. Zur transienten Strömung inkompressibler Fluide durch Gitterplatten wurden nach Sichtung der Literatur Rechnungen mit dem früher entwickelten Programm REMAC und Überlegungen zur Konzeption geeigneter Experimente durchgeführt.

2.2 Anwendungen des Zweiphasencodes DRIX2D

Ein wesentliches Ergebnis des Vergleichs der ersten HDR-Blowdown-Versuche mit den Vorausrechnungen war die Erkenntnis, daß die Druckwellenausbreitungsvorgänge im Bruchstutzen sehr wichtig sind. Die Druckwellen klingen im Versuch rascher ab als mit FLUX oder mit DRIX2D vorausberechnet wurde. Zur Klärung dieser Vorgänge wurden mit DRIX2D eine Reihe von Detailuntersuchungen durchgeführt. Danach sind weder Details der Mündungsgeometrie noch unterschiedliche Verdampfungs- und Kondensationskoeffizienten für das Abklingen verantwortlich. Weitere Arbeiten zur Klärung dieser Vorgänge sind daher nötig.

Der Code DRIX2D wurde versuchsweise auch auf eine Fragestellung bei kleinen Lecks angewandt: die Phasentrennung bei verzweigter Rohrströmung. Parallel zu Experimenten im IRB wurde eine T-förmige Verzweigung einer Wasser-Luft-Strömung berechnet. DRIX2D gab die Phasentrennung durch einen Totwasserwirbel in der Abzweigung gut wieder (Abb.1).

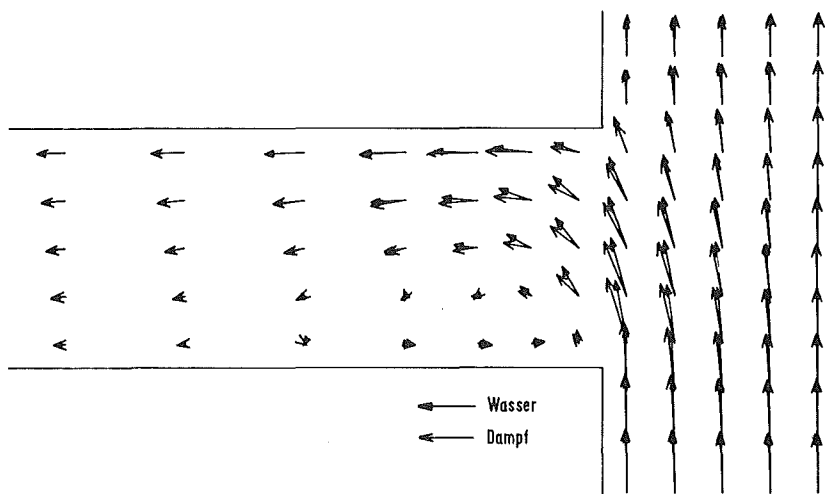


Abb.1: Bildung eines Zweiphasen-Totwasserwirbels mit Schlupf in einer Verzweigungsströmung (offen Pfeile: Dampfgeschwindigkeit, geschlossene Pfeile: Flüssigkeitgeschwindigkeit).

2.3 Untersuchungen zu den Kernstützen

In diesem Jahr wurden auch Rechnungen zu den Blowdown-Beanspruchungen bei einem Primärrohrleitungsbruch am Auslaßstutzen in Angriff genommen. Im Mittelpunkt stehen hier die dynamischen Biege-Beanspruchungen der Core-Stützen (Steuerstabführungsrohre) im oberen Plenum. Es wurde angenommen, daß am Auslaßstutzen der Druck schlagartig auf den Sättigungswert abfällt, während an den Gitterplatten der Betriebsdruck noch für eine kleine Zeit aufrecht erhalten wird. Abschätzungen ergaben, daß in der Anfangsphase sowohl die Fluidviskosität als auch die Fluidkompressibilität vernachlässigbar sind. Eine genauere Untersuchung des Einflusses der Fluidkompressibilität ist zur Zeit in Arbeit. Unter diesen und einigen anderen Annahmen wurde die stark transiente, dreidimensionale Umströmung und Belastung der Core-Stützen mit Hilfe eines Randintegralverfahrens (Computerprogramm SING1) berechnet. Die bei diesem Verfahren benutzte Oberflächendiskretisierung, so wie die Anordnung der Core-Stützen ist in Abb.2 zu sehen. Die ermittelten Biegespannungen in den Corestützen erreichen in einigen Fällen die Fließspannung.

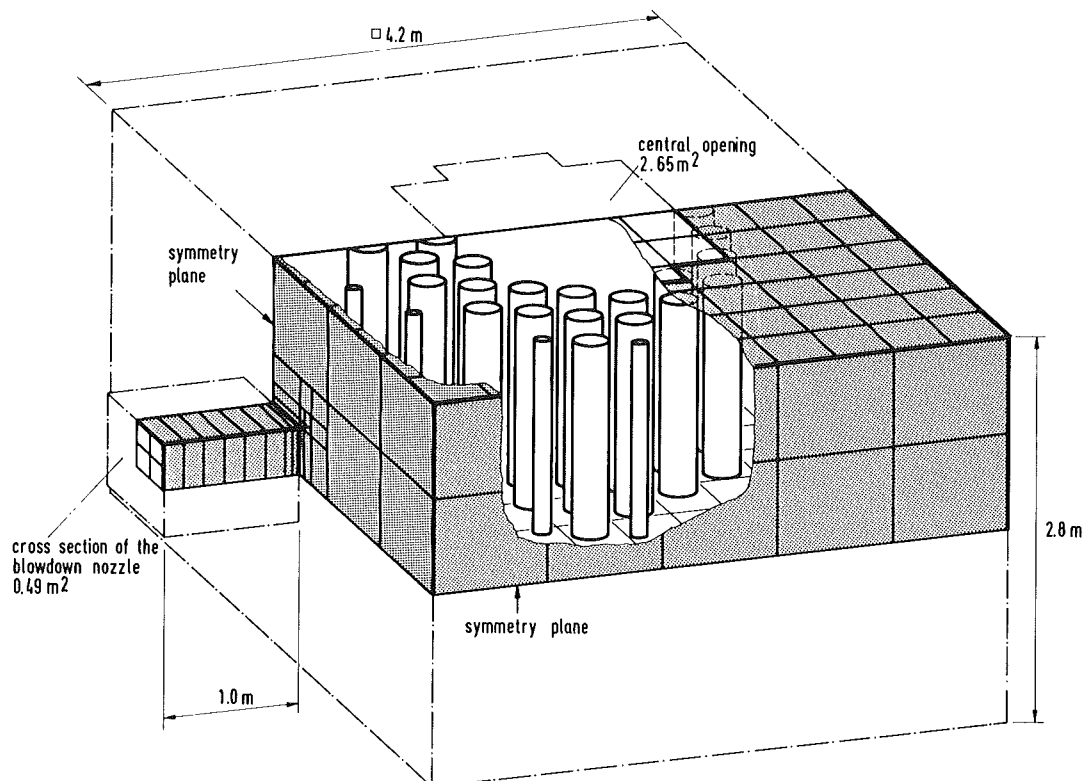


Abb.2: Randdiskretisierung für das Rechenprogramm SING1 zur Untersuchung der Anlaufströmung beim Blowdown aus dem heißen Stutzen. Erfasst ist ein Viertel des oberen Plenums eines DWR.

2.4 Arbeiten zum numerischen Verfahren der ICE-Technik

Zur Klärung des Einflusses numerischer Verfahren auf die Lösung fluiddynamischer Probleme wurde eine weit verbreitete Methode (die ICE-Technik) eingehend untersucht. Folgende allgemein gültige Ergebnisse wurden gefunden: Hauptursache für die starke numerische Dämpfung in ICE ist die vollimplizite Behandlung von Schallausbreitungsvorgängen. Durch Senkung des Implizitheitsgrades lassen sich bei gleichen Stabilitätseigenschaften die Ergebnisse stark verbessern, wenn nur kleine konvektive Geschwindigkeiten auftreten. Bei Problemen mit konvektiven Geschwindigkeiten nahe der Schallgeschwindigkeit ist die ICE-Technik generell ungeeignet. Bei allen Problemen mit einem kritischen Massenstrom genügt es nicht, den engsten Strömungsquerschnitt als Rand des Modells zu betrachten; vielmehr muß der engste Querschnitt noch innerhalb des Modellbereiches liegen.

3. Detailuntersuchungen zu den RS16B-DWR5-Experimenten mit den Programmen FLUX und DRIX2D

3.1 Einleitung

Solange noch keine HDR-Blowdown-Experimente vorlagen, war das RS16B-DWR5-Experiment der größte und der Realität am nächsten kommende Versuch, der für die Überprüfung der Rechenprogramme herangezogen werden konnte. Bei Nachrechnungen / 1,7 / der RS16B-DWR5-Experimente von Battelle / 8 / mit FLUX / 1 / wurde festgestellt, daß eine gute Übereinstimmung zwischen Rechnung und Messung gefunden wird, wenn der Parameter f_{damp} im FLUX-Reibmodell (Definition siehe / 1 / , §A1.4) mit 0,25 sehr hoch angesetzt wird. Zum Vergleich: für stationäre einphasige Rohrströmung bei hohen Reynoldszahlen wäre $f_{\text{damp}}=0,02$ angemessen.

Rechnungen mit $f_{\text{damp}}=0,05$ zeigten im Vergleich zum Experiment einen zu großen Masserstrom, dadurch bedingt einen zu raschen Druckabfall im Druckbehälter sowie Druckschwingungen bei einer Frequenz von ca. 50 Hz mit relativ hoher Amplitude. Aufgrund der Frequenz ist anzunehmen, daß diese Schwingungen etwas mit Druckwellen zu tun haben, die im Druckbehälter auf und abspringen. Besonders typisch ist hier das Ergebnis für die Druckmeßstelle Nr.90 im Experiment(s. Abb.9§).

Auch Grillenberger hat bei Nachrechnungen der RS16B-Experimente mit DAPSY festgestellt / 9 / , daß eine gute Übereinstimmung zwischen Rechnung und Messung nur zu erzielen ist, wenn im Ringraum und insbesondere auch am Übergang Ringraum - oberes Plenum(kleine Löcher im Kernmantel-Flansch) große Druckverlustbeiwerte angesetzt werden. Er führt diese auf die konstruktiven Gegebenheiten (Löcher im Flansch, in den Ringraum hineinragende Flanschteile am Kernmantel) sowie erhebliche Mengen von Meßkabeln im Strömungsbereich zurück.

Die große Diskrepanz in den berechneten und gemessenen Massenströmen kann allerdings vielleicht auch auf anderen Effekten als Rohrreibung beruhen. Es ist denkbar, daß die Reibkoeffizienten vielleicht nicht die physikalisch sinnvollsten Parameter sind, die man empirisch anpassen sollte. Andere physikalische Effekte, die im FLUX-Modell möglicherweise nur mit wesentlichen Fehlern erfaßt sind, können sein:

- a) eine Strömungseinschnürung am Übergang Ringraum-Stutzen; diese würde eine Verringerung des effektiven Strömungsquerschnittes bewirken.
- b) erhöhte Trägheit des ausströmenden Fluids durch Trägheitsrückwirkung des Fluids im Ausströmbereich auf die Beschleunigung des Fluids im Stutzen. Die Effekte a) und b) besitzen aufgrund des kleinen Länge/Durchmesser-Verhältnisses ($\approx 2,5$) des Stutzens einige Wahrscheinlichkeit.
- c) Zweiphaseneffekte; bisher wurde in FLUX an der Bruchstelle stets der Randdruck p_F gleich dem Sattedampfdruck $p_{S,0}$ gesetzt, der sich bei isentroper Entspannung aus dem unterkühlten Zustand bis zum Sättigungszustand ergibt.
- d) Erhöhte Nachgiebigkeit des Kernmantels (das in / 7 / verwendete ältere CYLDY2-Modell verhält sich zu "starr" und wurde inzwischen durch CYLDY3 / 4 / ersetzt) oder Nachgiebigkeit des Druckbehälters. Eine erhöhte Nachgiebigkeit würde den Druckabfall im Ringraum verringern und die Abgabe von Wellen-Energie an den Innenraum begünstigen.

Da die Effekte a) bis c) vom Zweiphasen-Modell DRIX-2D / 10 / erfaßt sind, war es naheliegend, den Einfluß dieser Effekte mit dem Rechenprogramm DRIX-2D zu untersuchen. Sollten sich hierbei die niedrigen Massenströme und die Verminderung von Druckwellenenergie erklären lassen, so wäre die Erklärung mittels erhöhter Reibung wahrscheinlich falsch. Nun kann DRIX-2D nur zweidimensionale Geometrien abbilden und nurstarre Wände berücksichtigen. Mit DRIX-2D wird daher hier nur der Stutzen mit Ausströmbereich und einem rotationssymmetrischen Modell des Ringraumes und Innenraumes untersucht.

Um die Auswirkungen der genaueren Berechnung des Stutzenbereiches auf das Innere des Druckbehälters zu untersuchen, wurde der von DRIX-2D in der Mitte des Stutzens (axial gesehen) als Querschnittsmittelwert berechnete Druck für Rechnungen mit FLUX als Randwert an der gleichen Stelle vorgegeben. Das Ergebnis wird in Kap. 3.3 berichtet.

Um weitere Einsicht in die Auswirkung der Effekte a), b) und d) zu gewinnen, wurden diese mit dem FLUX-Modell durch Parameteränderungen untersucht, und zwar

- a) durch Verkleinerung des Rohrradius
- b) durch Verlängerung des Stutzens
- c) durch Halbierung des Elastizitätsmoduls des Kernmantels.

Dabei sind die übrigen Parameter der FLUX2-Rechnungen wie bei Fall R2, siehe / 1 /, Tabelle 1-3. Die Nachgiebigkeit der Druckbehälterwand bei quasistatischen Verformungen im "Kesselmode" verändert die Schallgeschwindigkeit im Ringraum von nominal 1070m/s um ca.6% auf 1009m/s. Dieser Effekt ist klein. Er wurde nicht weiter berücksichtigt.

3.2 DRIX-2D, Modell und Ergebnisse

3.2.1 Die Modellgeometrie

Zur Approximation der Modellgeometrie bieten sich entsprechend den Fähigkeiten von DRIX-2D / 10 / zwei Möglichkeiten an:

- 1) Geometrie in achsenparallelen Koordinaten (kartesisch)
- 2) Geometrie in rotationssymmetrischen Koordinaten (zylindrisch)

Die Verwendung des zylindrischen Modells hat den Vorteil, den Stutzen mit seinem kreisförmigen Querschnitt und die Öffnung an der Bruchstelle naturgetreu darzustellen. Von Nachteil ist dabei, daß Ringraum, Kernmantel und Innenraum als zylinderförmige Scheiben dargestellt werden, d.h. es können weder die axial noch azimuthal laufenden Wellen im Ringraum richtig erfaßt werden. Da Ziel der Rechnung war, Ergebnisse für den Stutzenbereich zu erhalten, wurde die Rechnung mit dem zylindrischen DRIX-2D-Modell durchgeführt. Ringraum und Innenraum werden dabei lediglich dem Volumen nach richtig wiedergegeben. Abb.3 stellt das Modell dar. Außer im Bruchstutzen wurden bei der Rechnung alle Wände als reibungsfrei angenommen.

Zur Durchführung der Rechnung ist folgendes zu bemerken: Die Anfangstemperatur wird wie in / 5 / in Stutzennähe als konstant angenommen. Dies stimmt mit dem experimentellen Befund überein / 3 /, wonach die Temperatur im Stutzen für die ersten 40 msec ungefähr konstant bleibt. Eine gemittelte Anfangstemperatur von 553K wurde aus / 1,8 / entnommen. Es wurde mit einem Zeitschritt von $5 \cdot 10^{-5}$ sec gerechnet. Damit dürfen im kleinsten Gitterintervall Geschwindigkeiten bis zu 200 m/sec auftreten, ohne daß Instabilitäten zu erwarten sind.

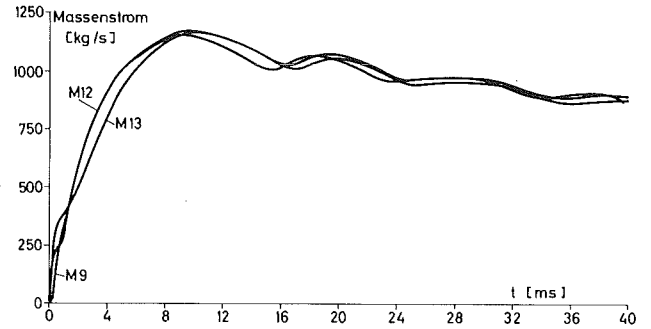


Abb.3: Modellierung des RS16B-DWR5-Stutzens mit DRIX-2D

Abb.4: Mit DRIX-2D berechnete Massenströme im RS16B-DWR5-Stutzen

3.2.2 Ergebnisse

Der Massenstrom

Abb.4 zeigt den gemittelten Massenstrom für 3 Querschnitte im Stutzen, einmal in der Nähe des Stutzeneinganges (M9) und zweimal beim Stutzenende (M12 und M13). Variation der Randbedingung an der Bruchstelle und Änderung des Reibfaktors (loofach) zeigten wenig Einfluß auf den Massenstrom im Stutzen. In allen Fällen zeigte der gerechnete Massenstrom gegenüber dem gemessenen starke Abweichungen:

Massentrom/kg/s/	gemessen	berechnet (DRIX-2D)	berechnet (FLUX)
Maximalwert	975	1150	1294
nach 40 ms	550	850	484

Tabelle 1: Massenstrom bei RS16B-DWR5. Vergleich Messung (Rechnung)

Dies verdeutlicht Abb.5. Hier wurde der gemessene (/ 8 /, Bild 30) zusammen mit dem berechneten Massenstrom aufgetragen. Eine weitere Kurve zeigt einen Massenstrom, der in der Nähe des Stutzenrandes ermittelt wurde. Er wurde so umgerechnet, als ob er für den ganzen Querschnitt gültig wäre. Die Tatsache, daß diese Kurve weitgehend der gemessenen entspricht, legt die Vermutung nahe, daß die Messung mit einem Rand-Dragbody durchgeführt wurde, eine entsprechende Skalierung für den Querschnitt passend jedoch nicht erfolgte.

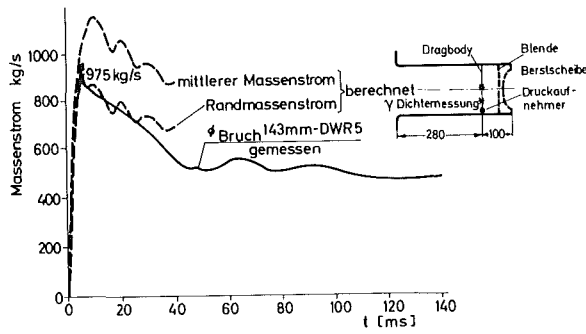


Abb. 5: Vergleich des gemessenen und des mit DRIX-2D berechneten Massenstromes für RS168-DWR5

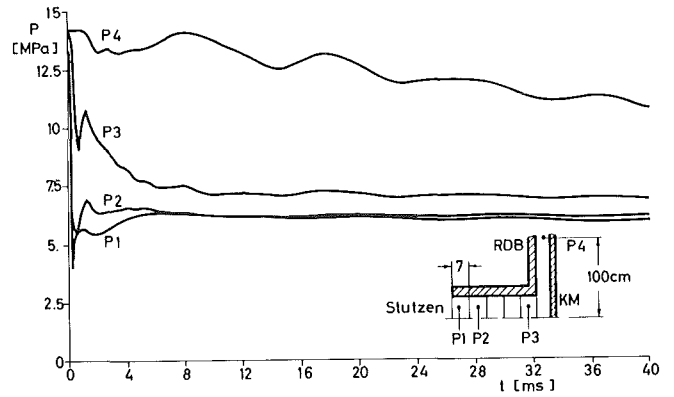


Abb. 6: Mit DRIX-2D berechnete Druckverläufe bei RS16B-DWR5

Druckverläufe

In Abb. 6 ist der Druckverlauf über 40 msec für vier Meßstellen, deren Lage skizziert ist, dargestellt. Am Stutzenaustritt (P1 und P2) sinkt der Druck unter den Sattedampfdruck und pendelt sich auf diesen nach etwa 8 msec ein. Im Stutzen entwickelt sich ein Druckgefälle von 10 bar (P3). Mit der vierten Meßstelle (P4) wurde versucht, die Messung 1,50 m unterhalb des Bruchstutzens im Ringraum (Meßstelle 90, Abb. 7) zu simulieren. In DRIX-2D wurde wieder mit den zylindrischen Volumenverhältnissen umgerechnet, so daß hier diese Meßstelle nur einen Meter Abstand vom Bruchstutzen hat. Der Vergleich mit der Messung (Abb. 7, Kurve 90 und P4) zeigt an dieser Stelle erwartungsgemäß größere Abweichungen. Anders ist es im Stutzenaustritt (Kurve 99 und P2). Hier wurde ein ähnliches Minimum berechnet wie gemessen. Daß es breiter ist, ist zum Teil auf die Tatsache zurückzuführen, daß bei der Rechnung durch die grobe räumliche Diskretisierung mit einer Maschenbreite von 7 cm der Mittelwert des Meßwertes in der Umgebung der Meßstelle 99 dargestellt wird.

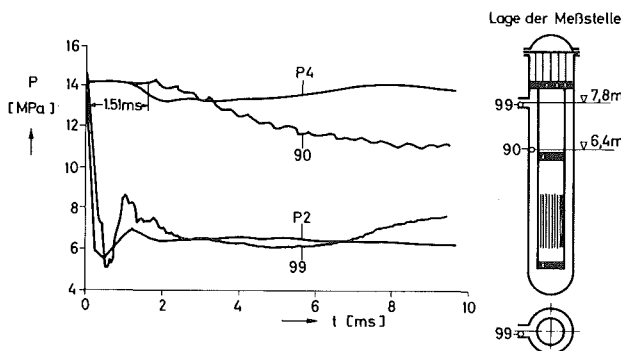


Abb. 7: Druckverläufe bei RS16B-DWR5. Vergleich Messung und Rechnung mit DRIX2D

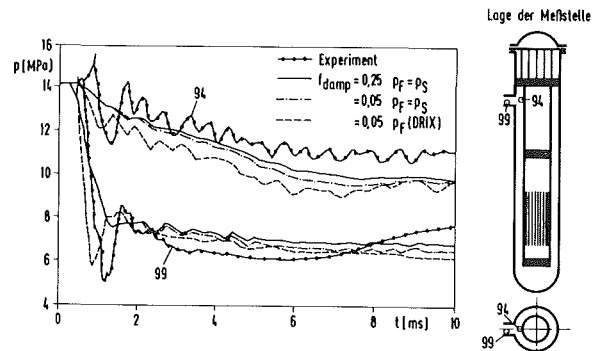


Abb. 8: Druckverläufe bei RS16B-DWR5. Vergleich Messung und Rechnung mit FLUX.

3.3 FLUX, Modell und Ergebnisse

Mit FLUX wurden 8 Fälle gerechnet, die bis auf wenige Parameter mit denen des Falles R2 übereinstimmen, der in / 1 / beschrieben wurde. Die variierten Parameter sind in Tabelle 1 angegeben. Die Ergebnisse der Rechnung sind für wenige Druckmeßstellen (99, 94, 90, siehe Abb.8 und 13) in den Abb.8 bis 13 als Funktion der Zeit t aufgetragen.

Fall	Randwert P_F	Rohrradius R_s / mm /	Stutzenlänge L_S / mm /	Elastizitäts- modul E / 10^{11} Pa /	Reibkoeff- fizient f_{damp} /1/
1	P_S	71,5	350	2	<u>0,25</u>
2	P_S	71,5	350	2	0,05
3	<u>P_{DRIX}</u>	71,5	<u>175</u>	2	0,05
4	P_S	<u>63,35</u>	350	2	0,05
5	P_S	<u>57,2</u>	350	2	0,05
6	P_S	71,5	<u>700</u>	2	0,05
7	P_S	71,5	<u>100</u>	2	0,05
8	P_S	71,5	350	<u>1</u>	0,05

Tabelle 2: Mit FLUX2 betrachtete Fälle. Andere Parameter wie in / 1, Fall K2 /. (Unterstrichen sind Abweichungen von Fall 2)

Abb.8 zeigt die berechneten und gemessenen Druckwerte im Stutzenbereich. Man erkennt:

- DRIX-2D gibt das Unterschwingen des Druckes bei etwa $t=1$ ms gut wieder. Dies Unterschwingen ist ein thermodynamischer Ungleichgewichtseffekt, der nun auch bei den HDR-Versuchen deutlich auftrat.
- Nach 2 ms stimmen die mit FLUX2 und DRIX-2D berechneten Druckwerte gut überein.

- Nach 10 ms zeigen alle Rechnungen eine größere Druckabsenkung als die Messung (auch dies wurde beim HDR wieder gefunden).

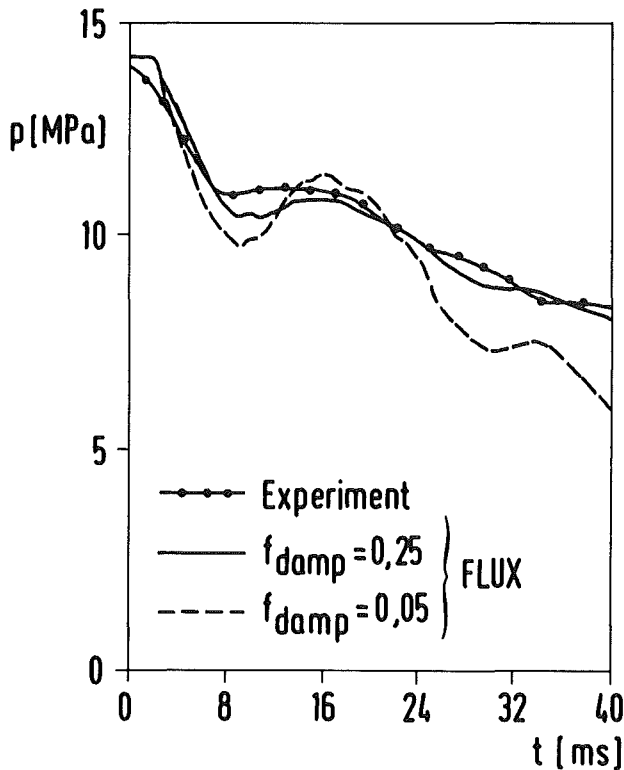


Abb.9: Einfluß des Dämpfungsparameters in FLUX auf den Druckverlauf (Fälle 1 und 2)

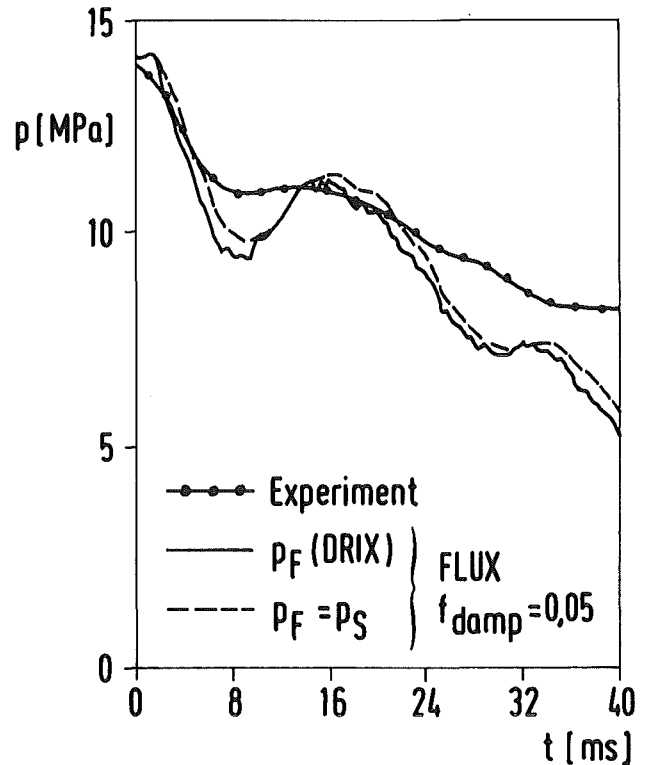


Abb.10: Einfluß der Druckrandbedingung auf den Druckverlauf (Fälle 2 und 3)

Abb.9 zeigt den oben erwähnten Effekt des Dämpfungskoeffizienten f_{damp} . Offenbar kann man mit dem großen Wert $f_{damp}=0,25$ die Messung recht gut wiedergeben. Abb.10 zeigt, daß die Abweichungen, die sich mit $f_{damp}=0,05$ vom Experiment ergeben, nicht durch den verwendeten Druckrandwert p_F erklären lassen. Wenn für p_F das von DRIX ermittelte Ergebnis p_{DRIX} verwendet wird, ergeben sich etwa die gleichen Abweichungen wie bei Verwendung von $p_{S,0}$. Die Übereinstimmung der beiden FLUX-Rechnungen bestätigt im Gegenteil, daß $p_F=p_{S,0}$ eine recht brauchbare Randbedingung ist.

Abb.11 zeigt, daß ein verkleinerter Rohrradius wie erwartet zu einem langsameren Druckabfall führt. Dies ist selbstverständlich eine Folge des verringerten Massenstromes. Die Übereinstimmung ist bei $R_S=0,9 R_{S,0}$ im Mittel am besten; allerdings verbleiben die großen Druckschwingungen, die mit größerer Dämpfung eliminiert werden. Die physikalische Ursache dieser auch bei den HDR-Versuchen erkennbaren

Dämpfung ist noch nicht geklärt. Sie wird im thermischen Nichtgleichgewicht der Zweiphasenströmung vermutet.

Abb.12 zeigt den Einfluß der effektiven Stutzenlänge L_S . Es ist allerdings zu bemerken, daß mit L_S nicht nur die effektive Trägheit des Fluids im Stutzen sondern auch die wirksame Reibfläche verändert wird. Mit $L_S=2L_{S,0}$ ist die Übereinstimmung sowohl in Bezug auf die Druckabsinkgeschwindigkeit als auch bezüglich der Druckschwingungen deutlich besser als mit $L_S=L_{S,0}$. Eine Verkürzung des Stutzens führt im Modell zu einer deutlichen Verstärkung des Unterschwingens. Man beachte, daß mit $L_S=2L_{S,0}$ der Druckabfall insbesondere bis zu 8 ms gut mit dem Meßsignal übereinstimmt. Ein Einfluß der Trägheit des Fluids im Ausström-bereich ist damit nicht auszuschließen.

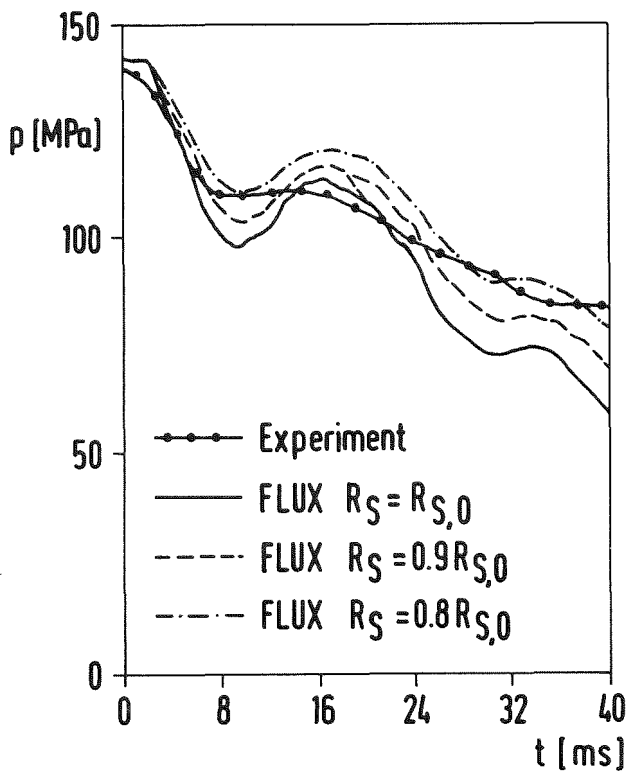


Abb.11: Einfluß einer Strömungseinschnürung, simuliert durch Änderung des Rohrradius, auf den Druckverlauf (Fälle 2, 4, 5)

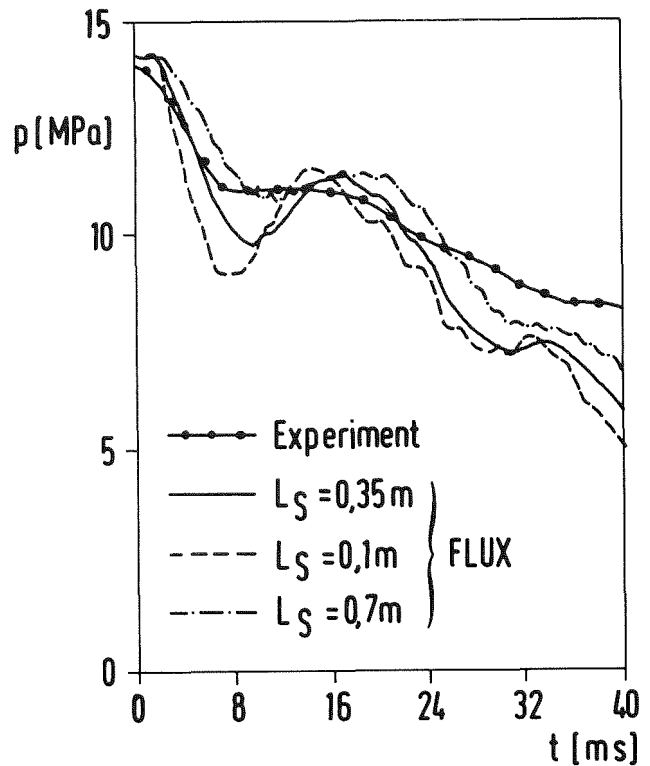


Abb.12: Einfluß der Stutzenlänge auf den Druckverlauf (Fälle 2, 6, 7)

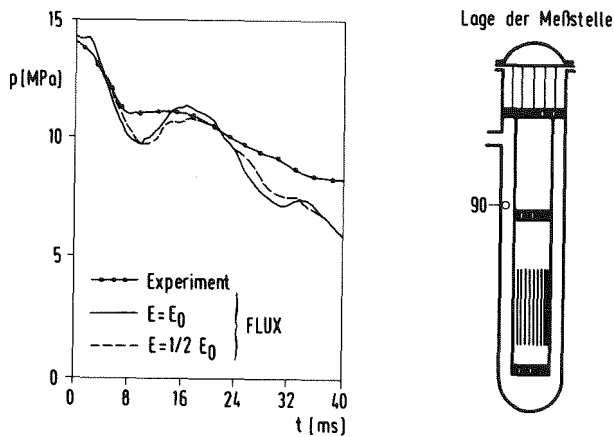


Abb.13: Einfluß der Kernmantelsteifigkeit auf den Druckverlauf (Fälle 2 und 8)

Abb.13 zeigt, daß ein weicherer Kernmantelmodell den Druck nur geringfügig beeinflusst. Allerdings geht der Einfluß einer Verringerung der Kernmantelsteifigkeit in die "richtige" Richtung. Die im Fall 3, d.h. unter Verwendung des DRIX-Rand-Druckwertes mit FLUX berechneten Massenströme weichen erheblich von den DRIX-Ergebnissen ab, wie Tabelle 1 zeigt. Diese Abweichungen sind schwer zu erklären. Man sollte meinen, daß die Ausströmung bei gleicher treibender Druckdifferenz im Falle von reibungsfreier Strömung zumindest im stationären Zustand gleich sein sollten. Die Abweichungen sind eventuell eine Folge unterschiedlicher Trägheit des Fluids im Ringraum, wenn nicht auch hier die stärkere numerische Dämpfung der in DRIX-2D verwendeten ICE-Technik eine Rolle spielt.

3.4 Zusammenfassung

Bei Nachrechnungen des RS16B-DWR5-Versuches mit FLUX hatte es sich gezeigt, daß ein erstaunlich großer Reibkoeffizient erforderlich war, um die Messungen gut wiederzugeben. Es erschien denkbar, daß hier vielleicht an der falschen Stelle ein empirischer Parameter angepaßt wurde. Deshalb wurden Rechnungen mit verschiedenen Rohrradien, Rohrlängen, Kernmantelsteifigkeiten und Druckrandbedingungen durchgeführt. Für den Druck an der Bruchstelle wurde im letzteren Falle entweder der Sattedampfdruck oder das von DRIX-2D errechnete Ergebnis verwendet. Die Ergebnisse zeigen, wie durch verschiedene Änderungen der physikalischen und geometrischen Modellparameter die berechneten Druckverläufe beeinflusst werden. Insgesamt erklären die untersuchten Effekte die Abweichungen nicht vollständig. Die inzwischen vorliegenden HDR-Blowdownversuche bestätigen dies. Sie deuten darauf hin, daß die Ausbreitung der Druckwellen im Zweiphasengemisch - vor allem das Abklingverhalten dieser Wellen - vertiefte Untersuchung erfordert.

L i t e r a t u r

- / 1 / U. Schumann:
Effektive Berechnung dreidimensionaler Fluid-Struktur-Wechselwirkung
beim Kühlmittelverluststörfall eines Druckwasserreaktors - FLUX -.
Kernforschungszentrum Karlsruhe, Report KfK 2645(1979)
- / 2 / G. Enderle:
Compressible flow in arbitrarily connected fluid domains. in: E.H.
Hirschel (Hrsg.): 3 rd GAMM Conf.on Numerical Methods in Fluid Mechanics,
Köln, October 10-12, 1979. Proc. Braunschweig: Vieweg 1980, 88-97
(Notes on Numerical Fluid Mechanics, Vol.2)
- / 3 / H.Mösinger:
Investigation of Blowdown Problems with the Computer Code DRIX-2D.
Nucl.Science and Engineering 76,89-102(1980)
- / 4 / A.Ludwig, R.Krieg:
An Analytical Quasi-exact Method for Calculating Eigenvibrations of Thin
Circular Cylindrical Shells.
Journal of Sound and Vibration 74(1981), in press.
- / 5 / R.Krieg, G.Hailfinger:
Description of internal flow problems by a boundary integral method
with dipole panels. Trans. SMIRT 5, Vol B,1-10(1979)
- / 6 / U.Schumann:
Fluid-Struktur-Wechselwirkung des Kernmantels und der Brennstäbe beim
Kühlmittelverluststörfall.
Atomkernenergie/Kerntechnik 36, 305-310(1980)
- / 7 / U.Schumann:
Analysis of the RS16B Experiment on Fluid-Structure Interactions During
PWR Blowdown.
Proc. 5th.Int.Conf. Structural Mech.Reactor Techn.,Berlin, August 13-17,
1979, paper B6/4
- / 8 / Battelle, e.V. (Frankfurt):
Ergebnisse der ersten DWR-Versuche mit Einbauten (DWR1-DWR5).
Bericht BF-RS 0016B-10-1(1977)

- / 9 / T.Belytschko, U.Schumann:
Fluid-Structure Interaction in Ligth Water Reactor Systems.
Nuclear Eng.Design.60, 173-195(1980)
- / 10 / H. Möisinger:
Zweidimensionale numerische Experimente zur instationären Zweiphasen-
Wasser-Strömung am Beispiel der HDR-Blowdownversuche mit DRIX-2D.
KfK 2853(1979)

06.01.02/07A Laborversuche zur Abstützung von fluid-strukturdynamischen
PNS 4126 Rechenprogrammen zur Beschreibung der Anfangsphase bei Kühlmittelverluststörfällen

E.Erb, K.H.Lang, W.Schattmann, E.Wolf, IRE

Einleitung und Aufgabenstellung

Beim Kühlmittelverluststörfall (Blowdown) von Leichtwasserreaktoren treten Bewegungen der Druckbehältereinbauten auf, die maßgebenden Einfluß auf die Strukturbeanspruchungen haben. Eine wesentliche Rolle spielen dabei das dynamische Verhalten der Struktur und die Fluid-Strukturkopplung. Die dafür, speziell für die Verhältnisse von Druckwasserreaktoren entwickelten Rechen-Codes, die in der Heißdampf-Reaktoranlage in Kahl verifiziert werden, beziehen sich nur auf die Globalstruktur und enthalten bisher kein Modell für die Dynamik des Reaktorkerns. In einer theoretischen Studie [1] wird ein Kontinuumsmodell vorgestellt, das den Reaktorkern als ein Stab-Fluid-Gemisch beschreibt. Die sich darin zwischen den Stäben und dem Fluid ergebende Trägheitskopplung wurde unter der Annahme bestimmt, daß die Stabbewegungen klein sind, die Stäbe sich im Bündel **synchron** bewegen und Randeffekte zur umgebenden Wand nicht auftreten. Diese Theorie gilt ideal für den Fall eines Stabes in einer kreisförmigen Umfassung bei reibungsfreiem Fluid.

Zur Abstützung und Weiterentwicklung der Theorie werden im IRE Laborversuche vorbereitet. Es handelt sich dabei um Schwingungsexperimente von Stabstrukturen in Fluiden, die zum Ziel haben, folgenden Fragenkomplex zu untersuchen:

- Größe der Trägheitskopplungswerte Fluid/Struktur
- Größe der Schwingungsamplituden und Frequenzen, die noch eine lineare Theorie zulassen
- schwingen die Stäbe "synchron"
- Einfluß der Anregungsrichtung auf die Schwingungsbewegung
- Einfluß der Stababstände und der Spalte zur Bündelumfassung auf die Schwingungen.

Experimentbeschreibung

Die Laborversuche werden in zwei Schritten durchgeführt. Im ersten Schritt

werden im wesentlichen die beiden ersten Punkte untersucht. Als Versuchsgeometrie dient eine zylindrische Einzelzelle, die einer analytischen Rechnung zugänglich ist, so daß die Einzelphänomene überschaubarer sind. Diese Versuchsanordnung erlaubt außerdem vorteilhaft die Erprobung der Versuchs- und Meßtechnik. Der zweite Versuchsschritt betrifft dann eine Bündelgeometrie mit variabler Stabzahl und einer Brennelement-ähnlichen Stabanordnung mit quadratischer Umfassung.

Inzwischen sind die Vorarbeiten zur Durchführung des ersten Versuchsabschnittes abgeschlossen. Ein Schwingungsprüfstand und die Einzelzelle wurden erstellt. Außerdem wurden zwei Wegmeßsysteme erprobt und eine Fehlerrechnung durchgeführt [2].

Der Versuchsaufbau ist auf den Abb. 1 und 2 dargestellt. Der Schwingungsprüfstand besteht aus einer schweren Fußplatte mit einem darauf aufgesetzten steifen Gestell, das die jeweils zu untersuchende Versuchsgeometrie aufnimmt. Auf der Fußplatte ist außerdem eine Konsole zur Aufnahme des Schwingungs-Erregerantriebs befestigt. Als Antrieb aggregat dient ein stufenlos regelbarer Elektromotor mit einer Drehzahl-Regelelektronik und einem nachgeschalteten Untersetzungsgetriebe. Um die Rückwirkung des Schwingers auf den Antriebsmotor klein zu halten, ist nach dem Getriebe eine in einem separaten Gehäuse gelagerte Schwungscheibe mit entsprechend großer Drehmasse angeordnet. An der Schwungscheibe ist eine Pleuelstange angeschlossen, die mit ihrem anderen Ende an einer kugelgelagerten Geradföhrung angreift, so daß der Schwinger oszillierend angeregt wird. Das Stangenverhältnis (Hub/Pleuelstangenlänge) $\lambda = r/l$ ist mit Rücksicht auf eine möglichst genaue Einhaltung einer harmonischen Weg-Zeitfunktion an der Geradföhrung $\ll 1$ gewählt. Die Amplitude der Erregung kann durch Verstellung des Hubzapfens an der Schwungscheibe verändert werden.

Der Aufbau der Einzelzelle ist auf Abb. 3 dargestellt. Sie wird gebildet durch ein Doppelpendel, bestehend aus einem äußeren kreiszyklindrischen Rohr (Außenpendel) aus Plexiglas mit oben angeordneter Lagerung und einem darin pendelnd angelenkten kreiszyklindrischen Stab (Innenpendel). Im Ringspalt zwischen den beiden Pendeln befindet sich ein Fluid, das den Kopplungseffekt bewirkt. Das Spalt-Stablängenverhältnis ist bewußt klein gehalten ($H/L \ll 1$), damit das verdrängte Fluid möglichst in Stabquerrichtung verschoben wird. Die dadurch erreichte Vereinfachung besteht darin, daß das System in erster Näherung als 2D-Problem beschrieben werden kann. Eine weitere Vereinfachung ergibt sich durch die sehr reibungsarm ausgeführte Pendella-

gerung, die so ausgeführt ist, daß Außen- und Innenpendel um eine gemeinsame Drehachse schwingen. Dadurch entfällt die mechanische Kopplung zwischen Außen- und Innenpendel, was eine wesentliche Vereinfachung der Differentialgleichungen bedeutet [3]. Die Schwingungsanregung erfolgt am Fuß des Außenpendels. Zur Änderung der Systemeigenfrequenzen sind auswechselbare Schraubenfedern zwischen Innen- und Außenpendel und zwischen Außenpendel und Erregergestänge angeordnet. Die Pendel sind relativ biegesteif ausgeführt. Eine Betrachtung zum Einfluß des Stabbiegeverhaltens hat ergeben, daß bei der höchsten Erregerfrequenz von etwa 5 Hz die Pendelbiegemodes nur geringfügig angeregt sind und die Gesamtdurchbiegung gegenüber der Schwingungsamplitude der starren Pendel vernachlässigbar ist.

Als Versuchsparameter werden variiert:

- Dichteverhältnis ρ_s / ρ (Stab-/Fluiddichte)
- Radienverhältnis R_a / R (R_a = Innenradius des Außenpendels)
(R = Außenradius des Innenpendels)
- Frequenz und Amplitude der Erregung

Gemessen werden:

- Eigenfrequenzen und Amplituden der freien Pendelschwingung
- Amplituden und Phasenlage der erzwungenen Pendelschwingung
- Erregerfrequenz und Erregerkraft.

Wegmessung

Der Wegmessung kommt bei diesen Versuchen eine zentrale Bedeutung zu. Insbesondere stellt sich für das Innenpendel die Forderung, die Wegmessung so durchzuführen, daß eine Störung der Fluid-Bewegung im Hinblick auf den zu untersuchenden Kopleffekt vermieden wird. Deshalb wurden berührungslose Meßeinrichtungen gewählt und inzwischen konnte ein kapazitives und ein induktives Wegmeßsystem mit berührungslosen Wegaufnehmern erfolgreich erprobt werden.

Das berührungslose kapazitive Wegmeßsystem (Fabr. DISA) basiert auf der Frequenzmodulation einer Trägerwelle. Es besteht im wesentlichen aus einem Wegaufnehmer, einem Oszillator und einem Reaktanzwandler [4]. Der Meßaufnehmer und das Meßobjekt bilden einen Kondensator,

dessen Kapazität Teil eines Resonanzkreises ist, der die Oszillatorfrequenz bestimmt. Bei Bewegung des Meßobjektes bewirkt die Kapazitätsänderung eine Änderung der Frequenz, die wiederum durch den Reaktanzwandler in eine Gleichspannung umgewandelt wird. Zur Verstärkung des Meßeffectes kann am Wegaufnehmer eine "Geberelektrode" (zylindrische Metallplatte) und am Meßobjekt eine "Gegenelektrode" angebracht werden. Dies hat jedoch auch Einfluß auf die Linearität der Messung. Eine Beeinflussung der Meßempfindlichkeit und der Linearität ergibt sich andererseits auch durch Veränderung des Ausgangsabstandes "e" zwischen Wegaufnehmer und Meßobjekt und in noch stärkerem Maße durch die Dielektrizitätseigenschaften des in der Meßstrecke befindlichen Dielektrikums.

In Abb. 4 ist der Verlauf der Meßempfindlichkeit bei Änderung des Geberelektroden-Durchmessers (Meßkurven 1 und 2) und des Ausgangsabstandes "e" zum Meßobjekt (Meßkurven 3 und 4) dargestellt. Das Dielektrikum besteht aus Raumluft.

Die Abb. 5 zeigt den Einfluß des Dielektrikums, das jeweils aus einer Plexiglasschicht von ca. 5 mm Dicke und aus Raumluft (Meßkurve 1) bzw. destilliertem Wasser (Meßkurve 2) gebildet wird. Es ist deutlich, daß die hohe Dielektrizitätskonstante des Wassers die Meßempfindlichkeit stark reduziert.

Das berührungslose induktive Wegmeßsystem (Fabr. Dornier) ist eine Weiterentwicklung der weitverbreiteten induktiven Wegaufnehmer mit Tauchanker. Seine Hauptkomponenten bestehen aus einem Wegaufnehmer, einem Oszillator, einer Linearisierung und einem Netzteil. Das Meßprinzip beruht darauf, daß im aktiven Bereich des Wegaufnehmers ein hochfrequentes elektromagnetisches Feld erzeugt wird, das im Meßobjekt Wirbelströme induziert, deren Charakteristik sich mit der Entfernung zum Wegaufnehmer ändert. Die Wirbelströme verursachen eine Feldrückwirkung, die als Meßeffect ausgenutzt wird [5]. Voraussetzung für die Messung sind elektrisch leitende Werkstoffe am Meßobjekt, wobei ferromagnetische Materialien einen optimalen Meßeffect ergeben. Die Wegaufnehmer sind je nach Meßbereich in verschiedene Typen unterschiedlicher Meßempfindlichkeit eingeteilt. Ein wesentlicher Vorteil dieses Meßsystems besteht darin, daß die Änderungen des Dielektrikums von Stoffen wie Luft, Wasser, Glas, Kunststoffe und dgl. die Meßempfindlichkeit praktisch nicht beeinflussen.

Diese Aussage wird durch Messungen bestätigt, die mit dem Dielektrikum Luft

(Abb. 6, Meßkurve 1) bzw. einer Plexiglasschicht von ca. 5 mm Dicke und Wasser (Abb. 6, Meßkurve 2) durchgeführt wurden. Als Meßobjekt diente ein ferritisches Stahlrohr (\emptyset 55 x 2,5) und der Meßbereich des Wegaufnehmers betrug 30 mm.

Eine abschließende Beurteilung der Ergebnisse läßt die Aussage zu, daß im Prinzip beide Meßsysteme für die durchzuführenden Laborversuche eingesetzt werden können, daß jedoch hinsichtlich der spezifischen Eignung wesentliche Unterschiede bestehen.

Das induktive Wegmeßsystem weist folgende Vorteile auf:

- höhere Meßempfindlichkeit
 - bessere Nullpunkt-Stabilität
 - größerer Meßbereich
 - keine Beeinflussung der Meßempfindlichkeit durch Änderung des Dielektrikums, deshalb gut geeignet zur Messung der Bewegung des Innenpendels.
-) Fehler der Reproduzierbarkeit \leq 1 %
(vom Endwert) unabhängig vom Dielektrikum

Diesen Vorteilen steht der Nachteil gegenüber, daß die relativ großvolumigen induktiven Wegaufnehmer für Wegmessungen punktförmiger Strukturbereiche nicht geeignet sind.

Das kapazitive Wegmeßsystem erweist sich hier aufgrund der kleineren wählbaren Radialabmessungen der Wegaufnehmer als anpassungsfähiger. Der Fehler der Reproduzierbarkeit beträgt beim Dielektrikum Luft etwa 2.5% (vom Endwert). Bei Dielektrika mit hoher Dielektrizitätskonstante nimmt die Meßempfindlichkeit stark ab und die Reproduzierbarkeit wird schlechter. Die Messung der Innenpendelbewegung ist deshalb mit diesem Meßsystem nur noch bedingt möglich.

Geplante Weiterarbeit

Im weiteren Verlauf werden die Versuche mit der Einzelzelle durchgeführt und die Ergebnisse mit der Theorie verglichen. Für den Fall, daß sich zwischen Experiment und Rechnung Abweichungen ergeben, können ergänzende Versuche erforderlich werden. Die gewonnenen Erfahrungen werden in die Konzeption der im zweiten Versuchsschritt zu untersuchenden Bündelgeometrie einfließen.

Literatur:

[1] U.Schumann:

Unveröffentlichter Bericht des KfK,
November 1979

[2] K.Klotter:

Technische Schwingungslehre, II. Bd., 2. Aufl., S. 81
"Springer-Verlag Berlin/Göttingen/Heidelberg 1951"

[3] K.D.Tulke:

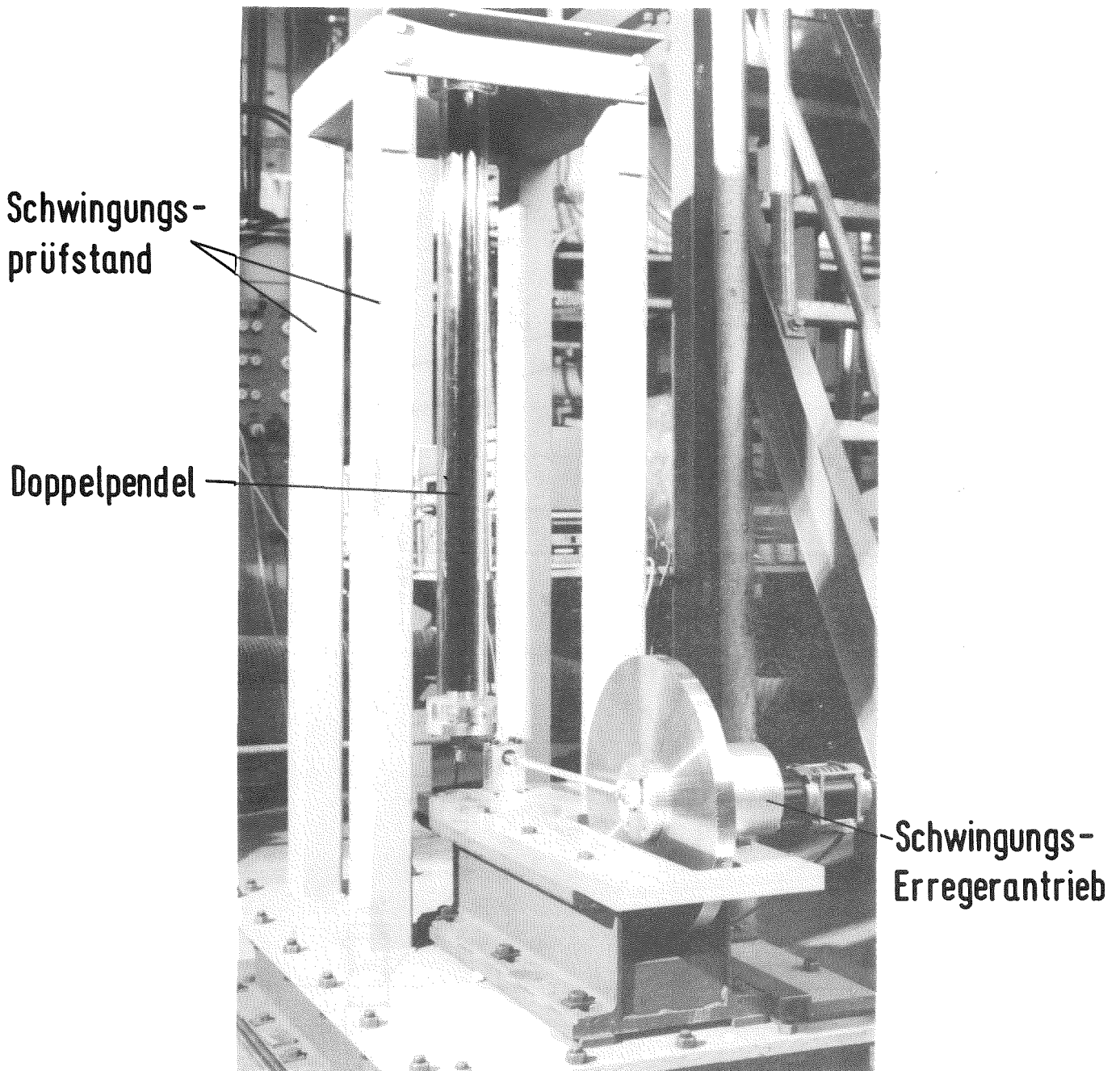
Konzeption eines Schwingungsexperiments zur Fluid/Struktur-Dynamik.
Diplomarbeit am Institut für Reaktortechnik der Universität (TH)
Karlsruhe, Prof. Dr. D. Smidt, November 1980

[4] DISA Elektronik A/S. DK 2730 Herlev Dänemark:

DISA Meßwertgeber-Handbuch

[5] Dornier System GmbH, Friedrichshafen

Berührungslose induktive Wegaufnehmer



KfK

Abb. 1: Versuchsaufbau (Schwingungs - Experiment)

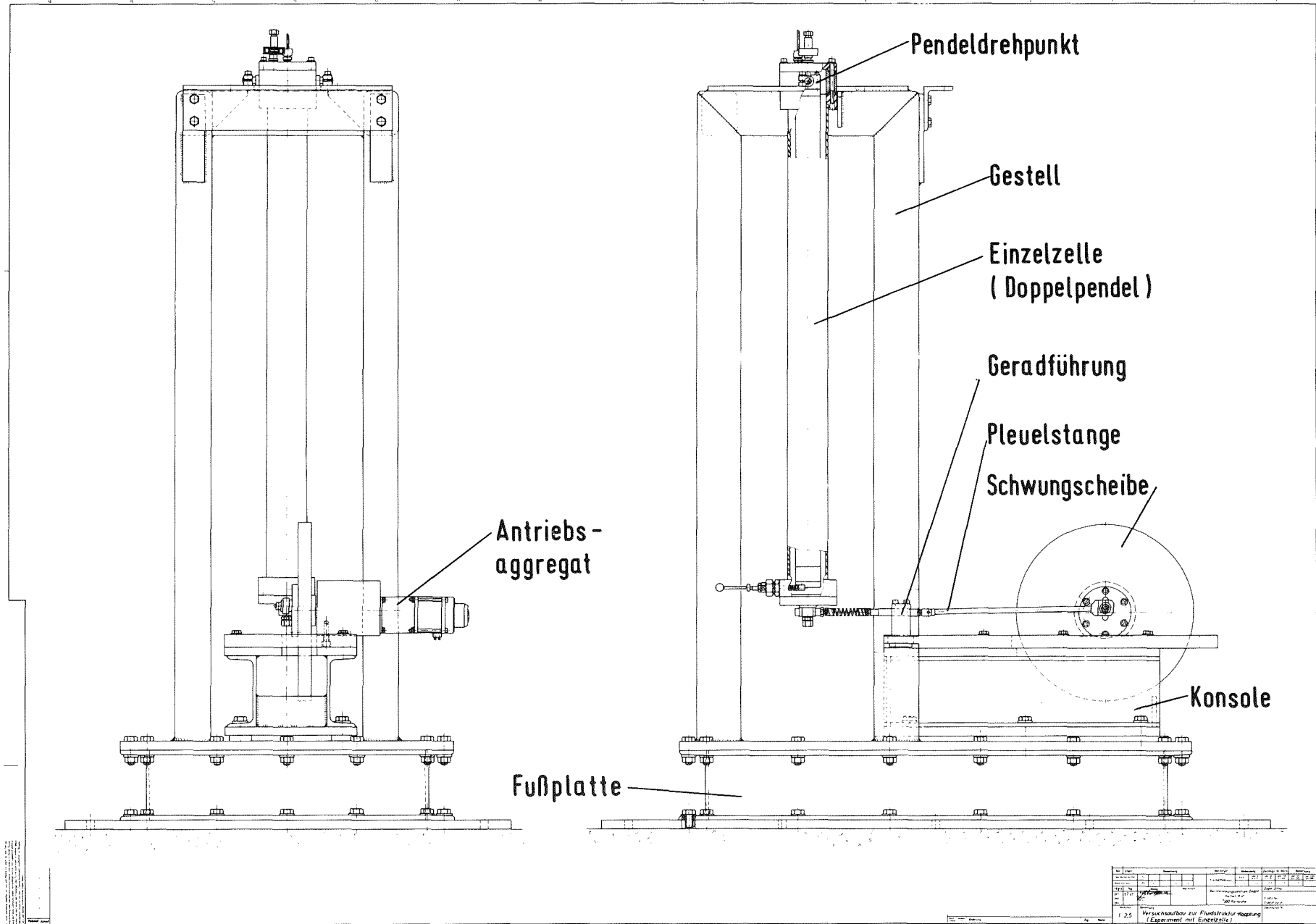


Abb. 2 : Versuchsaufbau mit Einzelzelle

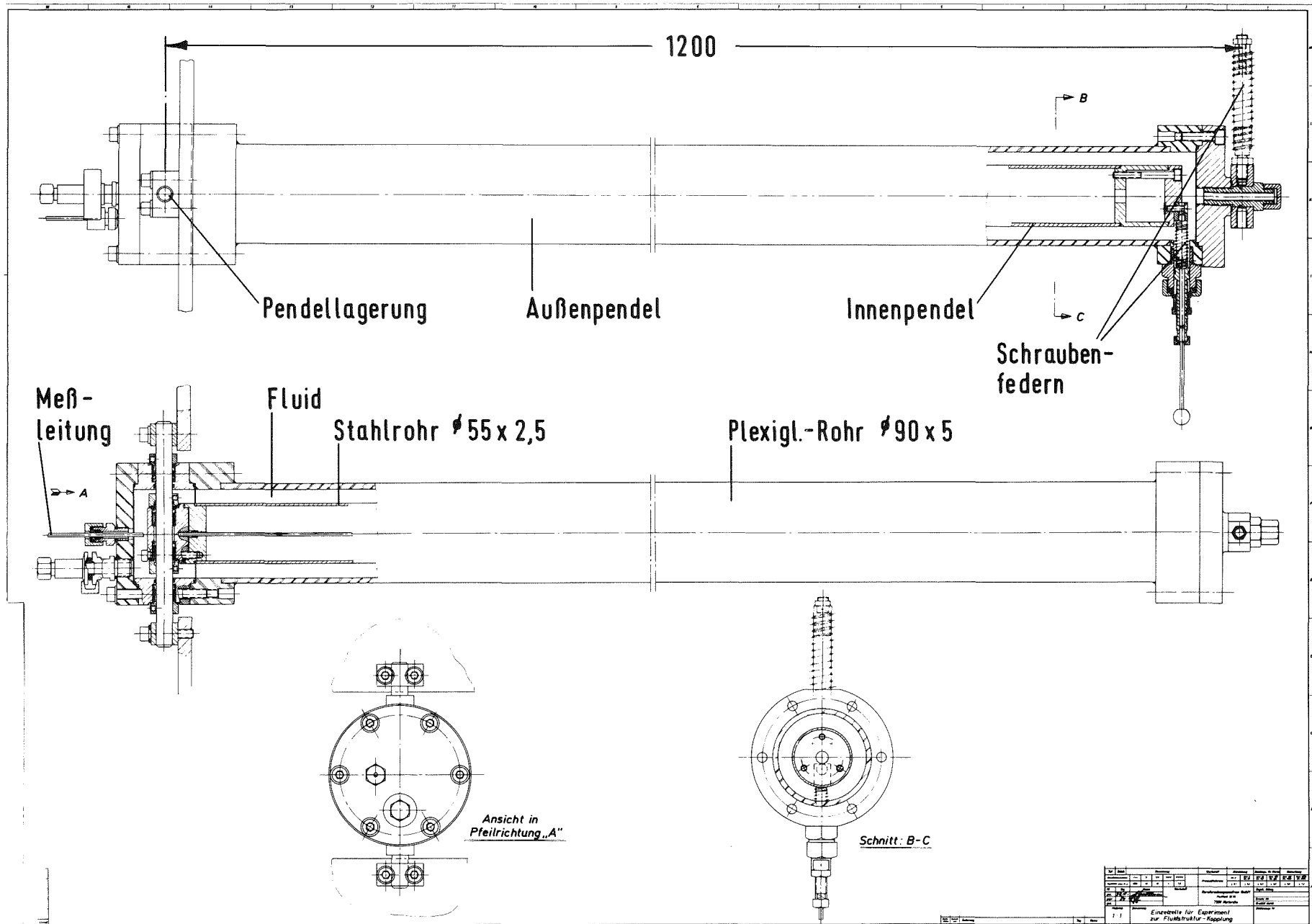
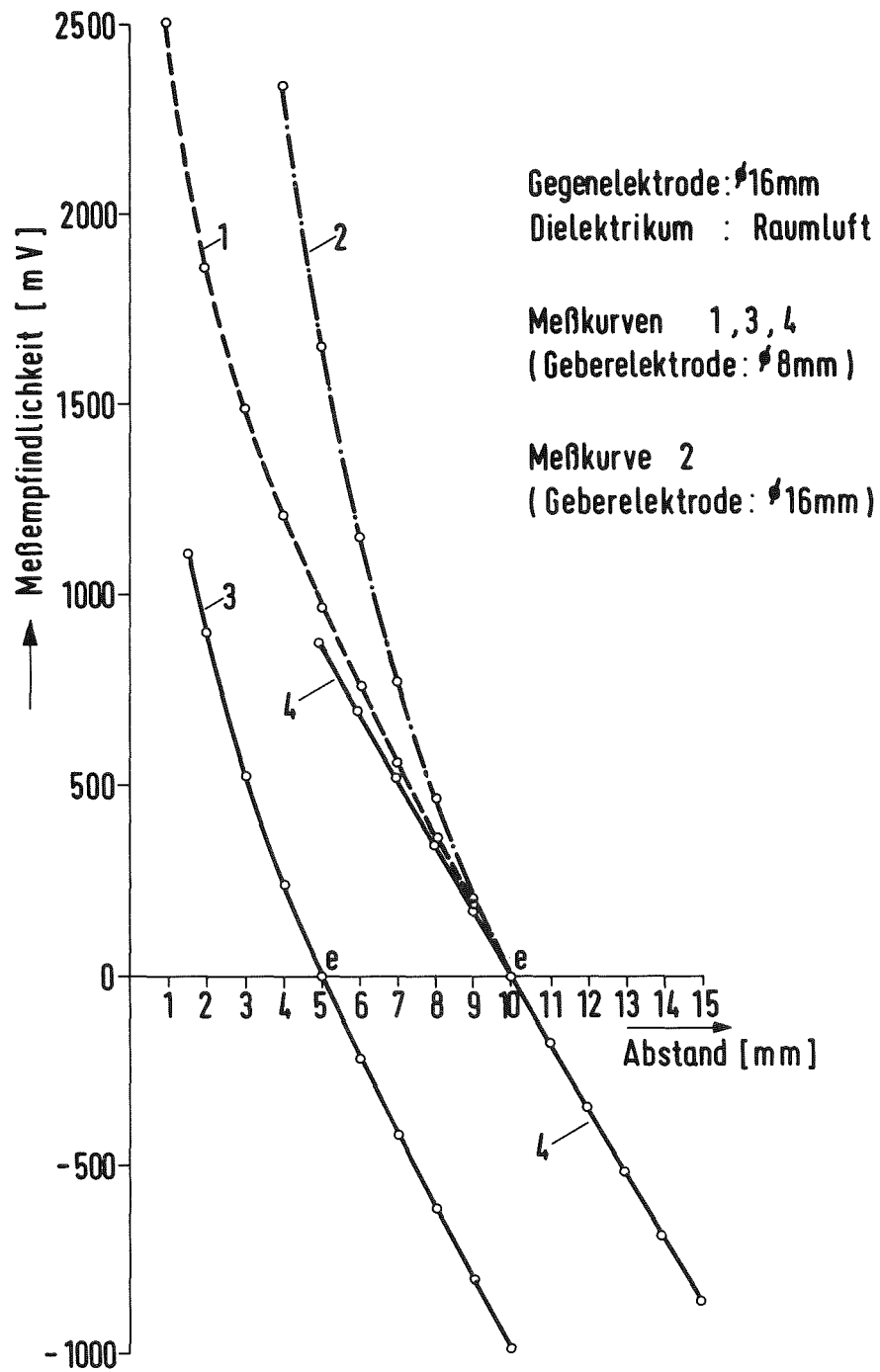


Abb.3: Aufbau Einzelzelle für Schwingungsversuche



KJK

Abb. 4 : Meßempfindlichkeit (kapazitives Wegmeßsystem)

Einflußparameter : Geberelektrode u. Ausgangsabstand "e" zum Meßobjekt

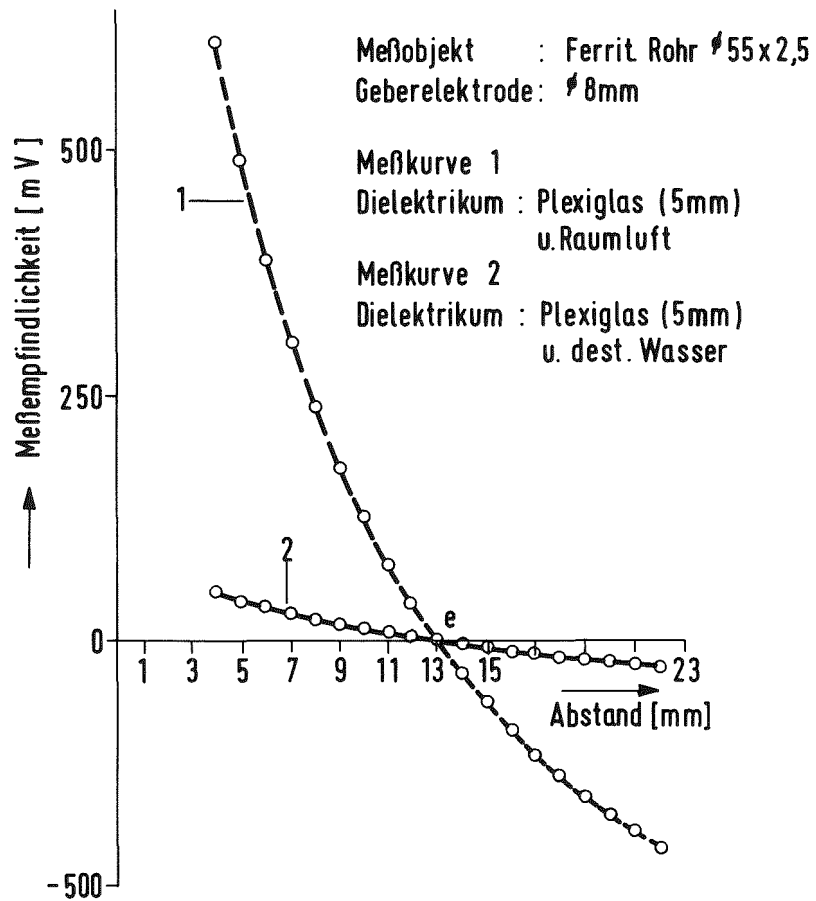


Abb. 5: Meßempfindlichkeit (kapazitives Wegmeßsystem)
 Einflußparameter : Dielektrikum

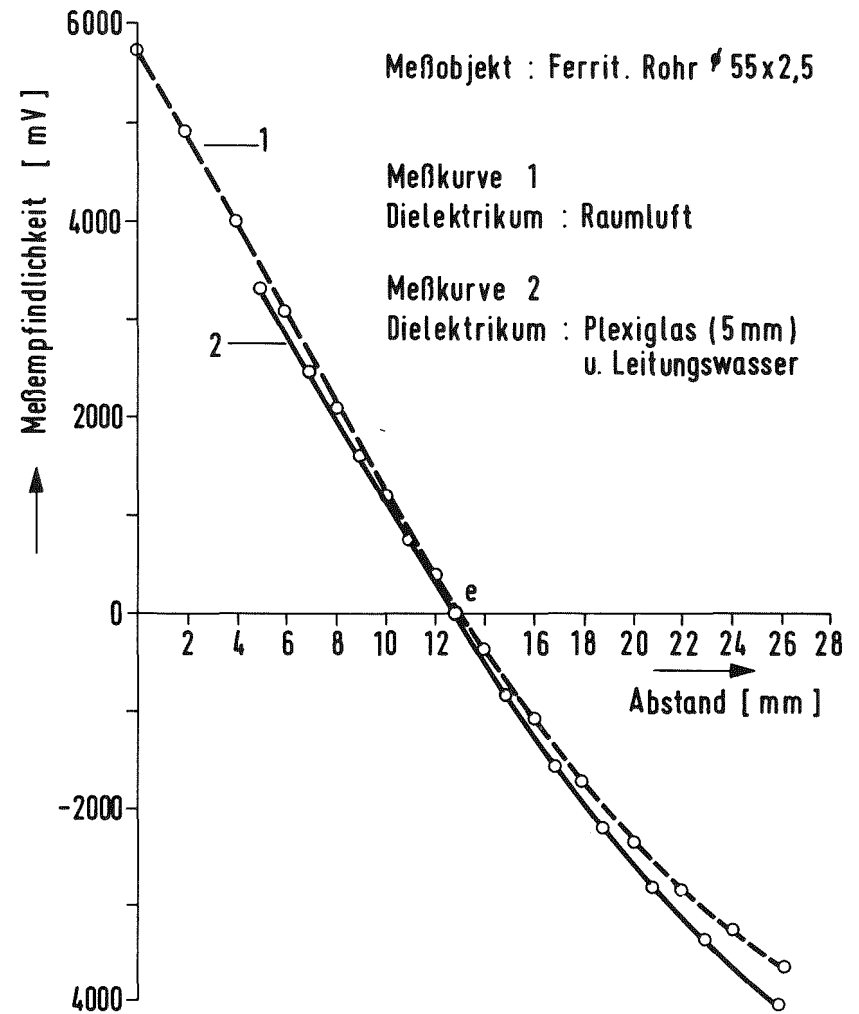


Abb. 6: Meßempfindlichkeit (induktives Wegmeßsystem)
 Einflußparameter : Dielektrikum

06.01.15/01 Weiterentwicklung und Verifizierung von Codes zur Analyse der
PNS 4127 dynamischen Spannungen und Verformungen von LWR-Containments
(F. Eberle, B. Göller, G. Hailfinger, J. Kadlec, R. Krieg,
R. Scharnowell, IRE)

1. Überblick

Die Untersuchungen zu den Siedewasserreaktor-Containment-Schwingungen (Baulinie 69), ausgelöst durch Kondensationsvorgänge im Druckunterdrückungssystem, wurden abgeschlossen. Die mit den Computerprogrammen SING-S und SPHERE erzielten Ergebnisse bestätigen, daß die Fluid-Struktur-Wechselwirkung erheblichen Einfluß auf das Systemverhalten hat. Die Eigenfrequenzen der Containment-Schale werden von einem Wertebereich, beginnend mit etwa 50 Hz, auf einen Wertebereich, beginnend mit etwa 10 Hz, reduziert. Die dynamischen Druckbelastungen der Containmentschale werden dagegen durch die Fluid-Struktur-Wechselwirkung um ca. 40 % erhöht. Unter der Bedingung, daß die quasi-statischen Membranspannungen infolge Eigengewicht und Containmentüberdruck, zusammen mit den dynamischen Membran- und Biegespannungen infolge der Dampfkondensation 75 % der Fließspannung nicht überschreiten, wurden die eben noch zulässigen Kondensationsereignisse bestimmt. Eine genauere Beschreibung der durchgeführten Arbeiten und erzielten Ergebnisse erfolgt später.

Die Untersuchungen zu den Siedewasserreaktor-Containment-Schwingungen (Baulinie 69), ausgelöst durch Erdbebenanregung, sind noch in Arbeit. Auch hier stellt die Fluid-Struktur-Wechselwirkung einen wesentlichen, zu untersuchenden Effekt dar.

Erste Überlegungen zur Beanspruchung von Druckwasserreaktor-Containments (Voll-druck-Containments) wurden angestellt. Im Mittelpunkt steht zunächst die quasi-statische Innendruckbeaufschlagung bis zum Versagenspunkt. Als Schwachstellen werden die Nachbarbereiche von Containment-Verstärkungen (Nachbarbereiche von Ronden mit Rohrdurchführungen) behandelt. Derartige Untersuchungen sind von Bedeutung beim Kernschmelzenunfall mit anschließendem Druckanstieg im Containment. Eine genauere Aussage zum Versagensdruck bzw. Versagenszeitpunkt des Containments erlaubt fundiertere Abschätzungen zur radioaktiven Belastung der Umwelt.

Um Computerprogramme zu überprüfen, wurden an einer Zylinderschale (Durchmesser 1000 mm, Höhe 1600 mm, Wandstärke 3 mm) eine Reihe von experimentellen Modalanalysen durchgeführt. Die Schale war dabei entweder leer oder mit Wasser gefüllt. Die Schwingungsanregung erfolgte mit einem elektrodynamischen Erreger. Die dabei identifizierten Eigenfrequenzen lagen deutlich unter den Ergebnissen einer Vorausberechnung. In dem verwendeten Rechenmodell war der obere 60 mm starke Flansch gegenüber der 3 mm starken Schale als steif angenommen worden. Eine genauere Untersuchung führte zu der interessanten Feststellung, daß die axiale Nachgiebigkeit des Flansches von erheblichem Einfluß war und dies, bei einem Flansch der 20 mal so dick war wie die Schale. Erst eine Berücksichtigung der Flanschnachgiebigkeit brachte befriedigende Übereinstimmung zwischen dem Experiment und Rechnung.

Die Ergebnisse bekannter Experimente mit Zylinderschalen lassen vermuten, daß relativ kleine Imperfektionen (Unrundheiten, Wandstärkenschwankungen) das Schwingungsverhalten erheblich beeinflussen. Zur genaueren Untersuchung dieser Effekte wurde ein geeignetes schalendynamisches Modell entwickelt. Erste Rechnungen zeigen, daß bei einer dünnen Schale mit einer örtlichen Ausbuchtung von der Größenordnung der Wandstärke die Eigenschwingungsformen der idealen Schale stark verändert werden. Dies bedeutet, daß etwa durch Erdbeben Schwingungsformen angeregt werden können, die nach klassischen Theorien überhaupt nicht auftreten dürfen.

2. Siedewassereaktor-Containment-Schwingungen (Baulinie 69), ausgelöst durch Kondensationsvorgänge im Druckunterdrückungssystem - detaillierte Beschreibung

2.1 Definition des Problems

Das dynamische Verhalten von Druckunterdrückungssystemen während der Dampfkondensation und die Konsequenzen für die Reaktorsicherheit sind in vielen Publikationen behandelt worden. Beispiele sind die Referenzen 1 bis 5. Abhängig von den speziellen konstruktiven Gegebenheiten stand der eine oder andere physikalische Effekt im Mittelpunkt. Die Untersuchungsmethoden sind dabei auf den jeweiligen Effekt zugeschnitten.

Diese Beschreibung bezieht sich auf die deutsche Siedewasserreaktorbaulinie 69. Hier ist das Druckunterdrückungssystem mit dem Wasserpool im inneren des kugelförmigen Containments angeordnet. Ein typisches Beispiel zeigt Abb. 1. Die

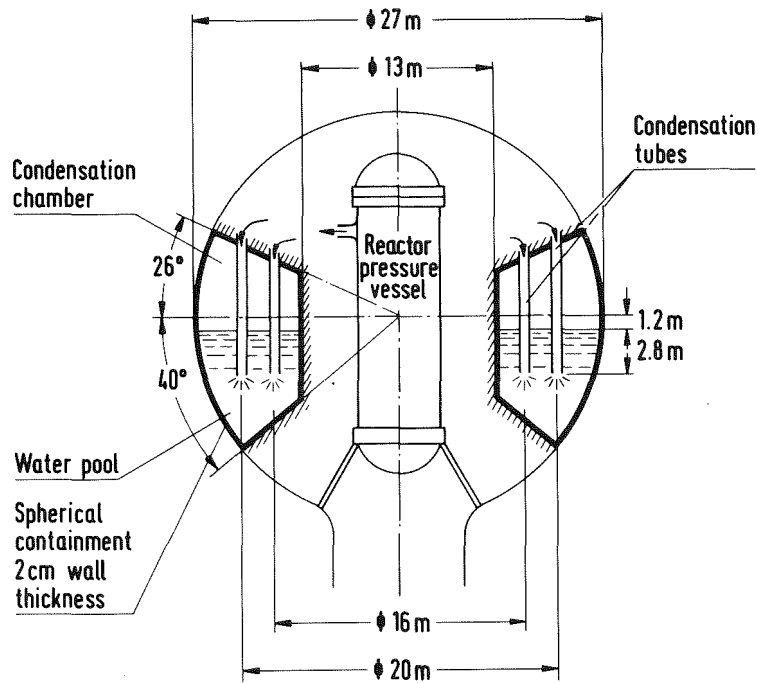


Abb. 1: Containment eines Siedewasserreaktors
mit Druckunterdrückungssystem Baulinie 69

äußere Wand der Kondensationskammer ist Teil des kugelförmigen Containments. Bei einem postulierten Versagen des Primärkreislaufes wird der austretende Dampf in den Wasserpool des Druckunterdrückungssystems geblasen. Hier wird der Dampf kondensiert. Auf diesem Wege kann der sich im Containment aufbauende Dampfdruck auf einem niederen Level gehalten werden.

Während der Dampfkondensation können jedoch starke, transiente Belastungen auftreten. Am Anfang werden zusammen mit dem Dampf größere Mengen von Luft in den Wasserpool geblasen. Als Folge davon wird die freie Wasseroberfläche angehoben und schlägt möglicherweise auf Einbauten im oberen Teil der Kondensationskammer. Dieser Effekt ist bekannt unter der Bezeichnung "Pool Swelling".

Im Falle des Druckunterdrückungssystems der Baulinie 69 sind im oberen Teil der Kondensationskammer jedoch keine sehr empfindlichen Bauteile, wie z.B. horizontale Dampfverteilungsleitungen, vorhanden. Nicht zuletzt aus diesem Grunde wird der Effekt des Pool Swellings nicht mehr untersucht.

In späteren Phasen der Dampfkondensation geht der Luftanteil mehr und mehr zurück. Das dynamische Verhalten des Systems wird dann im wesentlichen durch die Dampfkondensation bestimmt. Bei kleinen Dampfströmen, bei denen die Kondensation im Inneren der Abblaserohre erfolgt, wird Wasser mehr oder weniger periodisch in den Wasserpool ausgestoßen. Bei stärkeren Dampfströmen können sich an den Mündungen der Abblasrohre größere Dampfblasen bilden, die dann aufgrund von Instabilitätseffekten in Zeiten von einigen 10 ms kollabieren. Beide Effekte sind bekannt unter der Bezeichnung "Chugging".

Sie können starke Druckpulse im Wasserpool und starke dynamische Verformungen der umgebenden Strukturen hervorrufen. Beides soll hier näher untersucht werden. Eine detailliertere Darstellung hierzu ist in [6] veröffentlicht.

2.2 Dampfkondensation

Die Dampfkondensation wird beeinflusst von mehreren miteinander konkurrierenden Effekten, wie Menge des zuströmenden Dampfes, Turbulenzen im Dampf und im Wasser, Wärmeleitung, Oberflächenspannung usw. Kleine Änderungen dieser Parameter haben mitunter erheblichen Einfluß auf die Vorgänge. Ein Modell zur deterministischen Beschreibung der Dampfkondensation wird deshalb nur einen groben Charakter haben können. Insbesondere wird die Entwicklung eines solchen Modelles auf der Basis von First Principles praktisch unmöglich sein. Die unvermeidlichen Unschärfen der jeweiligen Parameter würden zu extremen Unschärfen der Ergebnisse führen.

Deswegen basiert das hier verwendete Dampfkondensationsmodell primär auf experimentellen Beobachtungen und einigen theoretischen Überlegungen. Nach einem Vorschlag von Class [7] wird die Dampfkondensation mit Hilfe einer transienten Punktquelle modelliert, die an den Mündungen der Abblaserohre angeordnet ist. Der zeitliche Verlauf des Wasservolumens, das von der Quelle in den Pool eingespeist wird, ist in Abb. 2 dargestellt. Die Zeit t_p beschreibt

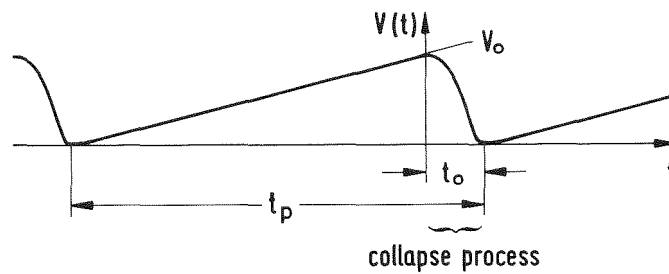


Abb. 2: Volumenexpansion bei der Dampfkondensation an der Mündung eines Abblaserohres

die Kondensationsperiode. Während dieser Zeit steigt das Volumen langsam an. Dann kollabiert es sehr schnell in der Zeit t_0 .

$$V(t) = V_0 \left[1 - \left(\frac{t}{t_0} \right)^4 \right]^3, \quad (2.1)$$

$$0 \leq t \leq t_0.$$

Typische Werte sind

$$t_p \approx 1 \div 2 \text{ s}, \quad t_0 \approx 0.02 \div 0.1 \text{ s}.$$

Entsprechend der hohen Parameterempfindlichkeit der Dampfkondensation sind gewisse stochastische Effekte unvermeidlich. Deshalb sind die wahren Zeitverläufe nicht exact periodisch. Der Kollaps erfolgt vielmehr innerhalb sogenannter Zeitfenster $\left[\bar{t}_7 \right]$.

Für die dynamische Anregung des Systems ist nur der relativ schnelle Kollapsprozeß von Bedeutung. Mögliche Rückwirkungen von dem fluiddynamischen Verhalten des Wasserpools auf die Dampfkondensation werden nicht erfaßt. Untersuchungen hierzu wurden durchgeführt von Antony-Spies $\left[\bar{t}_8 \right]$. Seine Ergebnisse zeigen einen gewissen Einfluß der Wasserpoolgeometrie auf die Dampfblaseneigenfrequenz. Außerdem gibt es Hinweise, daß die Rückwirkung auf die Dampfkondensation den genauen Kollapszeitpunkt innerhalb der sogenannten Zeitfenster bestimmt. Ein starker Einfluß auf das Expansionsvolumen V_0 und die Kollapszeit t_0 wird jedoch nicht erwartet.

Deswegen können diese Werte mit Hilfe von Kondensationsexperimenten bestimmt werden, bei denen nur ein Abblaserrohr in einen Wasserpool bläst, der nur einen Teil des Druckunterdrückungssystems darstellt. Eine genaue Modellierung der Geometrie des Wasserpools und der Geometrie und Flexibilität der umgebenden Strukturen ist nicht notwendig. In anderen Worten: zur Untersuchung der Dampfkondensation sind Experimente in einer Full-Scale-Nachbildung des Druckunterdrückungssystems nicht erforderlich.

Trotzdem, die Bestimmung des Expansionsvolumens V_0 und der Kollapszeit t_0 durch Auswertung von Kondensationsexperimenten ist problematisch. Wegen der hohen Parameterempfindlichkeit der Dampfkondensation streuen die ermittelten Werte über recht weite Bereiche. Bei der Definition von ungünstigen Kondensationsergebnissen, wie sie bei der Auslegung zugrundezulegen sind, sollten deswegen Informationen über die Tragfähigkeit des Systems bereits vorliegen.

Aus diesen Grunde werden hier relevante Werte für V_0 und t_0 nicht definiert. Unter Ausschöpfung der zulässigen Spannungen werden vielmehr zulässige Kondensationsergebnisse, d.h. zulässige Werte, für V_0 und t_0 bestimmt. Ein detaillierter Vergleich dieser berechneten Werte mit experimentellen Erkenntnissen erfolgt hier nicht.

2.3 Fluiddynamik des Wasserpools

Die Fluiddynamik des Wasserpools beschreibt die Übertragung der mechanischen Energie von der Dampfkondensation zu den umgebenden Strukturen. Aus einfachen Abschätzungen folgt, daß die charakteristischen Zeiten für das dynamische Verhalten der Strukturen zwischen 20 und 100 ms liegen. Auf der anderen Seite betragen die Zeiten zur Druckwellenausbreitung in charakteristischen Bereichen des Wasserpools nur 5 ms. Sie können deswegen vernachlässigt werden. D.h., das Fluid im Wasserpool kann als inkompressibel behandelt werden. Diese Annahme wird in [9] bestätigt.

Im Vergleich zu klassischen Strömungsproblemen sind die Geschwindigkeiten im Wasserpool relativ gering, ausgenommen die engen Bereiche der Dampfkondensation. Das Fluid im Wasserpool kann deshalb in guter Näherung auch als reibungsfrei behandelt werden. Aus dem selben Grunde dürfen an den Rändern des Wasserpools die dynamischen Druckanteile vernachlässigt werden. Schließlich werden die Verformungen des Wasserpools im Vergleich zu den Poolabmessungen als klein ange-

sehen. Unter diesen Voraussetzungen lauten die Feldgleichungen für das transiente Verhalten des Wasserpools:

$$\operatorname{div} \bar{a} = 0 ; \quad \bar{a} + \frac{1}{\rho} \operatorname{grad} p = 0 \quad (3.1)$$

Hierin ist \bar{a} der Beschleunigungsvektor, p der Gesamtdruck und ρ die Fluidichte.

Die Randbedingungen verlangen, daß

im flexiblen Bereich des Containments der Druck p und die Normalkomponente des Beschleunigungsvektors \bar{a} mit den entsprechenden Werten aus der Strukturdynamik übereinstimmen müssen,

im Bereich starrer Wände die Normalkomponente des Beschleunigungsvektors \bar{a} verschwinden muß,

im Bereich der freien Oberfläche des Wasserpools der Druck p einen vorgegebenen Wert annehmen muß.

An den Mündungen der Abblaserohre sind Punktquellen definiert mit einem Volumenzeitverhalten entsprechend Gleichung 2.1. Die Geometrie der Abblaserohre ist nicht berücksichtigt.

Da für die Beschreibung der Fluiddynamik ausschließlich lineare Beziehungen eingesetzt werden, gilt das Prinzip der Superposition. Deswegen kann die Methode der Randintegralgleichungen entsprechend [10, 11] zur Lösung eingesetzt werden. Hierbei werden die Randflächen des Wasserpools mit Hilfe von ebenen, rechteckigen Panels beschrieben, wie in Abb. 3 dargestellt. In den Mittelpunkten der Panels werden die Randbedingungen erfüllt. Dies führt zu der folgenden Gleichung:

$$\bar{a}^{-1} - \bar{F} \bar{p}^{-1} = \bar{q}^{-1} \mathbf{x}. \quad (3.2)$$

Die Komponenten des Vektors \bar{a}^{-1} sind die Normalbeschleunigungen und die Komponenten des Vektors \bar{p}^{-1} sind die Drücke in jenen Panels, die den Rand zur flexiblen Struktur beschreiben. Die Elemente der Matrix \bar{F} können unter Verwendung der Poolabmessungen bestimmt werden. Der Vektor $\bar{q}^{-1} \mathbf{x}$ beschreibt die gegebenen Quellen an den Mündungen der Abblaserohre. Gleichung 3.2 stellt also eine lineare Be-

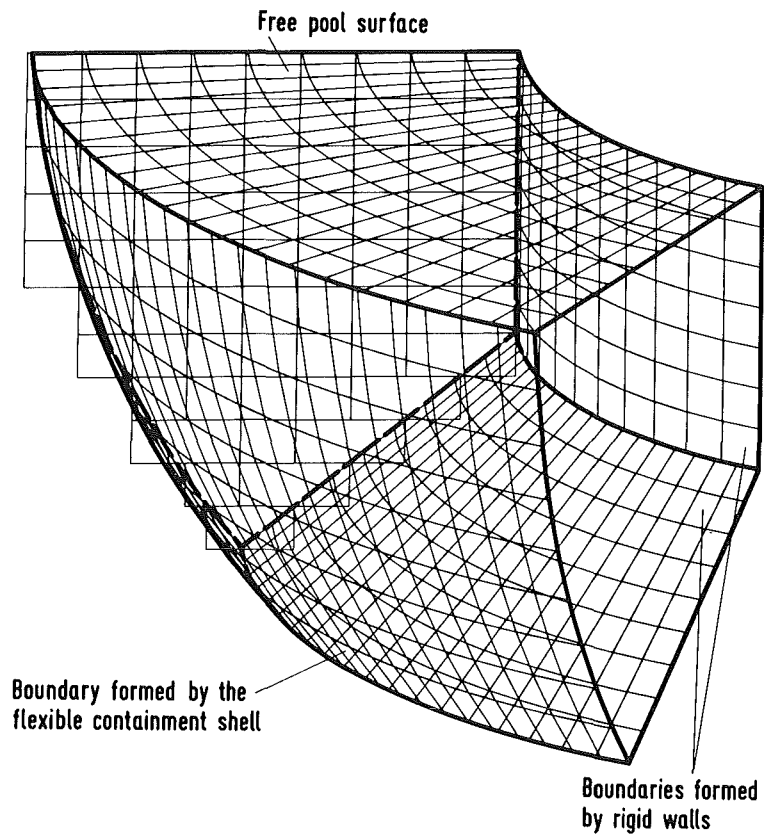


Abb. 3: 60°-Ausschnitt des Wasserpools,
Randflächen diskretisiert mit Panels

ziehung zwischen den unbekanntem Drücken und Beschleunigungen an der Fluidrandfläche, die durch nachgiebige Strukturen gebildet wird, dar.

Eine eindeutige Bestimmung dieser Unbekannten \bar{a}^{-1} und \bar{p}^{-1} auf der Basis von Gleichung 3.2 allein ist nicht möglich, d.h., eine eindeutige Lösung des Strömungsproblems im Wasserpool mit Hilfe fluiddynamischer Beziehungen alleine ist nicht möglich. Vielmehr sind zusätzliche Informationen über die Flexibilitäten der umgebenden Strukturen notwendig, d.h., es handelt sich um ein Problem der Fluid-Struktur-Wechselwirkung.

2.4 Strukturdynamisches Verhalten des kugelförmigen Containments

Die am höchsten belastete Wand der Kondensationskammer ist jene, die durch das kugelförmige Containment gebildet wird. Sie muß sowohl die Druckpulse, verursacht durch die Dampfkondensation, als auch den sich aufbauenden quasistatischen Überdruck im Containment aufnehmen. Deswegen wird hier eine detaillierte Spannungsanalyse nur für diesen Teil des kugelförmigen Containments durchgeführt.

Der Einfluß der Flexibilitäten anderer Teile des Containments auf den zu untersuchenden Teil ist klein. Dies wurde gezeigt in [6, 9, 12, 13]. Danach sind die lokalen Radialverschiebungen von dünnen Kugelschalen in guter Näherung proportional zu den entsprechenden lokalen Drücken. Auch der Einfluß der Flexibilitäten anderer Wände der Kondensationskammer sind klein. Die meisten dieser Wände sind versteift durch zusätzliche Rippen. Aufgrund dieser Überlegungen wird nur die Flexibilität der kugelförmigen Wand der Kondensationskammer in Rechnung gestellt.

Nach den Sicherheitsanforderungen müssen die meisten Spannungen im Containment unterhalb der Fließgrenze liegen. Deswegen müssen die Bewegungsgleichungen für die kugelförmige Wand der Kondensationskammer eine lineare Form haben. Sie lauten:

$$\bar{A}^{11-1} \bar{s} + \bar{A}^{12-2} \bar{s} + \bar{B}^{11-1} \bar{s} + \bar{B}^{12-2} \bar{s} = \bar{q}^{-1}, \quad \bar{A}^{21-1} \bar{s} + \bar{A}^{22-2} \bar{s} + \bar{B}^{21-1} \bar{s} + \bar{B}^{22-2} \bar{s} = \bar{q}^{-2}. \quad (4.1)$$

Die Komponenten des Vektors \bar{s}^{-1} sind die Normalverschiebungen in jenen Strukturpunkten, die die Fluid-Struktur-Wechselwirkungsfläche beschreiben. Diese Strukturpunkte müssen den Mittelpunkten der Panels zugeordnet sein, die die Fluid-dynamik im Wasserpool beschreiben. Die Komponenten des Vektors \bar{q}^{-1} sind Lasten pro Fläche. Sie entsprechen den Komponenten des Vektors \bar{s}^{-1} . Die Komponenten des Vektors \bar{s}^{-2} bezeichnen alle anderen Verschiebungen, die zur Beschreibung des struktur-dynamischen Verhaltens eingeführt wurden. Die Komponenten des Vektors \bar{q}^{-2}

sind wieder die entsprechenden Lasten. Meistens verschwinden sie. Die Symbole \ddot{s}^1 und \ddot{s}^2 bezeichnen die zweiten zeitlichen Ableitungen von s^1 bzw. s^2 .

$\bar{A}^{11}, \dots, \bar{A}^{22}$ sind die Steifigkeitsmatrizen, $\bar{B}^{11}, \dots, \bar{B}^{22}$ sind die Massenmatrizen der Struktur, d.h., des zu untersuchenden Teils der Kugelschale. Die Berechnung solcher Matrizen bereitet im allgemeinen keine Schwierigkeiten. Anders ist dies allerdings bei sehr dünnwandigen Kugelschalen. In [9] wurde gezeigt, daß bei Verwendung gewöhnlicher finiter Elemente in diesem Falle eine sehr große Anzahl von Elementen notwendig sein würde.

Wären in Gleichungen 4.1 die rechten Seiten bekannt, so würden sich die unbekanntes Verschiebungen s^1 und s^2 bestimmen lassen. Tatsächlich ist aber die Last q^1 nicht explizit gegeben. Sie entsteht vielmehr aus dem Fluiddruck p^1 des Wasserpools. Wie zuvor erwähnt, erfordert aber die Bestimmung dieses Druckes die Lösung eines Problemes der Fluid-Struktur-Wechselwirkung.

2.5 Fluid-Struktur-Wechselwirkung zwischen Wasserpool und kugelförmigem Containment

Die Grundgleichungen sind sehr einfach. Sie lauten:

$$q^1 = -p^1 \quad a^1 = \ddot{s}^1 \quad (5.1)$$

Die erste Gleichung verlangt, daß die Schalenbelastungen den Drücken im Wasserpool und die zweite Gleichung verlangt, daß die radialen Schalenverschiebungen den Wandbewegungen des Wasserpools entsprechen.

Jetzt können unter Beachtung der Gleichungen 5.1 die fluiddynamischen Beziehungen 3.2 benutzt werden, um die unbekanntes Lasten q^1 in den Strukturbeziehungen 4.1 zu eliminieren. Dies führt zu den Bewegungsgleichungen für das Fluid-Struktur-Wechselwirkungsproblem:

$$\begin{aligned} (\bar{F}\bar{A}^{11})_s^{-1} + (\bar{F}\bar{A}^{12})_s^{-2} + (\bar{F}\bar{B}^{11} + \bar{E})_s^{\ddot{1}} + (\bar{F}\bar{B}^{12})_s^{\ddot{2}} &= q^1 \times \\ \bar{A}^{21}_s^{-2} + \bar{A}^{22}_s^{-2} + \bar{B}^{21}_s^{\ddot{2}} + \bar{B}^{22}_s^{\ddot{2}} &= q^2 \end{aligned} \quad (5.2)$$

\bar{E} ist die Einheitsmatrix.

Die Gleichungen 5.2 sind vom selben Typ wie die Bewegungsgleichungen für die Strukturmechanik. Die Matrizen in 5.2 haben die selben Dimensionen wie die Steifigkeits- und Massenmatrix für die Struktur. Allerdings sind jetzt die rechten Seiten \bar{q}^{-1* und \bar{q}^{-2} bekannt. Unter Beachtung geeigneter Anfangsbedingungen lassen sich deshalb mit Hilfe der Gleichungen 5.2 die Strukturverschiebungen \bar{s}^{-1} und \bar{s}^{-2} bestimmen. Die Lösungsmethoden sind im wesentlichen die selben wie in der Strukturmechanik. Mit Hilfe der bekannten Strukturverschiebungen lassen sich unter Verwendung der Gleichungen 4.1 leicht die Belastungen \bar{q}^{-1} bestimmen.

Eine detailliertere Beschreibung dieses Lösungsverfahrens für Probleme der Fluid-Struktur-Wechselwirkung ist in [6, 14, 15] zu finden.

2.6 Ergebnisse für die Verschiebungen und Belastungen des kugelförmigen Containments

Um die zuvor diskutierten Berechnungen auszuführen, wurde das Computerprogramm SING-S entwickelt [10, 11]. Die Steifigkeitsmatrizen $\bar{A}^{11}, \dots, \bar{A}^{22}$ wurden mit Hilfe analytischer Lösungen für die Flügge'schen Schalengleichungen bestimmt. Hierfür wurde das Computerprogramm SPHERE-DYNA eingesetzt [12, 13].

Für die Berechnungen wurde dreifache Periodizität bezüglich des Containment-Umfanges und Spiegelsymmetry für jeden der resultierenden 120° -Sektoren angenommen. Deswegen mußte nur ein 60° -Sektor des Wasserpools diskretisiert werden (vergleiche Abb. 3).

Die folgenden Fälle wurden untersucht:

Fall 1. Die ganze kugelförmige Wand der Kondensationskammer wurde als flexibel angenommen (Schaleneinspannung am Winkel $\phi_1 = 26^\circ$ und $\phi_2 = 40^\circ$). Die Fluidträgheit wurde berücksichtigt.

Fall 2. Die ganze kugelförmige Wand der Kondensationskammer, ausgenommen die drei untersten Reihen der Panels (Abb. 3), wurde als flexibel angenommen (Schaleneinspannung am Winkel $\phi_1 = 26^\circ$ und $\phi_2 = 27^\circ$). Die Fluidträgheit wurde berücksichtigt.







Fall 3. Die ganze äußere Wand des kugelförmigen Containments, ausgenommen die drei untersten Reihen der Panels (Abb. 3), wurde als flexibel angenommen (Schaleneinspannung am Winkel $\phi_1 = 26^\circ$ und $\phi_2 = 27^\circ$). Die Fluidträgheit wurde berücksichtigt. An der Mündung eines äußeren Kondensationsrohres wurde eine nicht kondensierte kugelförmige Blase mit einem konstanten Innendruck und 0,5 m Durchmesser angenommen.

Fall 4. Wie Fall 1, jedoch ohne Fluidträgheit.

Fall 5. Wie Fall 2, jedoch ohne Fluidträgheit.

In einem ersten Schritt wurden die Eigenfrequenzen des Systems bestimmt. Einige der Eigenfrequenzen sind in Tabelle I aufgelistet. Die zugehörigen Deformationen lassen sich charakterisieren nach axialen Ordnungen und Umfangsordnungen. Wegen der obigen Annahmen treten nur die Umfangsordnungen

Tabelle I: Eigenfrequenzen (Hz)

Fluid-Struktur-Wechselwirkung					
90 Freiheitsgrade		250 Freiheitsgrade			
Fall 1	Fall 2	Fall 2	Fall 3	Fall 4	Fall 5
					
9.36	13.12	12.49	12.62	46.56	51.97
13.01	15.81	14.90	15.03	54.73	56.01
17.52	19.27	17.87	17.90	57.24	58.82
17.81	22.42	20.45	20.40	58.07	59.10
19.31	23.30	21.50	21.51	58.37	59.50
21.44	24.31	22.30	22.31	59.05	60.05
21.92	25.39	22.79	22.79	59.11	60.23
24.40	25.96	23.62	23.62	59.24	60.87
24.77	27.89	24.98	24.98	59.46	60.93
24.96	28.27	25.05	25.05	59.61	61.11
25.06	30.14	26.62	26.62	59.71	61.24
26.46	31.01	27.09	27.09	59.72	61.61
27.93	31.39	28.30	28.30	59.79	61.63
28.06	31.86	28.39	28.39	59.96	61.70
28.51	32.58	28.79	28.79	59.97	62.12
28.61	32.71	29.21	29.21	59.98	62.47

0, 3, 6, ... auf. Eine Menge weitere Informationen hierzu sind in [17] enthalten.

Für den Fall 2 wurden Berechnungen erst für 90 und dann für 250 Freiheitsgrade (Fluid-Struktur-Wechselwirkung) durchgeführt. Für diesen Fall kann deswegen der Einfluß der Diskretisierung durch Vergleich der zweiten und dritten Spalte in Tabelle I studiert werden.

Der Vergleich zwischen Fall 1 und 2 zeigt, daß die Versteifung im unteren Bereich der Containmentschale zu gewissen Erhöhungen der Eigenfrequenzen führt. Der Vergleich von Fall 2 und Fall 3 zeigt, daß auch die Berücksichtigung einer noch nicht kondensierten Blase an der Mündung eines äußeren Kondensationsrohres zu einer - freilich aber sehr viel kleineren - Erhöhung der Eigenfrequenz führt. Schließlich zeigen Fall 4 und 5, daß der Einfluß der Fluidträgheit auf die Eigenfrequenzen sehr hoch ist.

Basierend auf diesen Eigenfrequenzen und den entsprechenden Deformationen wurde nun das transiente Verhalten des Systems untersucht. Als Systemanregung wurde eine Dampfkondensation entweder an der Mündung eines äußeren oder eines inneren Abblaserohres angenommen. Wegen der dreifachen Periodizität des Problems werden die selben Kondensationsereignisse automatisch im Winkelabstand $\pm 120^\circ$ angenommen. Der zeitliche Verlauf der Dampfkondensation wurde beschrieben mit Hilfe der Gleichung 2.1. Die Kollapszeiten betragen $t_0 = 0,025, 0,05, 0,08$ und $0,10$ s. Der Referenzwert für die maximale Volumenexpansion betrug $V_0 = 0,523 \text{ m}^3$. Er entspricht einer Kugelblase mit einem Durchmesser von 1 m. Aus Resultaten für diesen Wert V_0 können leicht Ergebnisse für andere Werte von V_0 ermittelt werden, da die Drücke und Verschiebungen proportional sind zu V_0 .

Umfangreiche Ergebnisse wurden in [16] veröffentlicht. In Abb. 4 wurden die berechneten maximalen Verschiebungen über der Kollapszeit aufgetragen. Die symbolisch angedeuteten Querschnitte der Kondensationskammer kennzeichnen die jeweiligen Fälle; die Sterne geben an, ob die Kondensation an einem äußeren oder inneren Abblaserohr erfolgte. Der Vergleich zwischen dem oberen und unteren Diagramm zeigt, daß die Versteifung des kugelförmigen Containments eine gewisse Vergrößerung der maximalen Verschiebungen zur Folge hat. Insbesondere nehmen aber die maximalen Verschiebungen mit kleiner werdender Kollapszeit stark zu. Sie sind höher bei Dampfkondensation an einem äußeren Rohr als bei

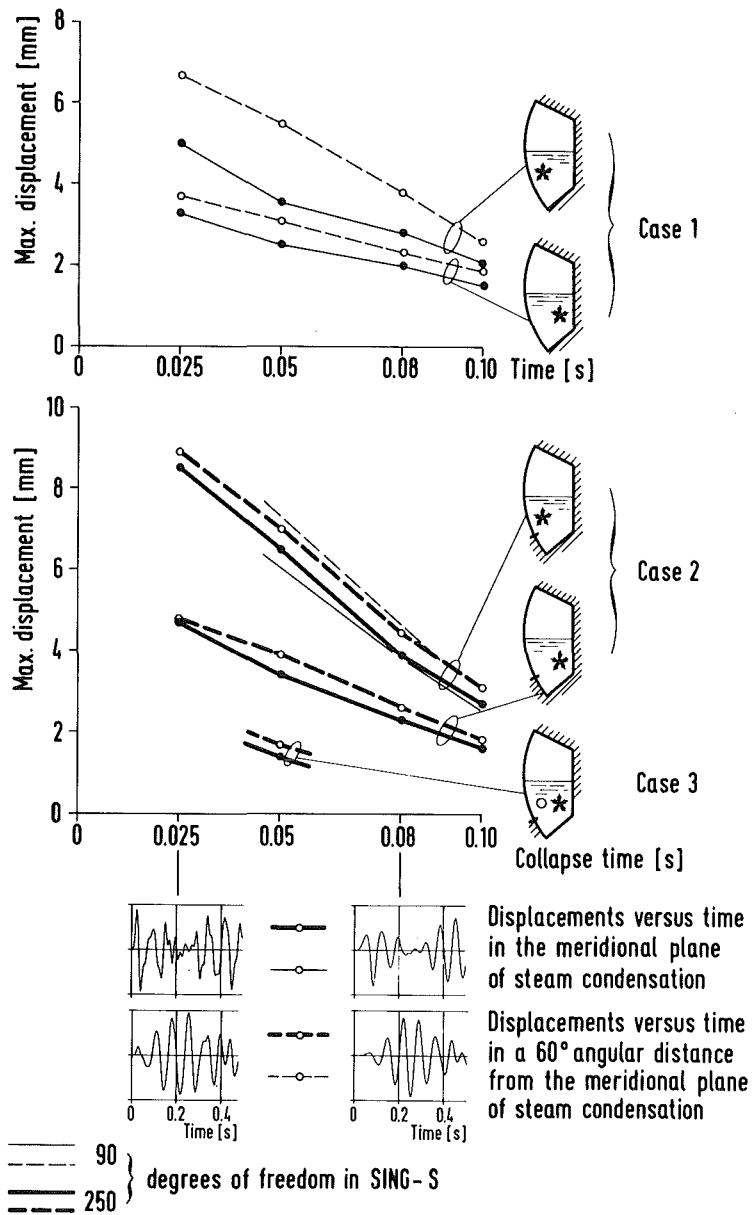


Abb. 4: Maximale Radialverschiebungen des Containments als Funktion der Kollapszeit

Kondensation an einem inneren Rohr. In der Meridionalebene, in der die Dampfkondensation auftritt, werden die maximalen Verschiebungen bereits mit dem ersten, spätestens jedoch mit dem zweiten Peak erreicht. In einem 60° -Abstand treten aufgrund von Wellenausbreitungseffekten dagegen gewisse Verzögerungen auf. Die maximalen Verschiebungen werden dort erst nach mehreren Peaks erreicht. Schließlich zeigt Fall 3, daß das Vorhandensein nicht kondensierter Blasen im Wasserpool die maximalen Verschiebungen erheblich reduziert.

Basierend auf den berechneten Verschiebungen wurden auch die transienten Druckverteilungen an der kugelförmigen Wand der Kondensationskammer bestimmt. Es ergab sich, daß die lokalen Verschiebungen in guter Näherung proportional sind zu den lokalen Drücken. Der Proportionalitätsfaktor ist ungefähr 5 mm/bar. Dies wurde vorhergesagt als eine Konsequenz des lokalen Deformationscharakters dünner Kugelschalen [9, 13].

Entsprechende Druckverteilungen wurden auch bestimmt ohne die Nachgiebigkeit der Kugelschale zu berücksichtigen, d.h., ohne die Fluid-Struktur-Wechselwirkung zu berücksichtigen. Dies führte zu der folgenden interessanten Feststellung: Bei Beachtung der Fluid-Struktur-Wechselwirkung liegen die maximalen Drücke etwa 40 % über jenen Werten ohne Berücksichtigung dieses Effektes.

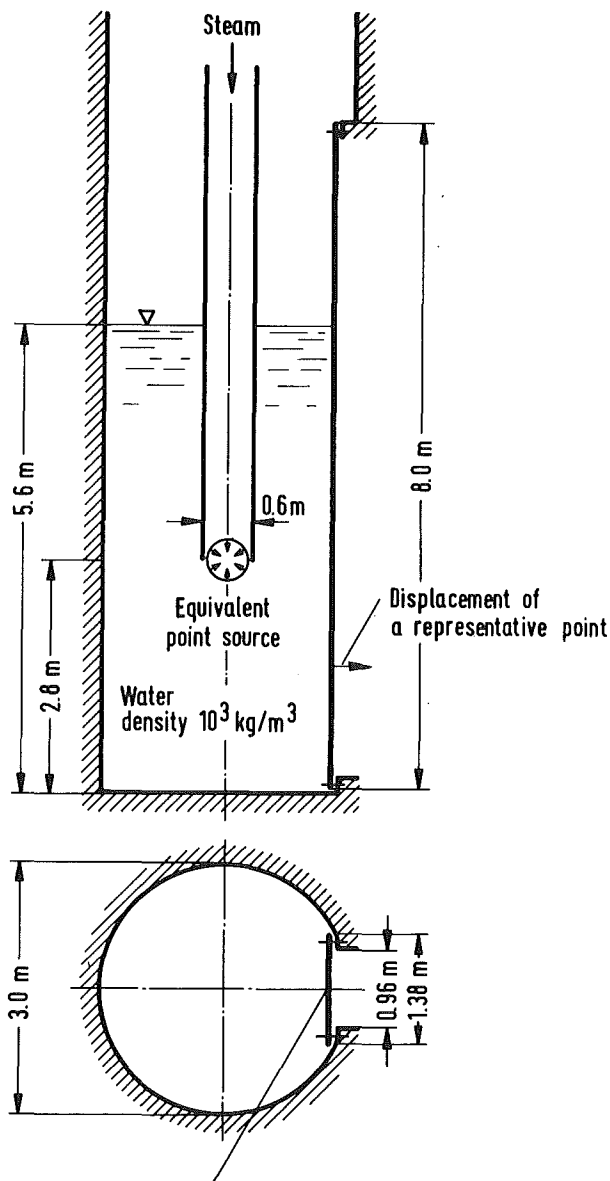
Dies kann man sich wie folgt erklären: Im Falle eines flexiblen Containments setzt sich der maximale Druck aus zwei Feldern zusammen. Das erste Feld wird direkt verursacht von der vorgegebenen Volumenquelle, die die Dampfkondensation beschreibt. Das zweite Feld wird verursacht von den Containmentschwingungen. Es ist den Drücken, vor allem aber den Radialverschiebungen des Containments proportional. Wenn die Verschiebungen ihre Maxima erreichen, wird das Fluid in radialer Richtung verzögert und erzeugt einen positiven Beitrag zum Druck. Dieses zweite Feld tritt nicht auf im Falle eines starren Containments.

2.7 Überprüfung der Rechenprogramme

Die bei der Analyse eingesetzter Computerprogramme SING-S und SPHERE-DYNA wurden anhand mehrerer Testprobleme überprüft [6]. Insbesondere wurden auch Messungen am Reaktor Brunsbüttel mit herangezogen. An dieser Stelle sei nur die Nachrechnung eines GKM II-Tests [17] kurz wiedergegeben.

Es handelt sich um einen Kondensationsversuch in einem mit Wasser gefüllten zylindrischen Behälter. Die Geometrie ist aus Abb. 5 zu ersehen. Sämtliche Wände sind relativ starr mit Ausnahme einer flexiblen Platte. Während der Versuche wurden die Drücke im Wasser und die Verformungen der Platte an mehreren Stellen gemessen. Aus einigen dieser Messungen bestimmte Antony-Spies eine äquivalente, zeitabhängige Punktquelle im Zentrum des Wasserbereiches [18].

Unter Benutzung dieser Punktquelle wurden mit SING-S die Drücke und Deformationen an der flexiblen Platte berechnet. Die Oberfläche des Wasserbereichs wurde hierzu mit Hilfe von 398 Panels und die flexible Platte mit Hilfe von 76 Schwingungs-Freiheitsgraden beschrieben.



Flexible plate, clamped
thickness 15 mm, Young modulus $2.06 \cdot 10^{11} \text{ N/m}^2$
Poisson ratio 0.3, density $7.5 \cdot 10^3 \text{ kg/m}^3$

Abb. 5: GMK II-Test; vereinfachte Geometrie

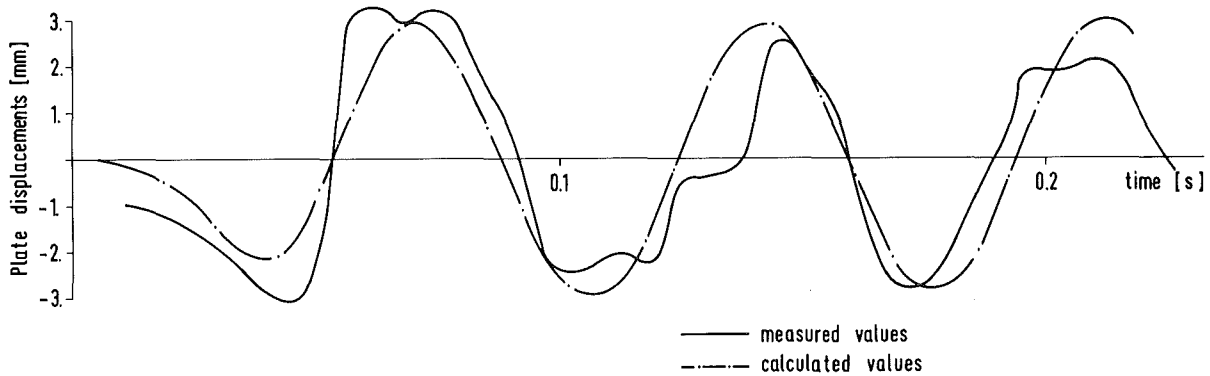


Abb. 6: GKM II-Test; Vergleich zwischen einer gemessenen und berechneten Verschiebung der flexiblen Platte

Abb. 6 zeigt den Vergleich zwischen einer gerechneten und gemessenen Plattenverschiebung für Test Nr. 11. Der Ort, auf den sich die Verschiebung bezieht, ist in Abb. 5 angedeutet. Es ergibt sich, daß Eigenfrequenz und Amplitude der niedrigsten Schwingungsordnung recht gut übereinstimmen. Die höheren Schwingungsordnungen werden dagegen in der Rechnung kaum wiedergegeben. Es wird vermutet, daß diese von der Nachgiebigkeit der übrigen Gefäßwände herrühren. In der Rechnung wurde jedoch das Gefäß - mit Ausnahme der flexiblen Platte - als starr angenommen.

2.8 Bestimmung der zulässigen Kondensationsszenarien

Wegen der kleinen Containment-Wandstärke im Vergleich zum Containment-Radius werden hohe Spannungsgradienten im Bereich der Schnittstelle zwischen dem kugelförmigen Containment und dem Boden des Wasserpools erwartet. An dieser Stelle ist deswegen eine hohe räumliche Auflösung erforderlich. Die Containment-Spannungen werden deswegen unter Verwendung der berechneten Druckverteilungen mit Hilfe eines speziellen Computerprogrammes SPHERE-STRESS berechnet. Im Vergleich dazu würde eine Bestimmung der Spannung auf der Basis der berechneten Verschiebungen zwar einfacher sein, dafür aber wesentlich ungenauer. Ein Beispiel für eine Vergleichsspannung-Verteilung (Membran- und Biegespannung) entlang eines Meridians der kugelförmigen Wand der Kondensationskammer ist in Abb. 7 gezeigt.

Als Endergebnisse werden solche Spannungsverteilungen jedoch nicht präsentiert. Es werden vielmehr Dampfkondensationsszenarien angegeben, bei denen die oben erwähnten Spannungen, zusammen mit den Membranspannungen, die aus Eigengewicht und quasi-statischem Containment-Innendruck herrühren, 75 % der Fließspannung nicht überschreiten. Die Fließspannung wurde hierbei zu 370 N/mm^2 angenommen [19].

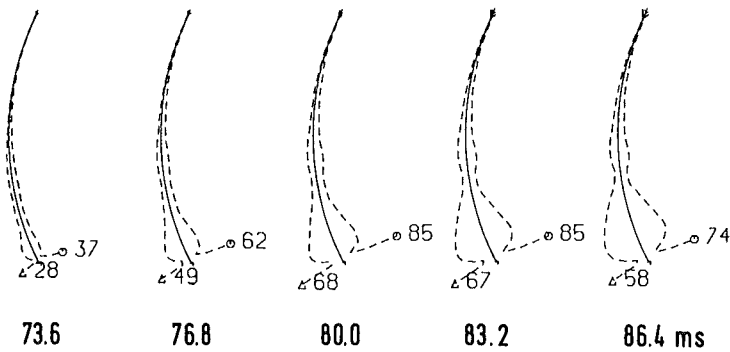


Abb. 7:

Vergleichsspannung entlang
eines Containment-Meridians,
Fall 2, Δ außen, O innen.
Dampfkondensation an drei
äußeren Abblaserohren
 $V_0 = 0.523 \text{ m}^3$, $t_0 = 0.08 \text{ s}$.

Die Ergebnisse sind dargestellt in Abb. 8 und 9. Man erkennt, daß die in Gleichung 2.1 eingeführte Volumenexpansion V_0 sehr stark von der Kollapszeit t_0 abhängt. Kleine Werte für V_0 ergeben sich für schnelle Kollapse mit $t_0 = 0,025 \text{ s}$. Die Werte für V_0 sind ungefähr dreimal höher für langsame Kollapse mit $t_0 = 0,1 \text{ s}$.

Wie zu erwarten war, sind die zulässigen Werte V_0 für Dampfkondensation an der Mündung von äußeren Rohren geringer als an der Mündung von inneren Rohren. Die zulässigen Werte V_0 für simultane Kondensation an einem äußeren und inneren Rohr werden jeweils durch die untersten Kurven beschrieben. Der Vergleich zwischen Abb. 8 und 9 zeigt, daß die zulässige Volumenexpansion an drei äußeren Rohren im Falle 1 etwa 8,5 mal und im Fall 2 etwa 6 mal größer sind als die Werte für simultane Kondensation an allen Rohren. Mit Hilfe der Abbn. 8 und 9 kann jede interessierende Superposition simultaner Kondensationen an verschiedenen Rohren bestimmt werden. Nutzt beispielsweise die simultane Kondensation an allen Rohren die Tragfähigkeit des Systems zu 60 % aus, dann darf eine zusätzliche, besonders starke Kondensation an einem Rohr die Tragfähigkeiten noch um 40 % ausnutzen.

Die Ergebnisse in Abb. 8 und 9 berücksichtigen nicht die Überlagerungseffekte mit Containment-Schwingungen, ausgelöst durch vorangegangene Kondensationsergebnisse. Legt man den in Abb. 2 dargestellten zeitlichen Verlauf und eine Systemdämpfung von 2 % zugrunde, so führt diese Überlagerung zu einer Reduktion der maximalen Volumenexpansion auf 70 % der angegebenen Werte.

Die Ergebnisse in Abb. 8 und 9 berücksichtigen ebenfalls nicht den Effekt nicht kondensierter Blasen im Wasserpool. Wie jedoch in Abb. 4 gezeigt wurde, führt die Existenz solcher Blasen zu einer deutlichen Verringerung der Strukturbeanspruchungen. In bezug auf diesen Effekt sind die hier dargestellten Ergebnisse daher konservativ.

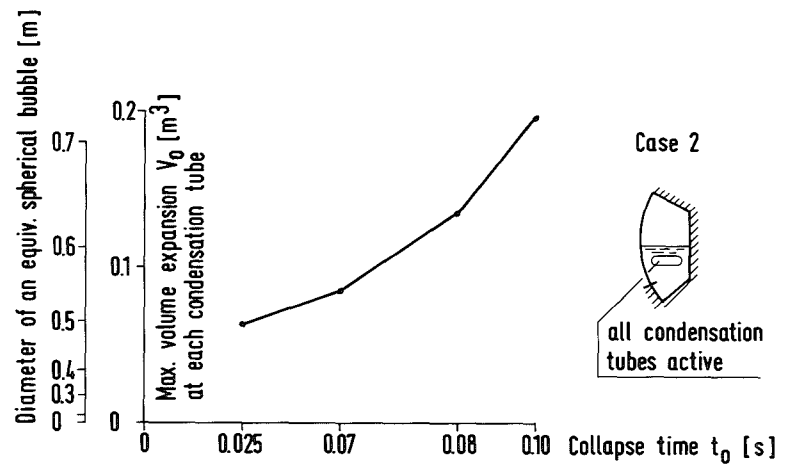
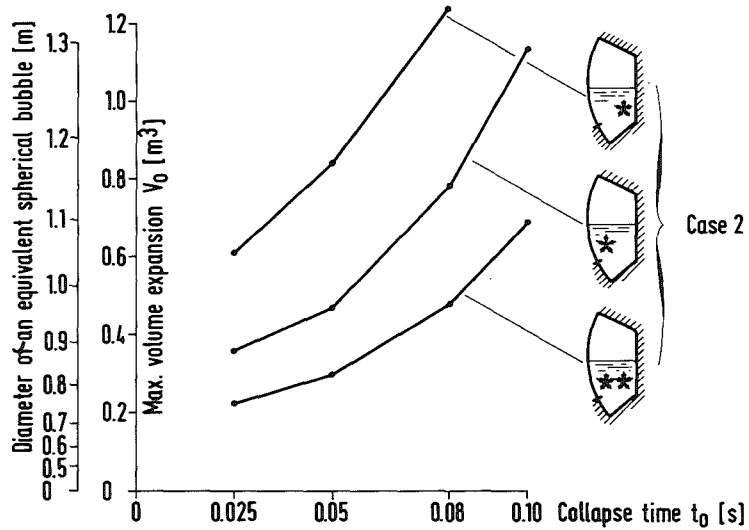
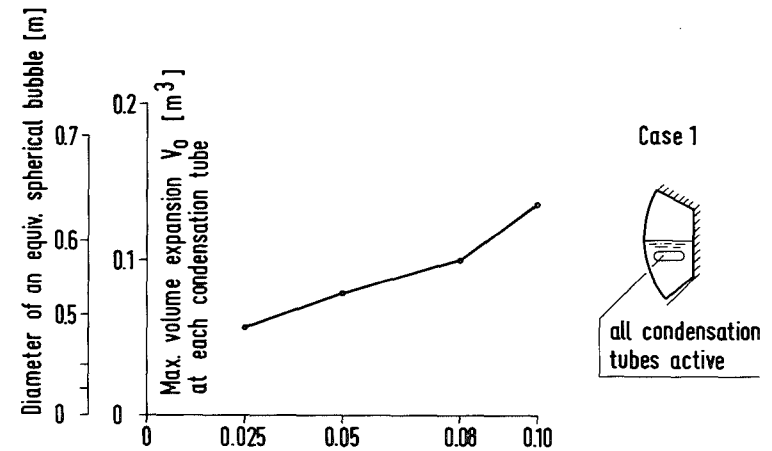
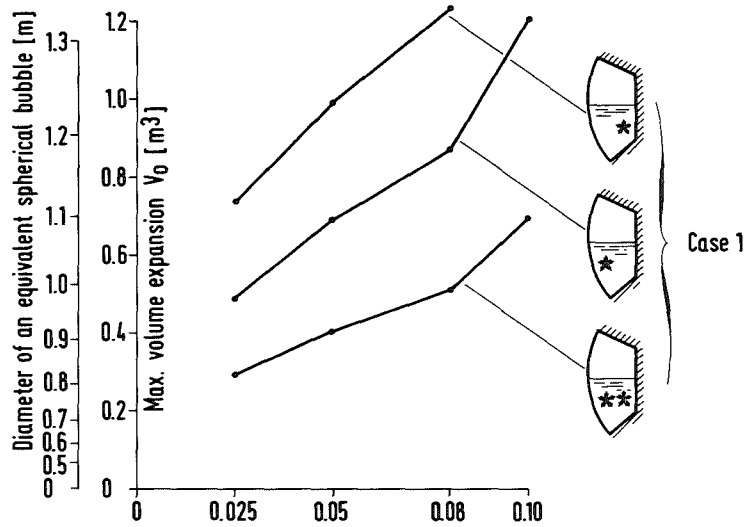


Abb. 8: Zulässige maximale Volumenexpansion als Funktion der Kollapszeit für simultane Kondensation in drei Meridial-Ebenen

Abb. 9: Zulässige maximale Volumenexpansion als Funktion der Kollapszeit für simultane Kondensation an allen Abblaserohren

Literatur

- [1] Di Maggio, F.L., et al.: Dynamic Response of a Containment Vessel to Fluid Pressure Pulses. Computers & Structures 8 (1978) 31-39
- [2] Giencke, E.: Pressure Distribution due to Steam Bubble Collapse in a BWR Suppression Chamber. SMIRT-5, Berlin, Aug. 1979, paper B7/1^x
- [3] Nichols, B.D., Hirt, C.W.: Hydroelastic Phenomena in Boiling Reactor Suppression Pools. SMIRT-5, Berlin, Aug. 1979, paper B7/2
- [4] Norris, D.M., et al.: Computer Calculations of Air and Steam Blow-down Suppression. Nucl. Eng. Des. 59 (1980) 301-313
- [5] McMaster, W.H., et al.: Application of the Coupled Fluid-Structure Code PELE-IC to Pressure-Suppression Analysis - Annual Report to NRC for 1979. Lawrence Livermore Lab., NUREG/CR-1179, UCRL-52733 (1979)
- [6] Krieg, R., Göller, B., Hailfinger, G.: Dynamic Stresses in Spherical Containments with Pressure Suppression System During Steam Condensation. Nucl. Eng. Des. 64 (1981)
- [7] Class, G.: Theoretische Untersuchung der Druckpulsentstehung bei der Dampfkondensation im Druckabbausystem von Siedewasserreaktoren - Rechenprogramm KONDAS. Kernforschungszentrum Karlsruhe, KfK 2487 (1977)
- [8] Antony-Spies, P.: Fluid Structure Interaction in the Pool of Pressure Suppression Systems Containing Oscillating Bubbles. SMIRT-5, Berlin, Aug. 1979, paper B7/3
- [9] Göller, B.: Schalendynamisches Verhalten des kugelförmigen Containments eines Siedewasserreaktors bei Dampfkondensation im Druckabbausystem. Kernforschungszentrum Karlsruhe, KfK 2778 (1979)
- [10] Krieg, R., Göller, B., Hailfinger, G.: Transient, Three-Dimensional Potential Flow Problems and Dynamic Response of the Surrounding Structures. Part I and II. Journal of Comp. Physics 34(2) (1980) 139-183

- [11] Krieg, R., Hailfinger, G.: Description of Internal Flow Problems by a Boundary Integral Method with Dipole Panels. SMIRT-5. Berlin, Aug. 1979, paper B8/2*
- [12] Göller, B.: Unconventional Dynamic Behaviour of Thin Spherical Containment Shells. A Semi-analytical Description. SMIRT-5, Berlin, Aug. 1979, paper B8/3
- [13] Göller, B.: Dynamic Deformations of Thin Spherical Shells Based on Analytical Solutions. J. Sound and Vibration 73(4) (1980) 585-596
- [14] Krieg, R.: Coupled Problems in Transient Fluid and Structural Dynamics in Nuclear Engineering, Part I. Appl. Math. Modelling 2 (1978) 81-89
- [15] Krieg, R., Göller, B., Hailfinger, G.: Coupled Fluid Structural Analysis for a Spherical BWR Containment with Pressure Suppression System. SMIRT-5, Berlin, Aug. 1979, paper B8/4
- [16] Hailfinger, G., Krieg, R.: Fluid-Struktur-Schwingungen eines kugelförmigen Siedewasserreaktor-Containments mit Druckunterdrückungssystem. Rechnungen mit SING-S für einen 120°-Ausschnitt bei vorgegebenen Dampfblasenkollapsen. Kernforschungszentrum Karlsruhe, KfK 2779B (1979)
- [17] Hupe, H.R., Werner, K.D.: Kondensationsversuche im GKM zur Bestätigung der Lastannahmen für die KWW-Druckabbausysteme der Baulinie 69. Reaktortagung 1977, Mannheim
- [18] Antony-Spies, P.: Bubble Collapse and Fluid-Structure Interaction. Transact. of Am. Nucl. Soc., 31(1978) 87
- [19] Sicherheitstechnische Regel des KTA, Reaktorsicherheitsbehälter aus Stahl, Teil: Auslegung, Konstruktion und Berechnung KTA 3401.2. Carl Heymanns Verlag, Köln, 1979

- 06.01.03 Entwicklung von Zweiphasen-Massenstrom-Meßverfahren und Anwendung bei den Blowdown-Experimenten
- 06.01.03/08A Gemeinsamer Versuchsstand zum Testen und Kalibrieren verschiedener Zweiphasen-Massenstrom-Meßverfahren
PNS 4137
- (J.Reimann, H.John, A.Demski, H.Hassenpflug (Battelle Frankfurt)¹⁾
R.Müllli; (EIR Würenlingen, Schweiz)¹⁾; B.Neeb (Battelle Frankfurt)¹⁾; L.Pawlak, D.Sallet (Univ. of Maryland, USA)²⁾;
W.Seeger, R.Weinbrecht; IRB)

Bei Experimenten zum Kühlmittelunfall ist die genaue Messung des zweiphasigen Massenstroms von großer Bedeutung. Entsprechende Meßverfahren sind zu entwickeln und zu testen. Die Ergebnisse über den Test, die Kalibrierung und den Vergleich verschiedener Meßverfahren in stationärer Strömung werden im ersten Teil dieses Berichtes behandelt.

Das Rohrsystem eines Reaktors enthält viele Abzweige bzw. Verzweigungen. Tritt bei einem Kühlmittelerlustunfall eine zweiphasige Strömung in diesem Rohrsystem auf, so ist es derzeit nicht möglich, die Umverteilung der Strömung in den Abzweigen zu beschreiben. Diese Thematik wurde im vergangenen Jahr neu aufgenommen, die Ergebnisse erster Untersuchungen enthält der zweite Teil des Berichts.

Sowohl bei dem Test von Meßverfahren als auch bei der Untersuchung der Umverteilung einer Zweiphasenströmung in einer Rohrverzweigung ist die Kenntnis der lokalen Phasen- und Geschwindigkeitsverteilungen von großem Interesse. Die lokale Phasenverteilung (lokaler Dampfvolumenteil) wurde mit einer lokalen Impedanz-Sonde gemessen oder aus den Meßwerten der einzelnen Strahlen eines 5-Strahl Gamma Densitometers berechnet. Zur Bestimmung von Geschwindigkeits- und Massenstromdichteverteilungen wird zusätzlich eine Prandtl-Sonde verwendet. Über die Erprobung dieser Meßtechnik wird im dritten Teil berichtet.

1) Mitbeteiligt am Abschnitt 1

2) Mitbeteiligt am Abschnitt 2

Kalibrierung und Vergleich verschiedener Massenstrom-Meßverfahren in stationärer Zweiphasenströmung

Die Tests der französischen PHEBUS-Massenstrom-Instrumentierung (Venturidüse und Turbinenradzähler) wurden detailliert ausgewertet /1/. Es wurde ein Modell entwickelt, das die Genauigkeit der Massenstrom- und Dampfgehaltsbestimmung beträchtlich erhöht. Dieses Modell berücksichtigt die unterschiedlichen zweiphasigen Dichten in den Meßquerschnitten des Turbinenradzählers und der Venturidüse in Form von nur vom Druck und der Strömungsrichtung abhängenden Beziehungen für den Phasenschlupf. Die Untersuchungen der amerikanischen LOFT-Massenstrom-Instrumentierung (lokaler Turbinenradzähler + Drag Disk + Gamma Densitometer) wurden abgeschlossen und ausführlich dokumentiert /2-5/. Ein wesentliches Ergebnis war, daß die Meßergebnisse beträchtlich verbessert wurden bei Verwendung einer Kalibrierungsbeziehung, die abhängig ist von der Höhe des Flüssigkeitsspiegels, der bei idealer Schichtenströmung sich einstellt. Eine zusammenfassende Darstellung der oben aufgeführten Meßmethoden sowie des Radionuklidverfahrens (LIT) und des True Mass Flow Meters (IT-IRE) ist in /6/ enthalten. Der für die schweizer NEPTUN-Versuche entwickelte Turbinenradzähler wurde in Dampfströmung bei Drücken zwischen 4 und 10 bar kalibriert. Der Turbinenradzähler arbeitete während der gesamten Versuchszeit einwandfrei; die Messungen stimmten mit den erwarteten Werten gut überein.

Schwerpunkt der Untersuchungen im Berichtszeitraum war der Test von Drag Bodies, entwickelt vom Battelle Institut Frankfurt. Bei diesen Tests sollte zusätzlich untersucht werden, ob Einbauten zur Homogenisierung der Strömung, sog. Homogenisierer, die Massenstrombestimmung verbessert. Abb. 1 zeigt den Auf- und Einbau eines Battelle-Drag Bodies: Der Drag-Body besitzt eine rechteckige Prallplatte. Ein Drag-Body kann von unten oder oben im Rohr eingebaut werden, es können auch zwei Drag-Bodies gleichzeitig verwendet werden. Die Prallplatte ist an einer einseitig eingespannten Dreiecksfeder befestigt, deren Verformung durch die Strömungskräfte über aufgepunktete Dehnungsmeßstreifen gemessen wird. Der in den Strömungskanal hineinragende Teil dieser Feder wird durch eine Abweishülse vor Strömungskräften geschützt. In der Tabelle 1 sind die wichtigsten Abmessungen der 8 für diesen Test bereitgestellten Drag Bodies aufgeführt. Der Massenstrom \dot{m} wird üblicherweise nach folgender Beziehung ermittelt

$$\dot{m} = A (\rho_g \cdot (\rho_v)_{DB}^2)^{1/2}$$

wobei A der Rohrquerschnitt ist und ρ_g die Dichte des Zweiphasengemisches

(apparent density). $(\rho v^2)_{DB}$ ist die mit dem Drag Body gemessene Impulsflußdichte, die folgendermaßen bestimmt wird

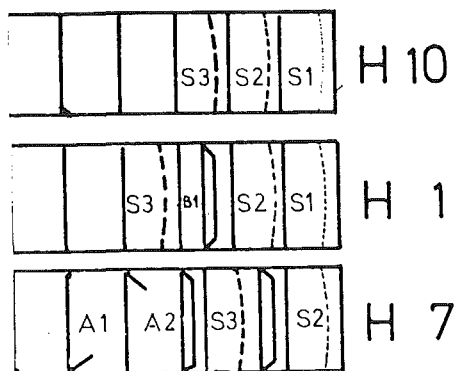
$$(\rho v^2)_{DB} = 2 F_{DB} / (f \cdot A_{DB} \cdot C_{DB})$$

wobei F_{DB} das Drag Body Signal; f ein Kalibrierfaktor, A_{DB} die Fläche der Prallplatte und C_{DB} der Widerstandskoeffizient ist.

Bei der obigen Massenstrombeziehung wird angenommen, daß die lokal gemessene Impulsflußdichte repräsentativ für den gesamten Rohrquerschnitt ist. Bei inhomogener Strömung wird hierdurch ein Fehler gemacht, der mit zunehmender Phasenseparation ansteigt. Um eine separierte Strömung wieder zu homogenisieren, wurden in Zusammenarbeit mit Battelle entsprechende Einbauten entwickelt und getestet. Über diese Versuche wird zunächst berichtet.

Eine Serie von Rohreinsätzen bestehend aus Sieben verschiedener Maschenweite, Blenden unterschiedlichen Innendurchmessers, und in Strömungsrichtung geneigten Kreissegmenten (Stolperschwellen), wurden zu verschiedenen Kombinationen in einem besonderen Testrohr zusammengestellt (Abb. 2). Im Abstand von 2 Rohrdurchmessern hinter dem letzten Homogenisierereinsatz wurde mit dem im IRB entwickelten seriellen 5 Strahl- γ -Densitometer /7/ die Verteilung des Gasvolumenanteils α über den Querschnitt in vertikaler Richtung bestimmt. Für eine vorgegebene Matrix von bezogenen Wasser- und Dampf- bzw. Luftgeschwindigkeiten (Superficial Velocities V_{sg} , V_{sl}) und mehreren Drücken wurde die α -Verteilung über den senkrechten Durchmesser zunächst ohne Homogenisierer und dann mit einer Reihe von Homogenisierern gemessen. In /8/ wird detailliert über diese Versuche berichtet. 3 Kombinationen, deren Aufbau schematisch aus der folgenden Skizze (Skizze siehe unten) ersichtlich ist, schienen nach einer Vorauswahl besonders wirkungsvoll zu sein und sollten mit Drag-Bodies zusammen getestet werden. Die Abb. 3 bis 8 zeigen die Ergebnisse für diese Homogenisierer in

Luft-Wasserströmung bei 5 bar.



Die Diagramme zeigen den Gasvolumenanteil α über der dimensionslosen Kanalhöhe y/D mit den bezogenen Geschwindigkeiten (superficial velocities) als Parameter. Die gestrichelten Kurven zeigen jeweils die α -Verteilung ohne Homogenisierer. Der Homogenisierer H7 bewirkt die stärkste Auflösung der vertikalen Dichte-Schichtung, in be-

stimmten Bereichen ist jedoch bereits ein Umkippen der Schwerkraft-Schichtung zu erkennen. Versuche mit einer über dem vertikalen Durchmesser verfahrbaren Prandtl-Sonde (vgl. 3. Kapitel) bestätigen, daß H7 eine ungleichmäßige Impulsflußdichteverteilung über die Kanalhöhe erzeugt, was vermutlich auf die Kreis-segmente (Stolperschwellen) zurückzuführen ist (Abb. 9). H 10 und H 1 zeigen eine gleichmäßigere Verteilung. Aufgrund des Ausfalls mehrerer Drag Bodies konnte nur noch H 10 in Luft-Wasser-Strömung zusammen mit einem Drag-Body getestet werden. Die Verbesserung der Massenstrom-Meßergebnisse war jedoch insgesamt so gering, daß die Verwendung eines Homogenisierers offenbar nicht zu empfehlen ist, zumal ein zusätzlicher Druckverlust entsteht.

Die Untersuchungen des Drag-Bodies ohne Homogenisierer wurden zunächst bei Dampf-Wasser-Strömung durchgeführt mit folgender Parametervariation:

$V_{s1} = 1, 2 \text{ m/s}$
 $V_{sg} = 5, 10, 20 \text{ m/s}$
bei den Druckstufen
15, 50, 75 bar

Zusätzlich wurde die Einbauposition (oben oder unten bzw. oben und unten) und die Drag-Body-Größe variiert. Meßwerte dieser Versuchsreihe ergaben so starke Streuungen, daß sich wegen der relativ großen Versuchsmatrix zu wenig verwertbare Meßpunkte für die einzelnen Parametereinstellungen ergaben. Da eine systematische Auswertung der Dampf-Wasser-Versuche nicht möglich war, wurden einige wenige Drag-Bodies (die anderen waren bereits bei den Dampf-Wasser-Versuchen ausgefallen) in Luft-Wasser-Strömungen detailliert untersucht.

Zunächst wurde in einphasiger Strömung (Luft und Wasser) der Widerstandskoeffizient jedes Drag-Body gemessen und festgestellt, daß er wesentlich über dem bisher angenommenen Wert lag. Nach jeweils wenigen Messungen wurde der Nullpunkt der DMS-Elektronik bei Null-Massenstrom überprüft und wenn nötig korrigiert. Es zeigten sich dabei häufig starke Drifte. Verwertet wurden nur rekonstruierbare Punkte. Bei dieser Art der Versuchsdurchführung ergab sich eine sehr geringe Streuung der Versuchspunkte außer bei sehr kleinen Re-Zahlen und, allerdings nur bei Luft-Strömung, sehr großen Re-Zahlen. Dieses Verfahren war sehr aufwendig, wurde aber generell auch bei allen Luft-Wasser-Versuchspunkten angewandt.

Die zweiphasigen Luft-Wasser-Versuche wurden für 2 Drag-Bodies (KfK 03 und 05)

bei 5 bar und den Parametern $V_{s1} = 1, 2, 3, \text{ m/s}$ und $V_{sg} = 5, 10, 15, 20, 25, 30 \text{ m/s}$ durchgeführt. Die Einbauposition war unten oder oben. Für die Massenstromberechnung nach der vorher angegebenen Beziehung wurde einmal die querschnittsgemittelte Dichte des γ -Densitometers und einmal die örtliche der Drag-Body-Prallplatte entsprechende Dichte verwendet. Beim oberen Einbau wurde dazu die Liniendichte des 2. obersten Strahles genommen und beim unteren Drag-Body-Einbau die Liniendichte des 2. untersten Strahles.

Abb. 10 und 11 zeigen die auf diese Weise ermittelten Massenströme ins Verhältnis gesetzt zum jeweiligen Referenzmassenstrom (Kreislaufinstrumentierung) für die Drag-Bodies KFK 03 und 05 mit den Parametern V_{s1} und V_{sg} und der querschnittsgemittelten γ -Dichte. Es hat sich gezeigt, daß man die kleinste Meßfehlerbreite erhält, wenn man die Werte des unten eingebauten Drag-Bodies mit der querschnittsgemittelten γ -Dichte heranzieht. In Abb. 12 sind die auf diese Weise erzielten Massenstromverhältnisse für beide Drag-Bodies über dem Referenzmassenstrom aufgetragen. Die Einhüllende dieser Meßpunkte, die die gesamte Fehlerbandbreite angibt, zeigt einen massenstromabhängigen systematischen Fehler an. Benutzt man die Mittelwertkurve zwischen den Einhüllenden als Eichkurve, so erhält man für diesen Fall eine Streuung des Fehlers von ca. $\pm 3 \%$ bei 10 kg/s und $\pm 9 \%$ bei 2 kg/s .

Die Fortsetzung dieser Versuche in Dampf-Wasser mit weiterentwickelten Drag-Bodies (verbesserter DMS-Einbau) ist für den instationären Zweiphasen-Prüfstand des IRB, der im Aufbau begriffen ist, geplant.

Umverteilung einer Zweiphasenströmung in einem T-Stück

Dieses Teilvorhaben wurde, wie erwähnt, 1980 neu aufgenommen. Es soll daher etwas näher darauf eingegangen werden.

Eine Verzeigung in einem Rohrsystem bewirkt i.a. eine starke Umverteilung einer Zweiphasenströmung, Rohrverzweigungen bzw.-abzweigungen sind in einem Reaktorsystem in zahlreicher Form vorhanden. Die Kühlmittelleitung des Primärloops eines KWU-1300 MW-Reaktors enthält z.B. über 70 abgehende Rohrleitungen. Entsteht ein Leck am Ende einer solchen Leitung, oder reißt eine solche Leitung ab, so kann sich in der Verzweigung eine zweiphasige Strömung

ausbilden. Der Abstrom (Massenstrom und Enthalpiestrom) aus einer solchen Leitung (einem kleinen Leck) ist maßgebend für den zeitlichen Zustand (Druck, Enthalpie) im Primärsystem.

Derzeit verfügbare Rechencodes sind nicht in der Lage, derartige Umverteilungen zu berechnen, empirische Korrelationen, die in die Codes eingebaut werden könnten, existieren nicht. Eine theoretische Behandlung der Thematik ist derzeit nur mit sehr vereinfachenden Annahmen möglich. Erste Rechnungen, die im Zusammenhang mit den hier vorgestellten Experimenten stehen, sind in /9/ enthalten.

Die bisherigen experimentellen Arbeiten waren meist zugeschnitten auf Anwendungsfälle, die bei Dampferzeugern und in der chemischen Technik von Interesse sind. Die im IRB geplanten Arbeiten hingegen sind ausgerichtet auf die "Kleine-Leck"-Thematik. Daher wird zunächst ein T-Stück bei horizontaler Zuströmung untersucht bei Rohrdurchmessern von 50 mm. Der Durchmesser des Abzweigs beträgt maximal 50 mm. Besonderes Interesse besteht für den Fall, daß der Abzweigdurchmesser klein gegenüber dem Zuströmdurchmesser ist und im Abzweig kritischer Massenstrom auftritt.

Der Schwerpunkt der Arbeiten soll auf Experimenten mit Dampf-Wasser-Strömung liegen. Um an bestehende Arbeiten anzuschließen und Erfahrungen für die optimale Instrumentierung zu sammeln, wurden erste Experimente mit Luft-Wasser- und Dampf-Wasser-Strömung durchgeführt. Abb.13 zeigt die Teststrecke für Luft-Wasser-Strömung. An den Mischkammeraustritt angeflanscht ist ein 0,97 m langes horizontales Rohrstück, das wie das darauffolgende T-Stück aus dickwandigem Plexiglas besteht. Die kreisförmigen Strömungskanäle (alle Durchmesser 50 mm) wurden aus Vollmaterial gebohrt und anschließend poliert. Die Kanten im Bereich des Abzweigs sind scharfkantig.

Im folgenden wird der horizontale Einlauf des T-Stückes mit Zulauf (Index 0) bezeichnet, das horizontale Rohrstück hinter dem Abzweig mit Abstrom (Index 1); der Abzweig erhält den Index 2.

Dem Abstrom folgt ein 1,0 m langes Rohrstück, das die vorläufige Instrumentierung für die Messung des Massenstroms im Abstrom enthält. In diesem Rohrstück befindet sich ein Siebpaket (3 Siebe verschiedener Maschenweite, ca. 20 mm voneinander versetzt), das 5-Strahl Gamma Densitometer sowie eine Venturidüse.

An den Abzweig schließt sich ein 90° Krümmer an (Krümmungsradius 72 mm) gefolgt von einem Plexiglasrohr und einer Plexiglas-Venturidüse. Am Ende der Abstrom- und Abzweigleitung befinden sich Drosselventile. Ein weiteres Drosselventil ist am Teststreckenende angeordnet, nachdem die beiden Teilströme wieder zusammengeführt wurden.

Die Teststrecke ist bestückt mit diversen Absolutdruck-Manometern (Rohrfedermanometer, Meßbereich 6 und 10 atü), sowie an Stellen, wo eine erhöhte Meßgenauigkeit erwünscht ist, mit Differenzdruckmanometern (H&B Membranmeßumformer) mit verschiedenen Meßbereichen.

Die Bestimmung der Zustandsgrößen im Zustrom 0 erfolgt mit der Kreislaufinstrumentierung. Zur Ermittlung des Gas- und Flüssigkeitsmassenstroms im Abstrom erfolgt durch Kombination der Meßwerte des Gamma-Densitometers und der Venturidüse in der folgenden Weise:

Für den gesamten Massenstrom durch den Abstrom 1 gilt:

$$\dot{m}_1 = A_1 \sqrt{\Delta p_1 \rho_{i_1}} \quad (3)$$

mit A_1 = Düsenbeiwert

Δp_1 = Differenzdruck zwischen Einlauf und engster Stelle der Düse

ρ_{i_1} = Impulsdichte

Der Düsenbeiwert A_1 wurde aus einphasigen Messungen bestimmt und wird in erster Näherung als konstant angenommen. Für die Impulsdichte ρ_{i_1} gilt

$$\rho_{i_1} = \left(\frac{x_1^2}{\alpha_1 \rho_g} + \frac{(1-x_1)^2}{(1-\alpha_1) \rho_1} \right)^{-1} \quad (4)$$

mit ρ_g = Gasdichte, ρ_1 = Wasserdichte, α_1 = Dampfvolumenanteil im Abstrom 1 und x_1 = Gasmassenanteil (Dampfanteil) im Abstrom 1.

Der Dampfvolumenanteil α wird mit Hilfe des Gamma-Densitometers gemessen; der Dampfanteil x_1 ist durch folgende Beziehung mit α_1 verknüpft

$$x_1 = S_1 \left(S_1 + \frac{\rho_1}{\alpha \rho_g} - \frac{\rho_1}{\rho_g} \right)^{-1} \quad (5)$$

wobei der Schlupf S_1 das Verhältnis aus Phasengeschwindigkeit des Gases V_{g_1} zur Phasengeschwindigkeit des Wassers V_{l_1} ist.

Der Schlupf S_1 ist bei geöffnetem Abzweig nicht bekannt. Er muß daher aus Kalibrierversuchen bei geschlossenem Abzweig bestimmt werden. Es ergibt sich dann für den Flüssigkeits- bzw. Gasmassenstrom im Abstrom

$$\dot{m}_{1l} = (1-x_1) \dot{m}_1 \quad (6)$$

$$\dot{m}_{1g} = x_1 \dot{m}_1 \quad (7)$$

Die soeben vorgestellte Massenstrom-Instrumentierung wird nur solange verwendet bis die für die Versuche vorgegebene Instrumentierung, die auf dem Prinzip der Phasenseparation und anschließender Messung im einphasigen Zustand beruht, verfügbar ist. Der Grund dafür ist die unbefriedigende Meßgenauigkeit, die ersten Ergebnisse dienen daher vorwiegend dazu, Tendenzen aufzuzeigen.

Zunächst soll anhand von Photographien die Umverteilung der Strömung qualitativ beschrieben werden: Die Abb. 14-16 zeigen eine disperse Blasenströmung im Zustrom wobei man den Eindruck hat, daß die Phasen nahezu homogen verteilt sind. In Abb.14 ist das Abzweigventil geschlossen, der Strömungszustand im Abstrom ändert sich gegenüber dem Zustrom nicht. In Abb.15 ist bei voll geöffnetem Abstromventil das Abzweigventil etwas geöffnet, in Abb.16 ist das Abzweigventil voll geöffnet. In den Abb.15 und 16 ist deutlich zu erkennen, daß der Gasanteil im Abzweig größer ist als der Gasanteil im Zustrom bzw. Abstrom. Abb.17 zeigt einen Versuchspunkt mit kleinerer Massenstromdichte. Hier sind die Phasen bereits im Zustrom deutlich separiert. Deshalb strömt durch den nach oben gerichteten Abzweig in noch stärkerem Maße Gas. Abb.18 zeigt für nach unten gerichteten Abzweig eine exzentrische Ringströmung im Zustrom. Die Flüssigkeit ist hier im wesentlichen im unteren Kanalbereich konzentriert; es gelangt daher ein größerer Wasseranteil in den Abzweig als in den Zustrom.

Zur Messung der Phasenverteilung wird bei konstant gehaltenem Betriebspunkt im Zustrom 0 die Drosselkurve durchfahren: ausgehend von einem Zustand mit voll geöffnetem Ventil im Abstrom und geschlossenem Ventil im Abzweig wird schrittweise das Abströmventil geschlossen und das Abzweigventil geöffnet. Bei jeder Stellung wird geprüft, ob die Zuströmwerte sich geändert haben, evtl. werden die Werte nachgeregelt. Der Absolutdruck im Zustrom 0 wird mit dem Drosselventil am Ende der Teststrecke konstant gehalten.

Die Abb. 19-20 zeigen solche Drosselkurven. Es ist jeweils das Verhältnis des Flüssigkeitsmassenstromes im Abstrom zu Flüssigkeitsmassenstrom im Zustrom (M_{1l}/M_{0l}) über dem Verhältnis Gasmassenstrom im Abstrom zu Gasmassenstrom im Zustrom (M_{1g}/M_{0g}) aufgetragen. Ändert sich der Massenanteil des Gases im Abstrom gegenüber den Zustrombedingungen nicht, so liegen die Punkte auf der Winkelhalbierenden (Gleichverteilungslinie). Die Abb. 19 zeigt für konstant gehaltenen Strömungszustand im Zustrom den Einfluß der Orientierung des Abzweigs. Im Zustrom ist eine Phasenverteilung vorhanden, die einer dispersen Blasenströmung ähnelt. Die Blasen sind jedoch nicht gleichmäßig über dem Rohrquerschnitt verteilt, sondern nehmen an Zahl mit wachsendem Abstand von der unteren Kanalmantellinie zu. Diese Phasenverteilung im Zustrom hat sehr unterschiedliche Drosselkurven für die einzelnen Abzweigorientierungen zur Folge: bei nach oben gerichtetem Abzweig ist im Abstrom der Dampfgehalt kleiner als im Zustrom (Versuchspunkte oberhalb der Gleichgewichtskurve); bei nach unten gerichtetem Abzweig strömt bei den meisten Punkten der Drosselkurve ein größerer Wasseranteil durch den Abzweig.

Abb. 20 zeigt für nach oben gerichteten Abzweig Drosselkurven, bei denen bei konstanten Volumenströmen im Zustrom ($V_{0l} \approx 2 \text{ m/s}$ $V_{0g} \approx 10 \text{ m/s}$) der Absolutdruck variiert wurde; außerdem wurden bei konstantem Absolutdruck ($p = 50 \text{ bar}$) Dampfgehalte variiert. Bei konstanten Volumenströmen im Zustrom wird mit wachsendem Druck die Abweichung von der Gleichverteilungslinie geringer. Dies ist dadurch bedingt, daß aufgrund der kleiner werdenden Dichtedifferenz der beiden Phasen die Phasenverteilung im Rohrquerschnitt homogener wird. Wird bei konstantem Wasservolumenstrom ($V_{0l} \approx 2 \text{ m/s}$) der Dampfdurchsatz erhöht (von $V_{0g} = 4,6 \text{ m/s}$ auf $V_{0g} = 10,1 \text{ m/s}$) so wird die Phasenverteilung in zunehmendem Maße durch Impulskräfte geprägt; der Einfluß der Schwerkraft nimmt ab. Dadurch ergibt sich eine geringere Abweichung von der Gleichgewichtslinie.

Bei den bisherigen Versuchen war der Abzweigdurchmesser 50 mm. Es wurden ebenfalls Versuche mit einem Abzweigdurchmesser von 10 mm durchgeführt. Ziel dieser Versuche war es, im Abstrom einen kritischen Massenstrom zu erhalten. Die Ergebnisse dieser Luft-Wasser sowie Dampf-Wasser-Experimente werden in einem späteren Bericht erstellt. Parallel zu den experimentellen Arbeiten wird ein Modell entwickelt, das in der Lage sein soll, die oben gezeigten Umverteilungen zu beschreiben. Ergebnisse liegen derzeit noch nicht vor.

Verwendung von Prandtl-Sonden in Gas-Flüssigkeits-Strömungen

Die Prandtl-Sonde ist ein Standardinstrument zur Messung von Geschwindigkeiten bzw. Massenströmen in einphasiger Strömung. Das Signal dieser Sonde ist proportional zur Dichte des einphasigen Mediums. Bei einem Einsatz in zweiphasiger Strömung ist es ebenfalls erforderlich, die lokale zweiphasige Dichte (bzw. den lokalen Dampfvolumenteil α) zu kennen. Bisher wurde meist aufgrund mangelnder Meßmethoden entweder eine mittlere Dichte verwendet oder mit Hilfe sehr einfacher Modelle eine Dichteverteilung berechnet. Bei den hier durchgeführten Untersuchungen ist aufgrund der großen Erfahrung mit lokalen Impedanzsonden und dem 5-Strahl Gamma Densitometer die lokale Dichte in weit besserem Maße bekannt als bisher.

In bisherigen Arbeiten besteht Uneinigkeit über die physikalische Interpretation der mit der Prandtl-Sonde gemessenen Druckdifferenz. Es geht im wesentlichen um die Frage, wie die Umströmung der Sondenspitze erfolgt. Eine kleine Gasblase in einer Flüssigkeitsströmung kann die Sondenspitze eher umströmen als ein kleiner Tropfen, der sich in einer Gasströmung befindet. Im allgemeinen ist die Größe der Blasen oder der Tropfen lokal im Strömungskanal nicht bekannt. Es besteht sogar oft Unklarheit darüber, welche Phase als dispers und welche als kontinuierlich betrachtet werden kann.

Die unterschiedliche Umströmung wird im wesentlichen durch einen Impulsübertragungsfaktor I berücksichtigt. Über die Abhängigkeit dieses Faktors von den Strömungsgrößen gibt es in der Literatur keine übereinstimmenden Aussagen. Erster Schritt der Untersuchungen war daher die Güte der einzelnen Modelle anhand von definierten Phasen- und Geschwindigkeitsverteilungen zu überprüfen. Da keines dieser Modelle im gesamten Bereich des Dampfvolumentails ($0 < \alpha < 1$) befriedigende Ergebnisse ergab, wurde folgende Beziehung vorgeschlagen:

$$I = 1,5 + 0,5 \operatorname{th}(6(\alpha - 0,5)) \quad (8)$$

Wird angenommen, daß der lokale Schlupf $S=1$ ist, so ergibt sich folgender Ausdruck für das Prandtl-Sonden-Signal:

$$\Delta p = \frac{1}{2} (\alpha \rho_g + I(1-\alpha)\rho_l) u^2 \quad (9)$$

Aus dieser Beziehung läßt sich die lokale Geschwindigkeit u berechnen und

für die lokale Massenstromdichte (ρu) gilt

$$(\rho u) = \alpha \rho_g u + (1-\alpha)\rho_l u \quad (8)$$

Abb. 21 zeigt die bei den Versuchen eingesetzte Sonde: Sie besteht aus einer Prandtl-Sonde mit einem Außendurchmesser von 1mm und einer Impedanz-Sonde mit 0,60 mm \varnothing , die in einem Abstand ca. 5 mm angeordnet ist. Diese Doppelsonde wurde mit einer Traversiereinrichtung längs eines vertikalen Durchmessers der horizontalen Teststrecke (50 mm \varnothing) verfahren. Die folgenden Abbildungen zeigen Verteilungen der Meßwerte des lokalen Dampfvolumentils α und der Prandtl-Sonden-Druckdifferenz Δp (radiziert aufgetragen) sowie die berechneten Geschwindigkeits- und Massenstromdichteverteilungen. Letztere sind normiert mit der mittleren (homogenen) Geschwindigkeit bzw. der mittleren Massenstromdichte bestimmt aus der Kreislaufinstrumentierung.

Die Abb. 22 und 23 zeigen zwei Beispiele für eine relativ hohe Massenstromdichte ($\dot{m}/A \approx 5000 \text{ kg}/\text{m}^2$). Die Phasen- und Geschwindigkeitsverteilung sind annähernd rotationssymmetrisch. In Abb. 22 ist eine disperse Blasenströmung vorhanden; es fällt auf, daß die Massenstromdichteverteilung sehr flach ist. In Abb. 23 ist eine disperse Strömung vorhanden, die schon typische Kennzeichen der Ringströmung enthält: die Verteilung der Massenstromdichte besitzt in Kanalmitte ein Minimum.

Wird unter Annahme von Rotationssymmetrie aus der Massenstromdichteverteilung der Querschnittsmittelwert berechnet, so ergibt sich für das erste Beispiel eine Abweichung von 2%; für das zweite Beispiel eine Abweichung von 4% vom Referenzwert. Bei den in den Abb. 24 und 25 gezeigten Betriebspunkten ist die Phasenverteilung stark geschichtet d.h. im wesentlichen nur abhängig von der vertikalen Koordinate. Die Abbildungen zeigen deutlich, daß der Massenstrom im unteren Kanalbereich konzentriert ist. Bildet man unter Zuhilfenahme eines Schichtenmodells den Querschnittsmittelwert der Massenstromdichte, so ergeben sich Abweichungen vom Referenzwert von 9% und 2%.

Ein weiteres Beispiel für den Einsatz der Prandtl-Impedanz-Sonde war die Messung hinter einem 90° Krümmer (Abb. 26). Diese Messungen waren von Interesse im Zusammenhang mit den Tests der PHEBUS-Instrumentierung /1/. Hier befand sich bei aufwärts gerichteter Strömung der Turbinenradzähler direkt stromab des Krümmers, bei abwärtsgerichteter Strömung jedoch stromab

eines ca. 2 m langen senkrechten Rohrstücks. Die Abb. 27 und 28 zeigen, wie sich die Phasen- und Geschwindigkeitsverteilungen für beide Strömungsrichtungen unterscheiden: Während bei aufwärtsgerichteter Strömung das Wasser an der Außenwand des Krümmers konzentriert ist, liegt bei abwärtsgerichteter Strömung eine nahezu rotationssymmetrische Verteilung vor.

Zusammenfassend kann festgestellt werden, daß die Ergebnisse der Messung lokaler Größen in einer Zweiphasenströmung mit einer Prandtl-Sonde und einer lokalen Dichtebestimmung sehr ermutigend sind. Dieses Meßverfahren soll in Zukunft auch bei lokalen Messungen im Bereich der Umverteilung von Zweiphasenströmungen in Rohrverzweigungen eingesetzt werden.

Literatur:

- /1/ Frank, R.; Reimann, J.; John, H.:
Mass Flow Rate and Quality Measurements with a Venturi Nozzle and a Turbine Meter in Steam-Water Flow
European Two-Phase Group Meeting
University of Strathclyde, Glasgow, 3rd-6th June, 1980

- /2/ Reimann, J.; John, H.; Löffel, R.; Solbrig, C.W.,
Chen, L.L., Goodrich, L.D.,
Tests of the EG and G two-phase mass flow rate instrumentation at
Kernforschungszentrum Karlsruhe

- /3/ Reimann, J.; John, H.; Löffel, R.; Solbrig, C.W.;
Stephens, A.G.; Goodrich, L.D.:
Tests of the EG and G two-phase mass flow rate instrumentation
at Kernforschungszentrum Karlsruhe

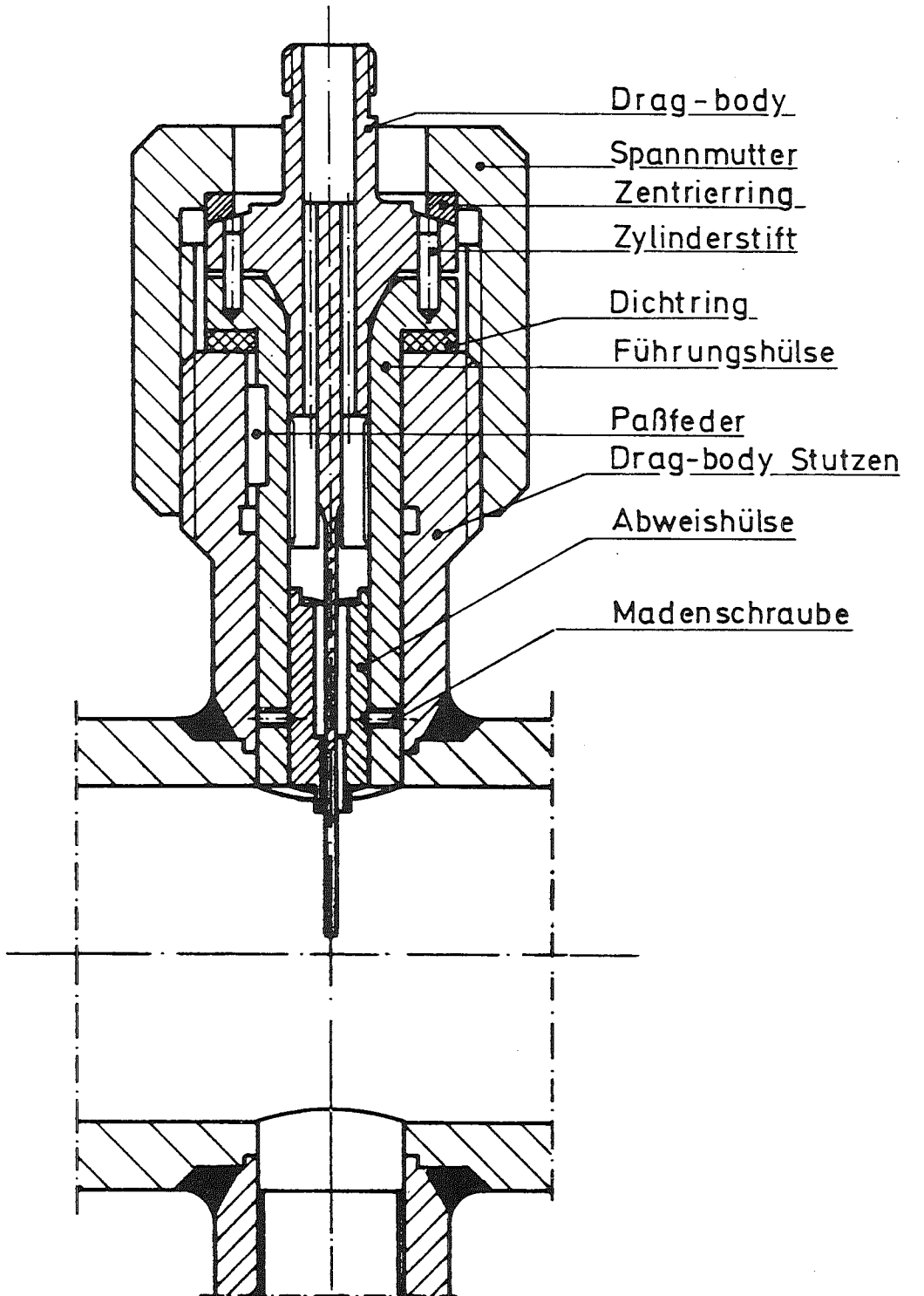
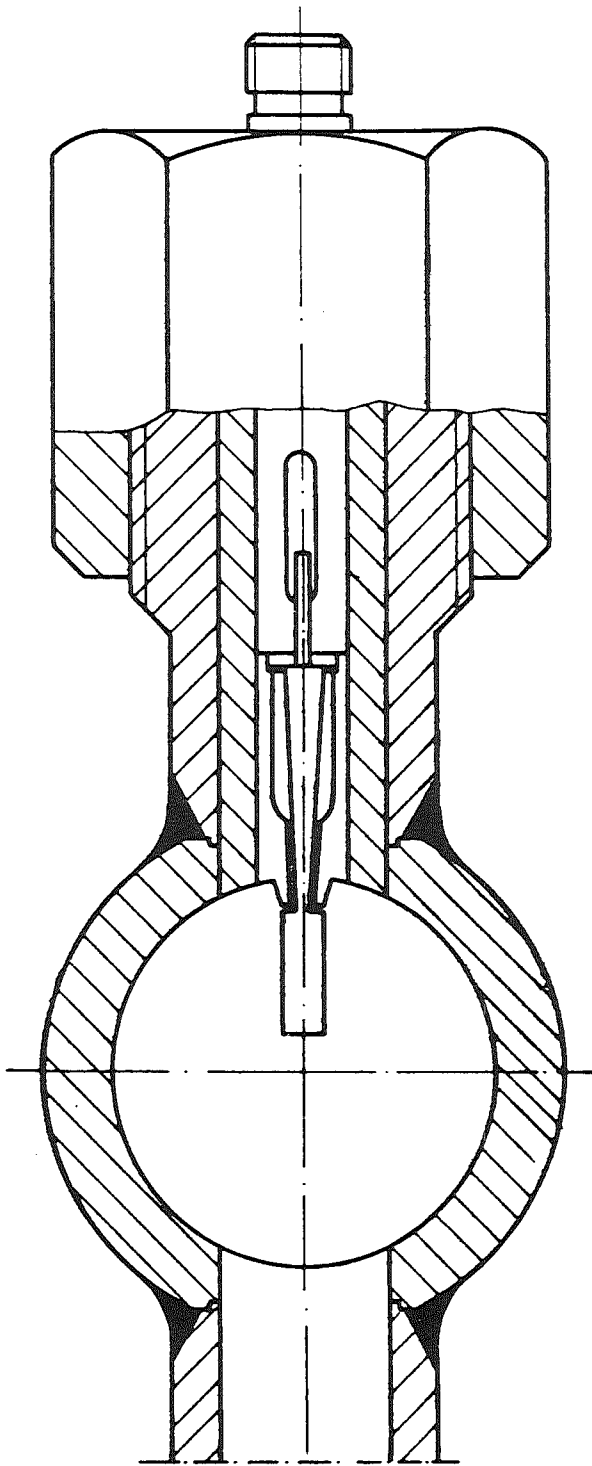
- /4/ Reimann, J.; John, H.; Löffel, R.; Solbrig, C.W., Chen, L.L.;
Good, R.R.
Mass Flow Rate Measurements in horizontal steam-water flow with a drag
disk turbine transducer, a gamma densitometer and the radiotracer
technique
Nuclear Reactor Thermal Hydraulics Topical Meeting, Saratoga N.Y.,
Oct. 1980
- /5/ Solbrig, C.W.; Reimann, J.;
Behavior of drag disk turbine transducers in steady-state two-phase flow.
IEEE Transactions on Nuclear Science, NS-27 (1980) S. 1321-29
- /6/ Reimann, J.; John, H.; Müller, U.;
Zweiphasenmassenstrom-Messungen - Ein Vergleich verschiedener Messver-
fahren
KfK 3070, 1981
- /7/ John, H.; Reimann, J.; Alsmeyer, H.; Megerle, A.:
Seriellles 5-Strahl- γ -Densitometer zur Dichtemessung einer Zweiphasen-
strömung
KfK 2783 (Nov. 79)
- /8/ Hassenpflug, H.U.; Brockmann, E.; Neeb, B.; John, H.; Reimann, J.:
Weiterentwicklung eines Drag-Bodies für die Massenstrombestimmung bei
Blow-Down-Untersuchungen.
BF-R-63.719-1 Battelle Institut Frankfurt
- /9/ Krieg, R.; Schumann, U.:
Methoden zur Fluid- und Strukturdynamik bei der Analyse von Störfällen
in LWR
KfK 3070, 1981.

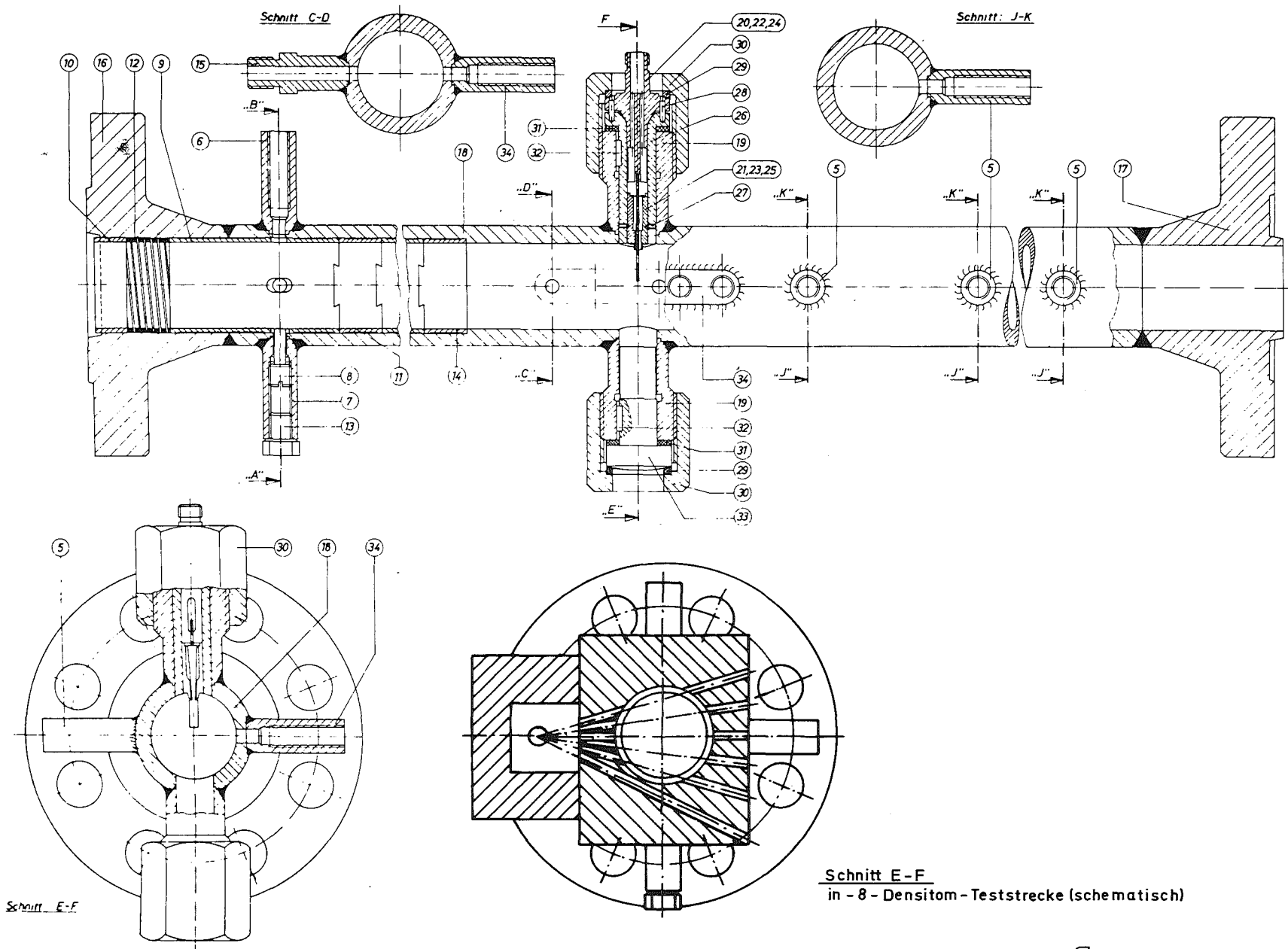
Tabelle 1: Charakteristische Daten der Drag-bodies 1-8

Drag-body	Kalibrier- faktor (V/N)	Breite der Platte (mm)	Länge (mm)	Höhe der Ab- weishülse (mm)	Fläche (mm ²)	Diagonale (mm)	Träger- länge (mm)
KFK 01	1,0570	7	18	2,5	126	21,662	50
KFK 02	1,0550	7	18	2,5	126	21,662	50
KFK 03	0,78760	5	16	4,5	80	21,101	50
KFK 04	0,89150	5	16	4,5	80	21,101	50
KFK 05	0,82480	4	16	4,5	64	20,887	50
KFK 06	0,84760	4	16	4,5	64	20,887	50
KFK 07	1,6520	8	18	2,5	144	22,006	60
KFK 08	1,5210	8	18	2,5	144	22,006	60

Abb. 1: Battelle Drag Body für NW 50, Zweiphasenversuchsstand

KfK

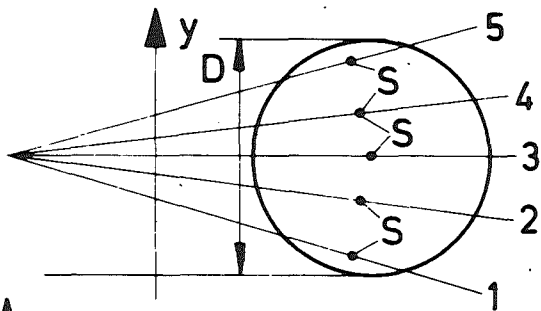




- 4100-90 -



Abb. 2: Teststrecke für den Einbau von Drag Bodies und Homogenisierern



Medium : Luft - Wasser
 Druck [bar] : 5
 Homogenisator: H10
 Parameter : v_{sl} / v_{sg}

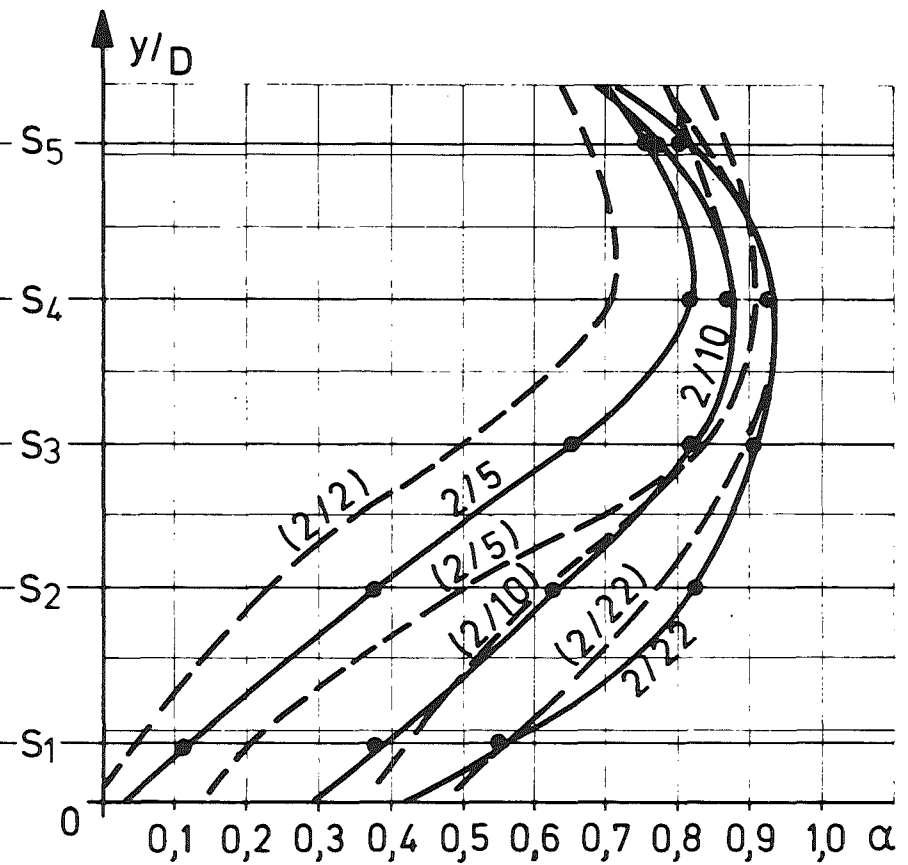
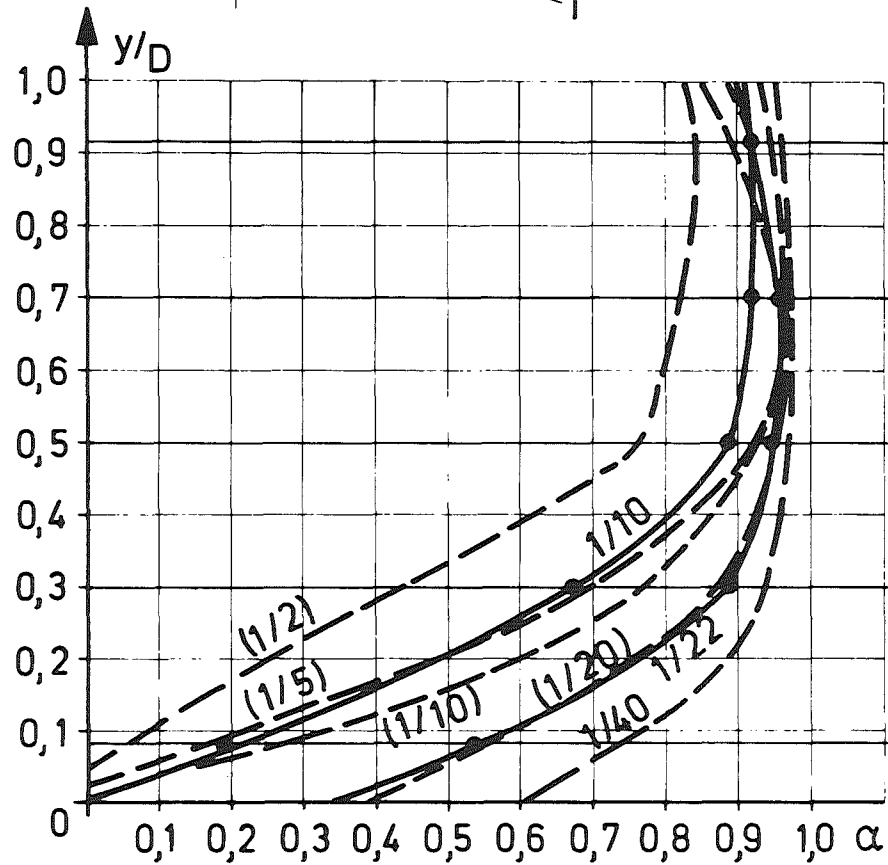
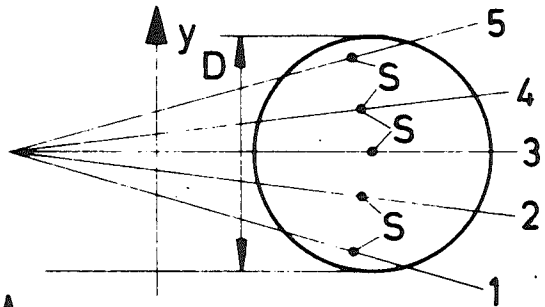
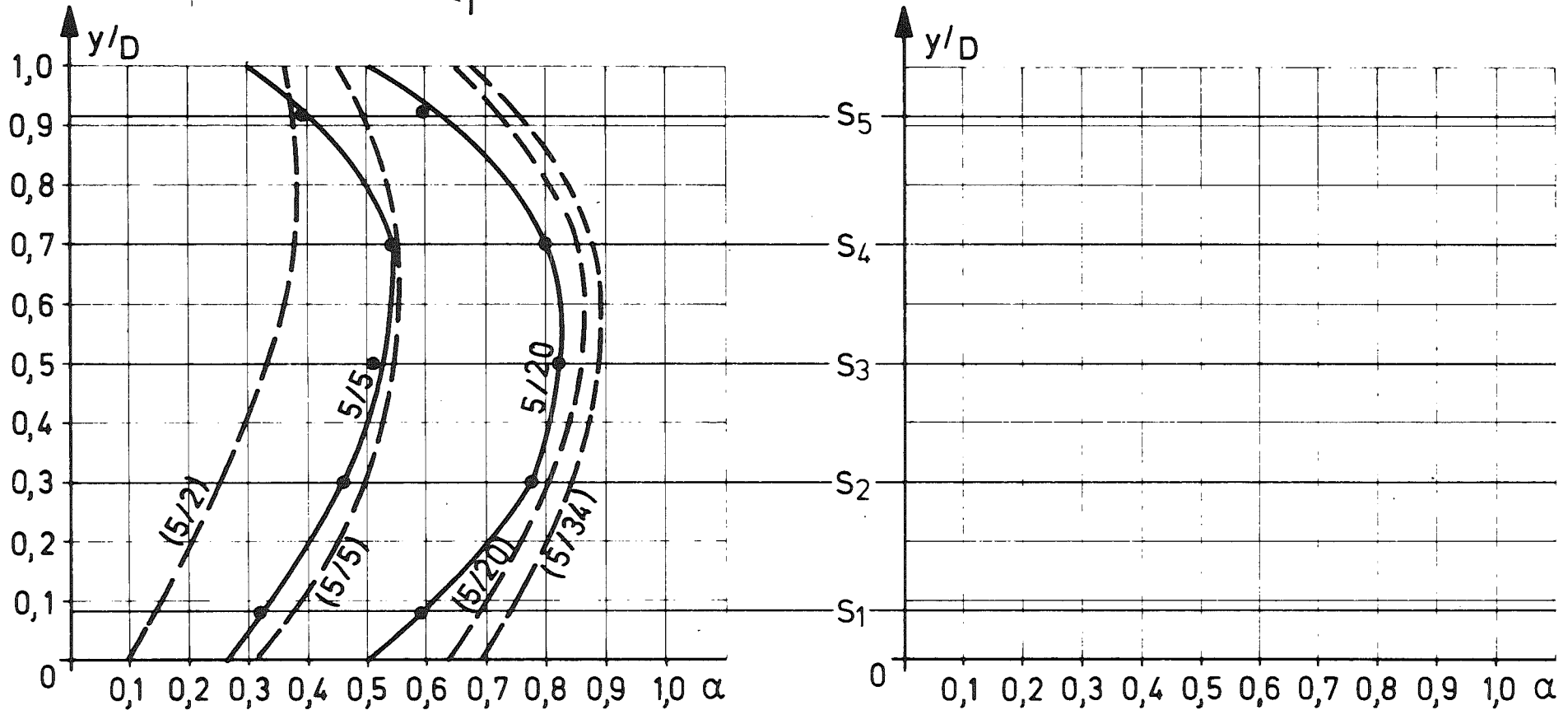


Abb. 3: Vertikale Verteilung des Gasvolumenanteils α in horizontaler Zweiphasenströmung
 ($v_{sl} = 1 \text{ m/s}, 2 \text{ m/s}$; Homogenisierertyp: H10)



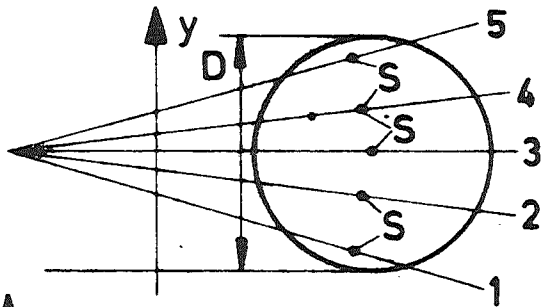
Medium : Luft - Wasser
 Druck [bar] : 5
 Homogenisator: H10
 Parameter : V_{sl} / V_{sg}



- 4100-92 -



Abb. 4: Vertikale Verteilung des Gasvolumenanteils α in horizontaler Zweiphasenströmung
 ($v_{sl} = 5 \text{ m/s}$; Homogenisierertyp: H10)



Medium : Luft - Wasser
 Druck [bar] : 5
 Homogenisator : H1
 Parameter : v_{sl} / v_{sg}

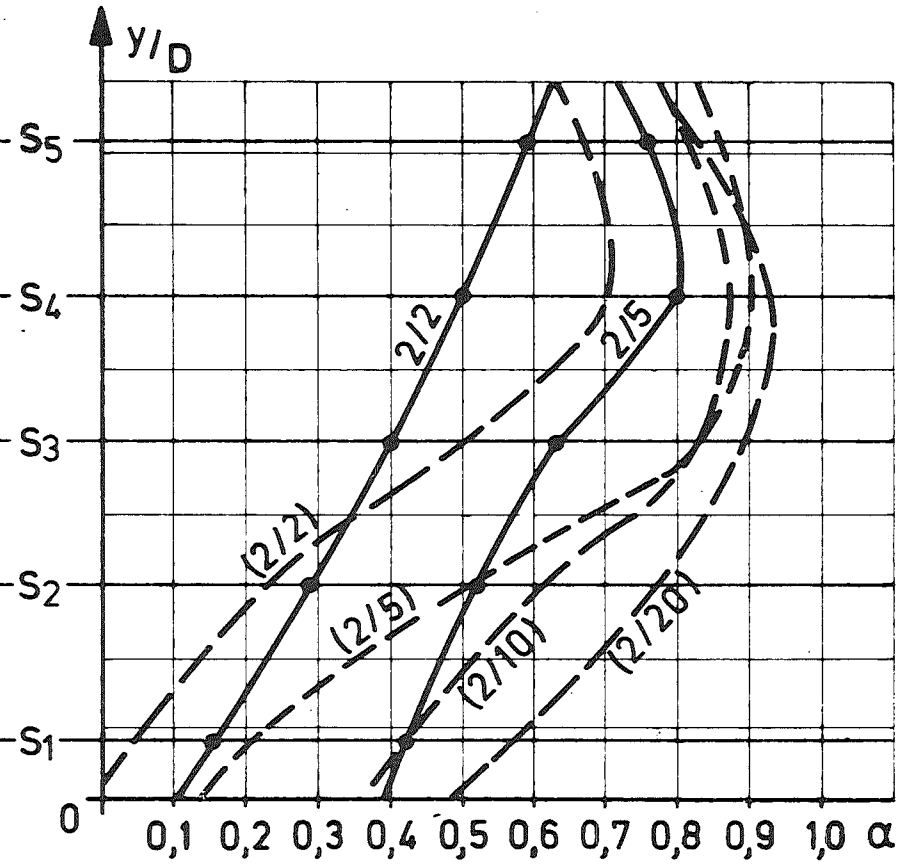
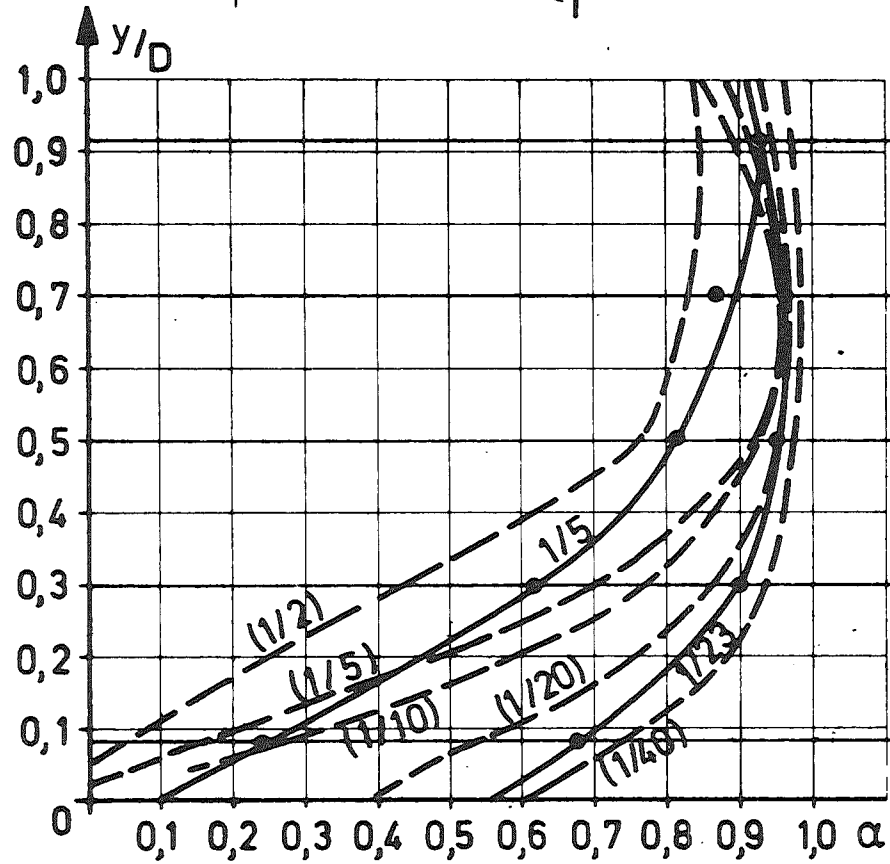
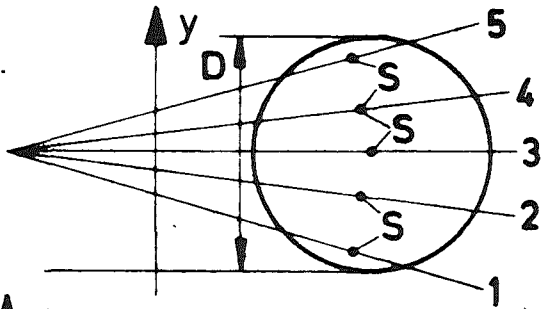


Abb. 5: Vertikale Verteilung des Gasvolumenanteils α in horizontaler Zweiphasenströmung
 ($v_{sl} = 1 \text{ m/s}, 2 \text{ m/s}$; Homogenisierertyp: H1)



Medium :
 Druck [bar] :
 Homogenisator: H1
 Parameter : v_{sl} / v_{sg}

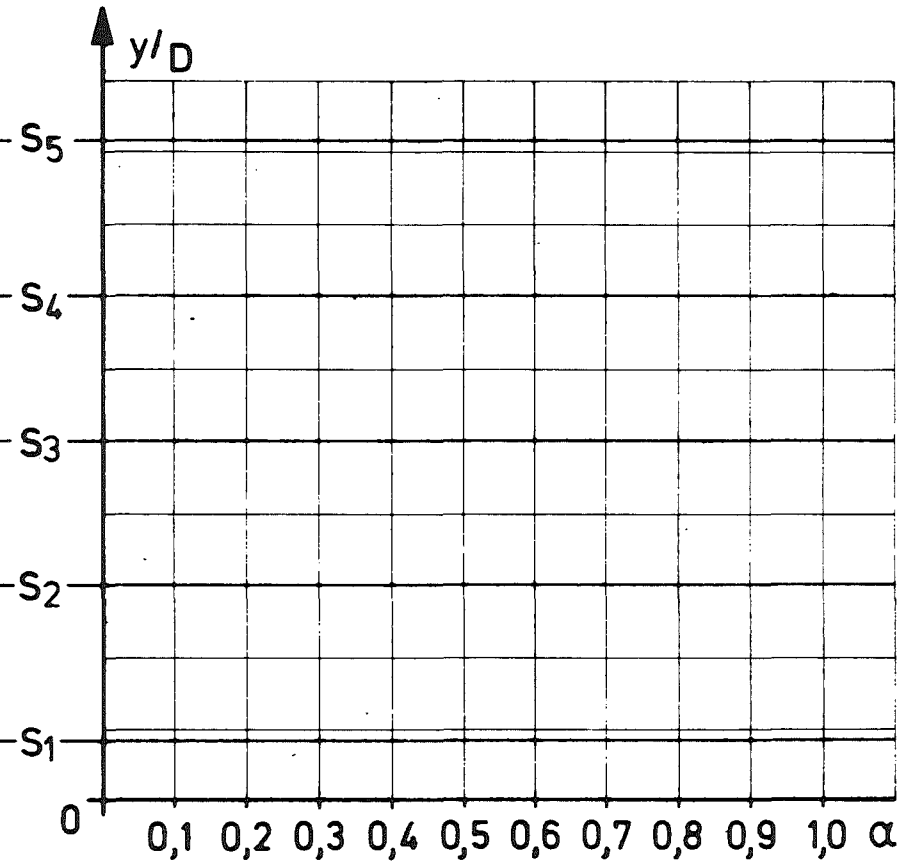
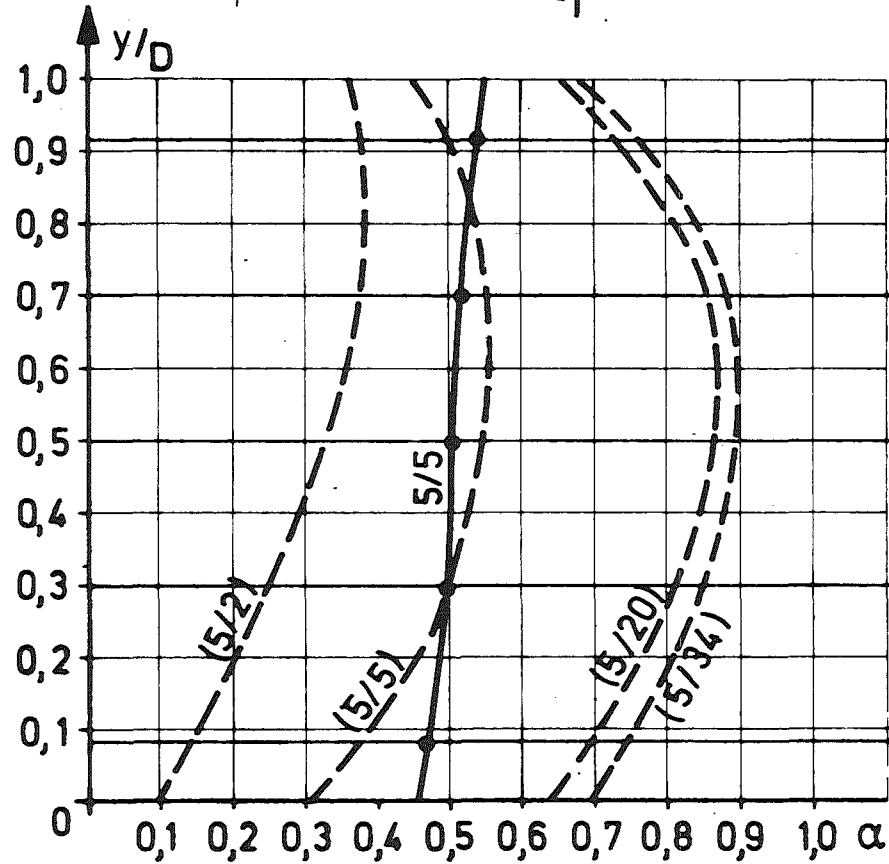
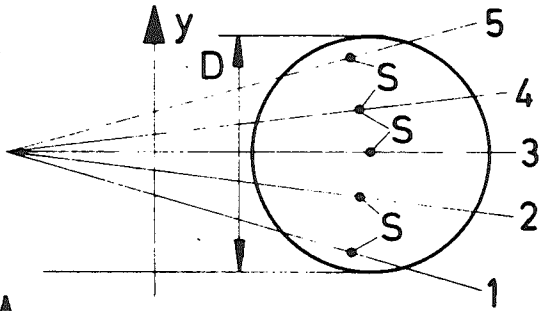
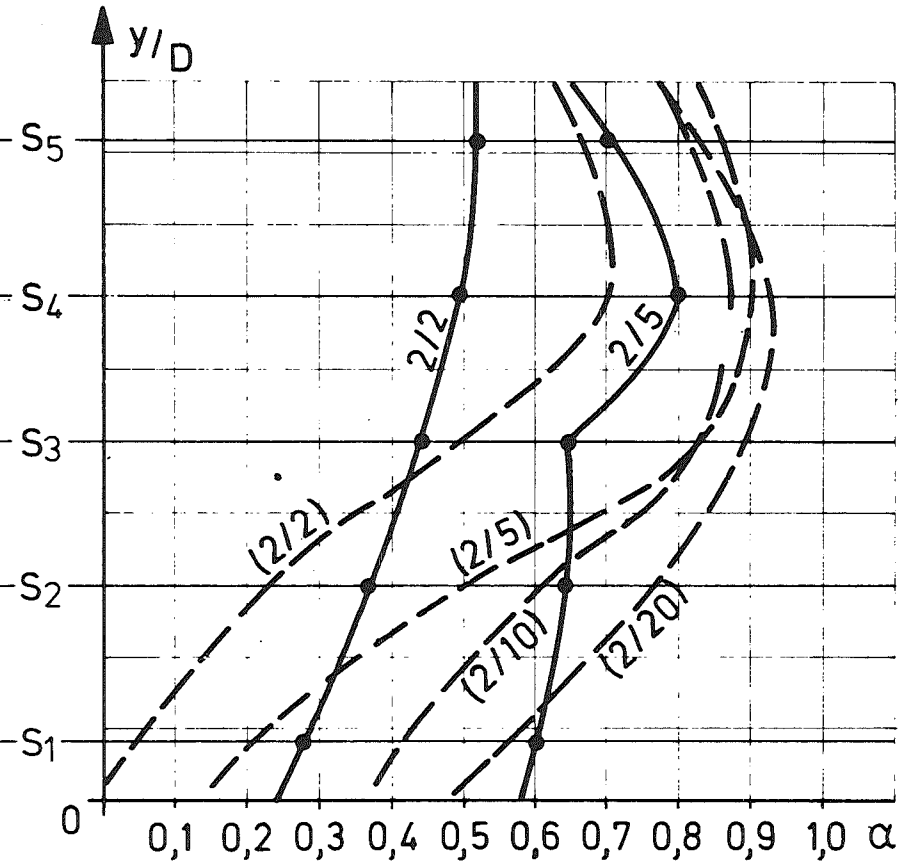
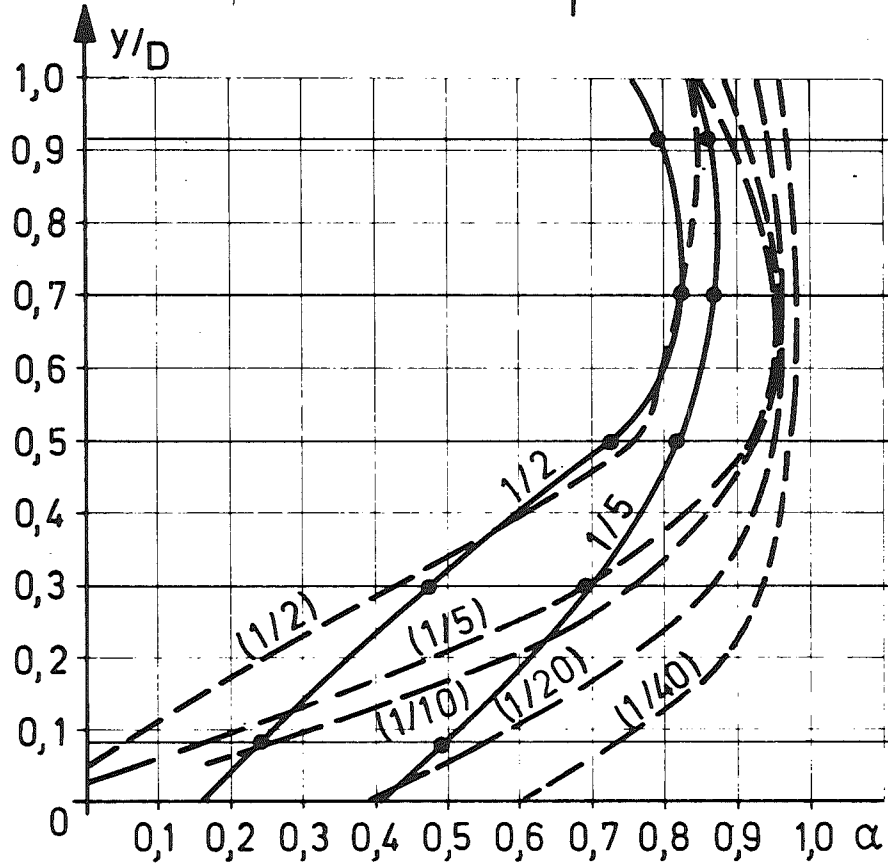


Abb. 6: Vertikale Verteilung des Gasvolumenanteils α in horizontaler Zweiphasenströmung
 ($v_{sl} = 5 \text{ m/s}$; Homogenisierertyp: H1)



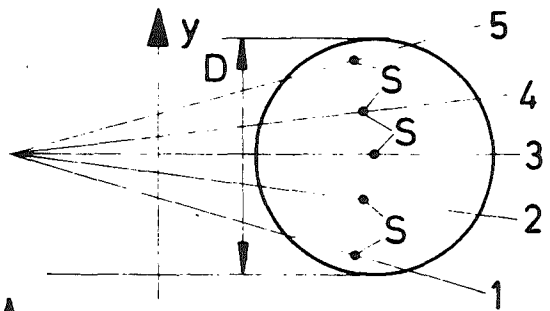
Medium : Luft - Wasser
 Druck [bar] : 5
 Homogenisator : H7
 Parameter : v_{sl} / v_{sg}



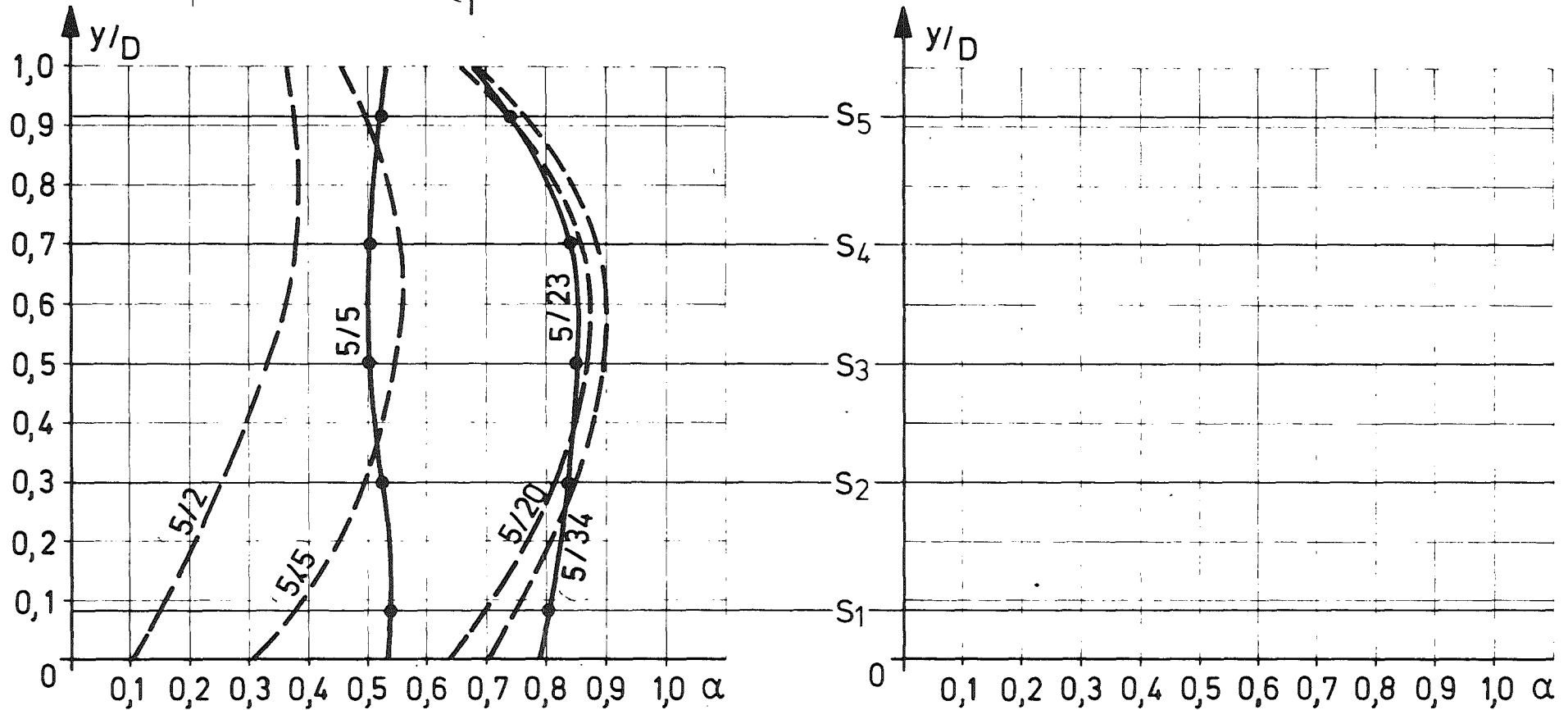
- 4100-95 -



Abb. 7: Vertikale Verteilung des Gasvolumenanteils α in horizontaler Zweiphasenströmung
 ($v_{sl} = 1 \text{ m/s}, 2 \text{ m/s}$; Homogenisierertyp: H7)



Medium : Luft - Wasser
 Druck [bar] : 5
 Homogenisator : H7
 Parameter : v_{sl} / v_{sg}



- 4100-96 -



Abb. 8: Vertikale Verteilung des Gasvolumenanteils α in horizontaler Zweiphasenströmung
 ($v_{sl} = 5 \text{ m/s}$; Homogenisierertyp H7)

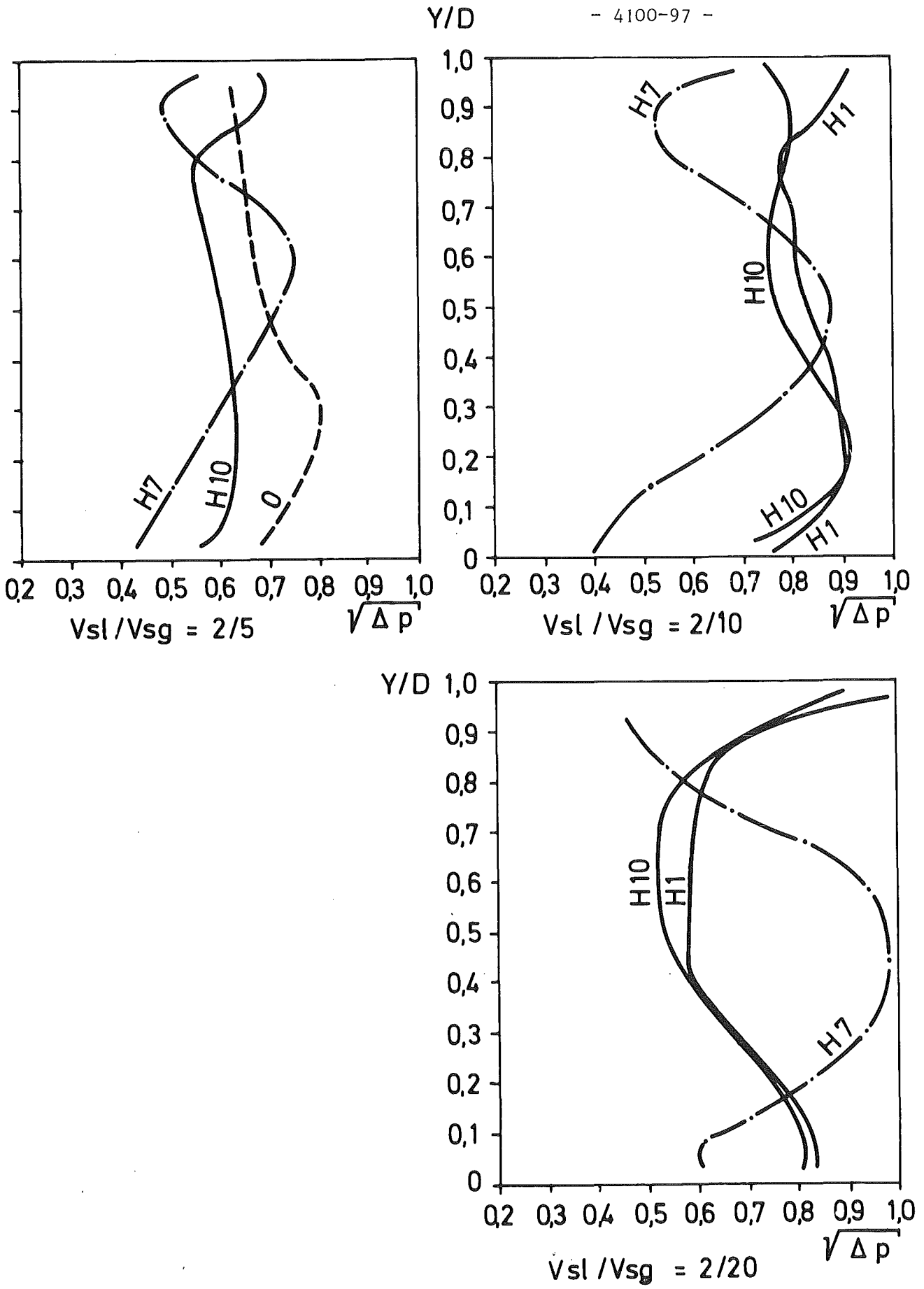


Abb. 9: Vertikale Verteilung der Wurzel aus dem Prandtl-Signal in horizontaler Luft-Wasser-Strömung mit verschiedenen Homogenisierern

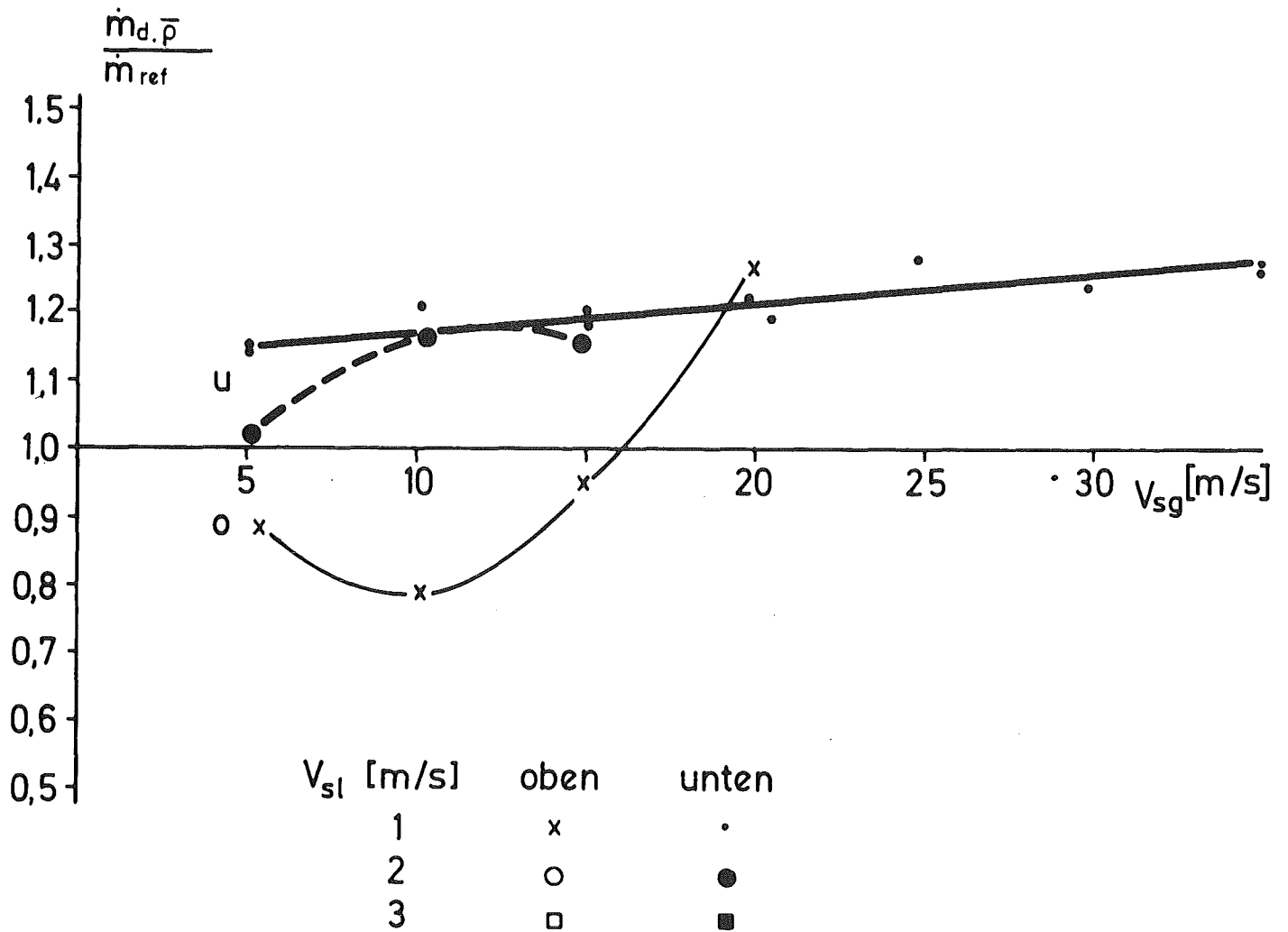


Abb. 10: Massenstromverhältnisse für Drag Body KfK 05 aus mittlerer Dichte. Horizontale Luft-Wasser-Strömung, 5 bar, ohne Homogenisierer.

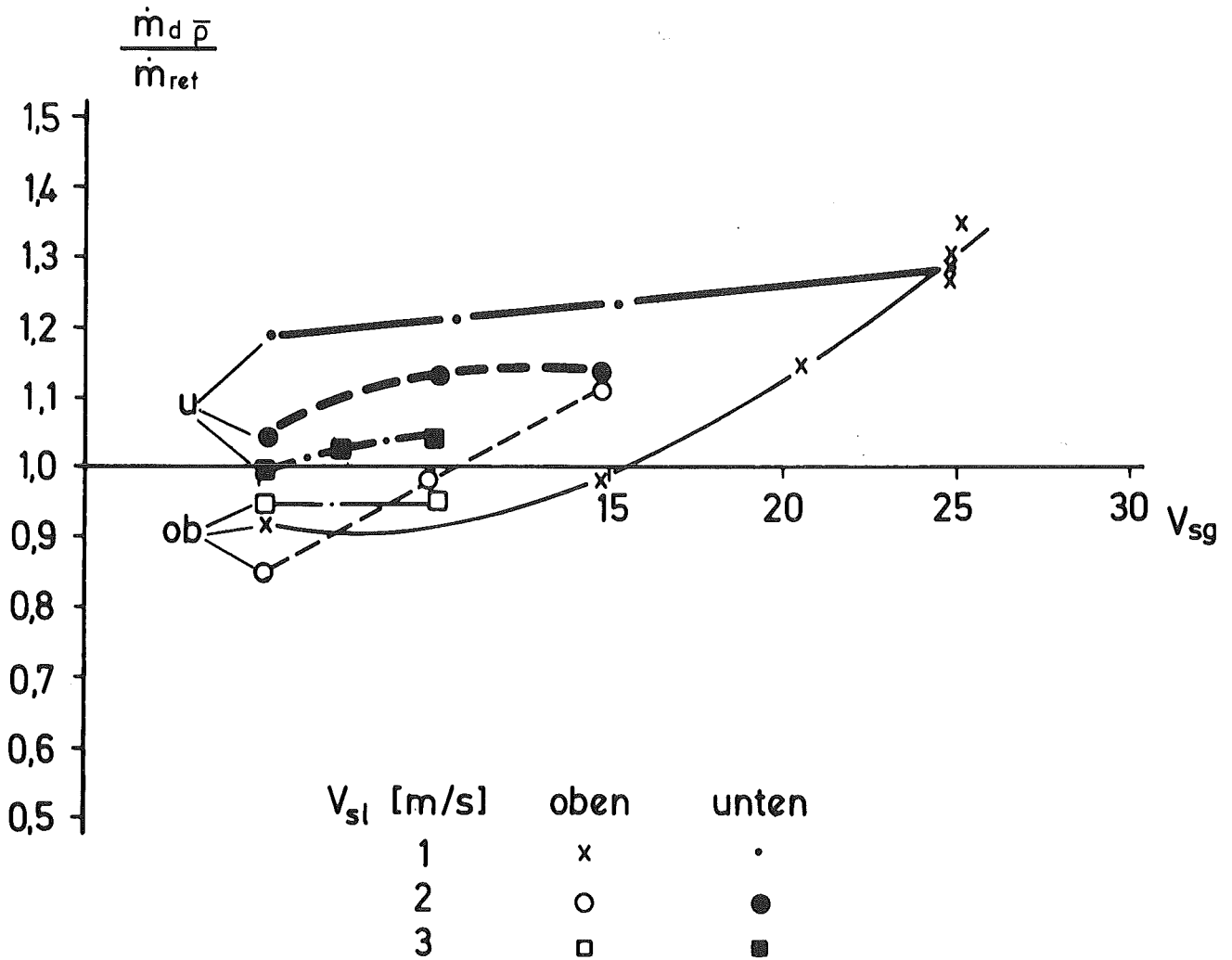


Abb. 11: Massenstromverhältnisse für Drag Body KfK 03 aus mittlerer Dichte.
Horizontale Luft-Wasser-Strömung, 5 bar, ohne Homogenisierer.

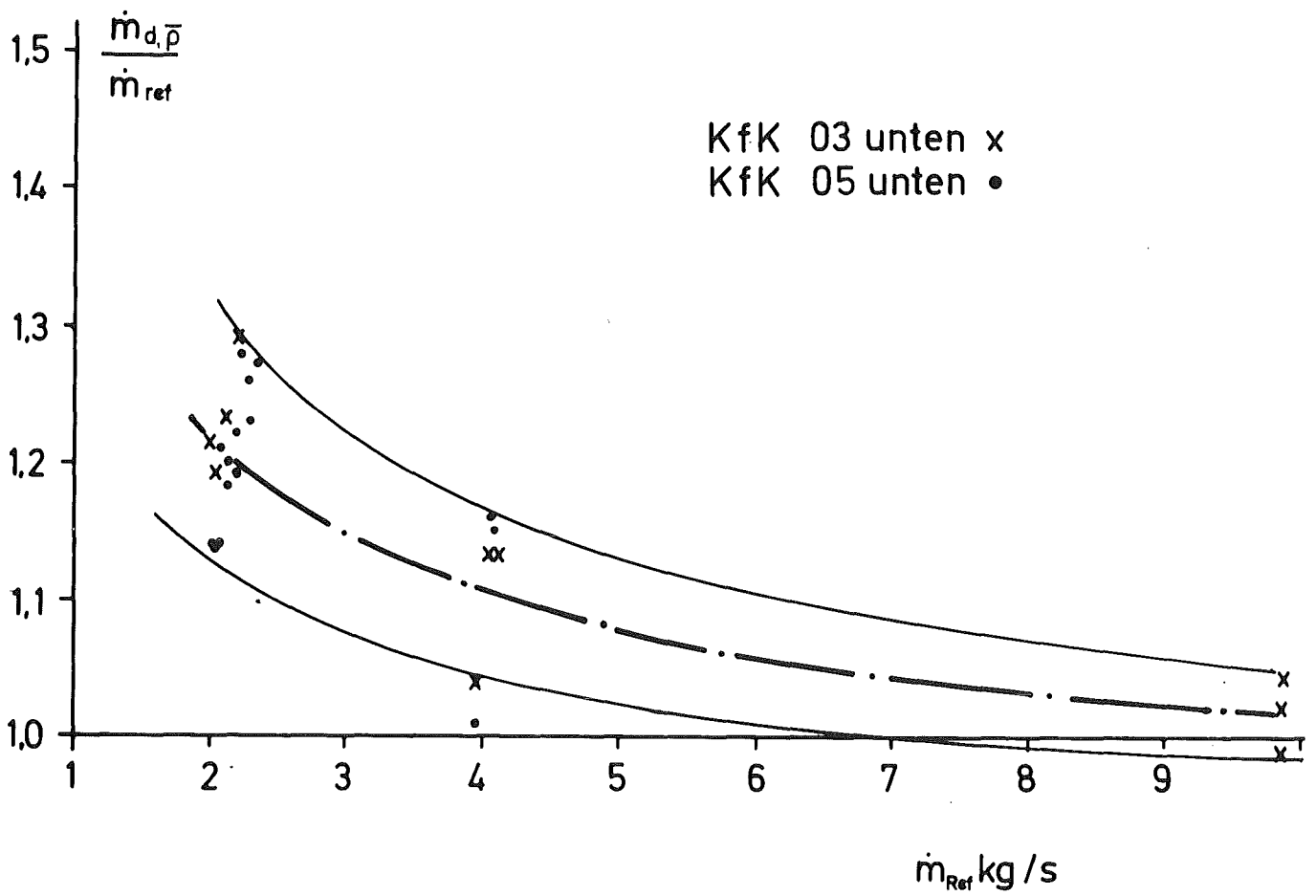


Abb. 12: Massenstromverhältnisse für Drag Bodies KfK 03 und 05 in unterer Position aus mittlerer Dichte als Funktion des Gesamtmassenstromes. Horizontale Luft-Wasser-Strömung, 5 bar, ohne Homogenisierer.

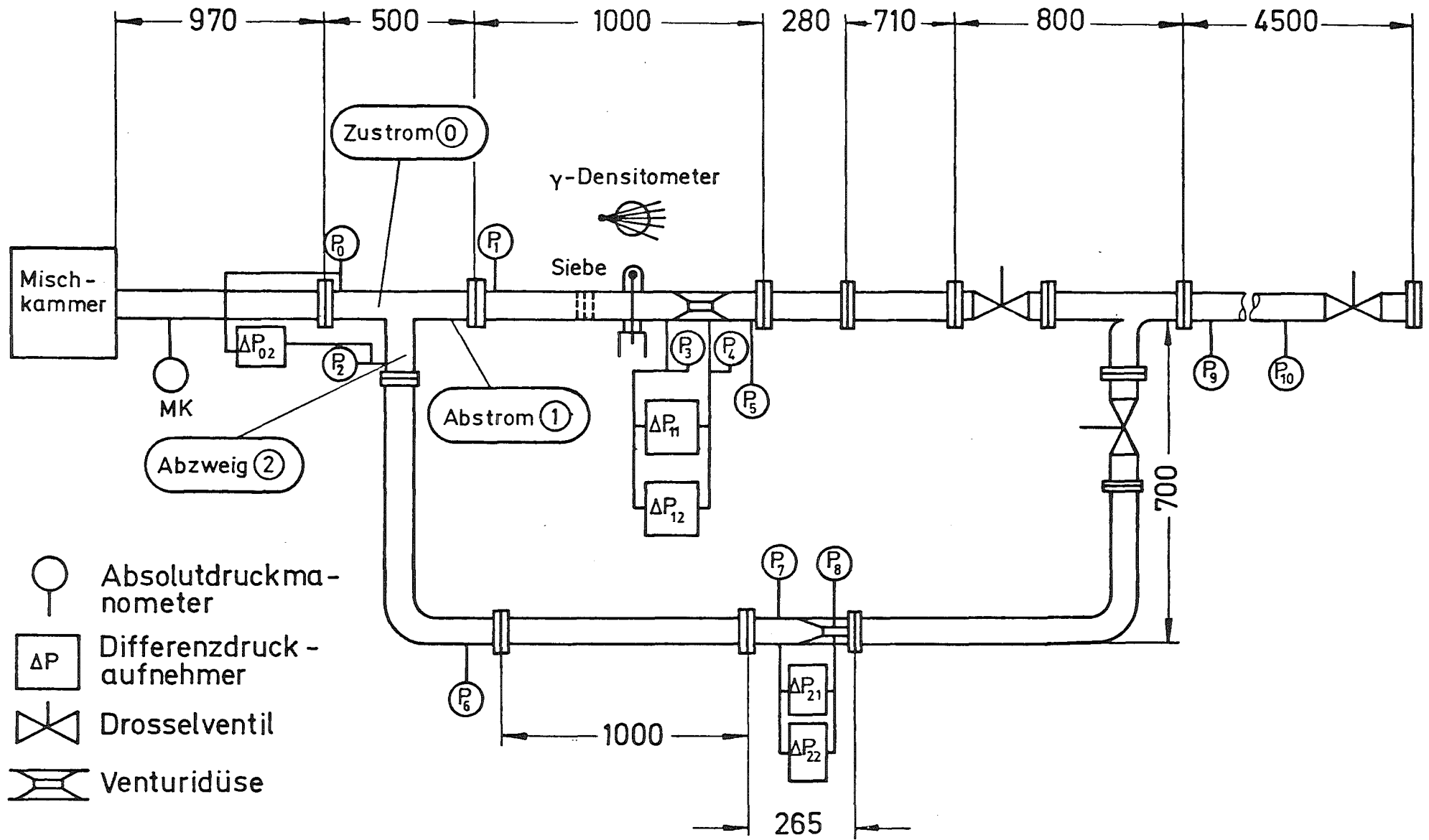
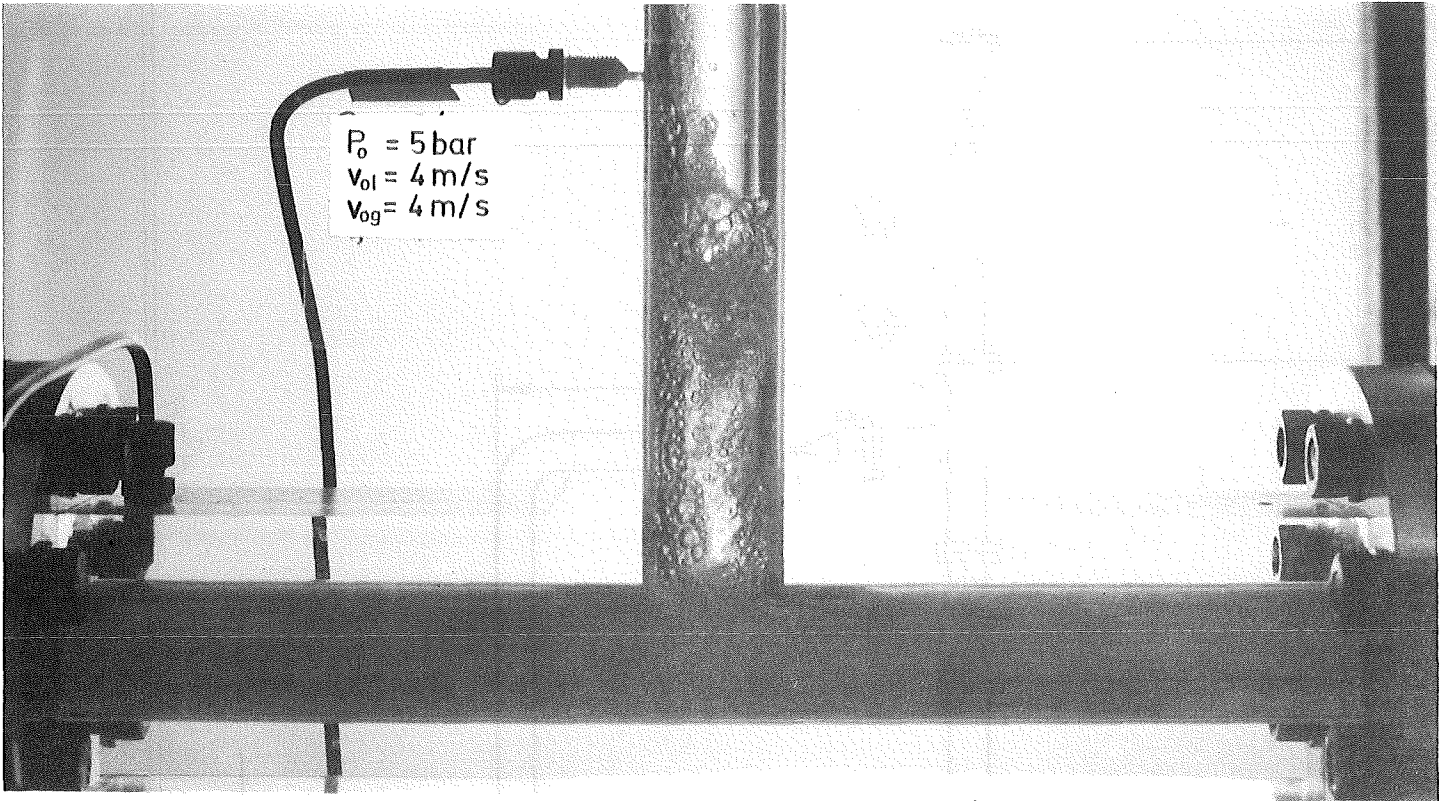
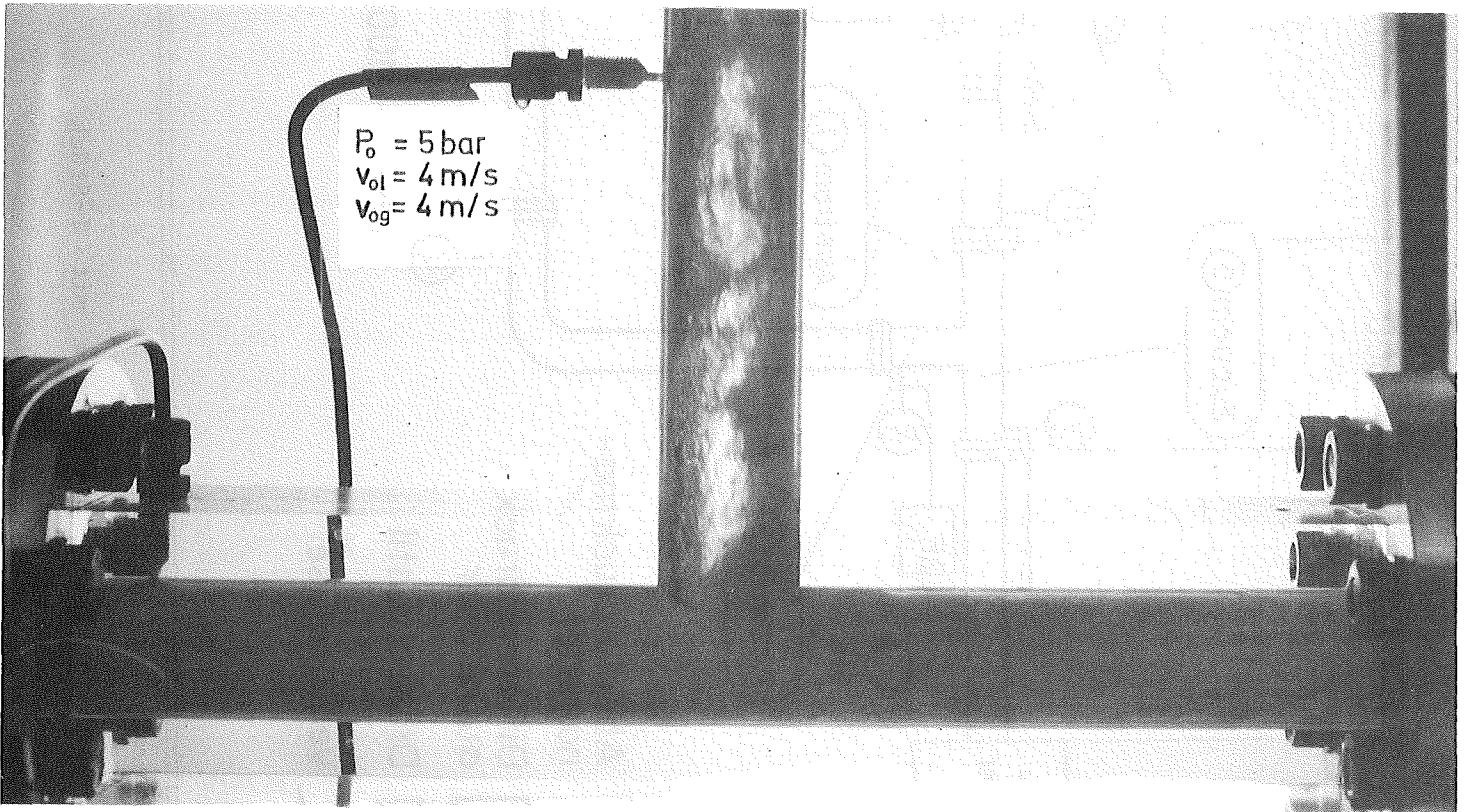


Abb. 13: Teststrecke mit T-Stück



KfK

Abb. 14: Strömungsverteilung im T-Stück, Abzweig nach oben ($v_{0l_2} = 4 \text{ m/s}$, $v_{0g} = 4 \text{ m/s}$, $\dot{m}/A \approx 4000 \text{ kg/m}^2\text{s}$; Abzweigventile zu)



KfK

Abb. 15: Strömungsverteilung im T-Stück, Abzweig nach oben ($v_{0l_2} = 4 \text{ m/s}$, $v_{0g} = 4 \text{ m/s}$; $\dot{m}/A \approx 4000 \text{ kg/m}^2\text{s}$; Abzweigventile etwas auf)

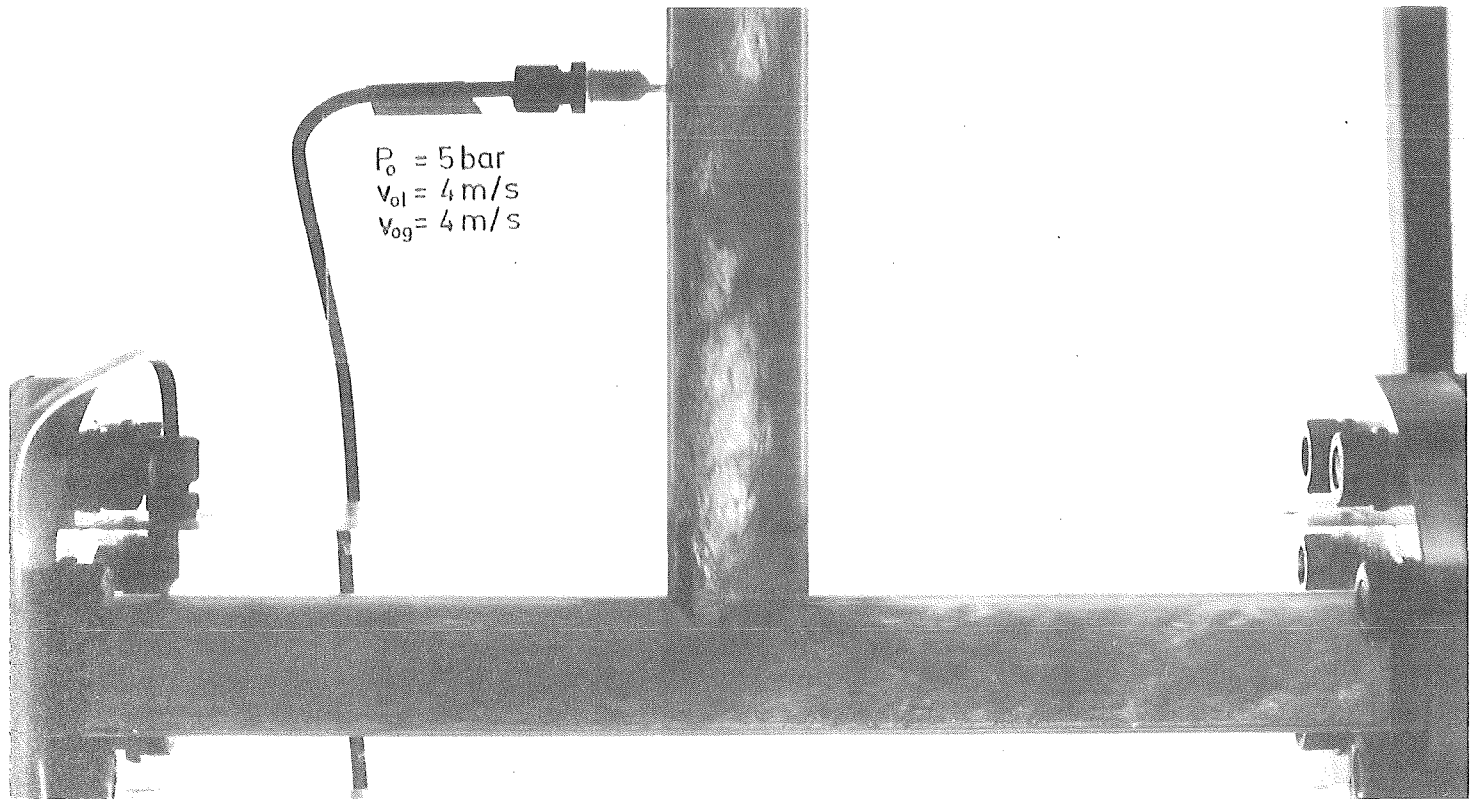


Abb. 16: Strömungsumverteilung im T-Stück; Abzweig nach oben ($v_{0l} = 4 \text{ m/s}$; $v_{0g} = 4 \text{ m/s}$; $\dot{m}/A \approx 4000 \text{ kg/m}^2\text{s}$, Abzweigventile ganz auf)

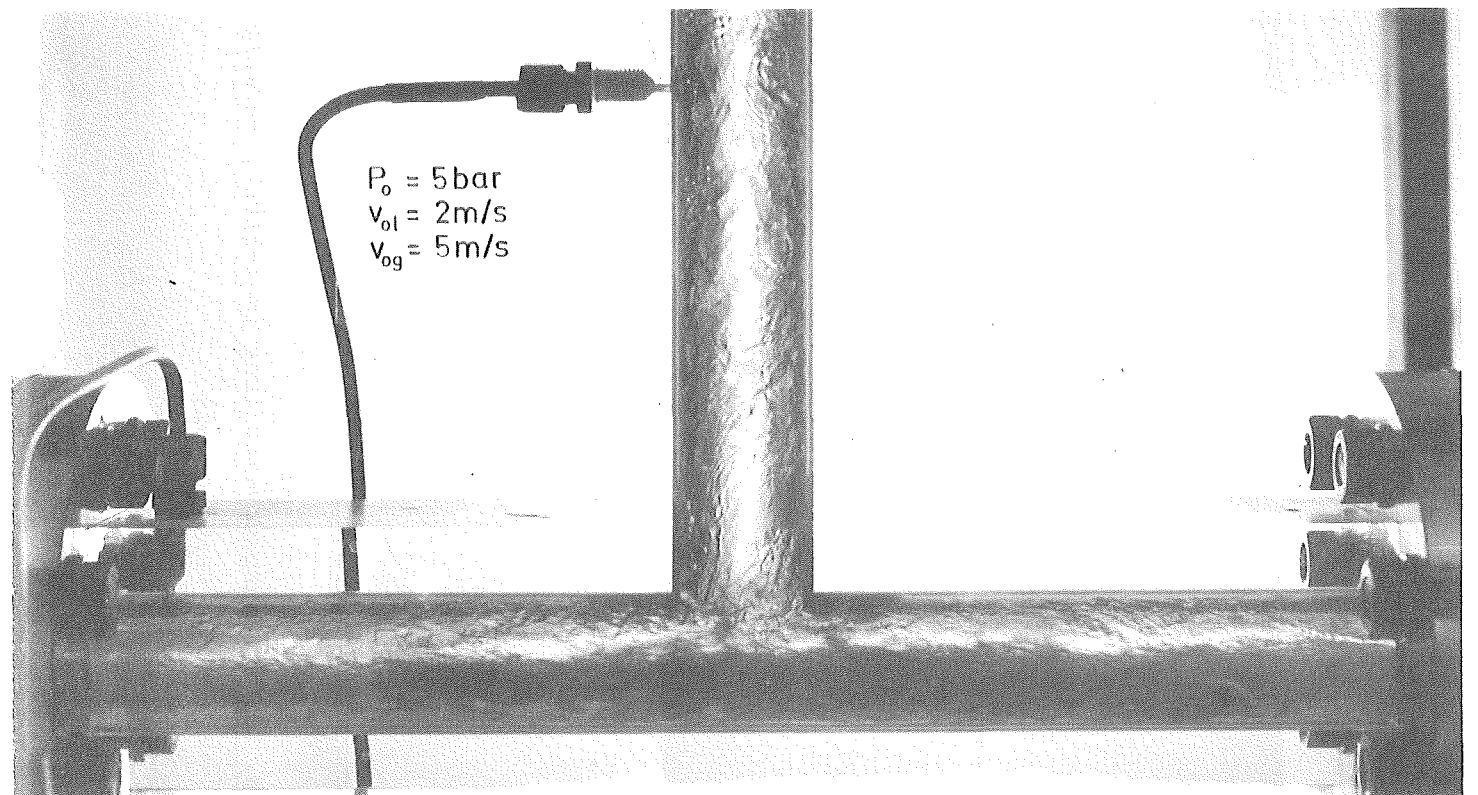


Abb. 17: Strömungsumverteilung im T-Stück, Abzweig nach oben ($v_{0l} = 2 \text{ m/s}$, $v_{0g} = 5 \text{ m/s}$; $\dot{m}/A \approx 4000 \text{ kg/m}^2\text{s}$, beide Ventile auf)

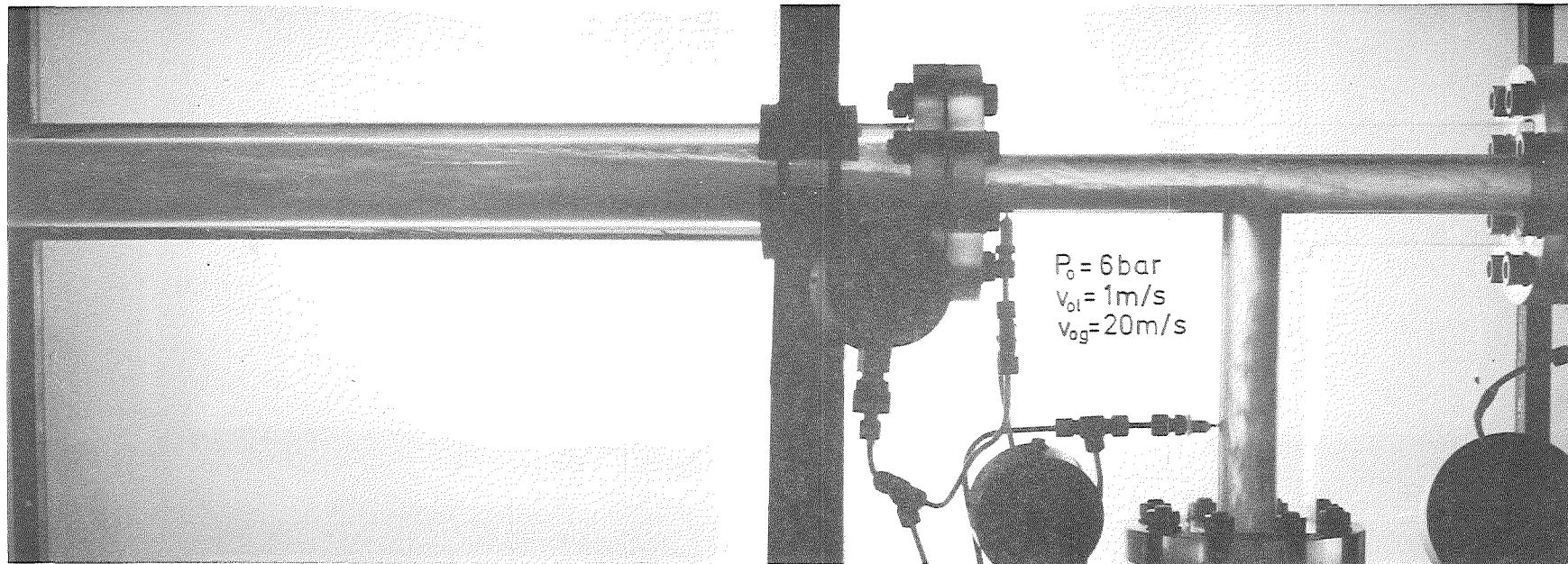
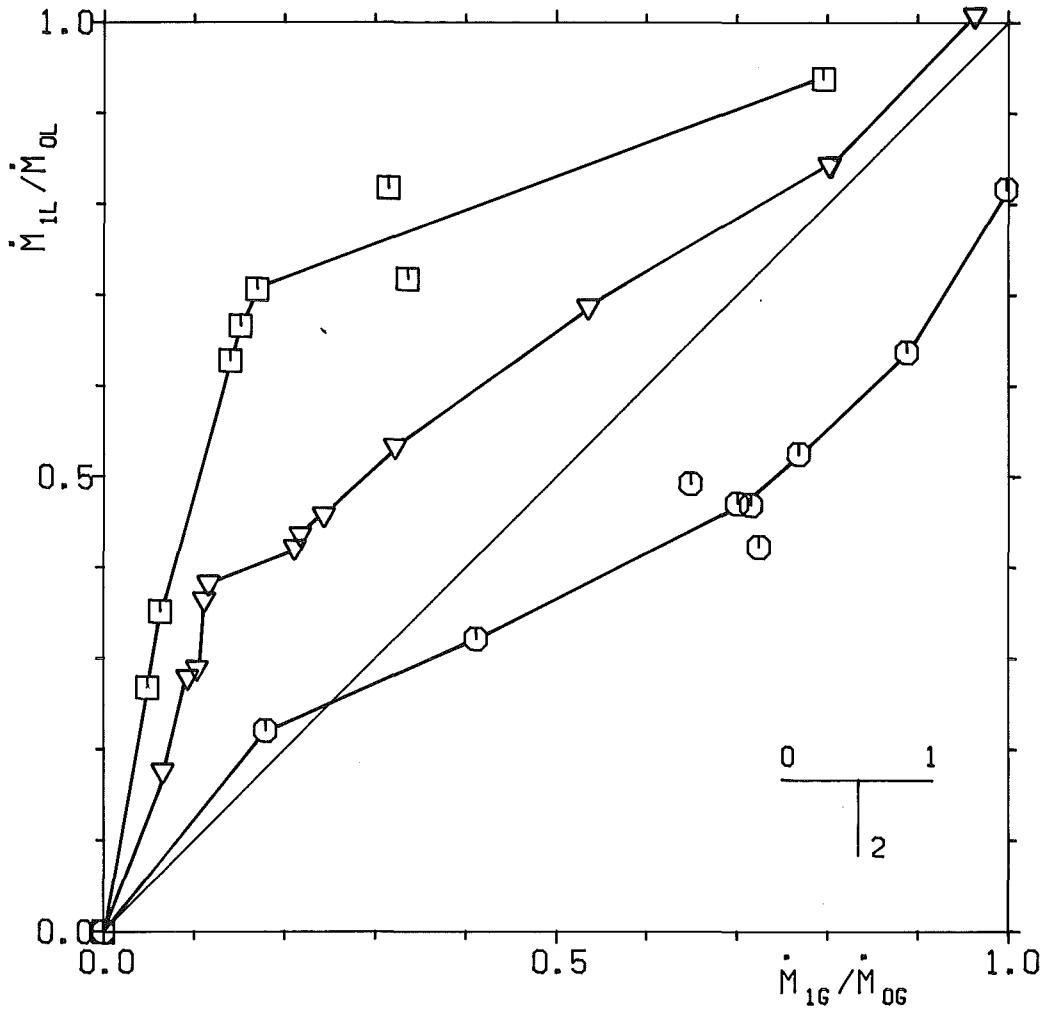


Abb. 18: Strömungsverteilung im T-Stück, Abzweig nach unten ($v_{ol} = 1 \text{ m/s}$, $v_{og} = 20 \text{ m/s}$; $\dot{m}/A \approx 1000 \text{ kg/m}^2\text{s}$, beide Ventile auf)

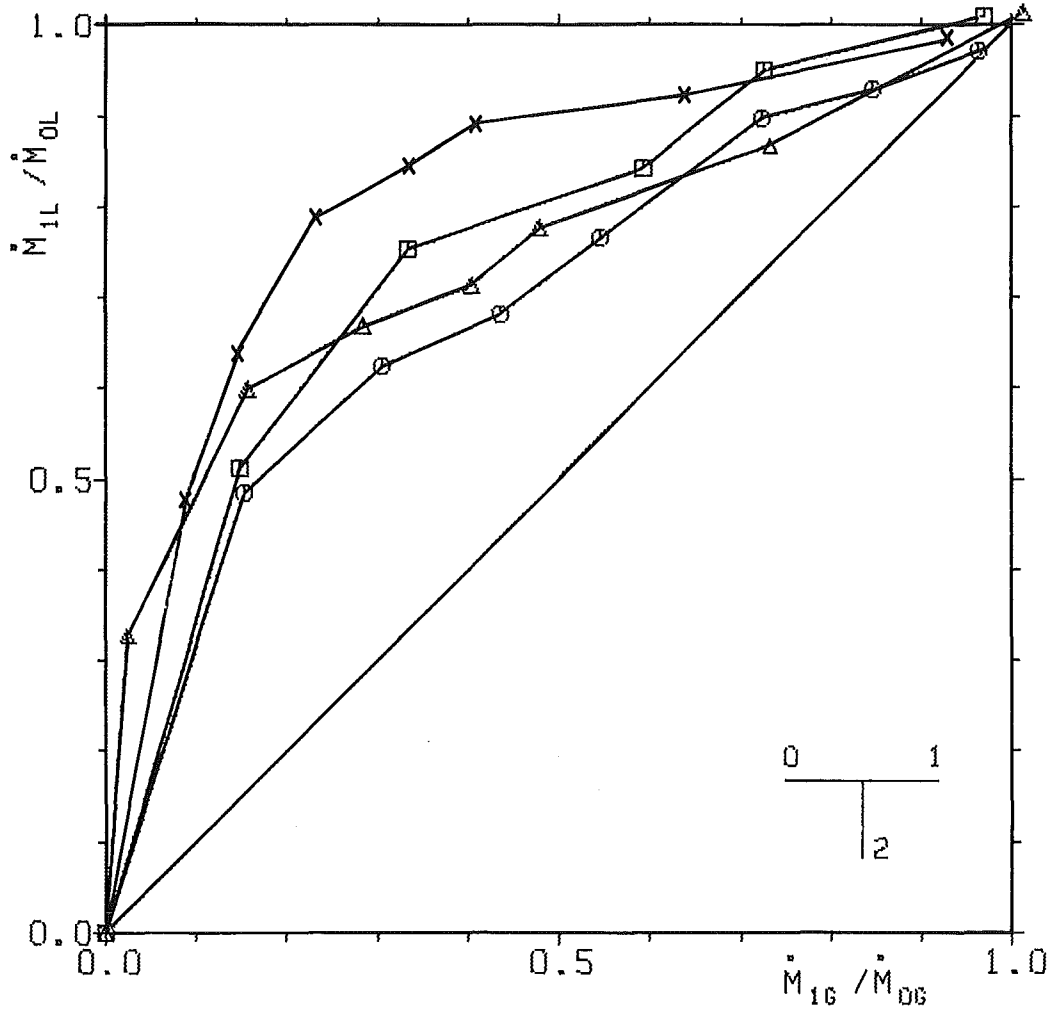


$V_{OL} = 4. \text{ M/S}$ $V_{OG} = 4. \text{ M/S}$

- ABZWEIG NACH UNTEN P=5.7 BAR $\dot{M}_0 = 4037. \text{ KG/M}^2$ $X_0 = 0.7\%$
- ABZWEIG NACH OBEN P=5.9 BAR $\dot{M}_0 = 4026. \text{ KG/M}^2$ $X_0 = 0.7\%$
- ▽ ABZWEIG WAAGERECHT P=7.3 BAR $\dot{M}_0 = 4293. \text{ KG/M}^2$ $X_0 = 0.8\%$



Abb. 19: Flüssigkeits- und Gasmassenstrom im Abstrom: Einfluß der Abzweigorientierung (Luft-Wasser-Strömung)



- △ ABZWEIG NACH OBEN $v_{OL} = 2.0 \text{ M/S}$ $v_{OG} = 4.6 \text{ M/S}$ $\dot{M}_0 = 1695 \cdot \text{KG/M}^2 \cdot \text{S}$ $X_0 = 7.0\%$ $P = 50.4 \text{ BAR}$
- ⊙ ABZWEIG NACH OBEN $v_{OL} = 2.1 \text{ M/S}$ $v_{OG} = 10.1 \text{ M/S}$ $\dot{M}_0 = 1864 \cdot \text{KG/M}^2 \cdot \text{S}$ $X_0 = 13.9\%$ $P = 50.2 \text{ BAR}$
- ABZWEIG NACH OBEN $v_{OL} = 1.9 \text{ M/S}$ $v_{OG} = 9.9 \text{ M/S}$ $\dot{M}_0 = 1695 \cdot \text{KG/M}^2 \cdot \text{S}$ $X_0 = 6.6\%$ $P = 22.5 \text{ BAR}$
- x ABZWEIG NACH OBEN $v_{OL} = 1.9 \text{ M/S}$ $v_{OG} = 10.1 \text{ M/S}$ $\dot{M}_0 = 1949 \cdot \text{KG/M}^2 \cdot \text{S}$ $X_0 = 3.0\%$ $P = 54 \text{ BAR}$



Abb. 20: Flüssigkeits- und Gasmassenstrom im Abstrom: Abzweig nach oben
 (Luft-Wasser-Strömung $p = 5,4 \text{ bar}$, Dampf-Wasser-Strömung $p = 22,5 \text{ und } 50 \text{ bar}$)

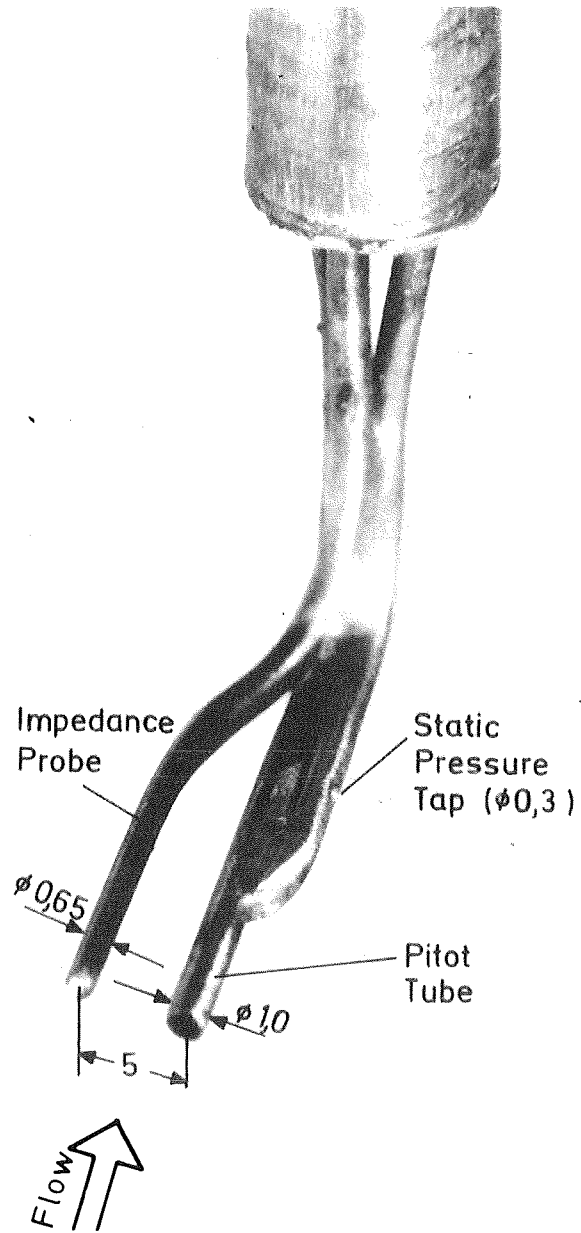


Abb. 21: Verwendete Prandtl-Impedanz-Sonde

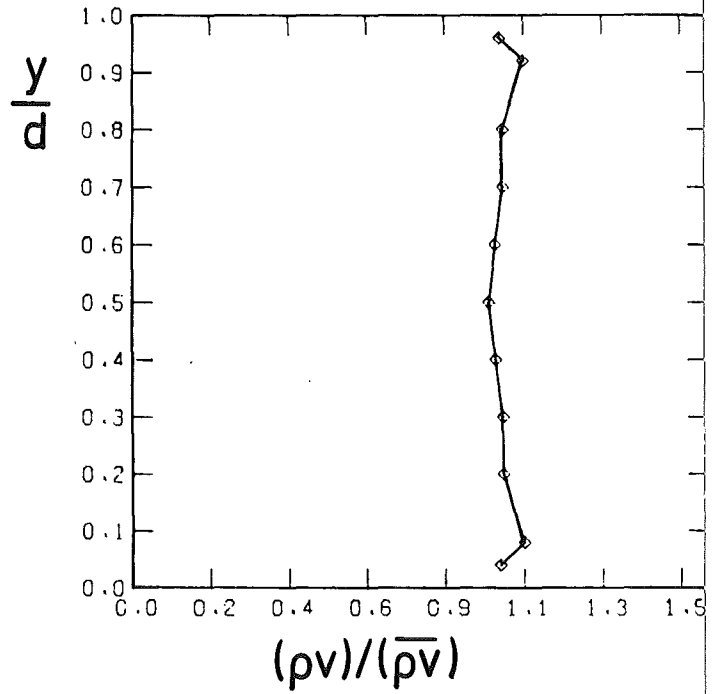
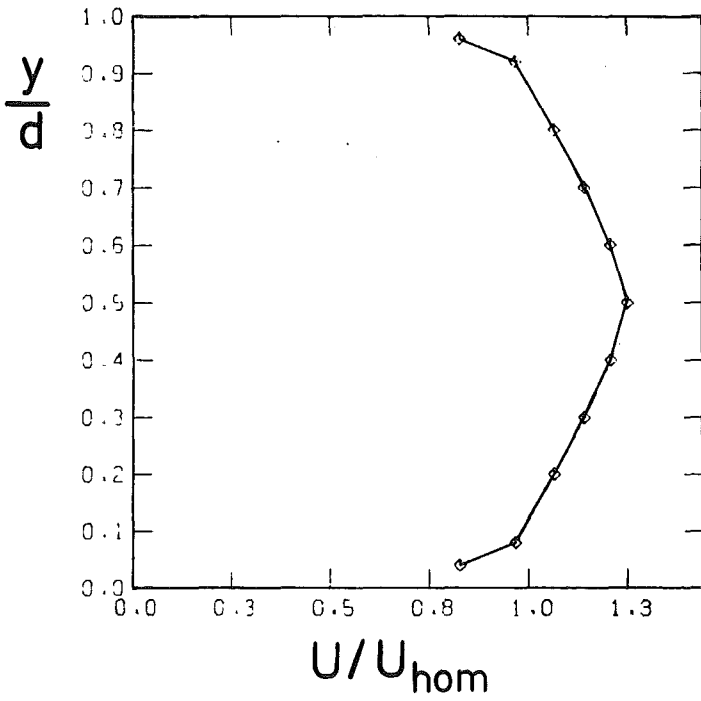
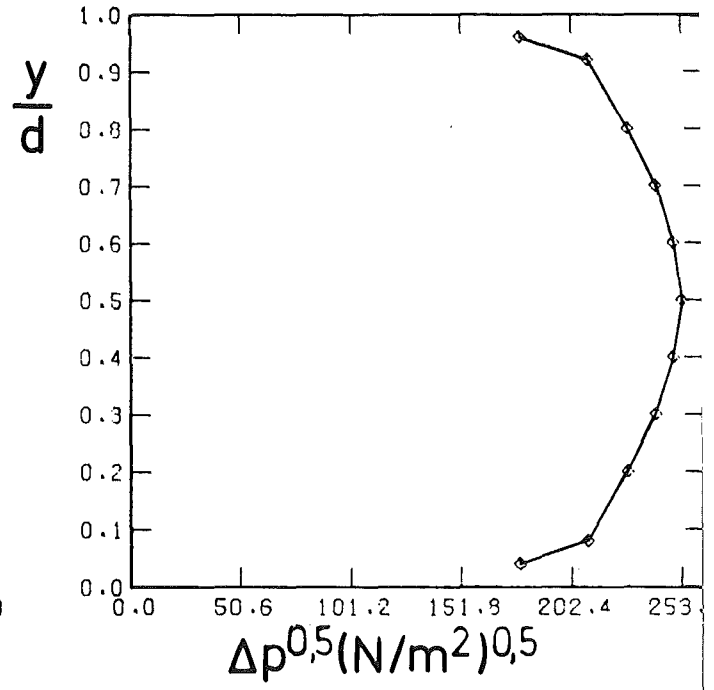
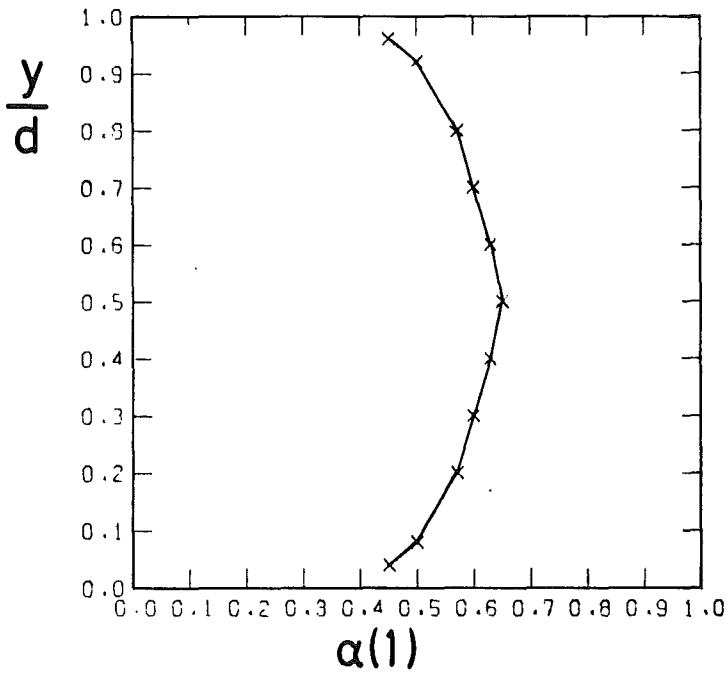


Abb. 22: Luft-Wasser-Stömung; $v_{sg} = 5,67 \text{ m/s}$, $v_{sl} = 5,02 \text{ m/s}$

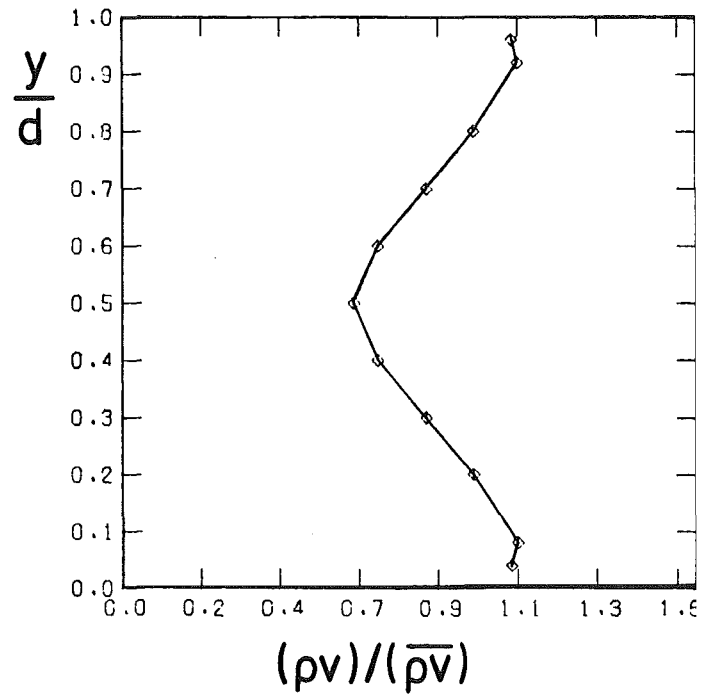
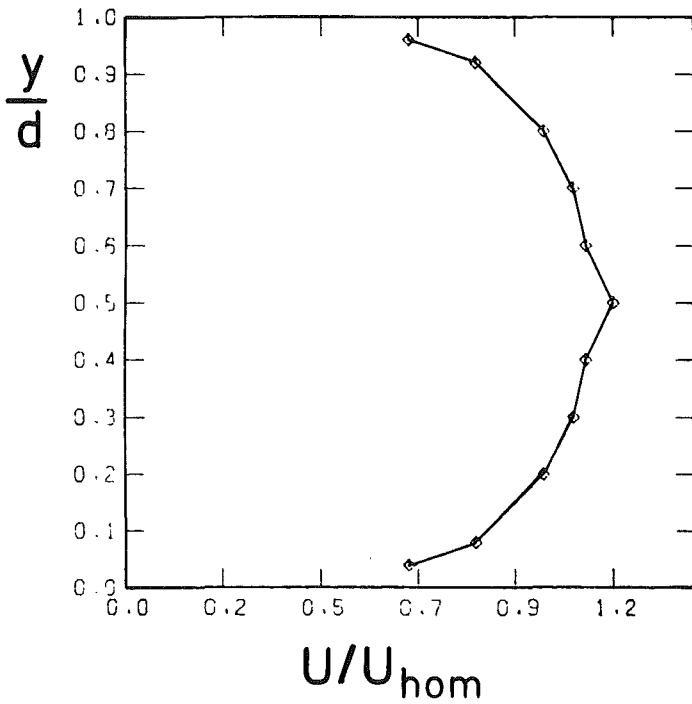
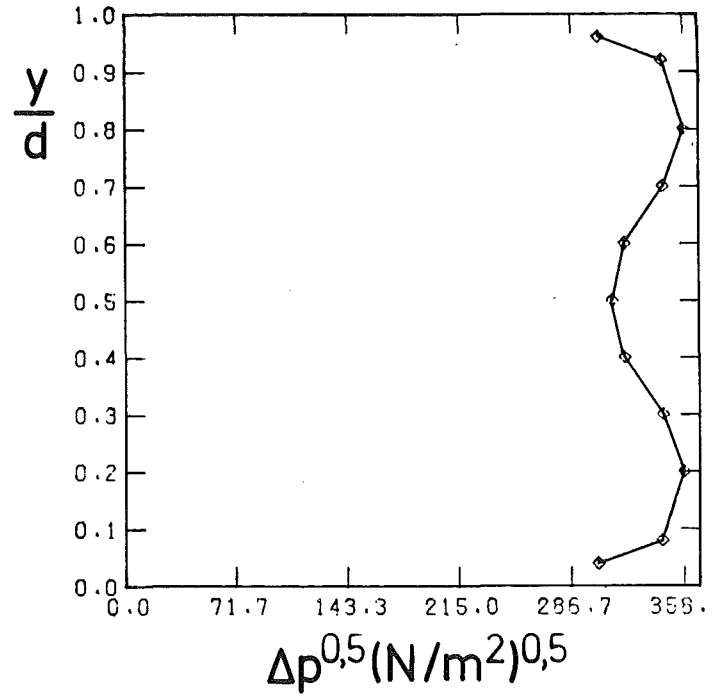
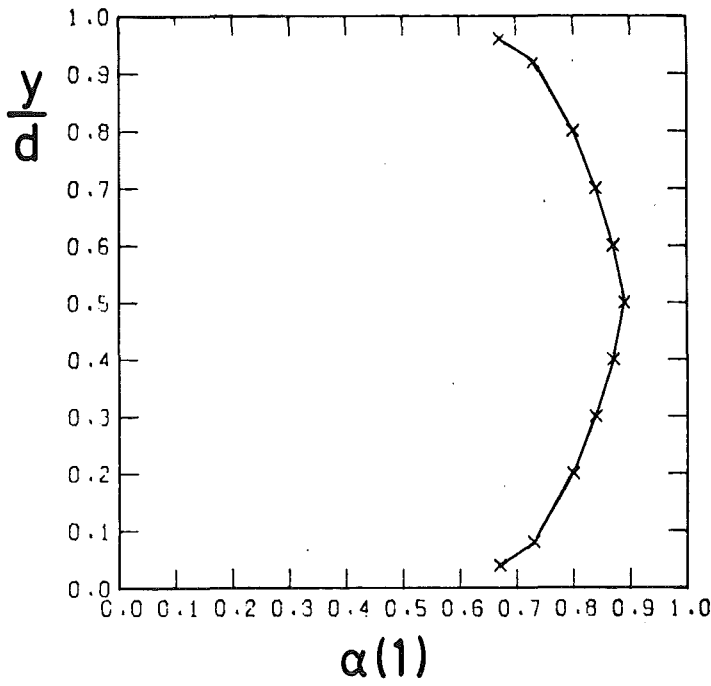


Abb. 23: Luft-Wasser-Strömung; $v_{sg} = 19,77 \text{ m/s}$, $v_{s\ell} = 5,06 \text{ m/s}$.

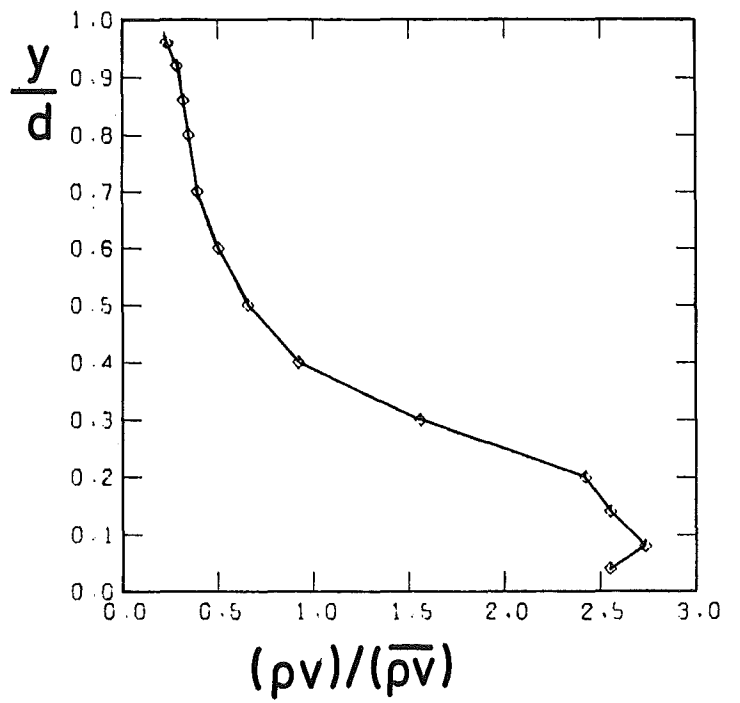
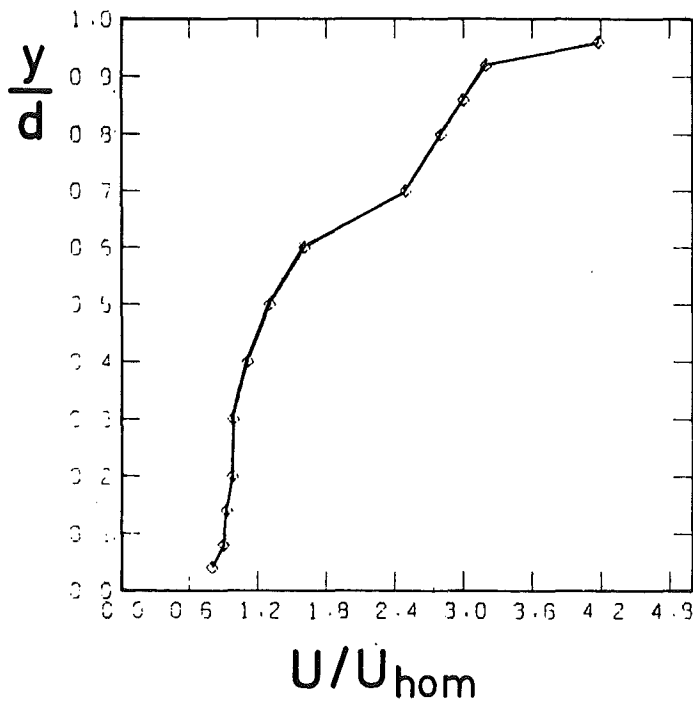
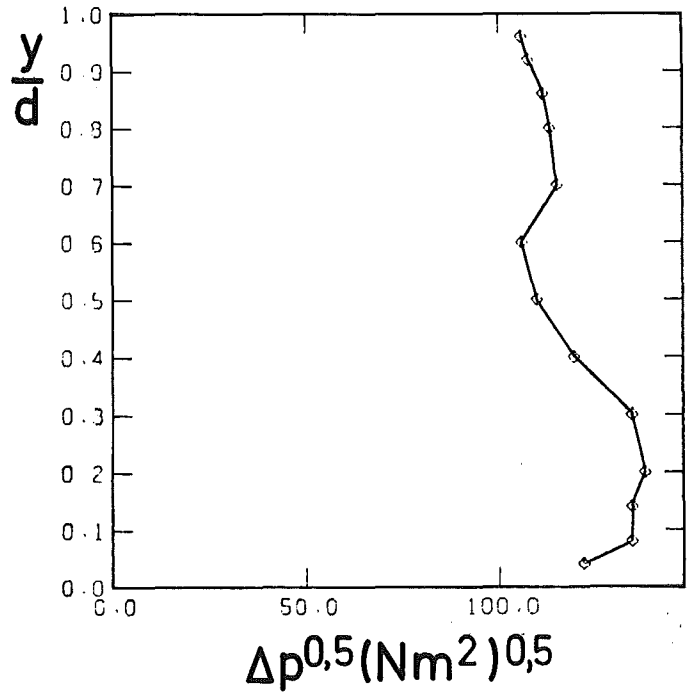
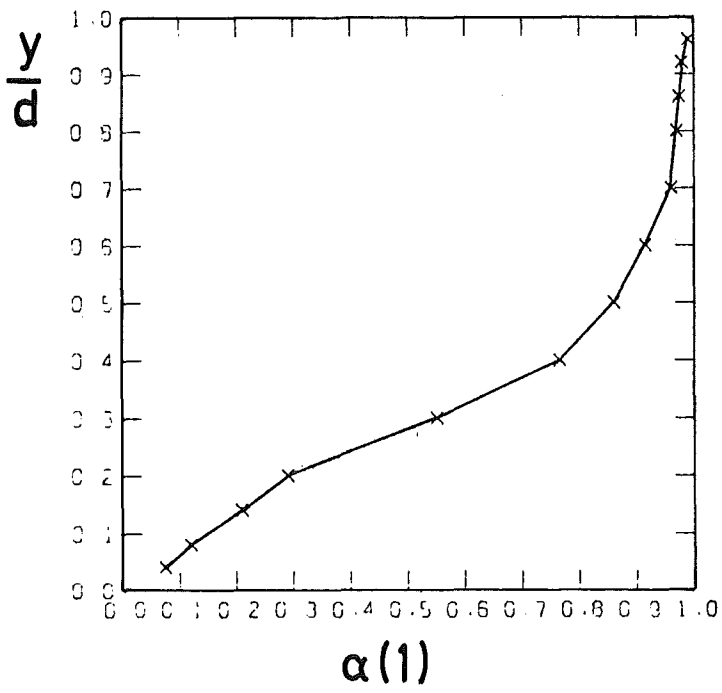
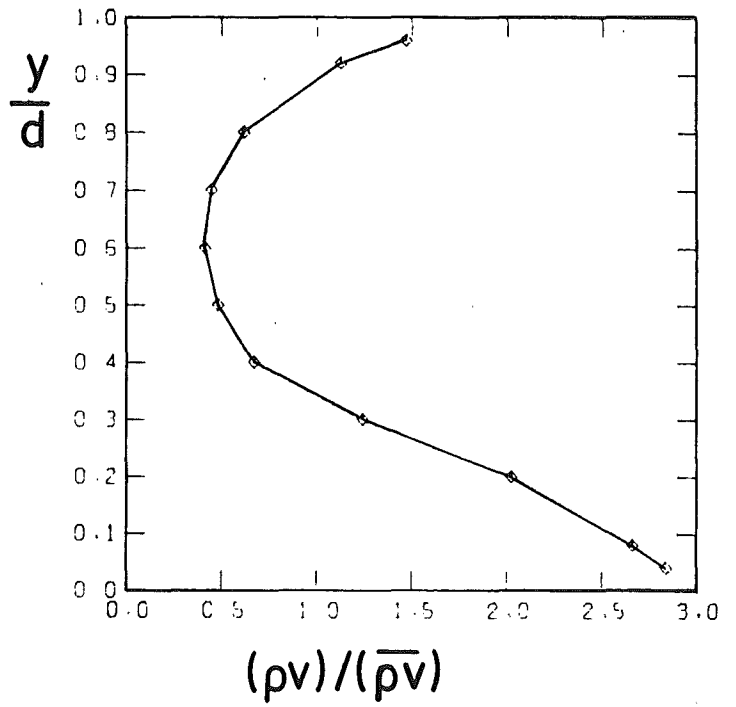
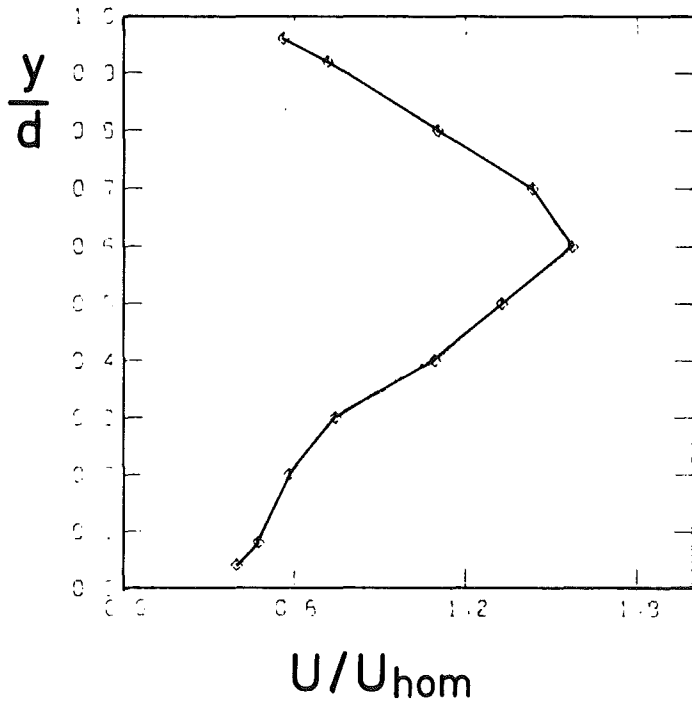
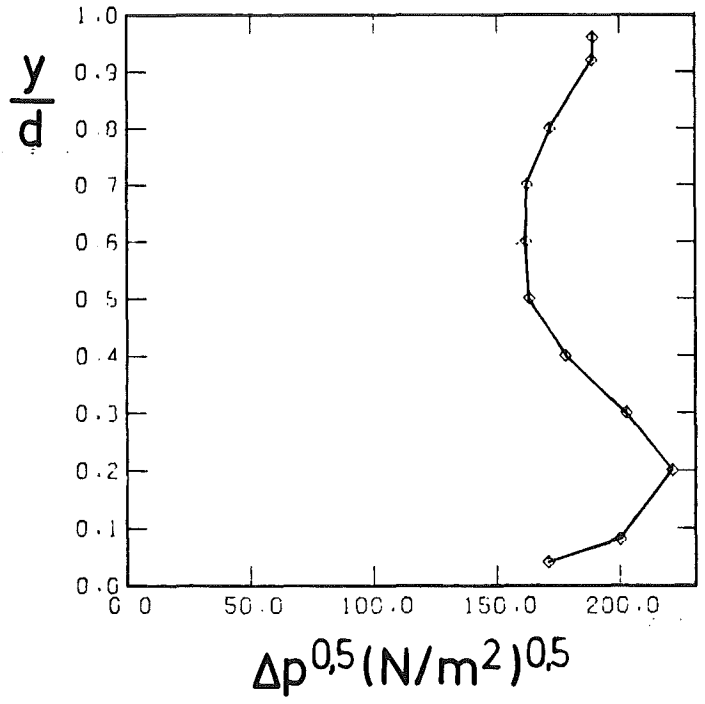
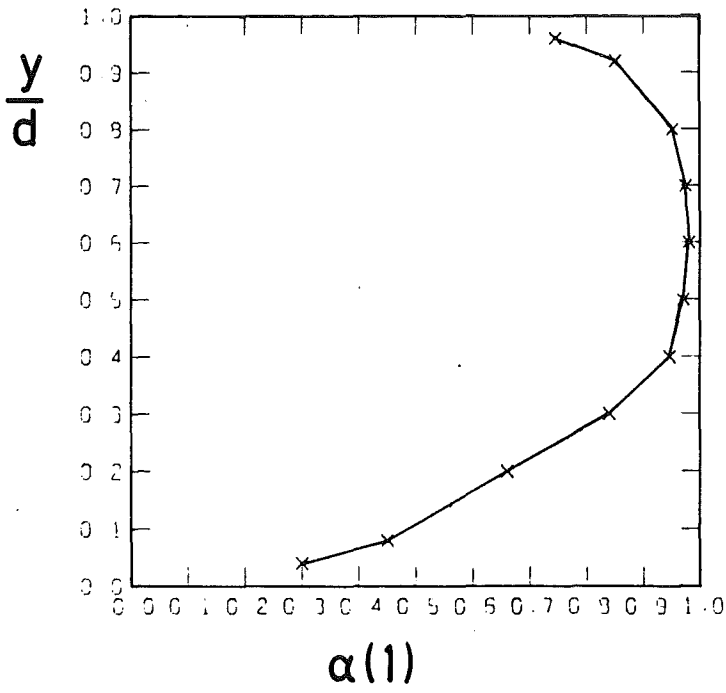


Abb. 24: Luft-Wasser-Strömung, $v_{\text{sg}} = 5,02 \text{ m/s}$, $v_{\text{sl}} = 2,00 \text{ m/s}$



KfK

Abb. 25: Luft-Wasser-Strömung; $v_{sg} = 19,37 \text{ m/s}$, $v_{s1} = 2,00 \text{ m/s}$

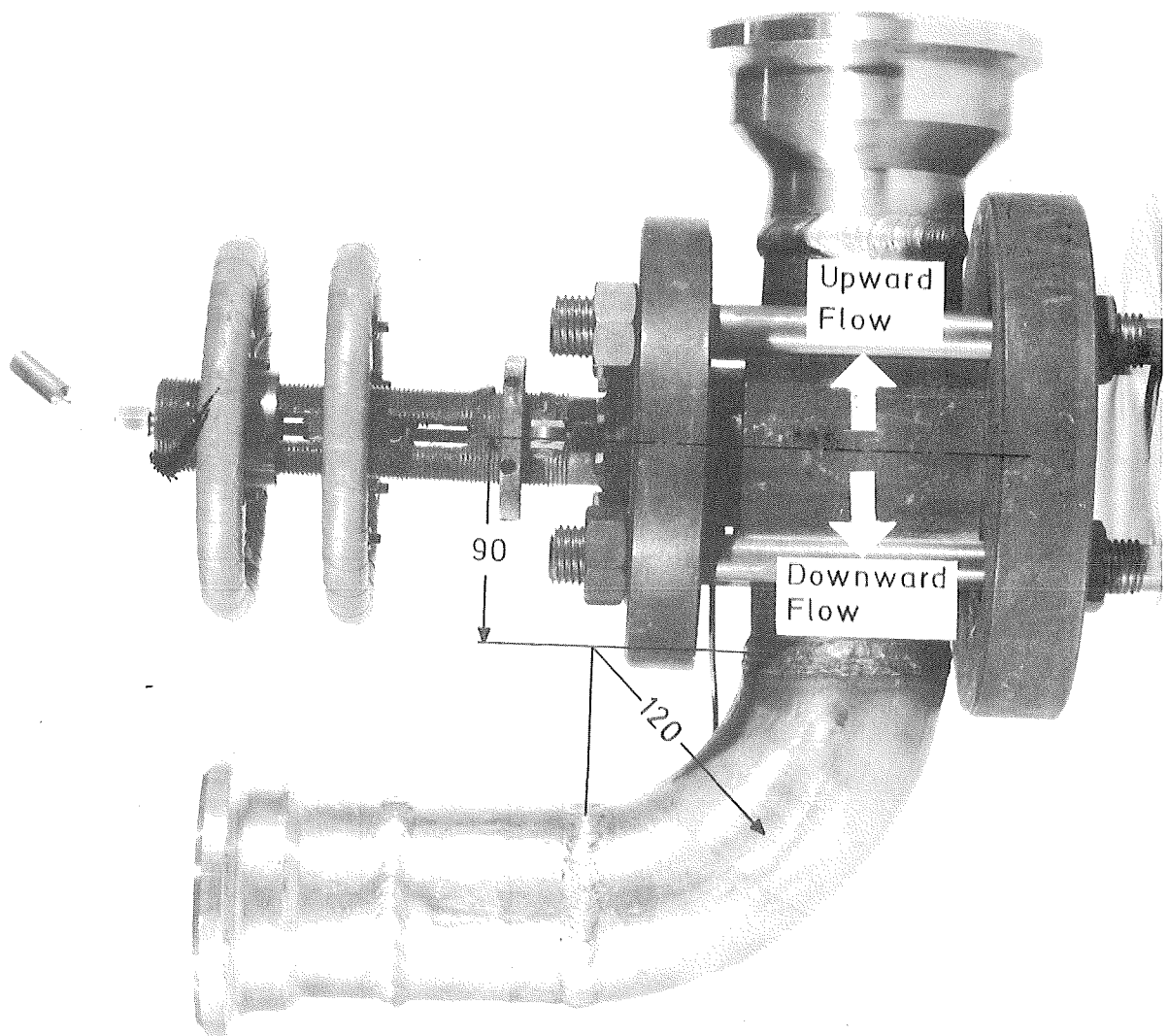


Abb. 26: Traversierbare Sonde im Rohrkrümmer eingebaut

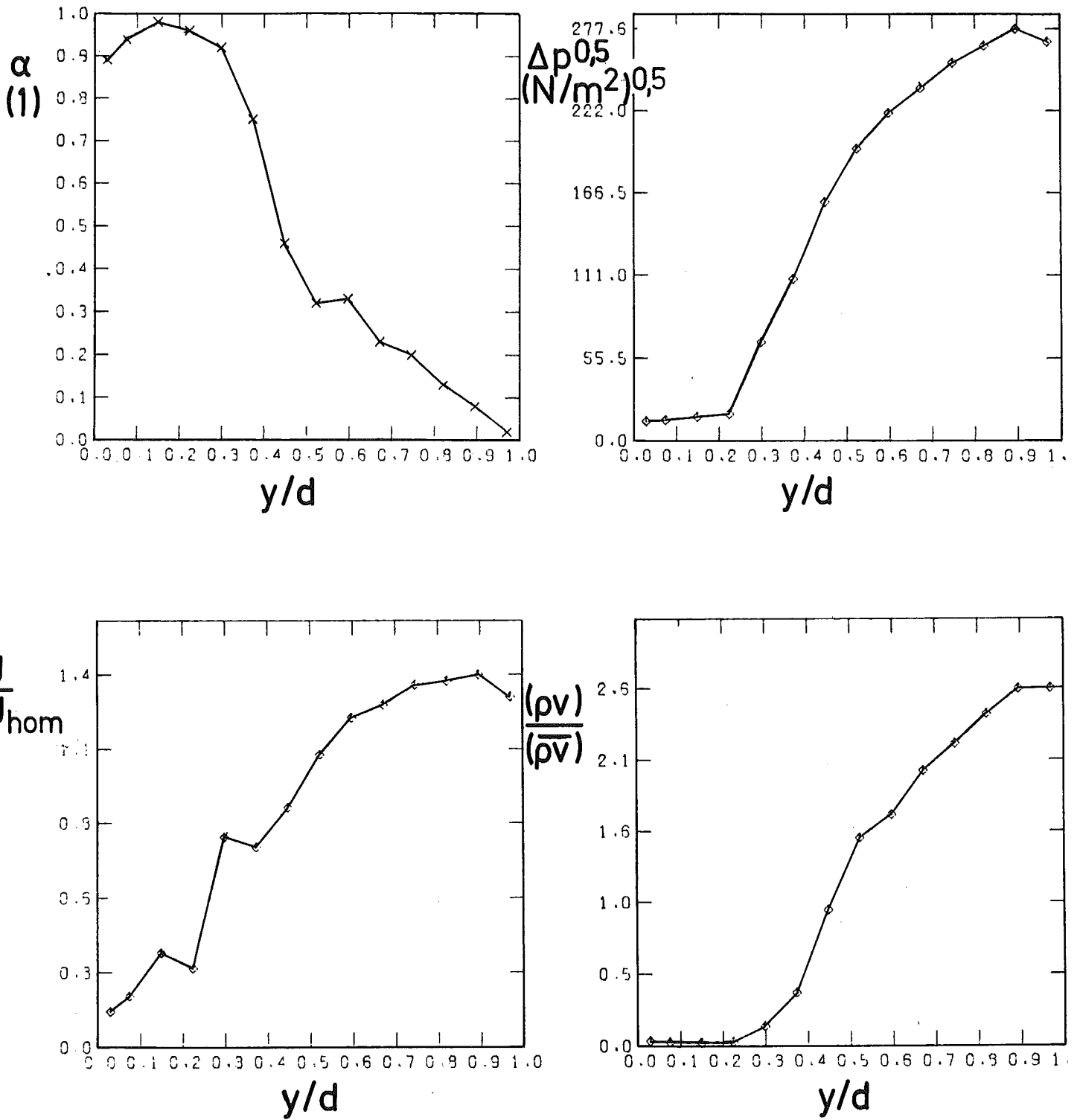
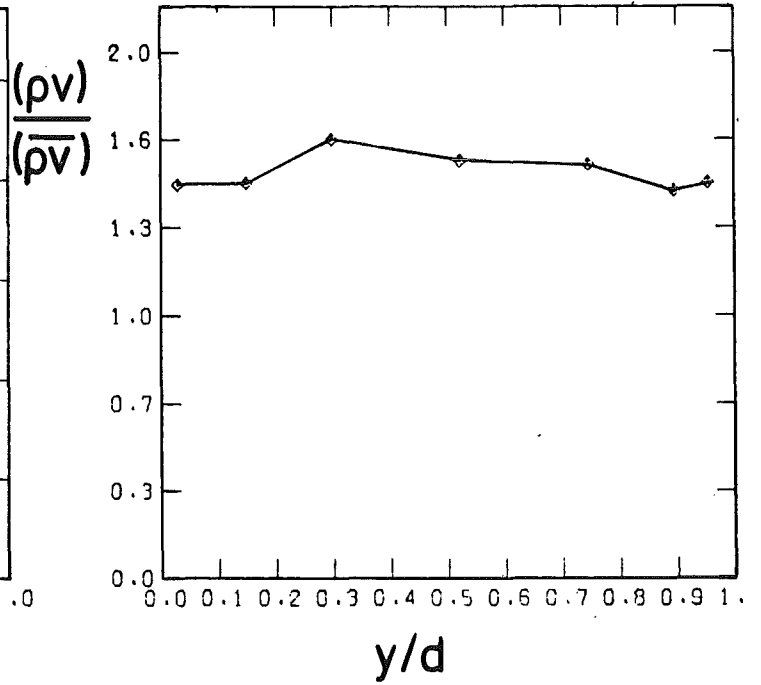
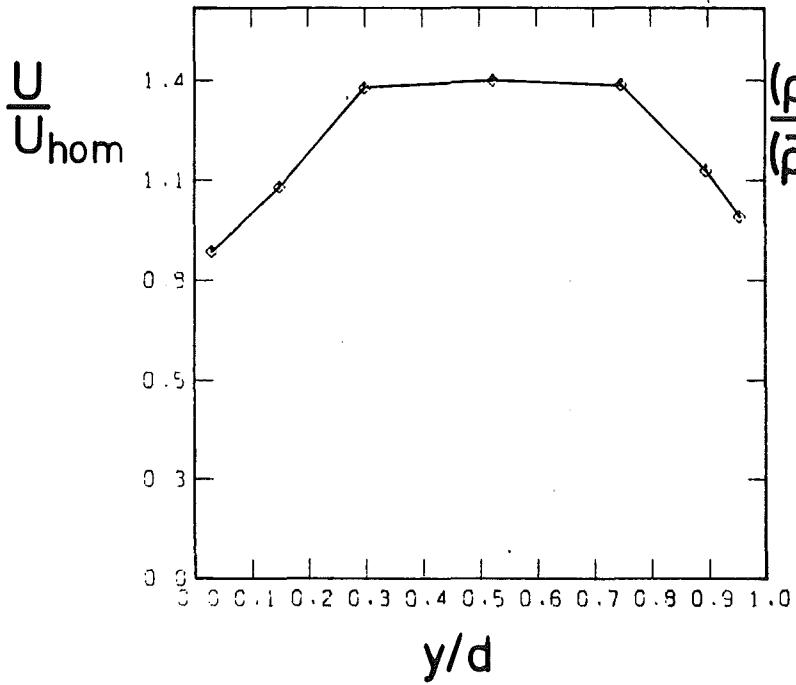
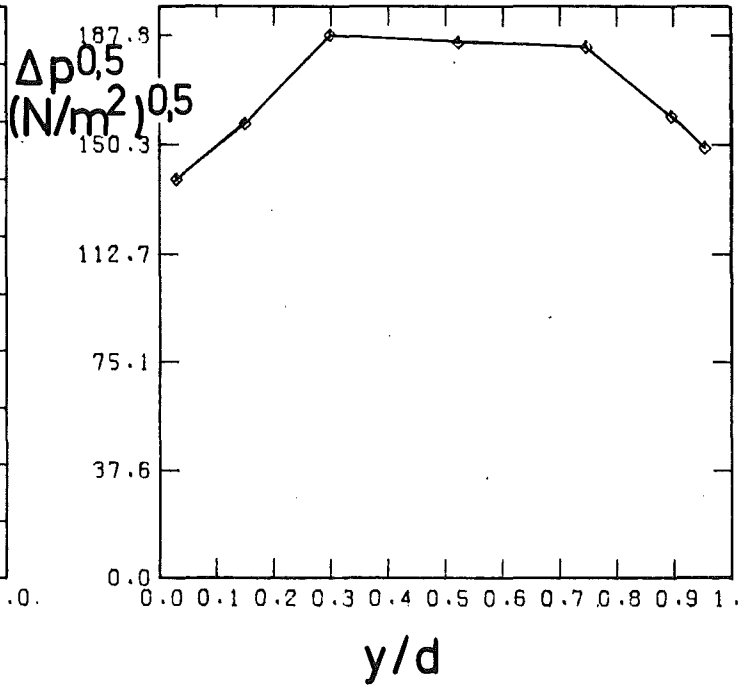
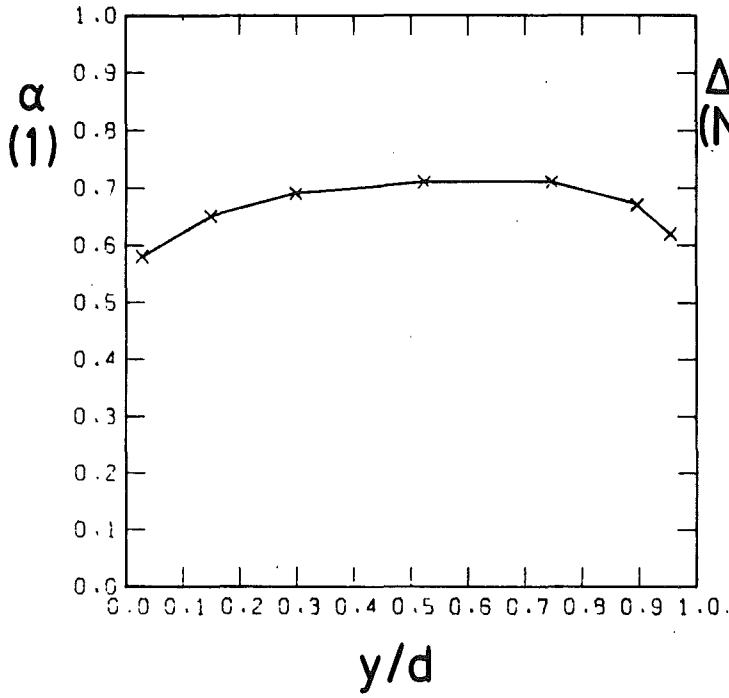


Abb. 27: Luft-Wasser-Strömung; $v_{sg} = 4,66 \text{ m/s}$, $v_{sl} = 4,53 \text{ m/s}$.
Strömungsrichtung senkrecht aufwärts



KfK

Abb. 28: Luft-Wasser-Strömung; $v_{sg} = 6,09$ m/s, $v_{s1} = 2,04$ m/s.
Stömungsrichtung senkrecht abwärts

06.01.03/09A Versuchsstand für instationäre 2-Phasen-Strömungen
PNS 4139 (H. John, J. Reimann, H. Hahn, A. Megerle, E. Wanner,
 R. Weinbrecht)

Aufgabe dieses Kreislaufes ist es, Zweiphasen-Massenstrommeßmethoden für Reaktorsicherheitsexperimente unter realistischen Blowdown-Verhältnissen auf ihre meßtechnischen Eigenschaften und ihr mechanisches Verhalten zu untersuchen und zu kalibrieren. Da diese Versuchseinrichtung bereits im Halbjahresbericht 1/79 (KfK 2800) beschrieben wurde, soll hier im wesentlichen über die während des Berichtszeitraumes durchgeführten Aufbauarbeiten und deren Stand berichtet werden.

- Die Bauarbeiten, die notwendig waren, um aus einer ehemaligen Lagerhalle das Versuchsgebäude für die Einrichtung des Blowdown-Kreislaufes zu schaffen, liefen mit großer Verzögerung an, weil es wegen verschärfter Umweltschutzgesetze zu unerwartet hohen Genehmigungszeiten für die Abwassergenehmigung kam. Auch der weitere Verlauf der Bauarbeiten führte zu starker Terminverschiebung für den Aufbau des Kreislaufes. Am Ende des Berichtszeitraumes waren die Gebäudearbeiten so weit fortgeschritten, daß in Kürze mit der Montage der ersten Kreislaufkomponenten begonnen werden kann.
- Der Blowdown-Kessel wird nach Angabe des Herstellers (MAN-Gustavsburg) in Kürze ausgeliefert. Große Schwierigkeiten bei der Materialbeschaffung und Fertigungsschwierigkeiten bei den Ausblasestutzen haben auch hier den Auslieferungstermin stark verschoben. Beide Ausblasestutzen werden, um zu starke Wärmespannungen beim Blowdown zu vermeiden, doppelwandig ausgeführt, wozu der konzentrische Hohlraum durch Elektroerosion ausgearbeitet werden mußte, nachdem das Ausdrehen nicht möglich war.
- Die Rohrleitungen wurden nach Detaillierung durch ein Ingenieurbüro (BWB) ausgeschrieben und vergeben. Das Ausschreibungs- und Vergabeverfahren nahm unerwartet viel Zeit in Anspruch. Nach Vergabe der Rohrleitung mußte wegen eines Planungs- und Kalkulationsfehlers beim Hersteller eine weitere Planungszeit in Kauf genommen werden. Für die Fertigstellung und Montage wird voraussichtlich noch die erste Jahreshälfte 1981 erforderlich sein.
- Die gesamte Meß- und Regeltechnik ist im Detail geplant, vom Meßwertgeber bis zur Datenverarbeitung. Die Komponenten sind weitgehend beschafft. Mit der Montage und Verdrahtung wird im Verlauf des 1. Quartals 81 begonnen. Das Datenübernahme- und Ausgabe-Programm für analoge und digitale Meßsignale ist in Arbeit.
- Ein serielles 5-Strahl Gamma-Densitometer wurde entwickelt und konstruiert. Es entspricht weitgehend dem Gerät, das im Kreislauf für stationäre Zwei-

phasenströmung eingesetzt ist und sich sehr gut bewährt hat. Das neue Densitometer kann jedoch durch Auswechseln von Adaptern, was mit relativ geringem Arbeitsaufwand geschehen kann, für zwei Nennweiten (NW 50 und 80) verwendet werden. Das spezielle Datenaufnahme- und Auswerteprogramm für dieses Densitometer ist so aufgebaut, daß es trotz des unterschiedlichen Taktes der zwischen der seriellen Erzeugung der digitalen Signale und der Abfrage durch den Rechner besteht, die richtigen zeitlichen Zuordnungen findet. Alle errechneten Werte, wie Liniendichten der einzelnen Gamma-Strahlen und Querschnittsdichten können in echter zeitlicher Zuordnung ausgegeben werden.

- Ein fernbedienbares Schnellöffnungsventil wurde konstruiert und in eigenen Werkstätten gefertigt. Es wird in Kürze mit Druckluft auf seine Öffnungsschnelligkeit und Zuverlässigkeit getestet.

06.01.03/10A Entwicklung und Bau eines True Mass Flow Meters,
PNS 4138 $\dot{m} = 50 \text{ kg/s}$
 (K.Hain, F.Brüderle, W.Butzer, F.Schloß, T.Vollmer, IT)

Durchgeführte Arbeiten und erzielte Ergebnisse

Im KfK wurde im Rahmen der Blowdown-Versuchsanlage COSIMA ein direkt anzeigendes Zweiphasen-Massenstrommeßgerät, das True Mass Flow Meter (TMFM) entwickelt und befindet sich dort seit Jahren erfolgreich im Einsatz /1/.

Eine Weiterentwicklung dieses TMFM auf einen Meßbereich bis zu 50 kg/s Massenstromdurchsatz (TMFM 50) mit dem Ziel, das Gerät als Referenzmeßgerät in den im Bau befindlichen Versuchsstand für instationäre 2-Phasenströmungen einzusetzen, wurde 1979 bei der Hauptabteilung Ingenieureurtechnik in Angriff genommen. Im Berichtszeitraum wurde der Aufbau des Meßgerätes fertiggestellt und die mechanischen Funktionsprüfungen sowie ein Heißfunktionstest bei 250 °C durchgeführt.

Eine erste Versuchsserie mit einphasigem Massendurchsatz bis 30 kg/s bei RT bestätigte das erwartete Betriebsverhalten, so daß nun die Kaltwasser/Luft-Versuchsreihe im bestehenden Versuchsstand zum Testen und Kalibrieren von Zweiphasen-Massenstrommeßverfahren aufgenommen werden kann.

Aus den Problemkreisen beim Entwurf des TMFM 50 soll hier näher auf die Dämpfungseinrichtung des Meßsystems /2/ eingegangen werden, die auf der einen Seite die besonders bei einer blowdown-ähnlichen Transiente auftretenden zeitlichen Massenstromspitzen meßtechnisch richtig durchlassen muß, andererseits die dadurch angeregten Schwingungen des Systems aber unterdrücken soll.

Das Meßprinzip des TMFM beruht darauf, dem zweiphasigen Strömungsmedium einen Drall mit vorgegebener tangentialer Geschwindigkeit aufzuprägen. Dies geschieht in dem mit konstanter Geschwindigkeit rotierenden Rotor (Abb. 1) so daß der momentan das Laufrad am bekannten Radius r verlassende Massentrom den Drall

$$D = \varphi_{\text{Lauf}} \cdot \dot{m} \cdot r^2 \cdot \omega$$

hat. Im Leitrad, dem beweglich aufgehängten Stator, wird nun dieser Drall in das messbare Moment

$$M_a = \varphi_{\text{Leit}} \cdot D$$

durch Abbremsung umgewandelt, mit einem Austrittsdrall des Massenstromes von nahezu Null.

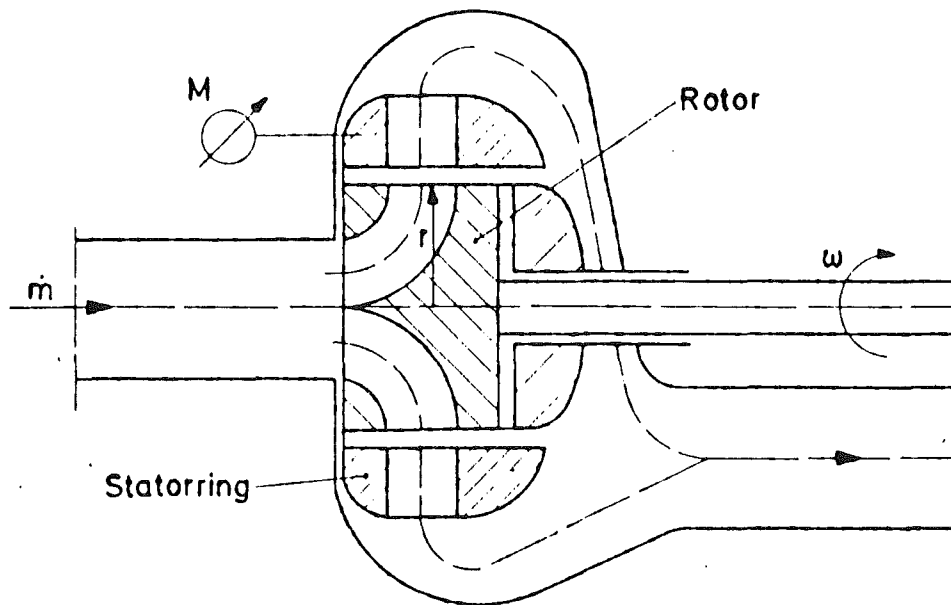


Abb. 1: Prinzipieller Aufbau des "True Mass Flow Meters" mit radialer Beaufschlagung

Aus dem am Statorring gemessenen Moment M_a erhält man somit direkt den instationär vorliegenden Massenstrom \dot{m}

$$\dot{m} = \frac{M_a}{\varphi_{\text{lauf}} \cdot \varphi_{\text{leit}} \cdot r^2 \cdot \omega}$$

worin φ_{leit} und φ_{lauf} Wirkungsgrade der realen Beschau felung darstellen.

Der zur Messung des Drehmoments M_a federnd aufgehängte Statorring erfährt nun bei der Zweiphasenströmung durch die zeitlich ungleichmäßige Verteilung von Dampf und Druckwasser Anregungen, die, wenn auch nicht gerade zur Resonanz, so doch zu starken Schwindungen des Stators führen.

Eine Dämpfung dieser Anregungsschwingungen durch elektrische Maßnahmen würde lediglich in Richtung auf ein integrales Meßsignal hinauslaufen, und dabei würde gerade die bei transienten Vorgängen so aufschlußreiche Kenntnis der Augenblickswerte verlorengehen.

Weiter ist zu beachten, daß das Meßsystem bei zu großen Schwingungsaus- schlägen über den elastischen Bereich hinaus beansprucht werden könnte und dadurch Meßgenauigkeit und Reproduzierbarkeit leiden würden.

Es ist also zweckmäßig, eine mechanische Dämpfungseinrichtung einzu- setzen und hierzu bietet sich vorteilhaft eine Flüssigkeitsdämpfung an. Unterschiedliches Dämpfungsverhalten wie z.B. durch veränderliche Fest- körperreibung infolge Haft- und Gleitreibung sind dabei nicht zu befürchten.

In den Abb. 2 und 3 ist das Meßsystem für das zu messende Drehmoment M_a dargestellt.

Das System besteht aus dem Stator, den drei Statoraufhängungen, den Feder- beinen mit dem beiderseitig angebrachten Dehnungsmeßstreifen (DMS) und letztlich aus drei Meßflanschen, die als jeweilige Fixpunkte anzusehen sind.

In der perspektivischen Darstellung ist der radial beschauelte Stator zu sehen, der über die Statoraufhängung und die drei Federbeine an den Meß- flanschen aufgehängt ist. Das Statormoment M_a wird über DMS bestimmt, die gegenüberliegend an den schlanken Stellen der Federbeine angebracht sind.

Die Dämpfung wird dadurch erzielt, daß in dem mit Quecksilber gefüllten Dämpfungsring senkrecht zum Ringkanal gelochte Wände eingebaut sind. Bei einem angeregten Schwingungsvorgang üben diese Wände auf das träge Queck- silber einen Druck aus, der zu einer Durchströmung der Bohrungen führt. Die dazu erforderliche Energie wird dem Schwingungsvorgang entzogen, was wiederum zu einer exponentiellen Amplitudenverkleinerung führt.

In einer rechnerischen Parameterstudie wurde nun das Schwingungsverhalten dieses Systems untersucht und dabei die Anzahl der im Ringkanal unterge- brachten Wände, die Bohrungsanzahl und der Bohrungsdurchmesser variiert.

Für den Stator gilt die Differentialgleichung

$$\theta_{St} \cdot \ddot{\vartheta}_{St} = -c \cdot \dot{\vartheta}_{St} - M_R + M_a$$

und für die im Dämpfungsring schwingende Dämpfungsflüssigkeit

$$\theta_D \cdot \ddot{\vartheta}_D = M_R$$

Darin bedeuten:

θ_{St}, θ_D = die Massenträgheitsmomente des Stators einschließlich Dämpfungsgehäuse bzw. die Dämpfungsflüssigkeit (kg mm^2)

$\vartheta_{St}, \vartheta_D$ = die absolute Auslenkung des Stators bzw. der Dämpfungsflüssigkeit (rad)

c = Federkonstante des schwingenden Systems (Nm)

M_R = Reibmoment der Dämpfungsflüssigkeit (Nm)

M_a = am Stator angreifendes äußeres Moment = zu messendes Moment (Nm)

Obwohl die Analogie des geschlossenen Flüssigkeitsringes zu einem durchströmenden geraden Rohr nicht exakt zutrifft, wird hier doch der Modellansatz für ein gerades Rohr gemacht, in das senkrecht zur Strömungsrichtung Wände mit Drosselbohrungen eingeschweißt sind.

Die Reibleistung pro Wand ist dann:

$$N_R = \Delta p \cdot \dot{V} \quad (\text{W})$$

mit Δp = Druckverlust an einer Wand (N/m^2)

$$\dot{V} = \text{Volumenstrom (m}^3/\text{s)}$$

Für das Reibmoment M_R gilt:

$$M_R = \frac{M_R}{\vartheta_{St} - \vartheta_D} \quad (\text{Nm})$$

Der Volumenstrom ergibt sich zu:

$$\dot{V} = A_G \cdot r_{mg} \cdot (\dot{\vartheta}_{St} - \dot{\vartheta}_D) \quad (\text{m}^3/\text{s})$$

mit A_G = lichte Querschnittsfläche des Dämpfungsringes = Fläche der Hg-Säule (m^2)

r_{mg} = Radius des Flächenschwerpunktes zur Schwingachse (m)

Für den Druckverlust pro Wand ist dann anzusetzen:

$$\Delta p = \xi \cdot \frac{\rho}{2} \cdot \left(\frac{\psi}{n_B}\right)^2 \cdot r_{mB}^2 \cdot (\dot{\mathcal{V}}_{St} - \dot{\mathcal{V}}_D)^2 \quad (\text{N/m}^2)$$

worin ξ = Verlustziffer an der Drosselstelle

ψ = Flächenverhältnis A_G/A_B

A_B = Fläche einer Drosselbohrung (m^2)

r_{mB} = mittlerer Teilkreisradius der Drosselbohrungen (m)

n_B = Anzahl der Bohrungen pro Wand

Mit n_W = Anzahl der Wände im Rohr wird das Reibmoment schließlich:

$$M_R = A_G \cdot r_{mg} \cdot \xi \cdot \frac{\rho}{2} \cdot \left(\frac{\psi \cdot r_{mB}}{n_B}\right)^2 \cdot n_W \cdot (\dot{\mathcal{V}}_{St} - \dot{\mathcal{V}}_D)^2 \cdot \text{sign} \cdot (\dot{\mathcal{V}}_{St} - \dot{\mathcal{V}}_D) \quad (\text{Nm})$$

Das Differentialgleichungssystem wurde mit dem Programmsystem CSMP gelöst wobei $M_a = 0$ gesetzt wurde.

Als Ergebnis erhält man eine gedämpfte Schwingung ähnlich wie in der Abb.4 gezeigt, mit der Ausgangsamplitude A_0 = Auslenkung des Stators bei Schwingungsauslösung in rad.

In einer eigens für die Schwingungsversuche erstellten Prüfvorrichtung wurden nun die technischen Ergebnisse überprüft und die Zweckmäßigkeit einzelner Maßnahmen analysiert.

Basierend auf diesen Ergebnissen wurde für die endgültige Ausführung des TMFM 50 mit Edelstahlstator und Edelstahldämpfungsring der Durchmesser der Drosselbohrung mit $d_B = 4$ mm und die Bohrungsanzahl mit 2 bei 2 Wänden im Ringkanal festgelegt.

In der Abb. 5 sind die rechnerischen Ergebnisse für diese Ausführung denen auf dem Versuchsstand gemessenen gegenübergestellt.

Schwingungsverlauf mit
Hg-Flüssigkeitsdämpfung

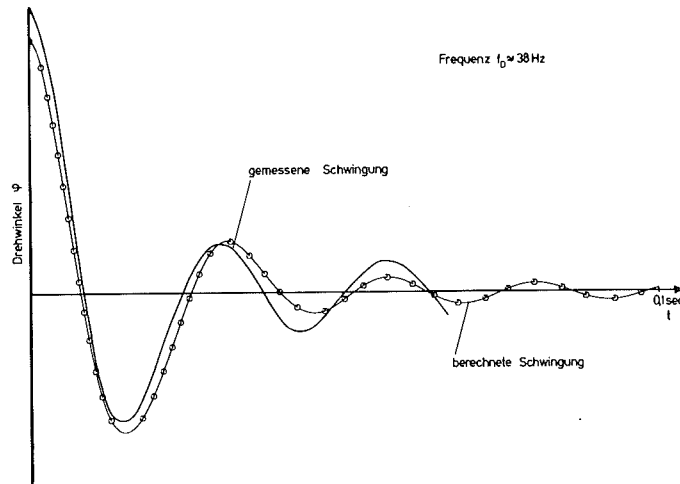


Abb. 5: Vergleich der gemessenen mit der berechneten Schwingungskurve
 $n_W = 2$, $n_B = 2$ und $d = 4$ mm

Die gute Übereinstimmung zwischen Versuch und Rechnung berechtigen auf der einen Seite die Anwendung der Rechenmethode, zum anderen zeigen die Versuche auch die Wirksamkeit des angewandten Dämpfungsprinzips.

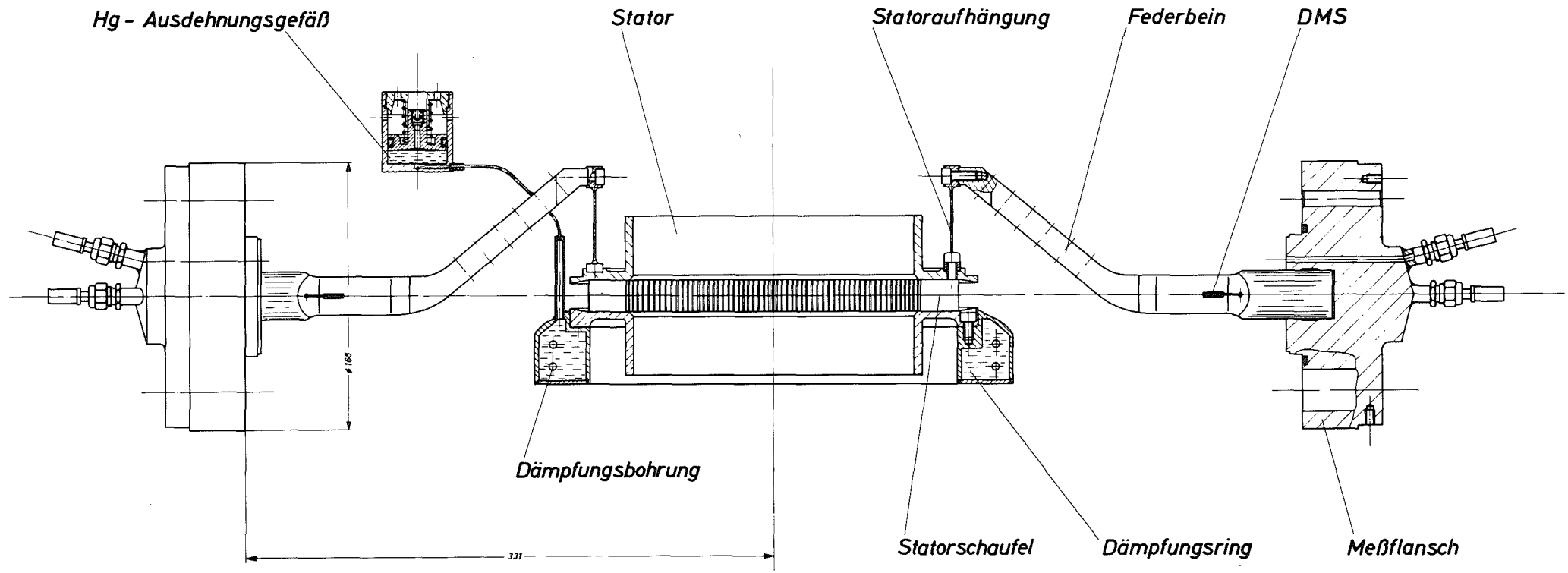
Die Verwendung der Dämpfungsflüssigkeit Quecksilber hat sich in vielerlei Hinsicht als zweckmäßig, ja nahezu als ideal herausgestellt, wirft aber auch Probleme in der Handhabung und in sicherheitstechnischer Hinsicht beim Einsatz des TMFM auf. Durch konstruktive Maßnahmen müssen hier Vorkehrungen getroffen werden, die einen Austritt von Quecksilber aus dem Dämpfungssystem verhindern, jedoch wird ein Restrisiko verbleiben. Insbesondere die korrosive Seite bei einer möglichen Störung muß für die Gesamtanlage sorgfältig überlegt werden.

Geplante Weiterarbeit

Nach Abschluß und Auswertung der Kaltwasser/Luftversuche, die bis max. $\dot{m} = 20$ kg/s möglich sein werden, erfolgt ein Warmfahrversuch mit $\dot{m} = 4$ kg/s und anschließend nach Fertigstellung des Transientenversuchsstandes im IRB die Enderprobung des TMFM unter den Auslegungsbetriebswerten.

Literatur:

- /1/ G. Class, K. Hain, F. Schloß, K.H. Wagner:
True Mass Flow Meter
Entwicklung und Einsatz eines Massenstrom-Meßgerätes für instationäre
Zweiphasenströmungen.
KfK 2790, Juli 1979
- /2/ K. Hain, F. Brüderle, W. Butzer, F. Schloß, T. Vollmer:
Flüssigkeitsdämpfung der Statorschwingungen am True Mass Flow Meter 50,
einem Massenstrom-Meßgerät für instationäre Zweiphasenströmungen.
KfK 3031, Sept. 1980



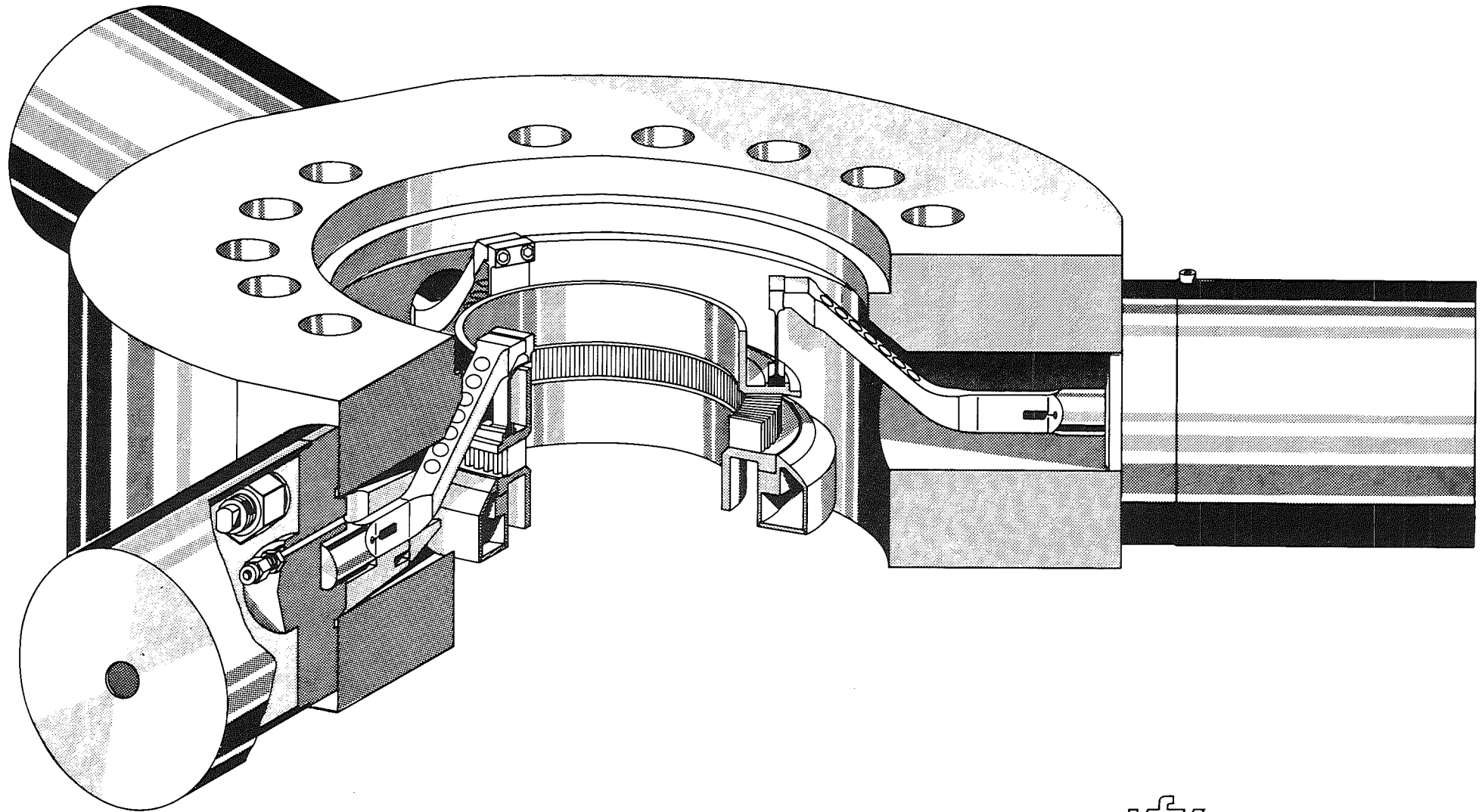
- 4100-124 -

TMFM 50-MESSYSTEM
 STATOR MIT DÄMPFUNGSRING UND FEDERBEINE - ANSICHT



IT 1980
 06.01.03/10A

ABB.2



- 4100-125 -

TMFM 50 - TRUE MASS FLOW METER, DREHMASSE-FEDERSYSTEM

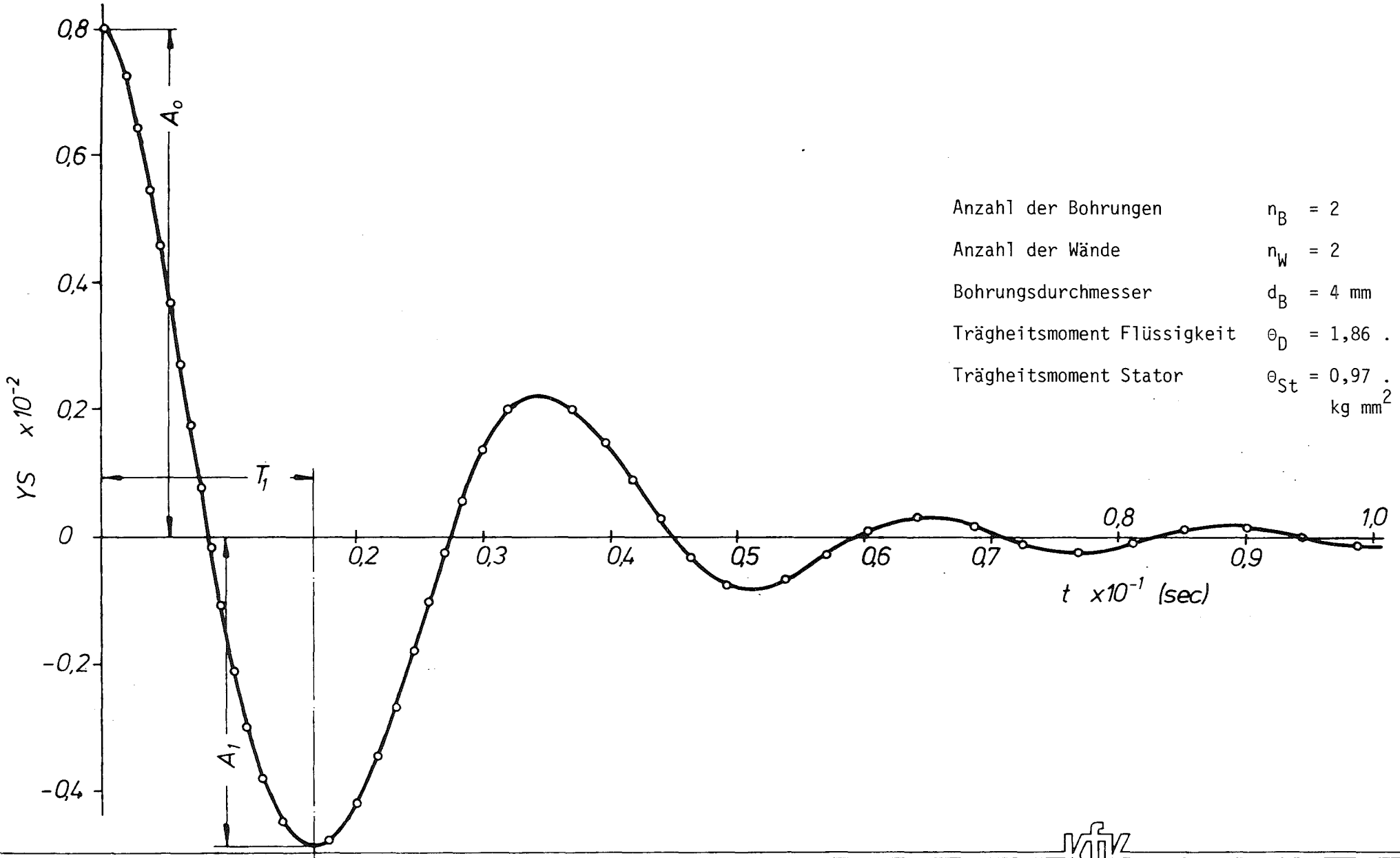
Stator mit Dämpfungsring und Federbeine



IT - 1980

06.01.03/10A

ABB.3



- 4100-126 -



IT - 1980
 06.01.03/10A
 ABB. 4

TMFM 50 - SCHWINGUNGSDÄMPFUNG DES STATORS
 RECHNERISCHER SCHWINGUNGSVERLAUF, GEDÄMPFT

06.01. SICHERHEIT UND UMGEBUNGSSCHUTZ VON KKW

PNS-Teilprojekt 4200 - Brennelementverhalten bei Störfällen

06.01.04	Entwicklung und Verifizierung eines Code- systems zur Beschreibung des Brennelement- verhaltens	4200-1
06.01.06	Materialverhalten von Zircaloy bei Reaktor- störfällen	4200-25
06.01.07	Brennstabverhalten in der Blowdown-Phase eines Kühlmittelverluststörfalles	4200-110
06.01.08	In-pile-Experimente im DK-Loop des FR2	4200-132
06.01.09	Brennstabverhalten in der Wiederauffüll- und Flutphase eines Kühlmittelverlust- störfalles	4200-155
06.01.10	Auswirkung von Kühlkanalblockaden auf die Kernnotkühlung	4200-184

- 06.01.04 Entwicklung und Verifizierung eines Code-Systems
zur Beschreibung des Brennelementverhaltens
- 06.01.04/11A Theoretische Untersuchungen zum Brennstabverhalten bei
/12A Kühlmittelverluststörfällen und Speziellen Transienten
/13A
PNS 4231 (H.Borgwaldt, INR; S. Malang, IRB; R. Meyder, IRE)

Die Zielsetzung der theoretischen Untersuchungen zum Brennstabverhalten beim Kühlmittelverluststörfall von Leichtwasserreaktoren ist in KfK 1787 beschrieben. Die vorliegenden theoretischen Arbeiten werden in enger Zusammenarbeit zwischen den KfK-Instituten IRB, IRE und INR durchgeführt.

Die Schwerpunkte der Arbeit im Berichtszeitraum lagen bei der Verifikation der Version SSYST-2, der Dokumentation der Arbeiten zur Bündelstatistik und der von SSYST-2 sowie bei der Bereitstellung, der Verbesserung und Anwendung von Rechenprogrammen für die Thermo- und Fluidodynamik.

1. Verifizierung des Programmsystems SSYST-2
 - 1.1 Nachrechnung der bei REBEKA-3 gemessenen Hüllrohrdehnungen
(W. Götzmann, S.Malang, H.M. Politzky; IRB)

Als Teil der Arbeiten zur Verifizierung von SSYST wurde versucht, mit dem Programmsystem die bei dem 3. Bündelversuch des REBEKA-Vorhabens (06.01.09) gemessenen Hüllrohrdehnungen nachzurechnen.

Die Durchführung und Ergebnisse dieses Experiments sind in /1/ beschrieben. Verwendet wurde die im Januar 1980 eingefrorene Version von SSYST-2, welche in /2,3/ dokumentiert ist. Wichtigstes Ziel der Untersuchungen war die Überprüfung der in SSYST-2 enthaltenen Moduln zur Beschreibung der Hüllrohrverformung.

Um die Unsicherheit in den Randbedingungen bei der Berechnung der Hüllrohrdehnung möglichst klein zu halten, wurde der Stabinnendruck nicht berechnet, sondern als Eingabe von den Messungen übernommen. In die Berechnung des Stabinnendruckes wäre nämlich der axiale Verlauf der Hüllrohrdehnung eingegangen, welcher wiederum stark vom Temperaturverlauf in axialer Richtung abhängig ist. Da SSYST jedoch keinen Modul zur Berechnung des Wärmeüberganges in der Flutphase enthält, ließe sich diese zweidimensionale Rechnung in R-Z-Koordination nur mit unzulässig großen Annahmen durchführen. Deshalb wurden die Hüllrohrdehnungen in einzelnen

axialen Ebenen vollkommen unabhängig voneinander berechnet. Hierbei wurden drei Arten von Rechnungen durchgeführt, nämlich:

- a) Eindimensionale Berechnung der Hüllrohrdehnung unter Vorgabe des gemessenen Verlaufes der Hüllrohrtemperatur.
- b) Eindimensionale Berechnung des Temperaturprofils im Stab und der Hüllrohrdehnung unter Vorgabe des Verlaufs der Wärmeübergangszahl zum Kühlmittel.
- c) Berechnung des zweidimensionalen Temperaturfeldes in R - ϕ -Koordinaten und der nicht rotationssymmetrischen Hüllrohrdehnung bei exzentrischer Pelletlage unter Vorgabe des Verlaufes der Wärmeübergangszahl.

Die Ergebnisse der Rechnungen mit vorgegebenem Temperaturverlauf sind in Abb. 1 dargestellt. Im oberen Teil dieser Abbildung ist der Verlauf der Umfangsdehnung für alle instrumentierten Stabpositionen, an denen sich Dehnungen $> 1\%$ ergaben, eingezeichnet. Es sind zwei grundsätzlich verschiedene Verläufe zu erkennen. Bei dem größeren Teil der Stabpositionen steigt die berechnete Dehnung 10-20 sec. vor dem gemessenen Berstzeitpunkt steil an, was zum Abbruch der Rechnung führt. Lediglich bei 5 Positionen wurde der berechnete Dehnungsvorgang durch das steile Abfallen des Innendruckes im Berstzeitpunkt beendet. Insgesamt ist aus dem Diagramm zu erkennen, daß das Verformungsmodell im Vergleich zur Wirklichkeit ein etwas zu schnelles Ansteigen der Umfangsdehnung ergibt.

Bei SSYST-2 kann durch eine Eingabegröße gesteuert werden, ob die Dehnungsrechnung mit dem Erwartungswert für die Kriechgeschwindigkeit oder mit dem oberen bzw. unteren Rand des Unsicherheitsbandes durchgeführt werden soll. Die bisher vorgestellten Ergebnisse wurden mit dem Erwartungswert gewonnen. Um den Einfluß der Unsicherheit in den Kriechparametern zu zeigen, wurden zusätzlich für eine Stabposition der Dehnungsverlauf mit der maximalen bzw. minimalen Kriechgeschwindigkeit berechnet und im unteren Teil der Abb. 1 dargestellt. Es ist zu ersehen, daß der tatsächliche Berstpunkt weit außerhalb der Bandbreite liegt. In Abb. 2 sind die Randbedingungen für Rechnungen mit vorgegebenem Verlauf des Wärmeüberganges zum Kühlmittel sowie einige Ergebnisse dieser Rechnungen dargestellt. Der in dem oberen Teil der Abbildung eingezeichnete Verlauf der Wärmeübergangszahl wurde für die axiale Mittelebene mit einem Rechenprogramm zur Lösung des inneren Wärmeleitproblems /4/ aus den an den nicht blähfähigen Umgebungsstäben gemessenen Temperaturverläufen berechnet.

Im unteren Teil der Abbildung ist die berechnete Umfangsdehnung bei ein-dimensionaler Betrachtung (Exzentrizität 0) sowie bei Annahme einer exzentri-schen Lage des Heizleiters im Hüllrohr dargestellt. Zu bemerken ist hierbei, daß SSYST-2 kein eigentliches Berstkriterium einhält. Es muß die lokale Berstdehnung als konstanter Wert eingelesen werden. Die Rechnungen mit exzentrischer Lage des Heizleiters zeigten nun, daß die mittlere Umfangs-dehnung nur sehr wenig von der lokalen Berstdehnung abhängt. Eine Variation der lokalen Berstdehnung zwischen 60 % und 120 % führte zu einer Variation der mittleren Umfangsdehnung von wenigen Prozenten. Umfangsdehnung und Berst-zeitpunkt werden dagegen stark von der Exzentrizität bestimmt. Die aus allen Rechnungen zu erkennende Tendenz eines etwas zu "weichen" Verformungs-modells hat inzwischen zu einer Verbesserung des in SSYST enthaltenen NORA-Modells geführt. Durch Berücksichtigung der durch Kriechen eintretenden Verfestigung führt die neue Version des NORA-Modells, welche in SSYST-3 ein-gebaut wird, zu einer wesentlich besseren Übereinstimmung.

2. Programmtechnische Verbesserungen von SSYST

2.1 Arbeiten zur Ertüchtigung von SSYST als Programmsystem

(H. Borgwaldt, INR)

Ein Problem bei jeder Erweiterung oder Modifizierung des Programmsystems SSYST, durch Zufügen oder Ersetzen von Moduln, besteht darin, im System Namenskonflikte zu vermeiden. Ein Namenskonflikt liegt vor, wenn in dem neuen (ersetzten) Modul Namen für Subroutinen (Funktionen, Entry-Points) verwendet werden, die bereits früher, im Systemkern oder anderen Moduln vergeben wurden. Es ist ein deutlicher Mangel des IBM-Linkage-Editors, solche Situationen im Gegensatz zum CDC-Overlay-Loader nicht vernünftig behandeln zu können. Für die erleichterte Behandlung dieser Problematik wurde ein Preload-Programm OBJLINK geschrieben, das es ermöglicht, in einem IBM-Modul alle modul-internen Referenzen aufzulösen und so vor dem Linkage-Editor zu verdecken. Als Testfall wurde ein Teilsystem von SSYST-2, bestehend aus dem Systemkern und 32 Moduln, mit OBJLINK konvertiert und getestet. Beim Systemkern konnte dabei die Zahl der dem Linkage-Editor sichtbaren Routine-Namen von 77 auf 24 reduziert werden. Die entsprechenden Zahlen für die 32 Moduln lauten 276 gegen 36. Das so konvertierte Programmsystem läuft stö-rungsfrei.

Die mit OBJLINK mögliche drastische Reduktion der offenen Routine-Namen erleichtert erheblich die Kontrolle möglicher Namenskonflikte. Das Programm ist ferner eine Vorstufe zur vorgesehenen dynamischen Modulverwaltung in der IBM-Version von SSYST.

Mit dem gleichen Ziel, die Verwaltung des Programmsystems zu erleichtern, wurden die Moduln ZET-2D (2-dim. Wärmeleitung, transient) und STT-2D (stationär) zu einem Modul mit Entry-Point kombiniert. Aus Konsistenz-Gründen müssen beide Moduln eine Reihe von Subroutinen (für Koeffizienten-Berechnung und dergl.) gemeinsam benutzen. Die Kombination der Moduln gewährleistet diese Konsistenz bei notwendig werdenden Programmverbesserungen. Der kombinierte Modul ist Teil von SSYST-2.

2.2 Arbeiten zur Verbesserung der numerischen Stabilität der
 Moduln ZET-1D und ZETHYD
 (H. Borgwaldt, INR)

In der bisherigen Version des Wärmeleit-Moduls ZET-1D wird zur Integration ein semiimplizites Verfahren benutzt. Dieses Verfahren ist zwar numerisch stabil in dem Sinn, daß bei isoliertem Einsatz von ZET-1D alle Störtransienten im Verlauf der Integration gedämpft abklingen. Dies gilt jedoch nicht mehr, wenn in einer Iterationsschleife (SPEICHER-Block mit ZET-1D, dem Wärmeübergangs-Modul WUEZ und anderen Moduln) Integrationsschritte der Wärmeleitgleichung abwechseln mit Neuberechnungen der Wärmeübergangsparameter im Spalt zwischen Brennstoff und Hülle. Das Wechselspiel zwischen den Moduln WUEZ und ZET-1D führt eine nichtlineare Rückkopplung in die transiente Wärmeleitgleichung ein, die zu ungedämpften numerischen Schwingungen führen kann. Entscheidend ist dabei die extrem kleine Wärmekapazität des Gases im Spalt.

Solche Schwingungen konnten in Testrechnungen auch bei mäßigen Integrationszeitschritten beobachtet werden. Deshalb wurde ZET-1D versuchsweise auf vollimplizite Integration umgestellt und unter gleichen Bedingungen getestet. Die so modifizierte Version zeigt eine erheblich verbesserte Stabilität. Weitere Vergleichsrechnungen mit vollständiger Simulation eines Kühlmittelverlust-Störfalls (KMVS) zeigten keine signifikanten Abweichungen, so daß das modifizierte ZET-1D für die Übernahme in SSYST-3 empfohlen wird.

Mit geringem Aufwand konnte dieser Modul durch einen Entry-Point STT-1D zur Lösung der stationären Wärmeleitgleichung ergänzt werden. Dieser Zusatzmodul eignet sich besser für die Ermittlung des stationären Ausgangszustands vor einem KMVS. Zu beachten ist dabei, daß die Einstellung der Wärmeübergangsverhältnisse im Spalt nur iterativ erfolgen kann, allerdings in weit weniger Schritten als im ZET-1D.

Der Modul ZETHYD kombiniert die Lösung der transienten Wärmeleitgleichung im Brennstab mit der transienten Enthalpiebilanz im Unterkanal. Im Hydraulikteil des Moduls stehen 3 Integrations-Optionen zur Verfügung: explizit, semiimplizit und ein 2-Schritt-Verfahren nach MacCormack.

Bei Versuchen, das Experiment COSIMA44 mit ZETHYD nachzurechnen, führte das semiimplizite Integrationsverfahren im Wärmeleitteil von ZETHYD schon bei der Vorausrechnung des stationären Ausgangszustands zu ähnlichen Schwingungen wie oben; wahrscheinlich über die Kopplung mit dem Hydraulikteil. Daher wurde, nach dem Vorbild von ZET-1D, die Lösung der Wärmeleitgleichung auf vollimplizite Integration umgestellt. Dies führte zu dem erhofften Stabilitätsgewinn, jedoch brach der Code bei allen 3 Integrationsoptionen jeweils etwa 10 sec nach Transientenbeginn im Hydraulikteil zusammen. Zu diesem Zeitpunkt ist im Unterkanal Dampf von hoher Temperatur und sehr hoher Strömungsgeschwindigkeit wechselnder Richtung.

Um den Modul ZETHYD für diese Verhältnisse numerisch stabil zu machen, wurden im Hydraulikteil für alle 3 Integrationsoptionen 2 Maßnahmen durchgeführt: (1) Die Zeitschritte werden bedarfsweise reduziert und so an das Verhältnis Maschenlänge/Strömungsgeschwindigkeit angepaßt (Courant-Bedingung). (2) Eine weitere Zeitschrittreduktion wird bei zu hohen Enthalpie-Inkrementen vorgenommen, welche erfahrungsgemäß die Interpolation in den Wasserdampf-Tabellen unmöglich machen können.

Zusätzlich wurde, mit wesentlicher Unterstützung durch R. Meyder (IRE), die Wärmeübergangslogik in ZETHYD überarbeitet und von einigen Codefallen befreit.

Mit der neuen Version von ZETHYD konnte der Versuch COSIMA44 voll durchgerechnet werden, wobei alle 3 Integrationsoptionen plausible und qualitativ übereinstimmende Transienten lieferten. Jedoch bedarf der Modul noch einer eingehenderen Verifikation.

3. Modellentwicklung

3.1 Entwicklung des Deformations- und Versagensmodells NORA

(S. Raff; IRE)

Die Erweiterung des Dehngeschwindigkeitsbereichs der dem Modell zugrunde gelegten isothermen Zug- und Rohrberstexperimente ($10^{-5} \leq \dot{\epsilon} [1/s] \leq 10^1$) führte in Erweiterung des bisher verwendeten Potenzansatzes für die Dehngeschwindigkeit $\dot{\epsilon}_{P\ell}$

$$\dot{\epsilon}_{P\ell} = \dot{\epsilon}_0 \left[\frac{\sigma_w}{\sigma_{R(T)}} \right]^{n(T)} \quad (1)$$

auf einen Ansatz bestehend aus zwei Komponenten

$$\dot{\epsilon}_{P\ell} = \dot{\epsilon}_0 \left[\frac{\sigma_w}{\sigma_{R_1(T)}} \right]^{n_1(T)} + f(E) \left[\frac{\sigma_w}{\sigma_{R_2(T)}} \right]^{n_2(T)} \quad (2)$$

(σ_w = wirksame Spannung)

der das nichtlineare Verhalten der stationären Kriechspannung σ_{ss} im $\ln\sigma/\ln\dot{\epsilon}$ Raum des erweiterten Dehngeschwindigkeitsbereichs berücksichtigt.

Die zwei Komponenten, gekennzeichnet durch die temperaturabhängigen Referenzspannungswerte $\sigma_{R_1(T)}$, $\sigma_{R_2(T)}$, sowie die Spannungsexponenten $n_1(T)$ und $n_2(T)$, beschreiben in erster Näherung die Mechanismen des Versetzungskriechens und des Versetzungsgleitens. Damit wird bei der Modellierung die Erkenntnis der Materialwissenschaft berücksichtigt, daß, wie üblicherweise in den Verformungskarten dargestellt, unterschiedliche Verformungsmechanismen abhängig von der Spannungs- bzw. Dehngeschwindigkeit dominant werden.

Die Art der Zusammenschaltung der Komponenten (Serienschaltung) ergab sich aus der Beobachtung der experimentellen Daten im, der stationären Verformung vorgeschalteten, Primärverformungsbereich. Während für Dehngeschwindigkeiten $\dot{\epsilon} < \dot{\epsilon}_c$ ($\dot{\epsilon}_c$ = kritische Dehngeschwindigkeit) nur der erste Mechanismus wirksam wird, wird für $\dot{\epsilon} > \dot{\epsilon}_c$ die zweite Komponente ebenfalls wirksam, muß aber erst aktiviert werden. Diese Aktivierung, gesteuert über eine Funktion der am Material geleisteten Verformungsarbeit E , bestimmt den mit wachsender Verformung zunehmenden Anteil des zweiten Mechanismus.

Damit werden die bei höheren Dehngeschwindigkeiten beobachteten Erscheinungen des Streckgrenzeeffekts (beim Zugversuch) und des abnormalen Primärkriechverhaltens (beim Kriech- und Rohrberstversuch) beschrieben. Das Modell ist somit in der Lage den Dehnverlauf isothermer Experimente (Zug-Kriech-Rohrberstversuch) in einem großen Dehngeschwindigkeitsbereich qualitativ und quantitativ gut zu beschreiben.

Eine Erweiterung des Modells durch Hinzunahme weiterer Deformationsmechanismen (z.B. Korngrenzgleiten) ist grundsätzlich möglich, jedoch wird die Bestimmung der dazu nötigen weiteren Modellparameter beim vorliegenden Datenmaterial schwierig, so daß eine quantitative Modellverbesserung dadurch infrage gestellt wird.

Das Modell wurde anhand von isothermen Zug-Kriech- und Rohrberstversuchen eingestellt. Abweichungen der Modellrechnungen zwischen den einzelnen Versuchstypen unterschiedlicher Versuchsführung und Probengeometrie deuten darauf hin, daß der Einfluß sowohl der Probengeometrie als auch der Versuchsführung nicht vollständig eliminiert werden konnte. Dies wird zum großen Teil auf nichterfaßte Einschnürvorgänge zurückgeführt. Im α -Bereich könnte die Anisotropie teilweise Ursache der Differenzen sein, jedoch deutet sich ein sehr komplexes Verhalten an.

Die Anwendung des auf isothermen Experimenten basierenden Modells auf temperaturtransiente Versuche sehr unterschiedlicher Experimentiereinrichtungen sowohl in inerter als auch in Dampf-Atmosphäre brachte im Vergleich zur Nachrechnung isothermer Experimente zwar größere Abweichungen, jedoch konnte keine systematische Abhängigkeit von der Steilheit der Temperaturrampe erkannt werden. Im Mittel läßt sich die Modellabweichung durch eine Temperaturvariation von 30°C angleichen. Ob diese größere Abweichung eine Folge der mit der Rampe gekoppelten größeren Temperaturvariationen über der Probe und damit einer größeren Unsicherheit in der Bestimmung der Deformationstemperatur oder eines durch die Transiente bedingten Materialeffekts ist, muß durch weitere Experimente geklärt werden.

Ergänzende Untersuchungen im β -Bereich bei oxidierender Atmosphäre werden aufgenommen, sobald entsprechende Versuchsdaten vorliegen.

Zusammen mit dem Versagensmodell (modifizierte strain fraction rule), das gemessen an der Datenstreuung, durchweg gute Ergebnisse gebracht hat, beschreibt das Modell NORA sowohl die Deformation als auch das Versagen in einem großen Temperatur- und Dehngeschwindigkeitsbereich. Abgesehen von ergänzenden Untersuchungen ist damit die Modellentwicklung im wesentlichen abgeschlossen. Eine umfassende Dokumentation ist in Vorbereitung. Der Einbau des Modells des jetzt vorliegenden Entwicklungsstandes wird demnächst begonnen.

3.2 Entwicklung eines 3D-Schalenmodells zur Beschreibung der Hüllrohrdeformation zwischen zwei Abstandshaltern (J. Hackenbroich, IRE)

Zum Deformationsverhalten von Zirkaloyhüllrohren während eines Kühlmittelverluststörfalls (LOCA) in Leichtwasserreaktoren werden im IRB Einzelstab- und Bündelversuche mit Brennstabsimulatoren durchgeführt. Diese Versuche zeigen, daß die auftretenden Verformungen von der Belastungs- $p(t)$ und Temperaturgeschichte $T(t)$ abhängig sind. Dies wird unter anderem von den Rohrberstversuchen des IMF bestätigt.

Wesentlichen Einfluß auf die axiale Form der Deformation des Hüllrohres haben neben der axialen und azimutalen Temperaturverteilung $T(x, \varphi, t)$ die mechanischen Randbedingungen des Brennstabes. Diese Randbedingungen sind im Brennelement gegeben einmal durch die Abstandshalter und zum anderen durch die Verformungsbehinderung axial benachbarter Bereiche (Abb. 3a).

Um die Verformung des Hüllrohres zwischen zwei Abstandshaltern zu ermitteln, ergibt sich daher das in Abb. 3b angegebene mechanische Ersatzmodell.

In der Abbildung Teil c sind die elastischen Verformungen eines solchen Modells, errechnet mit dem Finite Elementprogramm ASKA, dargestellt. Die Rechnung variierte das Temperaturfeld in azimutaler und in axialer Richtung, die maximale Temperaturdifferenz azimutal ist 200°C . Die Abhängigkeit der Werkstoffdaten wurden aus [5] entnommen. Die Abbildung zeigt eine deutliche Verbiegung des Rohres in Richtung der niedrigeren Temperatur. Dies stimmt qualitativ mit den Einzelstabversuchen des IRB überein, Abb. 3d. Die plastische Verformung des Hüllrohres wird wesentlich von der Verteilung der Axial- und Tangentialspannung über dem Umfang beeinflußt (Abb. 4). Die Änderungen der Tangentialspannungen sind nur geringfügig, dagegen ist die Axialspannung an der Hüllrohrseite mit der höheren Temperatur gering und steigt dann in Umfangsrich-

tung an. Dies bedeutet aber auch, daß die axialen plastischen Verformungen der Hüllrohrseite mit der höheren Temperatur geringer sind als auf der gegenüberliegenden Seite, woraus folgt, daß sich das Hüllrohr noch stärker zur kälteren Seite verbiegt.

Zur Beschreibung des plastischen asymmetrischen Deformationsverhaltens während des LOCA wird nun zur Zeit im IRE ein Schalenmodell für große asymmetrische Verformungen entwickelt.

Das Schalenmodell geht von den mechanischen Bilanzgleichungen Impuls- und Drehimpulssatz des verformten Körpers aus. Der Ansatz für die Verschiebungen über die Schalendicke ist linear und berücksichtigt Wandstärkenänderungen

$$\bar{u} = \bar{v} (v^1, v^2) + v^3 \bar{w}$$

\bar{v} : Verschiebung der Schalenmittelfläche

v^1, v^2 : Schalenkoordinaten

v^3 : Dickenkoordinate

Als Spannungsdehnungsbeziehung wird ein nichtlineares Werkstoffgesetz angenommen:

$$\hat{\sigma}_i^j = \underbrace{2\hat{\mu} \hat{\epsilon}_i^j}_{\text{linear elastischer Anteil}} + \underbrace{\hat{\lambda} \delta_i^j \hat{\epsilon}_h^k}_{\text{Thermospannungsanteil}} - \underbrace{3\hat{K}\alpha \delta_i^j \Delta T}_{\text{Thermospannungsanteil}} - \underbrace{f_o(\sigma_e) S_i^j}_{\text{Kriechgesetz}}$$

$\hat{\mu}, \hat{\lambda}$: Lameschen Konstanten

\hat{K} : Kompressionsmodul

ΔT : Temperaturdifferenz

α : Wärmeausdehnungskoeffizient

σ_i^j : gemischte Komp. des Spannungstensors

ϵ_i^j : gemischte Komp. des Verzerrungstensors

S_i^j : Spannungsdeviator

σ_e : Vergleichsspannung

Das Kriechgesetz $f_o(\sigma_c)$ ergibt sich aus dem ebenfalls modifizierten Norton-schen Kriechgesetz NORA (s. 3.1)

$$f_o(\sigma_c) = \frac{\dot{\epsilon}_R}{\sigma_R} \left(\frac{\sigma_e}{\sigma_R} \right)^{n-1}$$

Die Temperaturabhängigkeit der Kriechparameter in NORA werden vom Schalenmodell beachtet. Die Kriechdeformationen sind kollinear zum Spannungsdeviator, dies entspricht dem Gesetz von Prandtl-Reusz in der klassischen Plastizitätstheorie. Zur Beschreibung anisotropen Kriechens ist der Spannungsdeviator \underline{S} gegen den Tensor \underline{A} auszutauschen, dessen Komponenten mit Hilfe einer fiktiven anisotropen Fließkurve errechnet werden. Die Integration über die Zeit erfolgt im Schalenmodell schrittweise. Mechanische Randbedingungen, gegeben durch die Abstandshalter, werden entsprechend der Abbildung 3 mit Ersatzfedern angenähert. Die Lösung des partiellen Differentialgleichungssystems erfolgt durch eine Fourier-Reihenentwicklung auf dem Umfang und in axialer Richtung nach der Methode der gewichteten Residuen (Galerkin).

3.3 Entwicklung des Moduls KRUEMEL zur Simulation von zerbrochenen Brennstofftabletten bei großen Hüllrohrdehnungen

(U. Marek, R. Meyder, IRE)

Verschiedene in-pile-Experimente mit abgebranntem Brennstoff haben gezeigt, daß der Brennstoff in diesem Fall nicht mehr in Tablettenform vorliegt, sondern nach einem Tortenstückmuster gerissen ist. Diese Beobachtung ist nicht neu. Es ist aus verschiedenen Abbrandexperimenten bekannt, daß der Brennstoff, insbesondere in radialer Richtung, Risse aufweist. Neu ist aber, wie Experimente im FR2 und in PBF zeigen, daß diese gerissenen Pellets keinen inneren Zusammenhalt haben. D.h., wenn genügend Raum vorhanden ist und Erschütterungen den Stab belasten, die Brennstofftablette auseinanderfällt bzw. die ehemalige Tablettensäule in eine Schüttung umgewandelt wird. Genau dies kann bei Kühlmittelverluststörfällen auftreten, u.z. durch das Zusammenwirken des bekannten duktilen Verhaltens (ballooning) der Zircaloy-Hülle mit den bei einem KMVS wohl immer vorhandenen Schwingungen im RDB. Welche Folgen diese Umwandlung auf das Dehnverhalten selbst hat, ist im Moment schwer abzuschätzen, einerseits spricht die erhöhte lineare Leistung und der verbesserte Wärmeübergang im Spalt für größere Hüllrohrtemperaturen (d.h. erhöhte Hüllrohrdehnungen), andererseits hat aber die Hülle nach Überschreiten der Stabilitätsgrenze eine hohe Eigendynamik, so daß diese in ihrer Enddehnung kaum mehr beeinflußt werden kann.

Um mögliche Auswirkungen einer solchen Umwandlung von der Tablettensäule zur Brennstoffschüttung untersuchen zu können, wurde der Modul KRUEMEL erstellt. Es werden dort mit einfachen Mitteln die wesentlichen beobachteten Phänomene wie folgt simuliert:

- A. Zu jedem Zeitschritt wird für jede axiale Brennstoffzone geprüft, ob die Spaltweite zwischen Brennstoff (Tablette) und Hülle einen vorgegebenen Grenzwert überschreitet. Ist dies nicht der Fall, bleibt diese Zone unverändert. Wird der Grenzwert überschritten, so werden folgende Daten geändert:
- a) Die Kennzahl zur Charakterisierung der thermischen Eigenschaften der Zone (Tablette → Schüttung).
 - b) Die Spaltweite wird auf einen vorzugebenden Wert reduziert und das Restvolumen dieser axialen Zone zum Bereich der Brennstoffschüttung erklärt. Dabei werden die Radien anteilig vergrößert.
 - c) Die volumetrische Leistungsdichte wird reduziert.
 - d) Im Zeitschritt der Umwandlung bleibt die Masse des Brennstoffs dieser axialen Zone konstant.
- B. Ist eine axiale Zone schon zu einer Schüttung umgewandelt worden und wurde die Spaltweite durch den Mechanik-Modul weiter vergrößert, so wird das Schüttungsvolumen analog zu Punkt A.b) abermals vergrößert. Zum Ausgleich der Volumenbilanz des Brennstoffs wird die Höhe des obersten Brennstoffknotens entsprechend reduziert.

Aus der Erläuterung dieses Modells wird deutlich, daß seine Aussagen nur als Anhaltspunkte gesehen werden dürfen. So ist sicher die Beibehaltung der Knotentemperatur bei der Umwandlung und beim Nachrutschen des Brennstoffs ein Schwachpunkt des Modells genauso wie das Problem der Zuordnung von Dehnungen und Randbedingungen am oberen Ende der Brennstoffsäule, wenn die oberste axiale Brennstoffzone leer wird. Dennoch können mit diesem Modell die wesentlichen Punkte untersucht werden:

- verläuft die Umwandlung zur Schüttung unstetig wie im Moment angenommen oder nicht?
- wie stark wird die Dehnung durch die Umwandlung davon beeinflusst?

Durch Nachrechnung eines FR2 Experiments wird nun das aufgestellte Modell geprüft.

3.4 Weiterentwicklung der probabilistischen Modelle zur Bündelanalyse

(W. Sengpiel, H. Wenzelburger, IRE)

Die theoretische Beschreibung des Brennstabverhaltens unter den Bedingungen eines Kühlmittelverluststörfalles mit dem Ziel einer Schadensumfangsanalyse für die Brennstäbe im Reaktor-Core ist als probabilistisches Problem definiert worden. Die bisher durchgeführten Arbeiten konzentrierten sich auf die Abschätzung des Umfangs an Kühlkanalblockaden in einem hochbelasteten Element als Folge plastischer Hüllrohrumfangsdehnungen benachbarter Brennstäbe [6,7]. Dabei wurden die erzielten Ergebnisse infolge gewisser vereinfachender Modellannahmen bei der Auswertung des Brennstabverhaltens-Codes SSYST von zwei wesentlichen Nebenbedingungen geprägt:

- Große plastische Hüllrohrdeformationen wurden beschränkt auf einen sehr engen axialen Bereich, so daß die Ausbildung von Kühlkanalblockaden als koplanar angesehen werden konnte.
- Wechselwirkungen benachbarter Brennstäbe untereinander waren als vernachlässigbar angesehen, das Brennelementverhalten wurde als Überlagerung des Einzelstabverhaltens dargestellt.

Das den probabilistischen Abschätzungen zugrunde gelegte sogenannte "response surface"-Verfahren in Kombination mit Monte Carlo-Simulationstechniken erwies sich unter diesen beiden Nebenbedingungen als geeignete probabilistische Methodik.

Als Folge der genannten einschränkenden Modellannahmen bleiben für eine realistische Beurteilung des Schadensumfangs noch folgende Fragen offen:

1. Ist die durch unabhängige Überlagerung gefundene radiale Ausdehnung eines zusammenhängenden blockierten Bereiches ("Blockadeinsel") als obere Grenze anzusehen oder kann sie durch Wechselwirkung (Schadenspropagation) vergrößert werden?
2. Welche physikalischen und statistischen Phänomene beeinflussen die axiale Ausdehnung und Verteilung blockierter Kühlkanäle, welche Konsequenzen ergeben sich daraus für den Blockadegrad zusammenhängender blockierter Bereiche?

Zur Beantwortung dieser Fragen sind zwei unterschiedliche Wege möglich: Entweder man versucht - ähnlich wie das im Zuge der MABEL-Entwicklung geschieht [7]- die offenen Fragen über ein Rechenmodell (Bündel-Code) oder aber durch eine sorgfältige Auswertung experimenteller Daten über einen eher empirisch-phänomenologischen Ansatz zu klären. Aus verschiedenen Gründen wurde hier der zweite Weg eingeschlagen. Die Auswertung erfolgt dabei über eine statistische Datenanalyse und die Abbildung des realen physikalischen Prozesses auf ein vereinfachtes phänomenologisches Modell in Form eines stochastischen Prozesses. Anhand einer statistischen Auswertung der Ergebnisse des "Multi Rod Burst"-Experimentes B-3 wurde damit begonnen, die Eignung von Markov-Ketten zur Beschreibung des axialen Hüllrohrdehnverlaufes der Teststrecke und damit des Verlaufes des Blockadegrades im Bündel zu untersuchen.

4. Bereitstellung und Anschluß aktueller Rechenprogramme der Thermo- und Fluidodynamik

4.1 Arbeiten zum Deutschen Standardproblem Nr. 2 (PKL)

(G. Jacobs, INR)

An diesem Standardproblem aus dem Bereich Notkühlung beteiligten sich 8 deutsche Organisationen mit 4 verschiedenen Rechenprogrammen. Der zugehörige Versuch war ein Wiederauffüll- und Flutversuch mit Berücksichtigung der Primärkreisläufe in der PKL-Versuchsanlage, nämlich der Versuch K9 aus der Serie IB-K mit Simulation eines Doppelendbruches im kalten Strang und reiner Kalteinspeisung.

KfK (INR) beteiligte sich an den Vorausrechnungen mit dem im Jahre 1979 implementierten Primärsystemprogramm RELAP4/MOD6. Die Bearbeitung des Standardproblems wurde im Berichtszeitraum mit einer Nachanalyse im wesentlichen abgeschlossen. Eine vorläufige Fassung des von der GRS herausgegebenen Vergleichsberichts liegt vor /8/, eine endgültige Fassung mit Teilnehmerbeiträgen ist in Bearbeitung.

Tab. 1 enthält in der Gegenüberstellung von Experiment und Vorausrechnung die sicherheitstechnisch wichtigen Größen. Die Ergebnisse von KWU und GRS wurden u.a. deswegen in die Tabelle aufgenommen, weil dort andere Programme als RELAP4 verwendet wurden. Was die KfK (INR)-Ergebnisse betrifft, so kommen die Höchstwerte von Hüllrohrtemperatur, Verweilzeit oberhalb 590°C, Aufheizspanne und Quenchzeit wie auch die Hüllrohrtemperaturverläufe zumindest im unteren und mittleren Bündelbereich dem experimentellen Befund am nächsten. Letzteres wird sichtbar, zumindest für die Bündelmittlebene, in Abb. 5, wo für die Meßebene 4

die berechneten Hüllrohrtemperaturen und das Feld der gemessenen Kurven dargestellt werden. Die im oberen Bündelbereich berechneten Temperaturverläufe lassen auf eine obere Quenchfront schließen, die von den anderen RELAP4-Anwendungen nicht erhalten wurde. Diese schreitet allerdings deutlich langsamer fort als im Experiment. Die Massenströme und Differenzdrücke in den Kreisläufen, sowie die Füllstandverläufe im Downcomer und Stabbündelbehälter zeigen dagegen streckenweise abweichende Verläufe, teils erklärbar durch Eingabefehler teils durch Schwächen des Gleichgewichtsmodells von RELAP4.

Um früheres Quenchen und höhere Dampfproduktion im Bündel zu erreichen, wurden Nachrechnungen mit korrigierter Eingabe und vergrößertem Eintrainmentanteil in der Steen-Wallis-Beziehung sowie vergrößertem Exponenten im Liquidwichtungsfaktor der Hsu-Bromley-Pomeranz-Wärmeübergangsbeziehung durchgeführt. Erwartungsgemäß ergibt sich früheres Quenchen (vor 160 s). Andererseits zeigen die Hüllrohrtemperaturkurven in den mittleren Meßebenen nicht mehr das anhaltend hohe Niveau zwischen 25 und 125 s. Im übrigen erbrachten die Nachrechnungen mit korrigierter Eingabe und variierten Modelloptionen keine wesentlich bessere Übereinstimmung, abgesehen von einigen Verbesserungen bei den Systemtransienten.

Besonders an den Einspeisestellen und an der Quenchfront treten verstärkt Nichtgleichgewichtsvorgänge auf, nämlich die Mischung von Dampf und kaltem Wasser bzw. spontane Dampfentwicklung.

Genau hier zeigt das Programm RELAP4/MOD6, das im wesentlichen auf einem homogenen Gleichgewichtsanteil basiert, auch seine Schwächen.

Trotzdem ist es möglich, durch eine kompensierende Anwendungsmethode annehmbare Ergebnisse zu erzielen, allerdings, das sei hinzugefügt, mit verhältnismäßig großem Rechenzeitaufwand.

4.2 Weitere Anwendungen von RELAP4/MOD6

(G.Jacobs, L.Perneckzy, INR)

Mit diesem Programm RELAP4/MOD6 wurden Testberechnungen für die Blowdown-Phase eines DWR-KMVS durchgeführt. Bei Anwendung des Ausströmmodells nach Henry-Fauske ergab sich gute Übereinstimmung mit der bisher im KfK benutzten Programmversion RELAP4/MOD2 (mod.). Verbleibende Unterschiede sind erklärbar durch ein verbessertes Wärmeübergangsmodell für den Stab in MOD6. Rechnungen mit dem Ausströmmodell nach Moody lieferten allerdings abweichende Massenströme. Weitere Rechnungen mit Modellierung des Notkühlsystems und des Containments liefern bezüglich Massen-

strom im Kern und Druckaufbau im Containment befriedigende Ergebnisse. Bei der Umschaltung von der Wiederauffüll- auf die Flut-Phase ergaben sich Initialisierungsprobleme. Die Arbeiten wurden abgeschlossen.

Nachrechnungen eines COSIMA-Versuchs(V82) mit RELAP4/MOD6 zeigten starken Einfluß der Nodalisierung innerhalb der Teststrecke auf die Ergebnisse.

Ein weiterer Anwendungsfall für RELAP4/MOD6 war ein FEBA-Blockadeexperiment (vgl. Abschnitt unten zur Langzeitkühlbarkeit). Mit einem sehr einfachen 8-Volumen-Modell wurden Wandtemperaturen berechnet, die nahe an den Meßwerten liegen, allerdings im obersten Blockadeteil leicht ansteigend.

Die Datenübergabe von RELAP4/MOD6 an SSSYST wurde angepaßt und damit eine lose Kopplung zwischen den beiden Programmen hergestellt.

4.3 RELAP5/MOD"0" - TRAC/P1A Implementierung (G.Jacobs, L.Perneczky, G.Willering, INR)

Erste Versionen der fortgeschrittenen, d.h. 2-Phasen, Primärsystemprogramme RELAP5 und TRAC wurden übernommen.

Die Implementierung von TRAC-P1A auf der IBM 3033 vollzog sich verhältnismäßig problemlos. Einige Testbeispiele wurden gerechnet, und für die COSIMA-Teststrecke wurde ein Eingabemodell erstellt sowie erste Rechnungen durchgeführt.

Die Implementierung der CDC-Version von RELAP5/MOD"0" auf einer CYBER 176 in Brüssel gestaltete sich komplizierter, da sie über das CYBERNET von einem Batch Terminal im KfK vorgenommen wurde. Hierbei wurde nützliches Wissen über diese Art der Datenverarbeitung gesammelt. Die ersten Testbeispiele wurden fehlerfrei gerechnet.

4.4 Untersuchungen zur Langzeitkühlbarkeit (W.Baumann, INR)

Nach heutigem Wissen kann man nicht ausschließen, daß nach einem Kühlmittelverlust-Störfall im Zentralbereich des Kerns ein Teil der Kühlkanäle erheblich reduzierte Querschnitte aufweist. Dies könnte die langfristige Notkühlung beeinflussen. Es zeigte sich bisher als schwierig, für diese Verhältnisse geeignete Bündel-Thermohydraulik-Codes zu finden und einzusetzen.

Zur Analyse einer angenommenen partiellen Kühlkanalblockade, im engeren Sinne zur Nachrechnung eines im IRB durchgeführten FEBA-Blockade-Experiment, wurden drei spezifische Thermohydraulik-Codes eingesetzt: COBRA-IV-I (vom ORNL übernommen), COBRA-IV-BEEST und THERMIT (beide vom Battelle/Frankfurt bereitgestellt). Die Rechnungen wurden auf zweifache Art durchgeführt, als stationäres 1-Kanal-Modell mit den geometrischen Abmessungen eines Blockadekanals, sowie als instationäres 2-Kanal-Modell mit der vereinfachten Geometrie parallelschalteter blockierter und nicht blockierter Bündelzonen. Die Strömungsbedingungen beim 1-Kanal-Modell wurden dem durch die nicht blockierten Bündelzonen aufgeprägten Druckverlust angepaßt. Wie Abb. 6 zeigt, liefert COBRA-IV-I für dieses Modell völlig überhöhte Wandtemperaturen, die auch dem Verlauf nach nicht den Messungen entsprechen. Offenbar deckt das in COBRA-IV-I enthaltene Wärmeübergangsmodell den Bereich niedriger Geschwindigkeit nicht ab.

Die Ergebnisse nach COBRA-IV-BEEST und THERMIT liegen näher beim Experiment und stimmen auch verlaufsmäßig damit überein. Verbleibende Abweichungen resultieren evtl. aus der stationären Behandlung des im eigentlichen Sinne vermutlich instationären Problems.

Beim 2-Kanal-Modell führte die COBRA-IV-Rechnung wegen numerischer Schwierigkeiten zum Abbruch. Die Rechnung mit THERMIT erbrachte Teilergebnisse zum Strömungsverhalten bei Kanalverengung, endet aber mit dem Abbruch wegen numerischer Rundungsfehler, da die uns zugängliche IBM-Code-Version nur mit einfacher Genauigkeit rechnet.

- /1/ K. Wiehr
unveröffentlichter Bericht des KfK (1980)

- /2/ R. Meyder
unveröffentlichter Bericht des KfK (1980)

- /3/ R. Meyder
SSYST-2, Eingabebeschreibung und Handhabung
KfK 2966, November 1980

- /4/ S. Malang
HETRAP: A Heat Transfer Analysis Program
ORNL-TM-4555, September 1974

- /5/ MATPRO-VERSION 11
A Handbook of Materials Properties for the use in the
Analysis of Light Water Reactor Fuel Rod Behaviour
NUREG/CR 0497

- /6/ W. Sengpiel
Probabilistische Untersuchung des Brennstabverhaltens in
einem Brennelement eines Druckwasserreaktors bei einem
hypothetischen Kühlmittelverluststörfall
KfK 2965

- /7/ MABEL-2
A Code to Analyse Cladding Deformation in a Loss of Coolant
Accident: Status February 1980, AEEW-M-1766

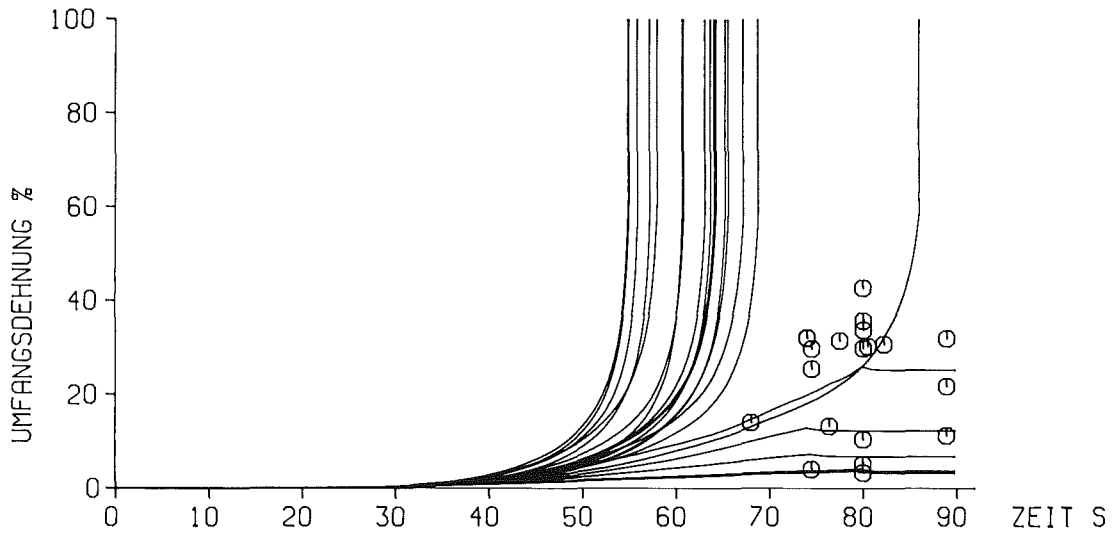
- /8/ W. Winkler,
Deutsches Standard-Problem Nr. 2: "Wiederauffüllung und Fluten
eines Stabbündelbehälters mit simulierten Primärkreisläufen (PKL)",
vorläufiger Vergleichsbericht, GRS 1980

	Experiment PKL.K9	Vorausrechnung		
		KWU	GRS	KfK(INR)
Rechenprogramm		WAK-2(mod.)	REFLOS	RELAP4/MOD6
Wiederauffüll- zeit (s)	23,5	22	24	22
Heißester Punkt: Temperatur (C)	677 (658 i. M)	678	725	673
Meßebene	4	4	4	4
Zeit (s)	82 (52 i. M.)	95	80	26
Quenchen: Max. Zeit (s)	263 (161 i. M)	341	281	253
Meßebene	4	4	4-5	5
Max. Aufheizspanne Temperatur (C)	76	108	132	72
Zeit (s)	100	142	83	26
Meßebene	4	3	4-5	4
Hüllrohrverweil- Zeit oberhalb 590°C (s):				
Meßebene 3	7	167	58	16
" 4	145	225	195	138
" 5	75	87	157	127

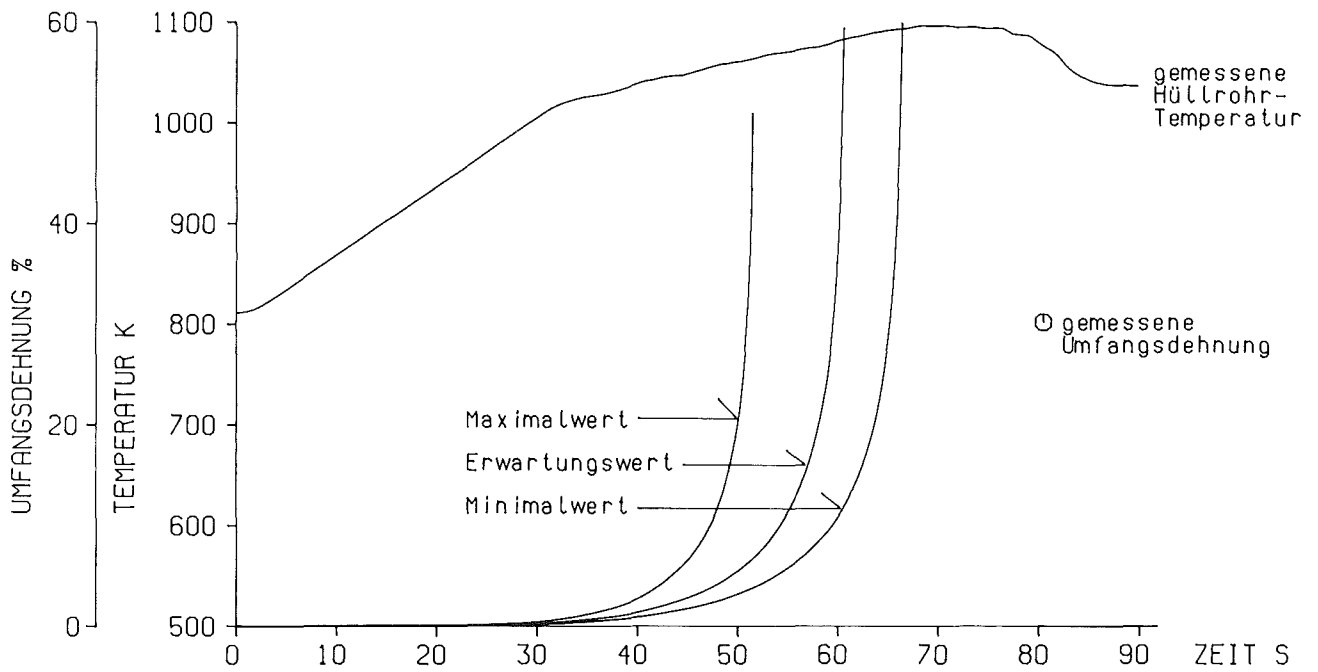
Tab. 1)

Wiederauffüllen und Fluten eines Bündels mit simulierten Downcomer und Primärkreisläufen (PKL.K9).

Vergleich wichtiger charakteristischer Größen.



A) Verlauf der Umfangsdehnung für alle eingelesenen Temperaturverläufe

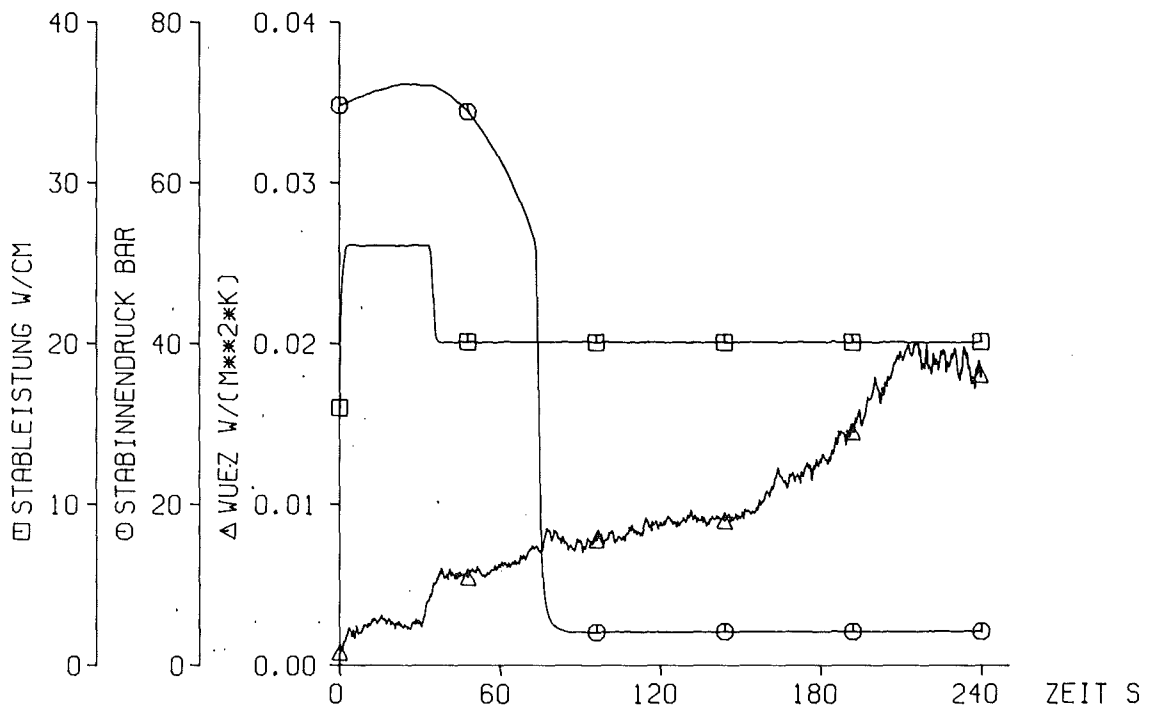


B) Einfluss der Unsicherheit in den Kriechparametern

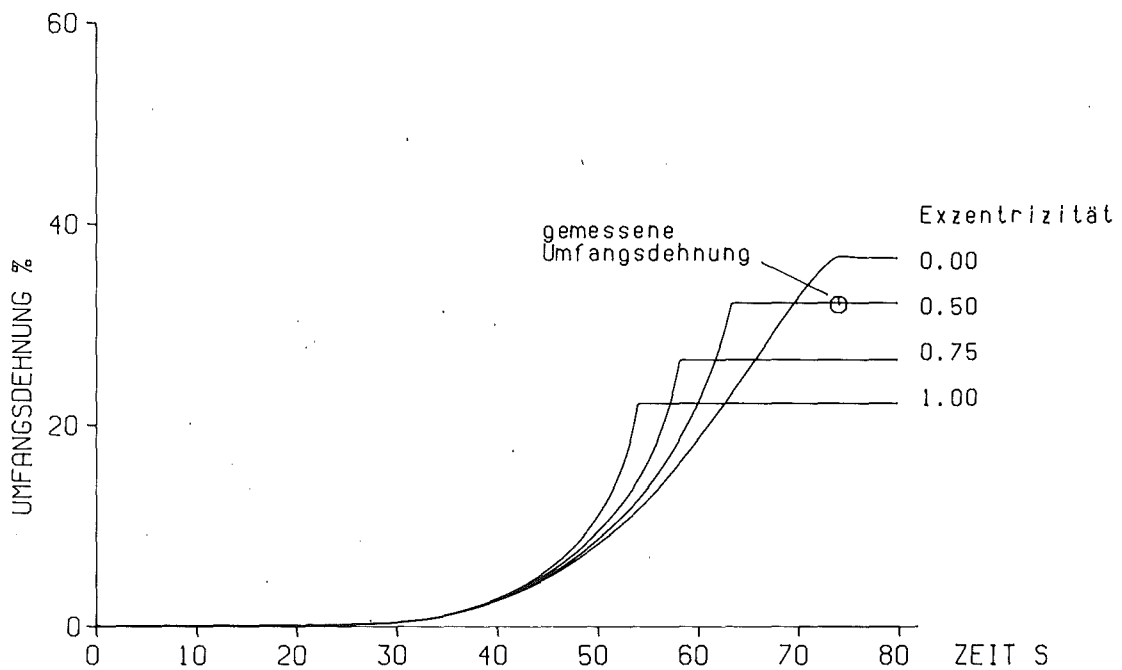


Abb. 1:

Berechnung der Hüllrohrdehnung unter Vorgabe der gemessenen Hüllrohrtemperatur



A) Randbedingungen in der axialen Mittelebene

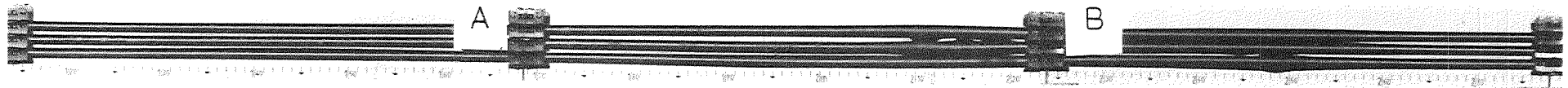


B) Einfluss der Exzentrität auf die Umfangsdehnung



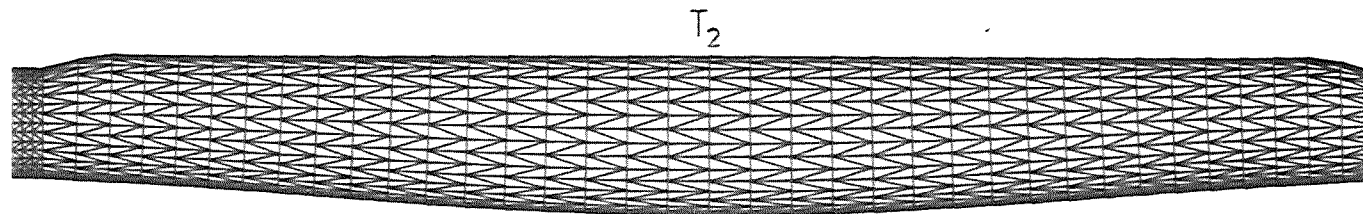
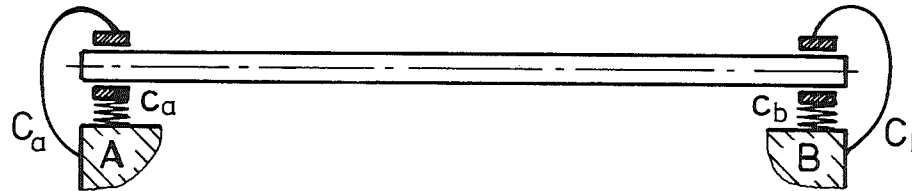
Abb.: 2

Berechnung der Hüllrohrdehnung unter Vorgabe der Wärmeübergangszahl zum Kühlmittel



a) Ausschnitt aus einem verformten Brennelement (REBEKA)

b) Mechanisches Ersatzmodell für einen Einzelstab



c) Verformtes Hüllrohr aus elastischer Finite Elementrechnung (ASKA)

$$P_i = 70 \text{ bar}$$

$$T_2 > T_1$$



d) Verformtes Hüllrohr aus Einzelstabexperiment



Abb. 3: Hüllrohrdeformation zwischen zwei Abstandhaltern

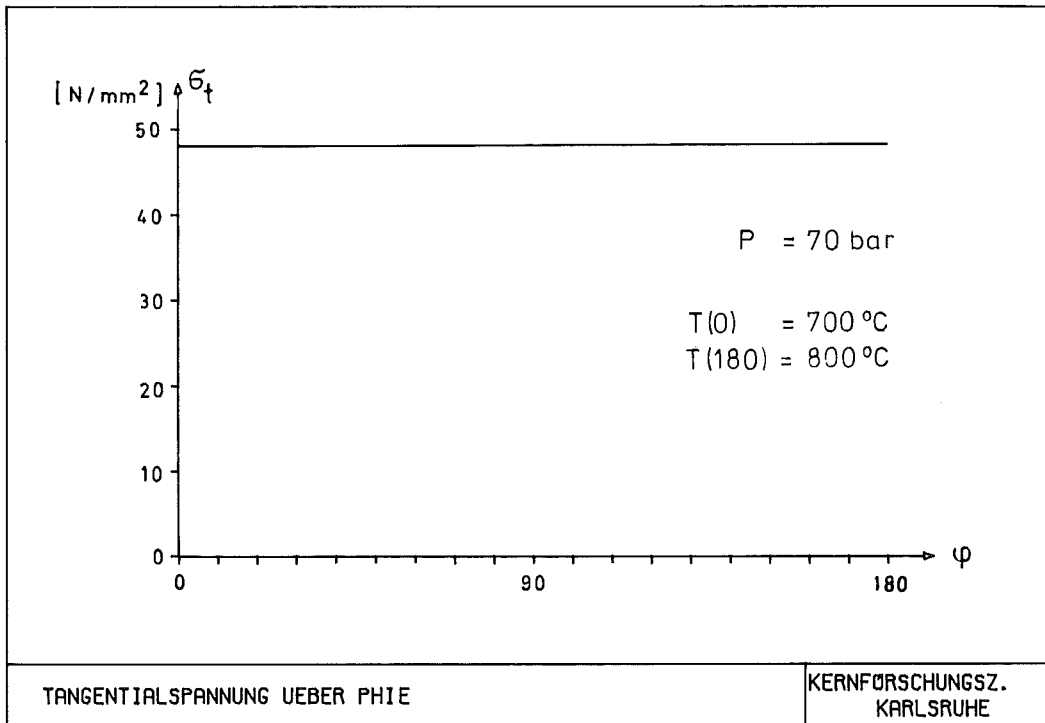
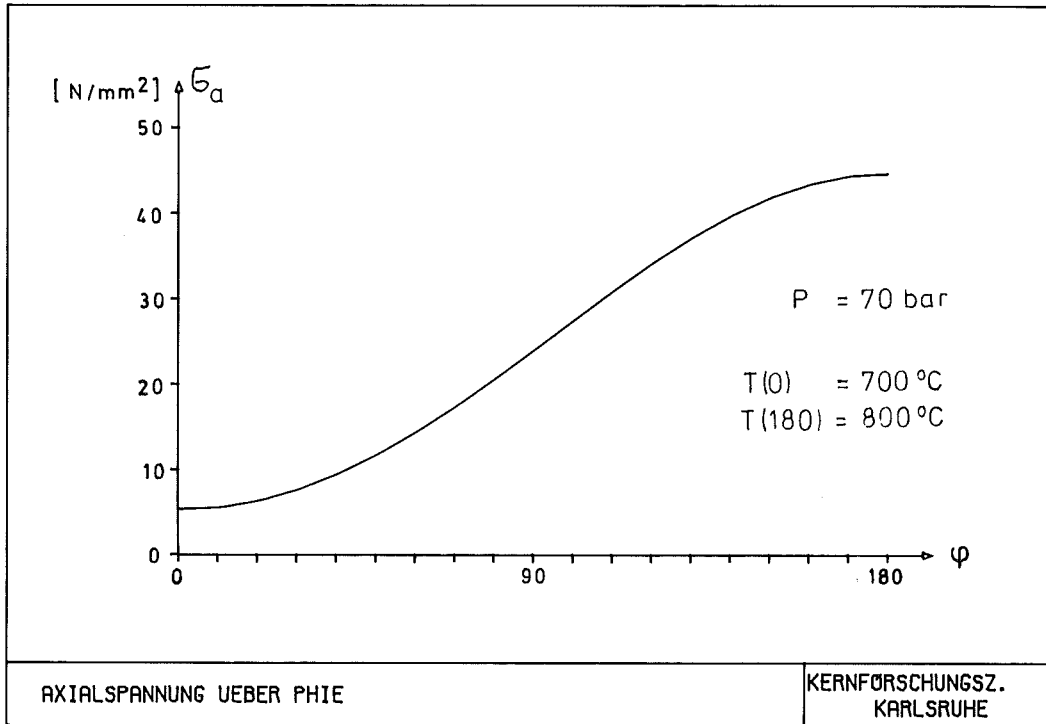


Abb. 4: Spannungsverteilung auf dem Umfang

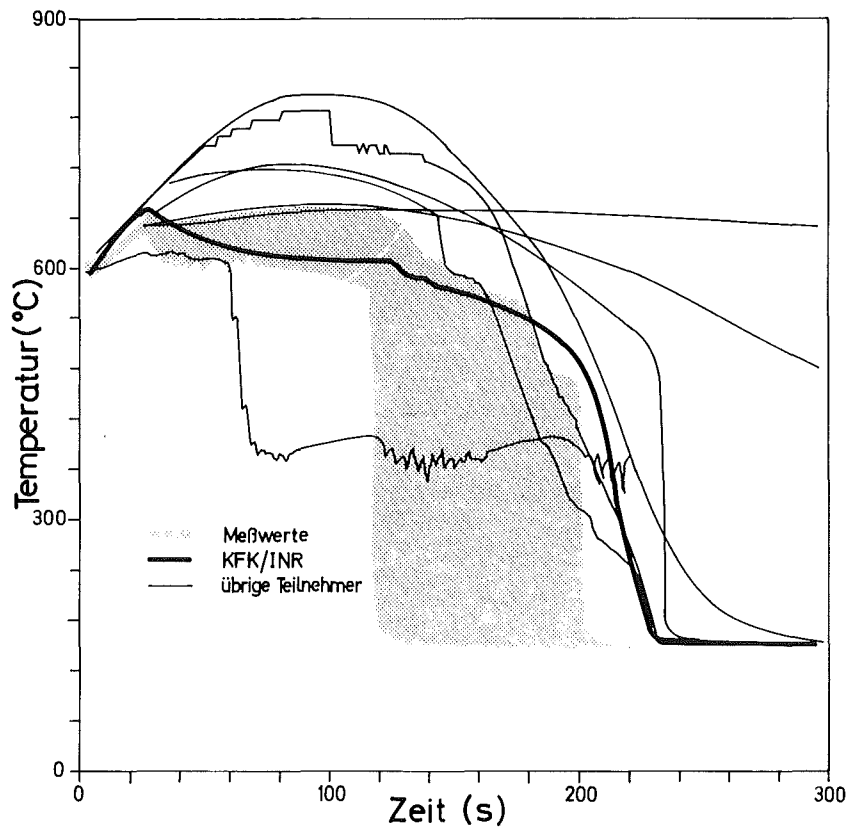


Abb. 5: Wiederauffüll- und Flutversuch PKL.K9

(Deutsches Standardproblem Nr. 2)

Vorausberechnete Hüllrohrtemperaturen und Einhüllende
der Meßwerte für die Bündelmittlebene

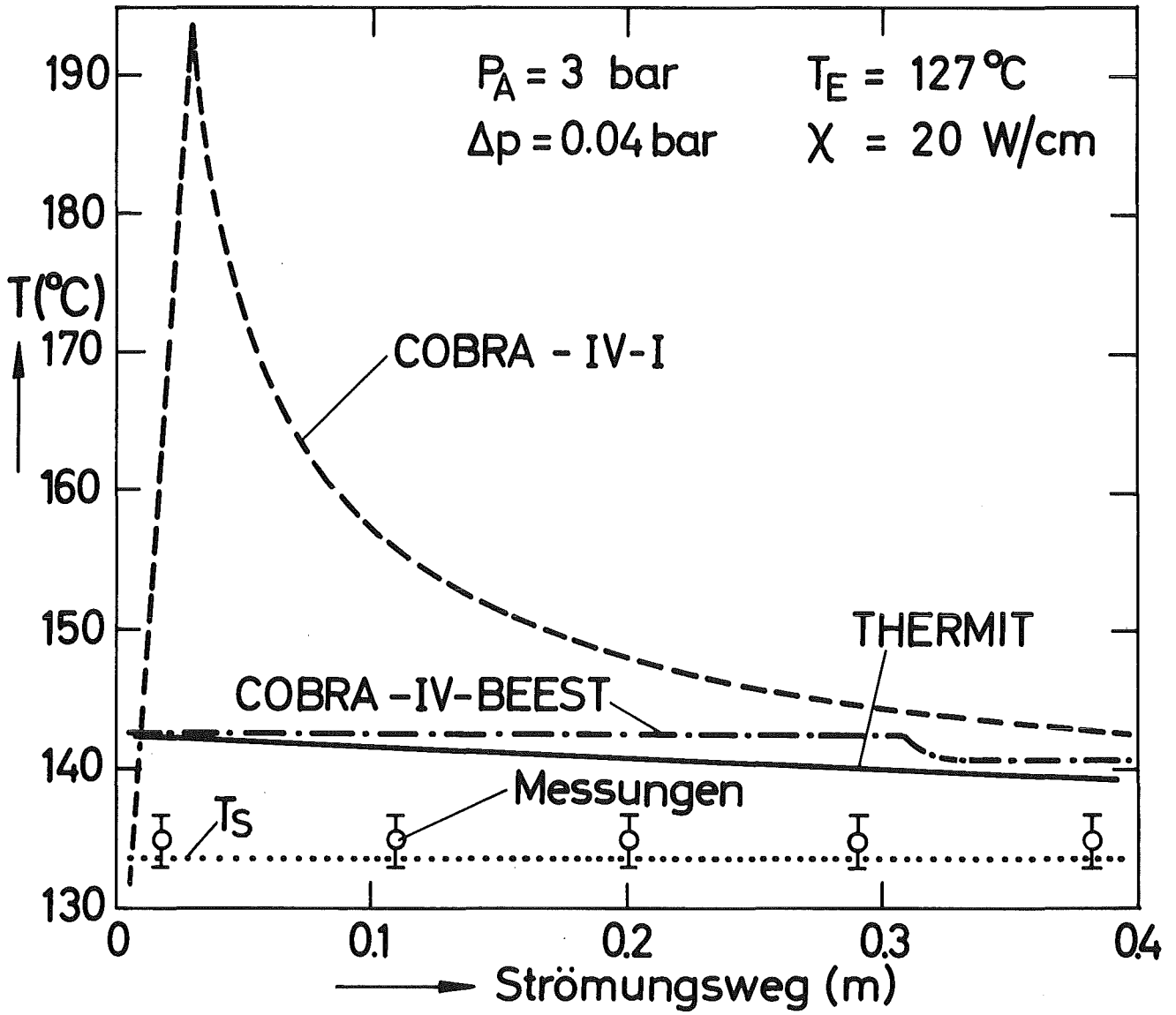


Abb. 6: Wandtemperaturen beim Ein-Kanal-Modell nach COBRA-IV-I, COBRA-IV-BEEST und THERMIT, verglichen mit FEBA-Meßwerten

- 06.01.06 Materialverhalten von Zircaloy bei Reaktorstörfällen
- 06.01.06/11A Untersuchungen zum mechanischen Verhalten von Zircaloy
PNS 4235.1 Hüllmaterial
 (M. Boček, K. Dindorf, C. Petersen, H. Schneider,
 W. Schweiger, B. Seith, E.H. Toscano (Gast); IMF II)

1. Zugversuche an Zircaloy-4 bei hohen Temperaturen

Die Zugversuche und Kriechversuche für die Verifizierung der Zustandsgleichung zur Beschreibung des Materialverhaltens und des NORA-Modells (PNS 4231) wurden abgeschlossen. Besonders im Temperaturbereich um 900°C wurden zusätzliche Versuche gefahren, um den Effekt der Verfestigung, der bei dieser Temperatur auftritt, modellmäßig zu beschreiben.

2. Nachrechnung von Berstversuchen mit Hilfe der Summenregel der Lebensanteile.

In der Vergangenheit wurden Berstdaten von verschiedenen Labors zusammengetragen, um eine Vorhersage des Versagensverhaltens des Zircaloy-4-Hüllrohres während einer Temperaturrampe zu ermöglichen. Die Ergebnisse dieser Experimente wurden hinsichtlich der Versagenszeit in Diagrammen, wie in Abb. 1 gezeigt, dargestellt.

Die experimentellen Daten in Abb. 1 wurden bei unterschiedlichen Innendrucken an temperaturtransient gefahrenen Brennelementsimulatoren mit einer Aufheizgeschwindigkeit von $c = 28 \text{ K/sec}$ [1] ermittelt. Beim Vergleich dieser Daten mit Rechnungen nach der Summenregel der Lebensanteile (Gl. 9 aus [2]) für $c = \text{const} = f(t)$ ergibt sich eine gute Übereinstimmung für Innendrucke $P_B > 80 \text{ bar}$. Bei niedrigeren Innendrucken jedoch passen sich T_B -Kurven, die für kleinere c -Werte gerechnet wurden, besser den experimentellen Werten an. Dies kann durch die Tatsache erklärt werden, daß bei der verwendeten Heizmethode

(Innenheizer) bei abnehmenden Innendruck (Abheben der Hülle) die Temperaturrampe parabolisch wird. So ist bei Temperaturen nahe dem T_B -Wert, wo der Verbrauch an Lebenszeit besonders hoch ist, der mittlere c -Wert wesentlich tiefer als der ursprüngliche c -Wert, für den die Rechnungen durchgeführt wurden.

Um diese Schwierigkeiten auszuschließen, wurde die Rohrberstanlage FABIOLA [3] mit einem Datenverarbeitungssystem ausgerüstet, das die kontinuierliche Aufzeichnung der Rampendaten $\sigma(t)$ und $T(t)$ ermöglicht und darüber hinaus die Versagenszeit nach Gl (2) aus [4] für jede Lebenszeitfunktion $\tau[\sigma(t), T(t)]$ errechnen kann.

In Abb. 2 werden nach diesem Verfahren gerechnete Berstzeiten mit Werten aus Fabiola-Experimenten verglichen. Die Übereinstimmung ist zufriedenstellend, zumal Bersttemperaturen im $\alpha+\beta$ -Phasenbereich erreicht wurden, bei denen die Gültigkeit der Summenregel der Lebensanteile nicht mehr gesichert ist [5].

Unter der Annahme einer konstanten Aufheizgeschwindigkeit $c = \text{const} = f(t)$ wurden auch Berstexperimente anderer Labors nachgerechnet. In Abb. 3 ist der Vergleich zwischen gemessenen und gerechneten Bersttemperaturen dargestellt. Die Brennstab-simulatoren wurden in einer Versuchseinrichtung von IRB/KfK [6]. bei Aufheizgeschwindigkeiten von $1 \div 38$ K/sec mit Innendruck von $40 \div 145$ bar beaufschlagt. Eine ausreichend gute Übereinstimmung wird für Stäbe, die im α -Phasenbereich geborsten sind, erreicht. Im Zweiphasenbereich vergrößert sich die Streuung. Der Vergleich in Abb. 4 verwendet ANL Daten [7], auch hier wird deutlich, daß die Summenregel der Lebensanteile im Zweiphasenbereich nur unter Vorbehalt angewendet werden kann.

3. Dehnungsvorhersage mit Hilfe der modifizierten Monkman-Grant-Beziehung.

Bei bekannter Lebensdauer (Summenregel der Lebensanteile) ist die modifizierte Monkman-Grant-Beziehung ein geeigneter Ansatz, die Bruchdehnung von im Zugkriechversuch unter transienten Belastungsbedingungen verformten Zircaloy-4 Proben vorherzusagen.

Theoretische Betrachtungen zeigen, daß die Monkman-Grant-Beziehung $\epsilon_{ss} t_f = C$ eine Abhängigkeit von der Spannung und der Temperatur zeigen, während die Konstante C' der modifizierten Monkman-Grant-Beziehung $\epsilon_{ss}^{m'} (t_f / \epsilon_f) = C'$ [8] eine wirkliche Konstante ist. In Übereinstimmung mit der Phänomenologie des Kriechens folgt aus einem mikrostrukturellen Modell [9], daß $m' = 1$ und $C' < 1$ (materialabhängig) ist. Dies wurde durch experimentelle Werte bestätigt. Die modifizierte Monkman-Grant-Beziehung ist somit allgemeiner als die Monkman-Grant-Beziehung, weil hier die Versagenszeit t_f und die Bruchdehnung ϵ_f über die Schädigung verknüpft sind [10].

In Praxis heißt das für Kriechversuche mit konstanter Belastungsgeschwindigkeit, bei Bestehen einer einfachen phänomonologischen Beziehung zwischen Belastungsgeschwindigkeit und minimaler Kriechgeschwindigkeit, daß letztere in der modifizierten Monkman-Grant-Beziehung durch die spezifischen Testbedingungen ausgedrückt werden kann. Bei temperaturtransienten Experimenten hat die Einführung einer effektiven Temperatur gezeigt, daß die Bestimmungsgrößen für die modifizierte Monkman-Grant-Beziehung sowohl für isotherme als auch für temperaturtransiente Versuche dadurch dem gleichen Diagramm entnommen werden können.

Die Bruchdehnungen von last- und temperaturtransienten Versuchen wurden mit denen aus der Rechnung verglichen. Die Übereinstimmung ist gut unter Berücksichtigung der Schwierigkeit der Aufgabe [11].

4. Analyse der Dehnung von Zircaloy-4 Hüllrohren

Zur Beschreibung der komplexen Natur der Zircaloy-4 Hüllrohrdeformation wurden zwei quantitative Methoden angewendet: Der Radialdehnungslokalisierungsparameter, um die Verformung im Bereich der maximalen Umfangsdehnung zu quantifizieren und der Axialdehnungslokalisierungsparameter, um die Umfangsdehnung entlang der Rohrachse zu erfassen.

4.1 Der Radialdehnungslokalisierungsparameter

Die Wandstärkenschwächung im Bereich der maximalen Umfangsdehnung kann mit der Aufheizgeschwindigkeit und der azimutalen

Temperaturverteilung bis zu Temperaturen $< 1000^{\circ}\text{C}$ korreliert werden. Außerdem sollte es möglich sein, die maximale Umfangsdehnung über eine quantitative Angabe der Größe der örtlichen Wandstärkenschwächung in Beziehung zu setzen, insofern, daß bei abnehmender Umfangsdehnung die Wandstärkenschwächung örtlich begrenzt bleibt. Dies Verfahren wurde von H. M. Chung und T.F. Kassner [7] vorgeschlagen. Zu diesem Zweck wird ein Radialdehnungsparameter W_{θ} definiert.

$$W_{\theta} = 1 - \frac{1}{2\pi} \int_{\theta/2\pi=0}^1 \frac{\psi_W(\theta)}{\psi_W^B} d\theta \quad (1)$$

wobei θ der Winkel auf dem Umfang ist, von der Berststelle aus gemessen. $\psi_W(\theta) = \ln(S_1/S_0)$ ist die wahre örtliche Wandstärkenschwächung für verschiedene θ -Positionen auf dem Umfang des Hüllrohres. $\psi_W^B = \ln(S_R/S_0)$ ist die Wandstärkenabnahme an der Bruchstelle (S_0 = ursprüngliche Wandstärke, S_1 = jeweilige Wandstärke für verschiedene Winkellagen θ und S_R = Wandstärke an der Berststelle). So kann W_{θ} für jedes Experiment aus gemessenen Werten der Wandstärke jedes Versuches errechnet werden. Abb. 5 zeigt einen schematischen Querschnitt von Test B 3.2. und führt einige $(\psi_W(\theta)/\psi_W^B)$ -Werte als Funktion des normalisierten Umfangswinkels $\theta/2\pi$ auf. Zur weiteren Auswertung werden diese $(\psi_W(\theta)/\psi_W^B)$ -Werte gegen $\theta/2\pi$ aufgetragen. Das Ergebnis ist in Abb. 5 wiedergegeben, wobei die schraffierte Fläche dem durch Flächenintegration nach Gl (1) ermittelten W_{θ} -Parameter entspricht. In Abb. 7 ist W_{θ} gegen die maximale Umfangsdehnung aufgetragen. Elf in-pile Tests der Serien A und B (ohne Vorbestrahlung) und 5 in-pile Tests mit 20000 MWd/t Vorbestrahlungsabbrand wurden ausgewertet und die Daten W_{θ} und $\epsilon_{g,Max}$ berechnet. Diese wurden mit ANL-Daten aus Versuchen unter folgenden Bedingungen verglichen:

Out-of-pile-Test in Dampf, Stablänge 300 mm, Al_2O_3 -Pelletfüllung, 0,07 und 0,5 mm Ringspalt und direkte Beheizung der Hülle.

Der Zusammenhang zwischen Umfangsdehnung und W_{θ} ist der gleiche wie in [7] gefunden wurde, d.h. bei zunehmender Umfangsdehnung nimmt W_{θ} ab. Alle in-pile Tests zeigen bei gleicher maximaler Umfangsdehnung höhere W_{θ} -Werte als die out-of-pile-Tests. Dies ist aber kein Einfluß der Bestrahlung, sondern hängt mit der unterschiedlichen azimuthalen Temperaturverteilung zusammen. Die out of pile verformten Stäbe haben trotz der direkten Beheizung

wegen der Pelletfüllung mit bis zu 0,5 mm Einfüllspiel zwischen Pellet und Hülle stärkere azimutale Temperaturunterschiede als die in pile geborstenen Stäbe. Daraus ist zu schließen, daß bei gleicher Umfangsdehnung W_θ mit zunehmenden azimutalen Temperaturunterschieden abnimmt.

4.2 Der Axialdehnungslokalisierungsparameter.

Die Beulenform von geborstenen Zircaloy-4 Hüllrohren sieht sehr unterschiedlich aus. In Abhängigkeit von den Randbedingungen der Verformung, wie Temperatur und Temperaturänderung (axial und azimutal), kann entweder eine axial begrenzte Beule oder eine homogene Verteilung der Umfangsdehnung entlang des Rohres beobachtet werden. Die Mehrzahl der Fälle liegt dazwischen. Eine quantitative Größenangabe des Dehnungsverlaufes entlang des Rohres konnte, in Analogie zu w_θ , mit der Einführung des Axialdehnungslokalisierungsparameters W_z gemacht werden.

$$W_z = 1 - \frac{1}{z_0} \int_{z/z_0=0}^1 \frac{\epsilon_\theta(z)}{\epsilon_{\theta, \max}} dz \quad (2)$$

wobei z der Abstand vom unteren Ende des Brennstabes ist, $z_0 = 500$ mm (Länge der beheizten Zone), $\epsilon_\theta(z) = \ln(d_1/d_0)$ ist die wahre örtliche Umfangsdehnung an verschiedenen z -Positionen entlang der Rohrachse und $\epsilon_{\theta, \max} = \ln(d_{\max}/d_0)$ ist die wahre maximale Umfangsdehnung (d_0 = Ausgangsdurchmesser, d_1 = jeweiliger Durchmesser an unterschiedlichen z -Positionen und d_{\max} = größter Durchmesser an der Berststelle).

Das Vorgehen zur Berechnung der W_z -Werte ist dem für W_θ ähnlich. Abb. 8 zeigt beispielhaft im Durchmesseränderungsdiagramm entlang der Rohrachse des Stabes B3.2. In Abb. 9 sind die $(\epsilon_\theta(z)/\epsilon_{\theta, \max})$ -Werte gegen die normalisierten axialen Positionen z/z_0 aufgetragen und mittels eines Digitalisierungsgerätes gemäß Gl.(2) integriert worden. Die Fläche des schraffierten Bereiches entspricht dem Wert W_z .

Die Definition sagt aus, daß für $W_z \leq 0,5$ lange, gleichförmige Beulen und für $W_z > 0,5$ ausgeprägt kurze Beulen entlang der Rohrachse erhalten werden.

Ein Vergleich der in pile-Versuche aus den Serien A, B und F mit out of pile-Versuchen von RFL [12] unter folgenden Testbedingungen wurde vorgenommen: 470 mm beheizte Länge, Al_2O_3 Pelletfüllung, in Dampf, direkte Beheizung des Rohres. In Abb. 10 ist W_z gegen die Berstzeit aufgetragen. Dabei zeigt sich, daß unabhängig von der azimuthalen Temperaturverteilung W_z -Werte $< 0,5$ erhalten werden können. Lange gleichförmige Beulen werden eher bei langsamen Aufheizgeschwindigkeiten mit geringem Differenzdruck erzeugt, wie sie im Falle von kleinen Lecks auftreten können.

Ein Bestrahlungseinfluß auf das Beulverhalten konnte auch hier nicht festgestellt werden.

5. Geplante Weiterarbeit

- Abschluß kombinierter Berstversuche in der FABIOLA für LOCA-typische Beanspruchung. Unterstützung des IMF III bei der Versuchsführung, Auswertung und Interpretation der Ergebnisse mit Dokumentation.

- Fortführung von metallographischen Nachuntersuchungen an in-pile and out of pile geborstenen Zircaloy-4 Hüllrohren.

6. Literatur

- /1/ Chapman, R.H.
Multirod Burst Test Program
Progreß Report for January-March 1978
ORNL/NUREG/TM-217
- /2/ Boček, M.
Creep rupture at monotonous stress and temperature
ramp loading. I. Calculations
Journal of Nuclear Materials, Vol 82, 1979, pp 329-338
- /3/ Lehning, H., Müller, K., Piel, D. and Schmidt, L.
Berstversuche an Zircaloy-Hüllrohren unter kombinier-
ter mechanisch chemischer Beanspruchung (FABIOLA)
Jahrestagung Kerntechnik, Berlin, 25.-27. März 1980,
KTG eV. Tagungsbericht S. 231-234
- /4/ Boček, M.
The Life Time and Failure Strain Prediction for
Material Subjected to Non Stationary Tensile Loading
Conditions. Application to Zircaloy-4.
5th International Conference on Zirconium in the
Nuclear Industry
4.-7. Aug. 1980, Boston. Mass.
wird als ASTM STP veröffentlicht.
- /5/ Boček, M., Petersen, C., Schmidt, L. und Toscano, E.H.
Verification of life time predictions by means of tempe-
rature transient burst tests on Zircaloy-4 fuel rod
simulators.
CSNI Specialist Meeting on Safety Aspects of Fuel Behavior
in Off-Normal and Accident Conditions.
Espoo, Finnland 1.-4. Sept. 1980
- /6/ Erbacher, F., Neitzel, H.J., Rosinger, M., Schmidt, H.
und Wiehr, K.
Burst Criterion of Zircaloy Fuel Claddings in a LOCCA
5th International Conference on Zirconium in the Nuclear
Industry

4.-7. Aug. 1980, Boston, Mass.
wird als ASTM STP veröffentlicht

- /7/ Chung, H.M. und Kassner, T.F.
Deformation Characteristics of Zircaloy Cladding in
Vacuum and Steam under Transient-Heating Conditions
Summary Report. AKL-77-31, July 1978
Argonne National Laboratory.
- /8/ Dobes^V, F. and Milicka^V, K.
The Relation Between Minimum Creep Rate and
Time to Fracture.
Materials Sciences 10 (1976) 382
- /9/ Edward, G.H. und Ashby, M.F.
Intergranular Fracture During Power Law Creep.
Acta Metallurgica 27 (1979) 1505
- /10/ Toscano, E.H. und Bocek^V, M.
Relation Between Strain Rate, Strain to Failure
and Life Time.
Journal of Nuclear Materials, 96 (1981) 29
- /11/ Toscano, E.H.,; Bocek^V, M. und Petersen, C.
The Prediction of Failure Strain for Zircaloy-4
Subjected to Non-Stationary Loading Conditions.
Journal of Nuclear Materials, 91 (1980) 151
- /12/ Rose, K.M.; Mann, C.A. und Hindle, E.D.
Axial Distribution of Deformation in the Cladding
of Pressurized Water Reactor Fuel Rods in a Loss-
of-Coolant Accident
Nuclear Technology, 46,2 (1979) 220

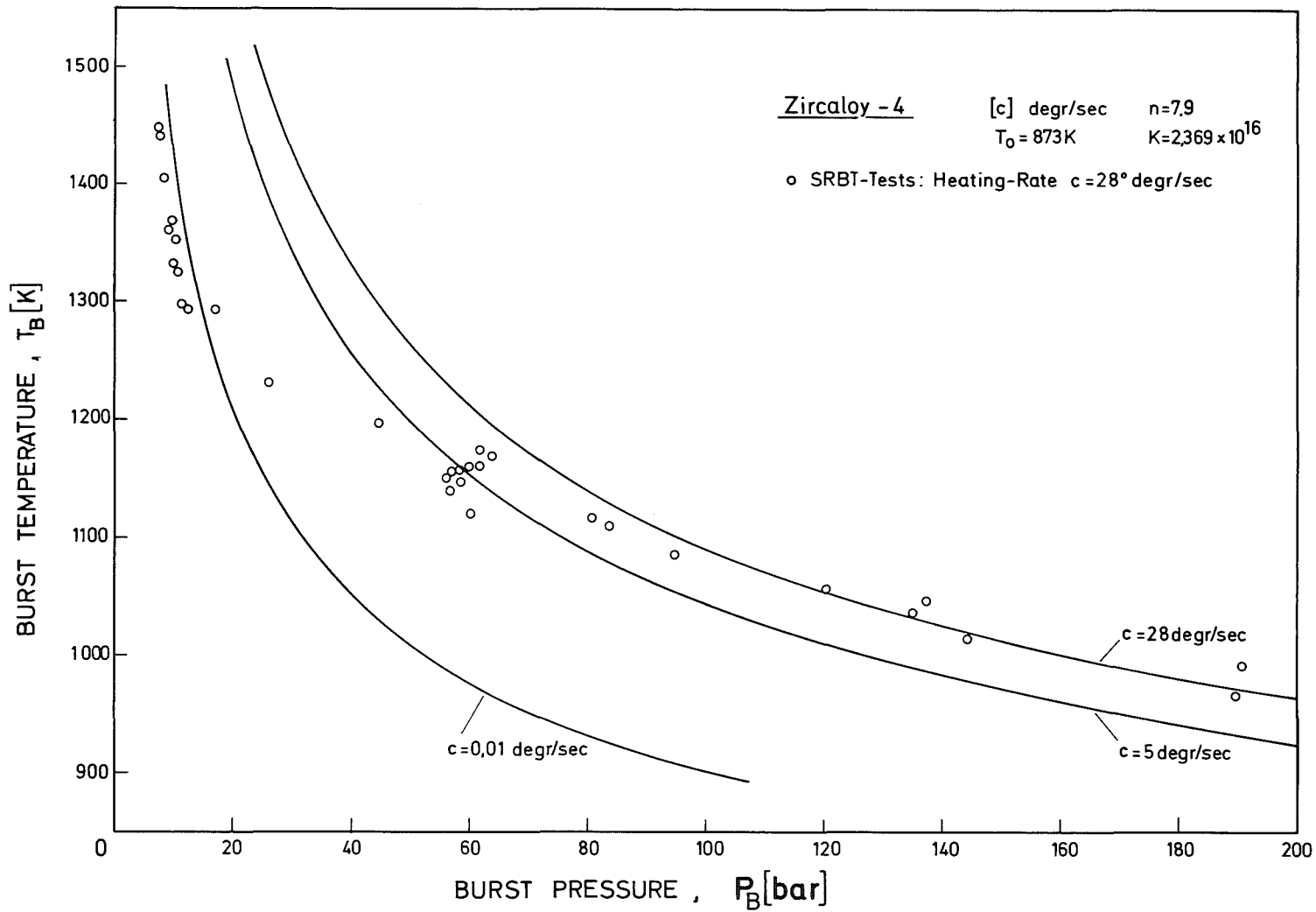


Abb. 1 Berstversuch: Versagenstemperatur in Abhängigkeit vom Berstdruck (Rechnungen sind durch Linien dargestellt)



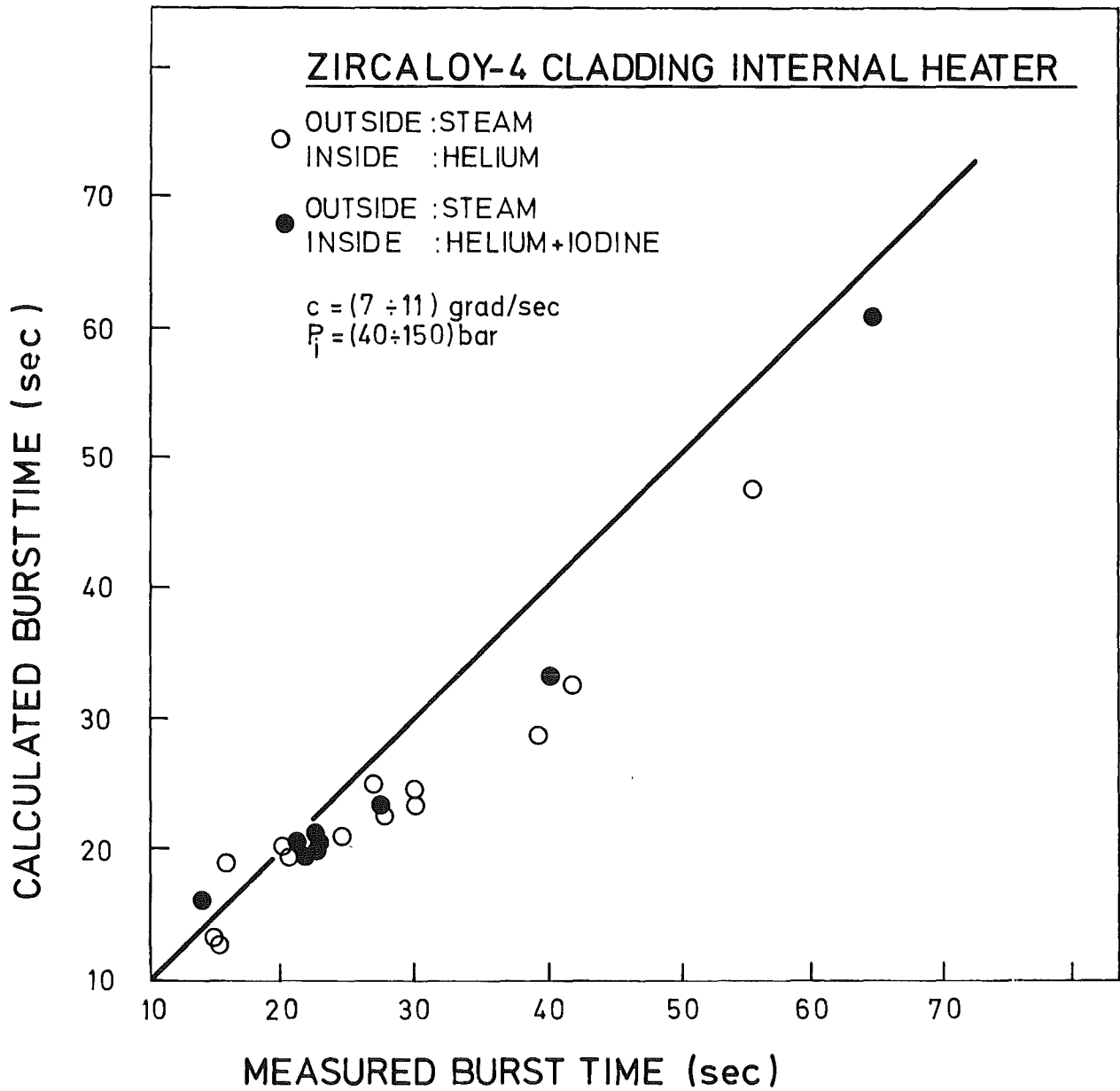


Abb. 2 Vergleich zwischen gemessenen und gerechneten Berstzeiten aus FABIOLA-Berstversuchen.

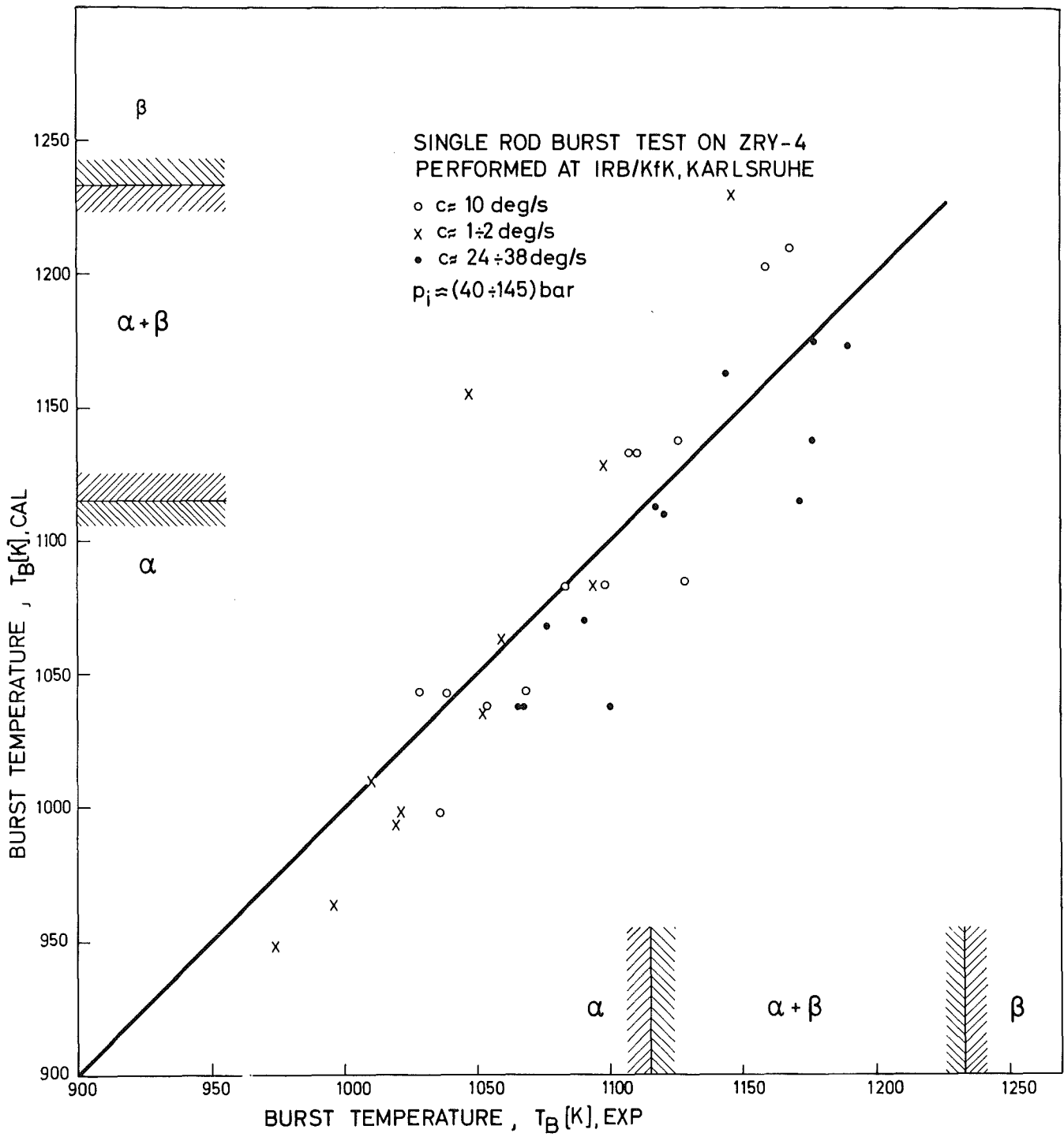


Abb. 3 Vergleich zwischen gemessenen und gerechneten Bersttemperaturen aus Einzelstabberstversuchen des IRB/KfK.

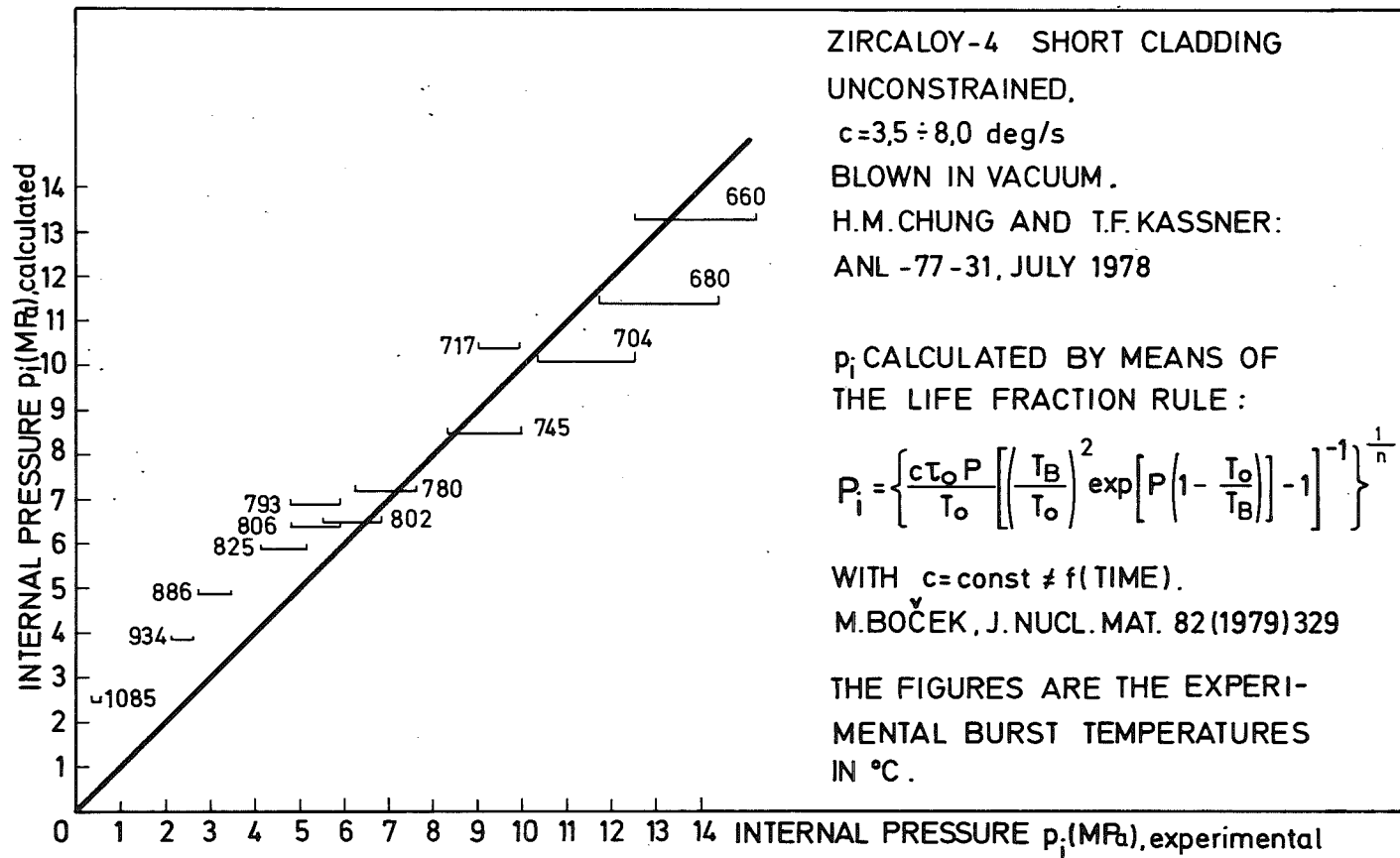


Abb. 4 Vergleich zwischen gemessenen und gerechneten Innen-
drucken am ANL-Berstversuchen.

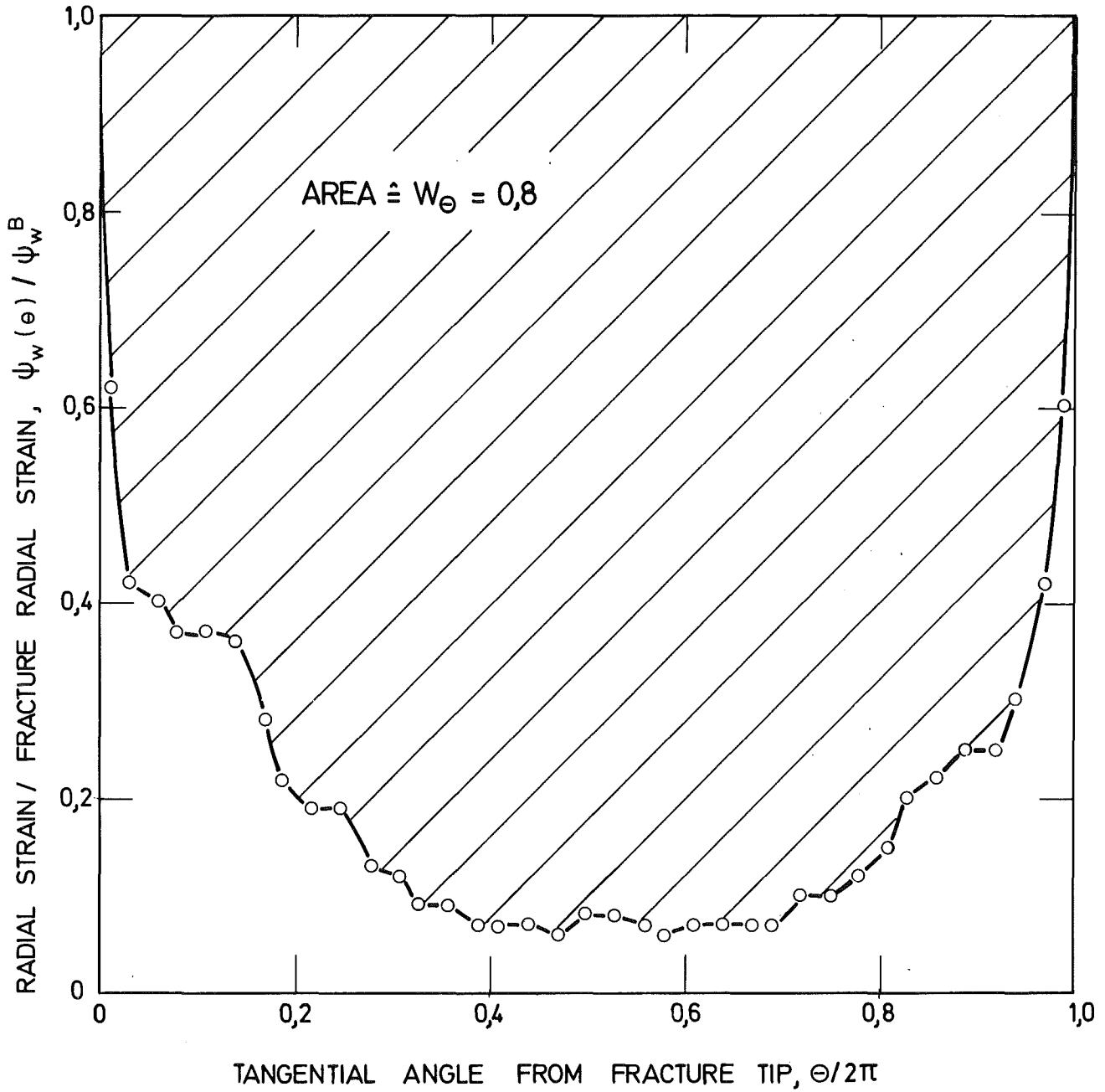


Abb. 5 Methodik zur Berechnung des Radialdehnungslokalisierungsparameters W_θ (Test B 3.2)

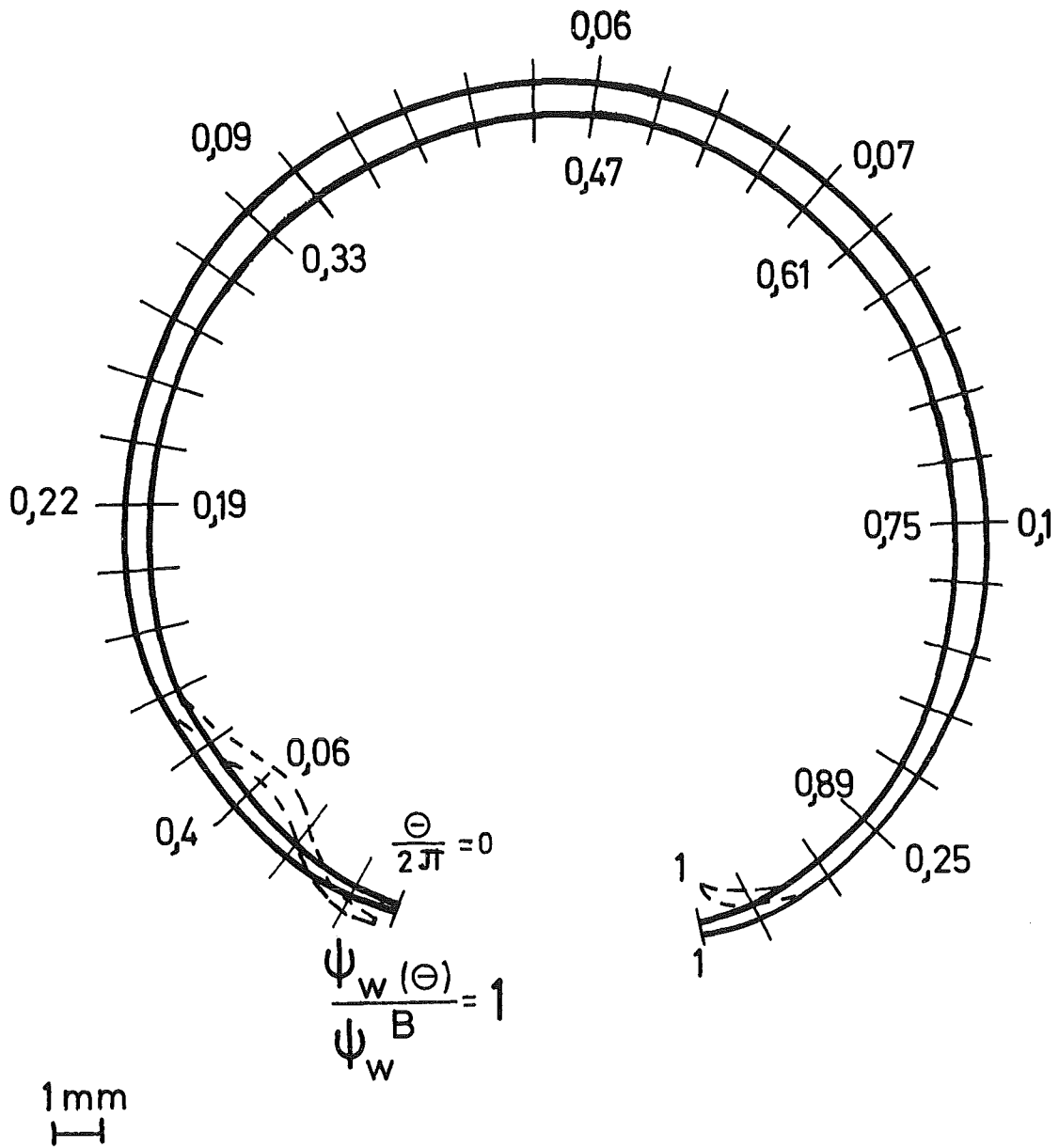


Abb. 6 Querschnitt der maximalen Umfangsdehnung des Versuches B 3.2 mit Angabe der Wandstärkenänderungsmessungen.

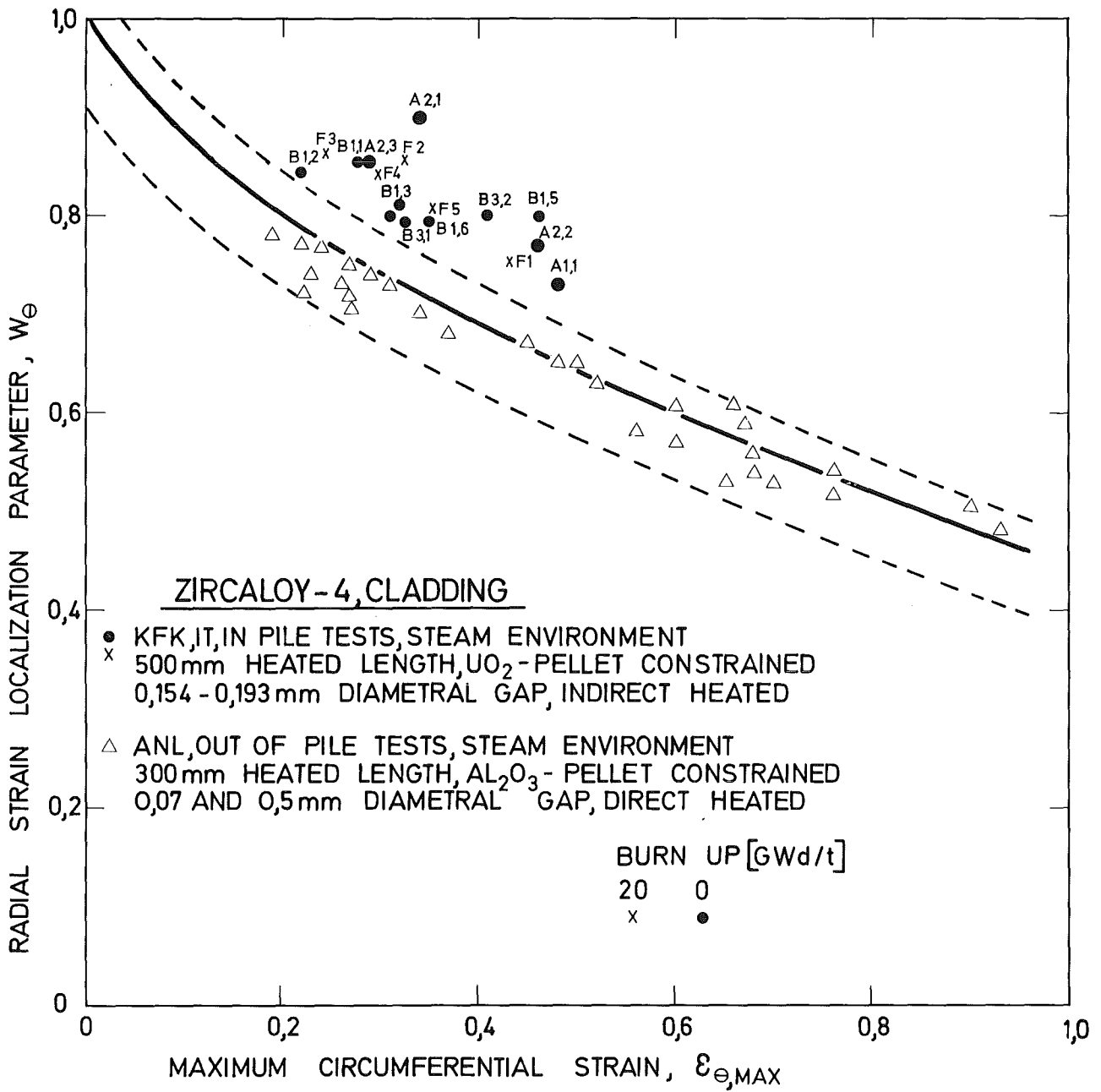


Abb. 7 Maximale Umfangsdehnung gegen W_{θ} . In pile Tests A, B und F werden mit ANL-Daten verglichen.

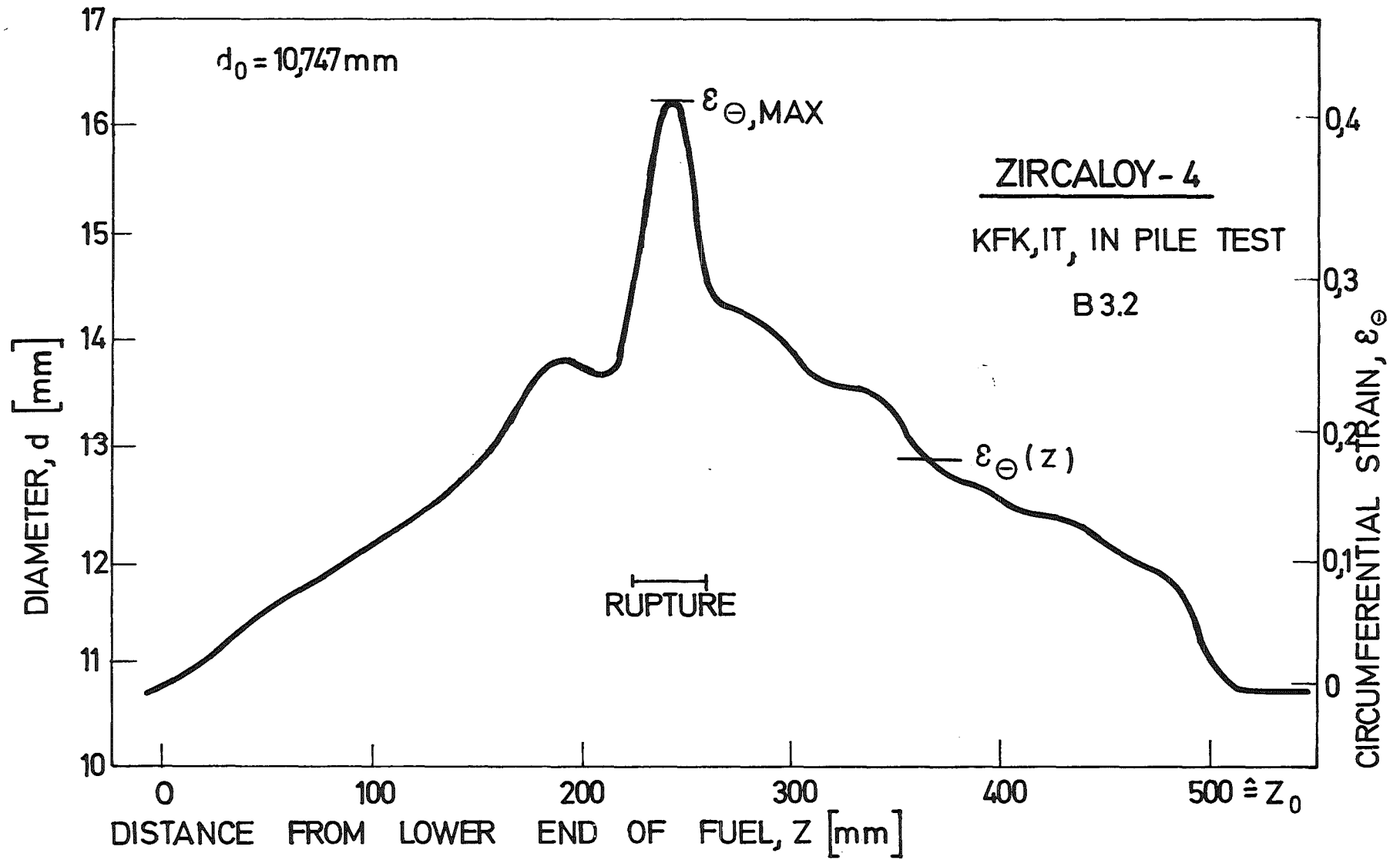


Abb. 8 Durchmesseränderung entlang der beheizten Zone des in-pile Teststabes B 3.2.

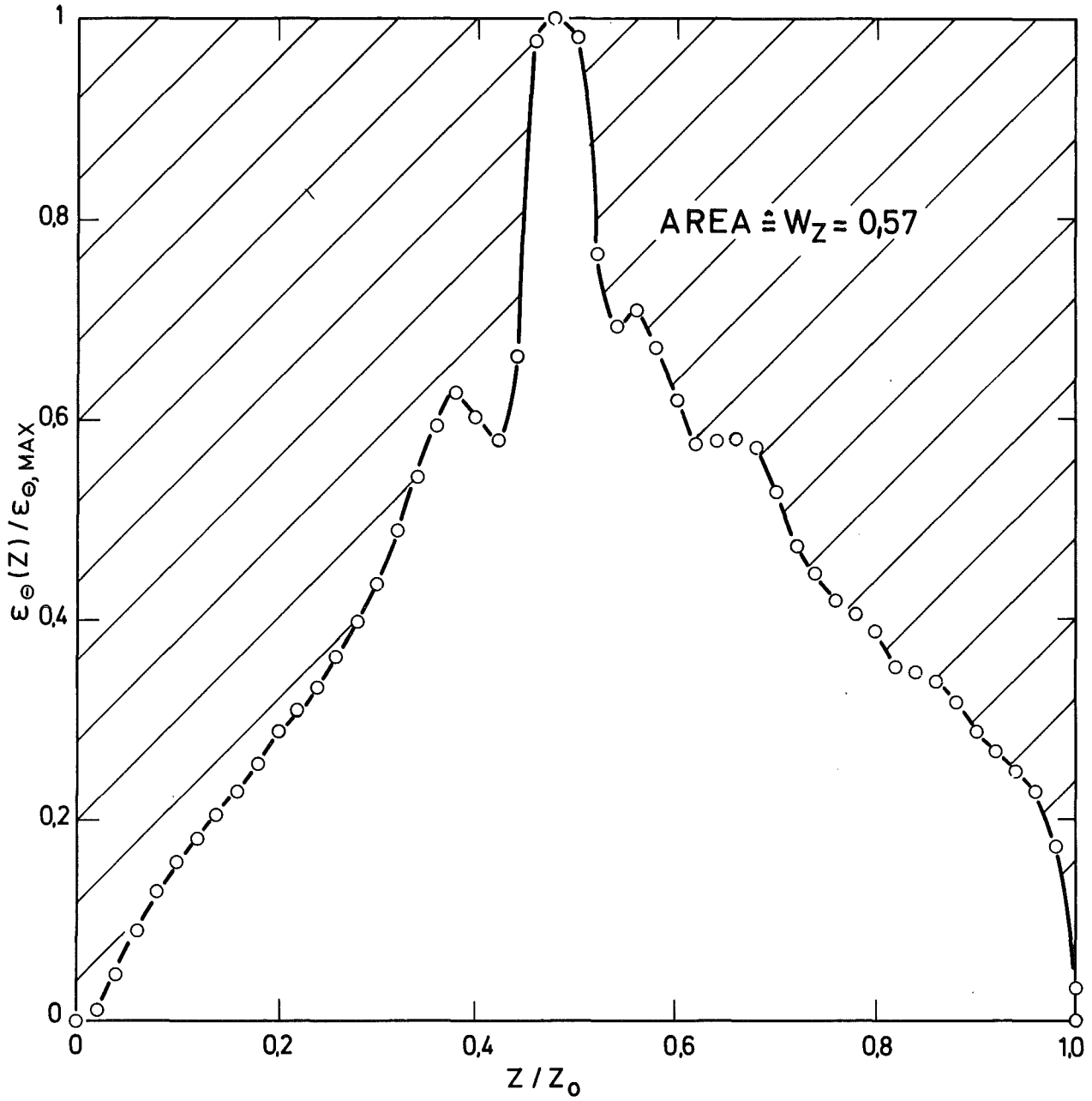


Abb. 9 Methodik zur Berechnung des Axialdehnungslokalisierungsparameters W_Z (Test B 3.2).

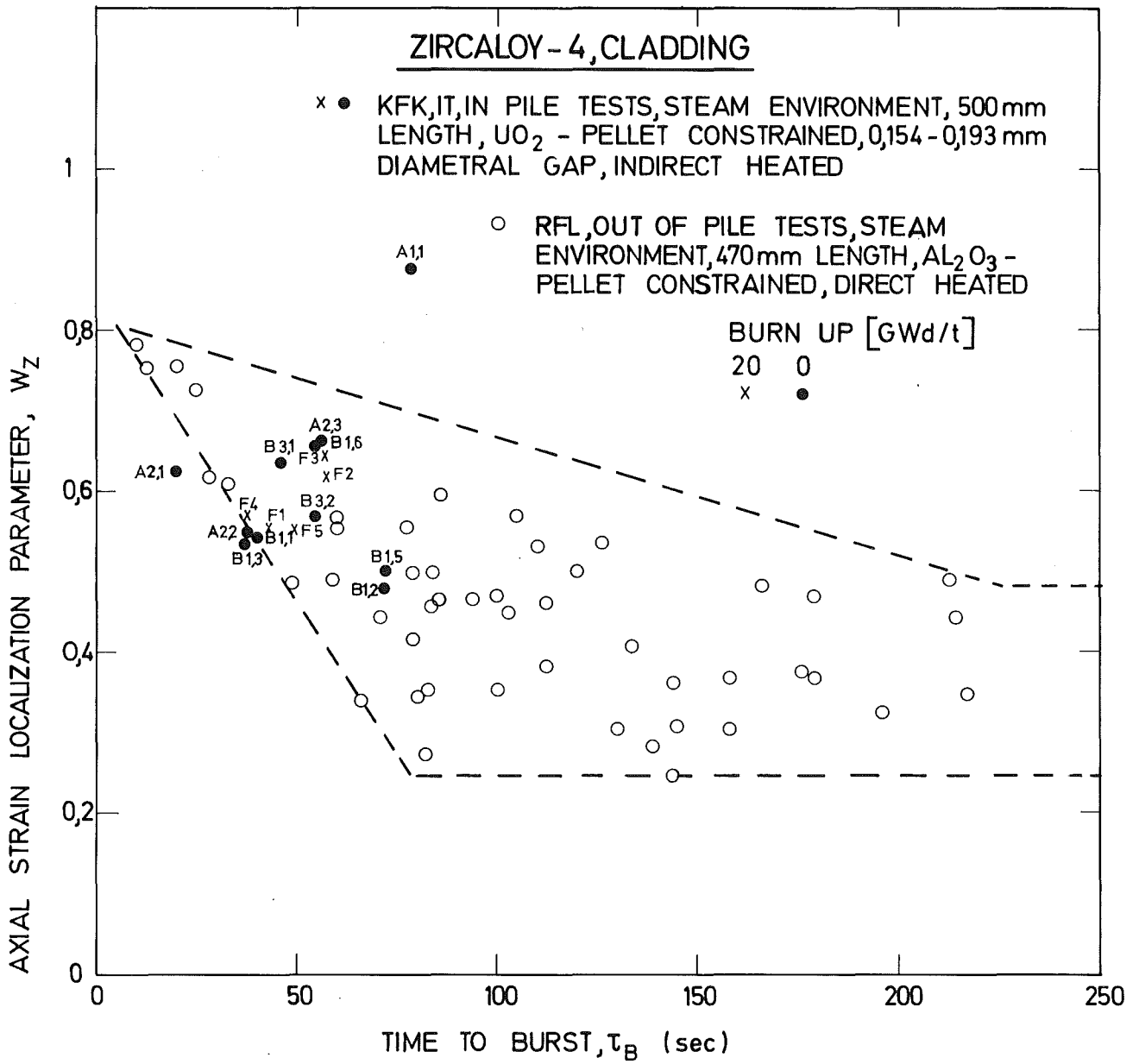


Abb.10 Berstzeit gegen W_z . In pile Tests A, B und F werden mit RFL-Daten verglichen.

06.01.06/12A Untersuchungen zur Hochtemperatur-Wasserdampf-Oxidation
PNS 4235.2 an Zircaloy-Hüllrohren
(S.Leistikow, B.Bennek-Kammerichs, H.v.Berg, R.Kraft,
G.Schanz, D.Jennert; IMF II)

1. Isotherme Untersuchungen

1.1 Versuche in der rohrofenbeheizten Versuchsanlage

1.1.1 Breakaway-Tests bei 900 - 1100°C

1.1.1.1 Einleitung

Im Hinblick auf Reaktorstörfälle längerer Dauer wurden die kinetischen Untersuchungen der isothermen Wasserdampf-Oxidation von Zircaloy 4 wieder aufgenommen. Entsprechende Untersuchungen im Temperaturbereich 700 - 1300°C und Oxidationszeiten bis 15 min hatten ergeben, daß die Oxidation bei 1000 - 1300°C mit parabolischer Zeitabhängigkeit fortschreitet und bei niedrigerer Temperatur ein allmählicher Wechsel zum kubischen Zeitgesetz zu verzeichnen ist, das bei 700 - 800°C mit guter Näherung erfüllt ist /1/.

In einer Parameterstudie war festgestellt worden, daß bei 1000°C nach ca. 30 min Oxidationszeit ein drastischer Wechsel der Kinetik eintritt. Untersuchungen bis 90 min Dauer hatten ergeben, daß die integrale Sauerstoffaufnahme und die Dicke der ZrO₂-Schicht im weiteren Verlauf der Oxidation rasch und zeitlich etwa linear anwachsen, während die Dicke der α-Zr(O)-Schicht nach Überschreiten eines Maximalwertes abnimmt. Die metallographische Untersuchung hatte nachgewiesen, daß die kinetischen Befunde mit dem Begriff Breakaway-Effekt bezeichnet werden können, da sie als Folge eines Verlusts der Schutzwirkung des Oxids zu verstehen sind /2/. Der im Tieftemperaturbereich wohlbekannte und bei Reaktorbetriebstemperatur des Zircaloy erst nach mehr als 100 Tagen auftretende Breakaway ist somit offenbar im Hochtemperaturgebiet mit ähnlichen kinetischen Konsequenzen bereits nach wesentlich kürzerer Oxidationszeit zu erwarten. Angesichts der Bedeutung für einen entsprechend postulierten Reaktorstörfall wurde die Oxidationskinetik des Zircaloy 4 bei 900 - 1100°C und Reaktionszeiten bis 360 min untersucht.

1.1.1.2 Versuchsdurchführung und Auswertung

Als Zircaloy 4-Proben wurden 30 mm lange Abschnitte von DWR-Hüllrohren bzw. 25 mm lange Stücke aus Stangen (12 mm Ø) verwendet. Die Proben wurden entfettet, 2 min gebeizt (47% HNO₃, 3% HF, 50% H₂O), mit dest. Wasser gespült

und 15 min ausgekocht und anschließend ausgemessen und ausgewogen. Die Oxidationsversuche fanden in einem geschlossenen, drucklosen Dampfkreislauf bei ca. 1 m/sec Strömungsgeschwindigkeit statt. Die mit einem Pt/PtRh-Thermoelement versehene Probe wurde, auf einem Quarzschlitten liegend, in den bei Versuchsbeginn vorgeheizten Rohrofen eingeschoben. Eine Überhitzung der Probe durch die einsetzende exotherme Oxidationsreaktion wurde vermieden. Nach Ablauf der vorgesehenen Reaktionszeit wurde die Probe der Teststrecke entnommen und erneut gewogen.

Als Massenzuwachs wurde damit bei vernachlässigbarer Wasserstoffaufnahme die Aufnahme von Sauerstoff als integrales Maß für den Reaktionsumsatz der Probe registriert und auf die Oberflächeneinheit bezogen. Die metallographische Untersuchung eines Querschliffs der Probe ergab Aufschluß über die Verteilung des aufgenommenen Sauerstoffs und über die oxidationsbedingte Veränderung des Werkstoffgefüges. Im polierten Schliffzustand wurde das Oxid mikroskopisch untersucht und die ZrO_2 -Schichtdicke lokal vermessen. Im geätzten Schliffzustand war die sauerstoffstabilisierte α -Zr(O)-Schicht von der je nach Reaktionstemperatur zweiphasigen (α + β -Zircaloy) bzw. einphasigen (β -Zircaloy) Matrix zu unterscheiden.

1.1.1.3 Versuchsergebnisse

Gravimetrische Ergebnisse

Die Sauerstoffaufnahme der insgesamt 85 untersuchten Zircaloy 4-Proben ist als Mittelwert von jeweils mehreren Parallelproben in Abb. 1 aufgetragen. Danach folgt bei $900^\circ C$ die Kinetik bis ca. 70 min näherungsweise dem kubischen und danach dem parabolischen Zeitgesetz. Bei $950^\circ C$ ist schon bei ca. 40 - 50 min das kubische Gesetz nicht mehr erfüllt. Die weitere Oxidation folgt einem Gesetz, das zwischen parabolisch und linear einzuordnen ist. Für $1000^\circ C$ ist bei Einbezug und in Bestätigung früherer Ergebnisse /1/ festzustellen, daß ein zunächst kubischer bis annähernd parabolischer zeitlicher Verlauf der Oxidationsreaktion nach ca. 30 - 40 min in einen annähernd linearen übergeht, der sich bis 360 min noch über das lineare Gesetz hinausgehend beschleunigt hat. Bei ca. 220 min schneidet die Kurve die $1100^\circ C$ Funktion, da diese im gesamten untersuchten Zeitintervall mit guter Näherung parabolisch ist. Damit ist die zunächst überraschende Tatsache nachgewiesen, daß die sich beschleunigende Oxidation bei der tieferen Temperatur ($1000^\circ C$) den Umsatz der sich weiterhin verlangsamen Oxidation bei der höheren Temperatur ($1100^\circ C$) erreicht und übersteigt. Noch ausgeprägtere Effekte dieser Art beschrieben Pawel und Campbell /3/ im Fall der Sauerstoff-Oxidation einer Ta-10 W Legierung bei $550 - 800^\circ C$. Auch wird auf andere Fälle mit steigender Temperatur

abnehmender Oxidationsgeschwindigkeit von Kubaschewski und Hopkins /4/ hingewiesen. Damit konnte die Kinetik - trotz der nur integralen Bedeutung der Sauerstoffaufnahme und ihrer komplexen Temperatur-Zeit-Abhängigkeit im untersuchten Gebiet - zumindest bereichsweise, noch durch einfache kinetische Zeitgesetze beschrieben werden.

Metallographische Ergebnisse

Aus der Gruppe von Parallelproben wurde eine typische Probe stellvertretend für ein Temperatur-Zeit-Paar zur metallographischen Untersuchung ausgewählt.

Die Abb. 2 zeigt für 900°C eine Serie von Gefügebildungen. Die mittlere Oxidschichtdicke wächst mit der Reaktionszeit. Darüberhinaus wird deutlich, daß der zunächst ungestörte Schichtaufbau zunehmend beeinträchtigt wird. Die Schädigung der Oxidschicht setzt offenbar lokal ein und bleibt entweder auf enge Bereiche begrenzt oder greift mit zunehmender Oxidationszeit auf größere Oberflächenanteile der Proben über. Selbst nach 360 min sind jedoch noch ungestörte Oxidbereiche vorhanden. Unter der genannten Schädigung des Oxids ist hierbei zu verstehen:

- die Bildung welliger, oberflächenparalleler Risse,
- das Abheben äußerer von inneren Oxid-Teilschichten bzw. des Oxids von der darunterliegenden $\alpha\text{-Zr(O)}$ -Schicht,
- das Aufreißen der Oxidoberfläche in radialer Richtung,
- das Ausbrechen und Abblättern von Oxidschollen.

Die $\alpha\text{-Zr(O)}$ -Schicht ist da vergleichsweise dünn, wo das Oxid am stärksten geschädigt wurde und im schnellsten Wachstum begriffen war. Dadurch wird die $\alpha\text{-Zr(O)}$ -Phase von außen her umgewandelt, während sie sich nach innen wachsend weiterhin verstärkt.

Die für 900°C beschriebenen Erscheinungen sind metallographisch auch für 950°C nachgewiesen. Die zunehmende Schädigung des bei der höheren Temperatur schneller wachsenden Oxids setzt schon nach kürzerer Oxidationszeit ein. Bereits frühzeitig hebt sich eine dünne, äußere Oxid-Teilschicht stellenweise vom Rest des nach innen weiter wachsenden Oxids ab. Im Verlauf dieses Wachstums bilden sich als Folge oberflächenparalleler Risse weitere Oxid-Teilschichten aus. Die Schädigung der Oxidschicht ist nach 135 min bereits auf der gesamten Probenoberfläche nachweisbar. Wie auch für 900°C beschrieben, ist die $\alpha\text{-Zr(O)}$ -Schicht dort relativ dünn, wo das Oxid stark geschädigt und entsprechend rascher

gewachsen ist. Im Vergleich zu 900°C ist das Dickenverhältnis von ZrO_2 zu $\alpha\text{-Zr(O)}$ bei 950°C im Mittel zugunsten des Oxids verschoben (Abb. 3).

Der metallographische Befund bestätigt insgesamt das gravimetrische Resultat einer mäßigen Oxidationsrate für 900 und 950°C trotz deutlicher und langsam mit zunehmender Zeit und Temperatur fortschreitender Oxidschichtzerstörung.

Die Abb. 4 zeigt die Oxidschicht und das Gefüge von Proben, die bei 1000°C oxidiert wurden. Nach 20 min ist die Wachstumsfront des ansonsten noch ungeschädigten Oxids wellig geworden, nach 60 min ist ein Rißsystem im Oxid zu erkennen. Die $\alpha\text{-Zr(O)}$ -Schicht ist für diese Oxidationszeiten noch etwa so dick wie die ZrO_2 -Schicht. Nach 360 min ist das Oxid von einer Vielzahl von Rissen durchzogen. Diskrete oberflächenparallele Rißsysteme wie bei 900 und 950°C sind kaum mehr zu unterscheiden, da das Oxid örtlich sehr unterschiedlich schnell gewachsen ist. Insbesondere an Stellen, an denen die Oberfläche des Oxids in radialer Richtung tief angerissen ist, konnte es besonders rasch wachsen. Daher wurde die $\alpha\text{-Zr(O)}$ -Schicht, insbesondere unter aufgerissemem, dickem Oxid, nahezu aufgezehrt.

Im Gegensatz zu $900 - 1000^{\circ}\text{C}$ ergab die metallographische Untersuchung für 1100°C ein ungestörtes Oxidschichtwachstum (Abb. 5). Selbst nach 360 min, nach denen die Zircaloy-Matrix des Hüllrohrmaterials bereits vollständig aufgezehrt worden wäre, zeigt die Probe aus Vollmaterial eine haftfeste, über den Umfang gleichmäßig dicke Oxidschicht und eine $\alpha\text{-Zr(O)}$ -Schicht vergleichbarer Stärke. Bei dieser und höherer Temperatur ist somit das für kurzzeitige (≤ 15 min) Oxidation typische Bild des Schichtwachstums ohne auftretende Schädigung /1/ auch bis zu langen Oxidationszeiten gültig.

Die jeweils metallographisch untersuchte repräsentative Probe wurde mikroskopisch auf die Dicke der ZrO_2 - und der $\alpha\text{-Zr(O)}$ -Schichten vermessen. Als Abgrenzung der $\alpha\text{-Zr(O)}$ -Schicht von der Matrix wird die Sauerstoffdiffusionsfront definiert, bei der keine β -Phasenanteile des Matrixgefüges mehr nachweisbar sind; stellenweise tiefere Einwachsungen in die Matrix werden somit nicht berücksichtigt. Es zeigt sich, daß die $\alpha\text{-Zr(O)}$ -Schicht bei 900°C dicker und bei 1100°C dünner als die Oxidschicht ist. Bei 950°C und wesentlich früher bei 1000°C wird die zunächst dickere $\alpha\text{-Zr(O)}$ -Schicht vom Wachstum der ZrO_2 -Schicht überholt. Bei 1000°C nimmt die $\alpha\text{-Zr(O)}$ -Schichtdicke nach Überschreiten eines Maximums allmählich ab und verschwindet bei 360 min fast völlig.

Die Abb. 6 - 8 vergleichen die Ergebnisse dieser Arbeit mit den bisherigen, unter dem Aspekt kurzzeitiger Störfallbeanspruchung erarbeiteten Resultaten.

1.1.1.4 Diskussion und Zusammenfassung

Die gravimetrischen und metallographischen Ergebnisse der Kinetik der isothermen Oxidation bei 1000°C haben die für Versuchszeiten bis 90 min bisher bekannten Ergebnisse bestätigt und den Effekt mechanischen Schichtversagens (Breakaway-Effekt) bis 360 min weiterverfolgt. Sein Auftreten äußert sich in der Bildung von Rissen, der Trennung des Oxids in Teilschichten und schließlich dem Abblättern bzw. Herausbrechen von Oxidschollen. Mit dieser Schädigung verliert die Oxidschicht zunehmend ihre Schutzwirkung, so daß die Geschwindigkeit der Sauerstoffaufnahme mit dem weiteren Schichtwachstum nicht mehr abnimmt. Die örtlich weitgehende Zerstörung der Schicht hat insgesamt eine im Zeitbereich bis 360 min etwa lineare Oxidationskinetik zur Folge. Für 900 und 950°C ist festzustellen, daß eine entsprechende Schädigung des Oxids örtlich und mit abnehmender Temperatur später einsetzt, und daß die Erscheinungen des Breakaway-Effekts milder und in langsamerer Folge auftreten. Daraus ist auf eine der Zerstörung entgegenwirkende Verheilungstendenz des Oxids zu schließen.

Die primären Ursachen des beobachteten Werkstoffverhaltens sind weiterhin ungeklärt. Möglicherweise ist ein Zusammenhang mit der metallischen α/β -Umwandlung des Zircaloy (Temperaturbereich $820 - 970^{\circ}\text{C}$), wahrscheinlicher ein solcher mit der oxidischen Umwandlung monoklines/tetragonales ZrO_2 gegeben /2/. Damit wäre zu verstehen, daß bei 1100°C , im Stabilitätsbereich des tetragonalen Oxids, der Breakaway-Effekt nicht auftritt und die Langzeitoxidation geringer als bei 1000°C ist. Darüberhinaus ist denkbar, daß die Hochtemperaturplastizität des Oxids bereits bei 1100°C eine Zerstörung der Oxidschicht verhindert. Ergänzt man die bereits vorhandenen Darstellungen der Oxidationskinetik (Sauerstoffaufnahme, Wachstum von ZrO_2 - und $\alpha\text{-Zr(O)}$ -Schicht) durch die hier beschriebenen Ergebnisse, so zeigt sich, daß eine parabolische bzw. kubische Extrapolation von Kurzzeitresultaten sich bereits bei 900 und 950°C als fehlerhaft andeutet, besonders aber bei 1000°C zu einer wesentlichen Unterschätzung des Oxidationsausmaßes bei langen Reaktionszeiten führen würde. Entsprechende Vorsicht ist bei Anwendung der vorhandenen Computer-Codes geboten.

1.2 Versuche in der induktiv beheizten Versuchsanlage

1.2.1 Versuche zur Messung axialer und radialer Temperaturverteilung an induktiv beheizten Rohrproben

1.2.1.1 Axiale Temperaturverteilung

Versuche zur Messung der Temperaturverteilung über die Länge einer Rohrprobe (10,7 ϕ außen; 9,3 ϕ innen; 30 mm l) wurden wie folgt durchgeführt. Am oberen und unteren Ende der Probe wurde je ein PtRh-Pt-Thermoelement zusammen mit einem Iridiumplättchen (3 x 3 x 0,1 mm) angepunktet, die Probe auf ein konisch angeschliffenes Keramikrohr aufgesetzt und in Dampf induktiv auf 1400^oC aufgeheizt. Das mitangepunktete Iridiumplättchen verhindert die Bildung eines bei ca. 1180^oC schmelzenden Platin-Zirkonium-Eutektikums. Bei konstanter Versuchstemperatur von 1400^oC zeigte sich zwischen den Meßpunkten eine Differenz von 155^oC (oben:1400^o; unten: 1245^oC).

In einem Folgetest wurden drei PtRh-Pt-Thermoelemente an der Rohrprobe über die Länge verteilt angebracht (oben, 1 cm von unten und unten) und ebenfalls bei 1400^oC in Dampf die sich einstellende Temperaturdifferenz aufgezeichnet. Dabei diente das am oberen Ende angebrachte Thermoelement sowohl der Temperaturmessung als auch der Steuerung der induktiven Leistung. Es zeigte sich hierbei ein wesentlich geringerer Temperaturunterschied als bei dem vorangegangenen Versuch. Er betrug maximal 38^oC (oben: 1400^oC; 1 cm von unten: 1415^oC, unten: 1438^oC). Diese verbesserte Verteilung kann dadurch erklärt werden, daß bei dem erstgenannten Experiment das Proberöhrchen möglicherweise eine größere Auflagefläche auf dem Keramikrohr besaß, und es dadurch zu einer stärkeren Temperaturableitung am unteren Ende kam. Sodann wurde ein neuer Probenhalter für die zu exponierenden Rohrabschnitte aus einer auf ein Keramikrohr aufgesteckten kleinen Pyramide aus Iridium eingesetzt und bei einer Versuchstemperatur von 1400^oC eine max. Abweichung von 46^oC (oben: 1402^oC, 1 cm von unten: 1426^oC, unten: 1448^oC) festgestellt.

1.2.1.2 Radiale Temperaturverteilung

Zur Messung der Temperaturverteilung zwischen der Innen- und Außenoberfläche wurde an einer induktiv beheizten einseitig geschlossenen Kapselprobe je ein Thermoelement in Kapselmitte in annähernd gleicher Position innen und außen über ein Iridiumplättchen angepunktet. Das Kapselvolumen wurde mit Argon gespült und die Probe außenseitig dem Dampf exponiert aufgeheizt. Das äußere Thermoelement diente gleichzeitig der Steuerung der Generatorleistung. Im ersten Versuch wurde die Probe auf 1350^oC gehalten. Die dabei auftretende max. Temperaturdifferenz zwischen Innen- und Außenoberfläche betrug 26^oC (innen: 1373^o, außen: 1347^oC). Bei einem weiteren Versuch mit abgestuft regulierten Temperaturen von 800^oC bis 1400^oC in Dampf wurde bei 1300^oC eine Abweichung von +31^oC (innen: 1331^oC, außen: 1300^oC) gemessen.

1.2.2 Isotherme Oxidationsversuche in Dampf im Temperaturbereich 1300°C bis 1700°C

1.2.2.1 Experimentelles

1.2.2.1.1 Versuchseinrichtung

In der induktiv beheizten Dampf-Oxidationsversuchsanlage (335 KHz; 15 KW) wurden oxidationskinetische Untersuchungen an Zircaloy 4-Rohrabschnitten im Temperaturbereich 1300°C - 1700°C durchgeführt. Hierzu kamen 30 mm lange Rohrabschnitte (10,7 mm ϕ außen; 9,3 mm ϕ innen) in gebeiztem Zustand zum Einsatz. Ein am oberen Ende der Probe mit einem Iridiumplättchen (3 x 3 x 0,1 mm) als Diffusionsbarriere gegen Eutektikumbildung angepunktetes PtRh-Pt-Thermoelement steuerte über einen Programmgeber die induktive Leistung des HF-Generators und zeigte gleichzeitig die exakte Probertemperatur an. Ein hinreichender Dampf-durchfluß wurde durch einen Dampferzeuger sichergestellt. Nach Ablauf der Kurzzeitversuche wurde die Sauerstoffaufnahme durch Rückwägung der Proben bestimmt und eine repräsentative Auswahl der Proben für metallographische Untersuchungen vorbereitet.

1.2.2.1.2 Anwendungsbegrenzung der induktiven Beheizung

In dem untersuchten Zeit-Temperatur-Bereich wurden die Anwendungsgrenzen der induktiven Beheizung für oxidationskinetische Untersuchungen an den Zircaloy 4-Rohrproben erkannt. Die Testserie in Dampf bei Versuchstemperaturen bis 1710°C ließ erkennen, daß eine Beendigung der induktiven Koppelung (Abkoppelung der Hochfrequenz) mit steigenden Temperaturen in immer kürzerem Zeitraum erreicht wurde. Dieses Abkoppeln trat aufgrund der starken Oxidation und Sauerstoffaufnahme im metallischen Gefüge ein. Bemerkenswert war, daß diese Abkoppelung mit zunehmender Temperatur zwar erwartungsgemäß bei immer kürzeren Reaktionszeiten eintrat, sich jedoch die bis zu diesem Zeitpunkt aufgenommene Sauerstoffmenge (wohl aufgrund der mit der Temperatur ansteigenden Diffusivität des Sauerstoffs) laufend verminderte.

1.2.2.2 Versuchsergebnisse

1.2.2.2.1 Gravimetrische Auswertung

Die in Dampf im Temperaturbereich 1300°C - 1450°C bei Versuchszeiten bis zu 30 Minuten gemessenen gravimetrischen Ergebnisse stellen jeweils über die Probenoberfläche integrierte Mittelwerte dar. Die gewählte Beheizungsart konnte jedoch keine aus diesen Messungen abzuleitende homogene Oxidschichtbildung sicherstellen. Bei Auftragung der erhaltenen Werte gegen die Wurzel aus der Zeit ergaben sich Geraden. Die Sauerstoffaufnahme kann also durch parabolische Funktionen beschrieben werden (Abb. 9), deren Reaktionsgeschwindigkeits-

konstanten mit den aus früheren Versuchen im Temperaturbereich 1000 - 1300°C extrapolierbaren Konstanten übereinstimmen /1/.

Wegen der bei diesen hohen Temperaturen frühzeitig einsetzenden Abkopplung der induktiven Leistung lassen sich Versuche bei längeren Oxidationszeiten nicht durchführen. Eine bis zur jeweiligen Abkopplung durchgeführte isotherme Versuchsreihe ergab im Temperaturbereich 1400°C - 1710°C Grenzwerte von 1110 s bei 1400°C und 33 s bei 1710°C. Die jeweilige Sauerstoffaufnahme betrug 4930 mg/dm² bei 1400°C und 2160 mg/dm² bei 1710°C.

1.2.2.2 Dimensionskontrolle

Bei der Vermessung der oxidierten Rohrabschnitte wurde im überprüften Temperaturbereich von 1300°C - 1450°C eine Zunahme des Außendurchmessers bis zu 350 µm gemessen, die dem oxidationsbedingten Volumenwachstum zuzuschreiben ist. Es konnte aber auch eine temperatur- und zeitabhängige Aufweitung des inneren Durchmessers bis zu 120 µm registriert werden. Diese Aufweitung tritt durch die den Druckkräften in der aufwachsenden Oxidschichten entsprechenden Zugkräften in der metallischen Phase auf und führen zu bleibenden Verformungen.

1.2.2.2.3 Metallographische Auswertung

Die metallographische Auswertung der Versuche bei:

1300°C im Zeitraum 1 - 30 min	1450°C im Zeitraum 1 - 2 min
1350°C " 1 - 10 min	1650°C " 1 min
1400°C " 1 - 7 min	1710°C " 33 sec

zeigte die Ausbildung von haftfesten sauerstoffhaltigen Doppelschichten ZrO₂ + α - Zr(O). Ihr Wachstum erfolgt im zeitlichen Fortschritt unter einer stetigen, beiderseitigen oxidativen Durchdringung der metallischen Seele des Rohres. Diese erste Form der Durchdringung, die mit starker Versprödung einhergeht, ist bei 1300°C nach 15 min, bei 1350°C nach 10 min, bei 1400°C nach 7 min als abgeschlossen zu betrachten. Danach erfolgt weitere Sauerstoffaufnahme der α-Zr(O)-Phase unter ZrO₂-Schichtbildung. Mehr oder weniger stark tritt eine Unterteilung in zwei ZrO₂-Teilschichten im Verhältnis 50:50 hervor. Die α-Zr(O)-Phase ist relativ gleichmäßig ausgebildet, grobkristallin aufgewachsen und durchzogen von einer Vielzahl mechanischer Defekte (zuerst Risse, später Poren). Somit bleibt der Zusammenhalt der Proben selbst unter vollständiger oxidativer Durchdringung, unter den Spannungen der Abkühlung von Versuchstemperatur und der Beanspruchung durch die metallographische Präparation weitgehend erhalten. Sauerstoff-Diffusion und -Reaktion in resp. mit

der metallischen Hüllrohrwandung sind bei 1300°C bis 1400°C unter Durchdringung der Wandung und einer damit verbundenen Duktilitätsverminderung innerhalb von wenigen Minuten abgeschlossen. Der eindiffundierende Sauerstoff führt anfangs zu lokal ausgebildeten sauerstoffangereicherten "Inseln" im metallischen Gefüge, die sich bei weiter anhaltender O₂-Eindiffusion immer stärker ausweiten, um sich sodann mit der beidseitig vordringenden oberflächenparallelen, sauerstoffgesättigten α-Zr(O)-Teilschicht zu verbinden. Eine vollständige Umwandlung in das O₂-gesättigte (6,75 Gew.-%) α-Zr(O)-Gefüge ist bei 1300°C nach 15 - 20 Minuten erreicht. Der Zeitraum verkürzt sich mit steigender Temperatur infolge erhöhter Diffusionsgeschwindigkeit, um bei 1400°C bereits nach 5 - 6 Minuten abgeschlossen zu sein.

Im gleichen Zeitraum vollzieht sich das Wachstum der ZrO₂-Schicht, deren inhomogener Aufbau (nicht Schichtstärke) mittels der metallographischen Aufnahmen sichtbar wird. Die Dicke der ZrO₂-Schichten beträgt bei 1300°C nach 1 min 33 µm und steigert sich nach 30 min auf 200µm. Bei 1400°C werden nach 1 min Versuchszeit 43 µm und nach 5 min 117 µm gebildet, während bei einer Versuchstemperatur von 1450°C schon nach 1 min eine Oxiddicke von 68 µm vorliegt, die sich nach 2 min auf 82 µm verstärkt (Abb. 10). Die Toleranzen der ausgemessenen Oxidschichten liegen bei ± 8 - 10 % und können in Einzelfällen bis etwa ± 15 % betragen.

2. Temperatur-transiente Untersuchungen

2.1 Transiente Versuche bis zum Schmelzpunkt von Zircaloy 4 in Dampf

Diese Versuche dienten dem Studium der Verhaltensweise von Zircaloy 4-Hüllrohrmaterial, das induktiv in einer Dampf-Atmosphäre bis zum Schmelzpunkt von 1710°C aufgeheizt wurde.

2.1.1 Versuche mit maximaler Generatorleistung und unterschiedlicher Probenwandstärke

Im ersten Versuch wurde eine Zircaloy 4-Rohrprobe von DWR-Abmessungen (10,7 mm Außendurchmesser, 9,3 mm Innendurchmesser und 30 mm Länge) in Dampf induktiv mit max. Generatorleistung (15 KW) bis zur Abkopplung erhitzt. Der mit einer Aufheizrate von 468°/s ablaufende Aufheißvorgang war nach 3,5 s beendet und erreichte eine gemessene Höchsttemperatur von 1757°C. Dabei war die Messung einer möglicherweise noch höheren Temperatur infolge des Abschmelzens des Platinschenkels des PtPh-Pt-Thermoelements unmöglich geworden. Eine Temperaturmessung mittels eines Glühfadenpyrometers konnte während der sehr kurzen Aufheizzeit nicht durchgeführt werden. Obwohl die Probe am oberen und unteren Ende lokale

Schmelzzonen aufwies, verlieh ihr die auf der Innen- und Außenoberfläche gebildete ZrO_2 -Schicht eine gewisse Formbeständigkeit, die ein Zusammensinken der Probe verhinderte. Eine weitere, mit max. Generatorleistung durchgeführte Aufheizung eines Zircaloy 4-Röhrchens mit annähernd doppelter Wandstärke (1,3 mm) war nach 8 s beendet und erreichte bei einer Aufheizgeschwindigkeit von $214^\circ/s$ eine gemessene Endtemperatur von $1767^\circ C$. Eine mit einem Glühfadenpyrometer durchgeführte Vergleichsmessung ergab eine Außentemperatur von $1840^\circ C$. Nach diesem Versuch wies die Probe gleichermaßen lokale Schmelzzonen auf und zeigte ebenfalls keinen Hinweis auf ein baldiges Abschmelzen. Ein weiterer Versuch mit Vollmaterial (12 mm \varnothing ; 38 g) mußte vorzeitig abgebrochen werden, da trotz maximaler Generatorleistung eine Probenendtemperatur von nur $1426^\circ C$ erreicht wurde.

2.1.2 Versuche mit geregelter Generatorleistung

Zum Studium des Verhaltens von Zircaloy 4 - Rohrmaterial bei Erhitzung unter oxidativen Bedingungen bis über den Schmelzpunkt wurden die Zircaloy 4-Rohrabschnitte von 30 mm und den üblichen DWR-Abmessungen mit definierten Aufheizgeschwindigkeiten zwischen $10^\circ/s$ bis $210^\circ/s$ bis zur Abkopplung induktiv aufgeheizt. Sobald sich der Abkopplungsvorgang durch langsam ansteigende Leistungssteigerung abzuzeichnen begann, wurde die Leistung manuell abgeschaltet, um einer örtlichen Überhitzung vorzubeugen. Die Temperaturen, bei denen die Abkopplung eintrat oder bei denen manuell unterbrochen wurde, bewegten sich zwischen 1718° und $1768^\circ C$. Die Proben wiesen teilweise eine axial über die Länge verlaufende Schmelzrinne auf, an der das Zircaloy-Metall in einer Breite von ca. 1 mm ausschmolz.

2.1.3 Gravimetrische Auswertung

Eine gravimetrische Auswertung war nur an der Hälfte der Proben ($10^\circ/s$; $18^\circ/s$; $90^\circ/s$ und $121^\circ/s$) durchführbar, der Rest hatte sich während des Oxidations- oder Schmelzvorganges so mit dem Probenhalter verbunden, daß ein zerstörungsfreies Ablösen nicht möglich war. Die Gewichtszunahmen der gravimetrisch auswertbaren Experimente weisen naturgemäß eine mit steigender Aufheizrate abnehmende Tendenz aus. Das (mit $9,4^\circ/s$ bis zur Endtemperatur von $1767^\circ C$) transiente Experiment wies eine Sauerstoffaufnahme von 3845 mg/dm^2 auf, während der mit $121^\circ/s$ durchgeführte Versuch aufgrund reduzierter Zeit bei Temperatur eine Gewichtszunahme von nur 2106 mg/dm^2 aufwies. Die Gesamtreaktionszeit von der Basistemperatur 300° bis zur Endtemperatur beläuft sich bei dem $9,4^\circ/s$ -Versuch auf 156 s und bei dem schnellsten Experiment mit $211^\circ C/s$ auf nur noch 7 s. Der schnellste Aufheizversuch ($211^\circ/s$) war nur metallographisch auswertbar und zeigte eine einseitig aufgewachsene Oxidschicht von nur 78 μm , die einem

Sauerstoffkonsum von etwa 1550 mg/dm^2 entspricht.

2.1.4 Metallographische Auswertung

Die metallographische Auswertung ergab eine Vielzahl von Erscheinungen der thermischen und oxidativen Einwirkung wie sie bei den bisherigen isothermen Versuchen nicht oder nur im Bereich sehr hoher Temperaturen ($>1500^\circ\text{C}$) beobachtet wurde. Hinsichtlich des Gleichmaßes der lokalen Tiefe und der Umfangsverteilung des Oxidationsangriffs ließen die Versuche viel zu wünschen übrig. Der Versuch, einen systematischen Überblick aus Mikrographien von metallographischen Probenquerschliffen zu gewinnen (Abb. 11), stellt folgende Zusammenhänge fest:

- Erwartungsgemäß nahm mit zunehmender Expositionszeit die Dicke der ZrO_2 - und der $\alpha\text{-Zr(O)}$ -Schicht zu und erreichte Werte von maximal 216 resp. 166 μm .
- Wesentliche Teile der ZrO_2 -Schicht zeigen eine metallisch-weiß umsäumte, dendritische Kornstruktur, die sich bei der Abkühlung von Reaktionstemperatur durch eutektoidische Umwandlung des kubischen ZrO_2 zuerst in tetragonales, sodann in monoklines ZrO_2 und α -Zirkonium ausbilden konnte.
- die $\alpha\text{-Zr(O)}$ - resp. restliche α' -Phase zeigt hohe Konzentration mechanischer Defekte oder Poren sowie
- Stellenweise bereits Anzeichen für lokales Aufschmelzen der metallischen Restsubstanz.

2.1.5 Abschließende Bemerkung

Zweifellos stellen diese Arbeiten nur einen Versuch dar, in das Gebiet des oxidationschemischen Verhaltens von Zircaloy 4 unter hohen Temperaturen in Dampf vorzustoßen. Bei kritischer Sicht der vorliegenden Ergebnisse kann gefolgert werden, daß die induktive Beheizungs-methode nicht geeignet ist, zuverlässige Bedingungen, vor allem hinsichtlich einer gleichmäßigen Temperaturverteilung, langfristig und bis zur vollständigen oxidativen Umwandlung des Zircaloy in ZrO_2 einzustellen und damit zuverlässige Ergebnisse zu erbringen. Dafür ist der Übergang auf Versuche in Hochtemperaturöfen erforderlich.

3. Auswertung der metallographischen Heißzellen-Untersuchung von Brennstäben nach in-pile-Experimenten (PNS 4237)

3.1 Mikrohärtemessungen

3.1.1 Einleitung

Im Rahmen der Nachuntersuchung der Brennstäbe in den Heißen Zellen wurden an ausgewählten Stabpositionen Mikrohärtmessungen über den Hüllrohrquerschnitt durchgeführt. Da der Sauerstoffgehalt die Härte des Zircaloy stark beeinflusst, war zu prüfen, ob die Aufnahme von Mikrohärtprofilen über die Hüllrohrwand Aussagen über die Menge und Verteilung des aufgenommenen Sauerstoffs und damit über die Versprödung während der LOCA-Transiente erlaubt. Nach Abschluß der Nachuntersuchung aller Stäbe der A- und B-Serie und dem Vorliegen von Vergleichs-Mikrohärtmessungen am eingesetzten Rohrmaterial im Ausgangszustand wird im folgenden zusammenfassend berichtet.

3.1.2 Verfahren

Die Mikrohärtmessung wurde in den Heißen Zellen an mechanisch polierten Querschliffproben nach dem Vickers-Verfahren mit 25 g Belastung durchgeführt. Da eine oxidationsbedingte Härtesteigerung im Bereich der äußeren und inneren Rohroberfläche zu erwarten war, wurde bei den ersten Brennstäben der A- und B-Serie hauptsächlich in der Randzone, weniger häufig im Bereich der Wandmitte, gemessen. In weiteren Untersuchungen wurden - mit einem anderen Prüfgerät - umfangreichere und statistisch besser auswertbare Meßserien aufgenommen. Sie bestanden aus je 3 Meßreihen über die Rohrwand mit ca. 30 µm Abstand der einzelnen Meßpunkte innerhalb der Reihe und insgesamt ca. 20 - 70 Einzelmessungen je nach Wanddicke.

3.1.3 Ergebnisse und Diskussion

Die im Interesse der randnahen Messung gewählte geringe Prüflast ist die Ursache unbefriedigend großer Streuung der Einzelmeßwerte. Daraus ergibt sich trotz hoher Zahl von Meßwerten eine statistische Unsicherheit der aufgenommenen Härteprofil-Kurven. Der Verlauf dieser Kurven ist im Vergleich verschiedener Positionen eines Stabes und der Stäbe untereinander uneinheitlich. Relativ hohe Härte wurde in einzelnen Fällen in der äußeren oder inneren Randzone, aber auch im Bereich der Wandmitte registriert. Eine Deutung des Verlaufs der Härteprofile ist nicht möglich. Es ist anzunehmen, daß weitere Faktoren außer der Oxidation den örtlichen Verlauf der Härte mitbestimmen. Nach einer verformungsbedingten Verfestigung im Verlauf des Beulvorgangs ist eine Entfestigung durch Erholung und Rekristallisation umso stärker wirksam, je weiter die Temperatur nach dem Bersten noch angestiegen ist. Die α/β -Umwandlung des Gefüges beeinflusst ebenfalls die Härte. Die genannten Faktoren können sich somit gegenläufig und örtlich unterschiedlich stark auswirken und sich zu der Vielfalt beobachteter Härteprofile summieren.

Wird vom Verlauf des Härteprofils abgesehen und der Mittelwert aus allen Einzelmessungen über die Rohrwand gebildet, erhält man einen statistisch abgesicherten Mikrohärtewert zum Vergleich der Meßpositionen und Brennstäbe untereinander. In Tab. 1 sind diese Härtemittelwerte zusammengestellt. Die weniger umfangreichen Meßserien der ersten untersuchten Brennstäbe haben ein deutlich niedrigeres Härteniveau (185 - 218 HV 0,025) im Vergleich zu den umfangreicheren späteren Messungen mit einem anderen Prüfgerät ergeben (234-286 HV 0,025). Der Unterschied ist verfahrensbedingt, wie Kontrollmessungen eindeutig zeigen (Brennstab A 2.1, Ebene 1 und Brennstab B 1.2, Ebene 4). Solche Unterschiede und entsprechende Unsicherheit im Absolutwert sind für Mikrohärtemessungen nicht ungewöhnlich. Zum Vergleich sind in Tab. 1 außerdem die Ergebnisse von Härtemessungen im Ausgangszustand von Hüllrohren der zur Brennstabfertigung eingesetzten Charge angegeben. Eine in den Heißen Zellen mit dem zweiten Prüfgerät aufgenommene Meßserie ergab 262 HV 0,025. Entsprechende Messungen im IMF ergaben Werte um 210 HV 0,025 für 3 Meßserien. Vergleichsmessungen an einer Härte-Testplatte ergaben für die Messung in den Heißen Zellen um etwa 10 - 15 % höhere Werte im Vergleich zu den Messungen im IMF. Damit haben sich geräte- bzw. verfahrensbedingte Unterschiede im Ergebnis der Mikrohärteprüfung erneut bestätigt. Es muß daher auf eine Beurteilung des absoluten Niveaus der gemessenen Mikrohärtewerte verzichtet werden. Davon unberührt ist die Vergleichbarkeit verschiedener Messungen gewährleistet, wenn sie einheitlich und mit gleichem Gerät durchgeführt werden. Vergleichbar sind nach Tab. 1 somit 262 HV 0,025 als Ausgangszustand des Hüllrohrmaterials und 234 - 286 HV 0,025 als Bandbreite nach der LOCA-Transiente unbestrahlter Brennstäbe. Trotz der Oxidation während der Transiente ist die Härte an den meisten Meßpositionen geringer als im Ausgangszustand des Materials mit seiner durch die Rohrfertigung bedingten Kaltverformung. Die während der Transiente erreichte Maximaltemperatur bestimmt ebenfalls nicht eindeutig die Härte; im Versuch B 3.2 z.B. wurde in Ebene 1 und 4 jeweils etwa 1000°C erreicht, während diese beiden Meßpositionen sehr unterschiedliche Härte ergaben (s. Tab. 1). Dagegen war der härtesteigernde Einfluß stärkerer Verformung in den Messungen im Berstbereich meist nachweisbar, wie der Vergleich der Mikrohärte gegenüber und beim Riß zeigt.

3.1.4 Zusammenfassung

Die Aufnahme von Mikrohärteprofilen über die Zircaloy-Hüllrohrwand erlaubt keine Aussagen über die Menge und Verteilung des während der LOCA-Transiente aufgenommenen Sauerstoffs. Die Härte wird neben der Oxidation durch die im Einsatzzustand vorhandene Kaltverformung, die Verformung während der Transiente, die Entfestigung des Materials nach dem Bersten und die durch die α/β -Phasenumwandlung bedingten Gefügeveränderungen in komplexer Weise beeinflusst. Die un-

einheitlichen und statistisch nicht voll abgesicherten Mikrohärteprofile können daher nicht näher interpretiert werden. Der Gesamtmittelwert für eine Meßstelle erlaubt jedoch bei unverändertem Prüfverfahren einen relativen Vergleich der Härte an verschiedenen Stabpositionen und Brennstäben. Für die Nachuntersuchung der vorbestrahlten Brennstäbe wird deshalb das Verfahren der Mikrohärtmessung mit eingeschränktem Umfang beibehalten.

3.2 Temperaturabschätzung nach dem Zry-Gefüge

Aus dem lokalen Gefügestand der Zircaloy 4-Hüllrohre konnte die dort erreichte Maximaltemperatur abgeschätzt und mit Ergebnissen von Thermoelement-Messungen verglichen werden. Das Verfahren ist auf den Temperaturbereich von etwa 800 - 1050°C anwendbar /1/. Die Gefügebeurteilung erlaubt eine Temperaturbestimmung, deren Genauigkeit auf $\pm 30^{\circ}\text{C}$ geschätzt wird.

Alle nicht vorbestrahlten Brennstäbe sind jetzt auf lokale Maximaltemperatur sowie axiale und azimutale Temperaturunterschiede ausgewertet. Soweit ein direkter Vergleich mit Thermoelement-Messungen möglich war, wurde das axiale Temperaturprofil der Hüllrohre bestätigt. Die geschätzten Temperaturen lagen jedoch um etwa 40°C niedriger als die durch Addition von 75°C korrigierten Meßwerte. Daraus kann gefolgert werden, daß die genannten Temperaturkorrekturen zu hoch waren. Die Bersttemperaturen der Hüllrohre, die wegen fortgesetzten Temperaturanstiegs nach dem Bersten für die meisten Brennstäbe einer Beurteilung des Gefüges nicht direkt zugänglich sind, wären daher ebenfalls entsprechend zu reduzieren. In den untersuchten axialen Positionen der Hüllrohre wurden azimutale Temperaturdifferenzen bis zu etwa 60°C registriert. Bei Versuch B 1.7 war aufgrund modifizierter Thermoelementbefestigung eine Meßkorrektur von nur + 10°C vorgegeben. Die Gefügebeurteilung ergab eine im Niveau und der azimutalen Verteilung der Temperatur gute Übereinstimmung mit den Ergebnissen von 4 Thermoelementen auf gleicher axialer Höhe. Die korrigierten Meßwerte lagen im oberen Teil des abgeschätzten Temperaturbereichs.

Die Auswertung der vorbestrahlten Brennstäbe der Versuchsserie F ist in Arbeit.

4. Literatur

- /1/ S. Leistikow, G. Schanz, H.v. Berg:
Kinetik und Morphologie der isothermen Dampf-Oxidation von Zircaloy 4
bei 700 - 1300°C, KfK 2587 (März 1978).
- /2/ G. Schanz, S. Leistikow:
Experimentelle Ergebnisse zu den Ursachen mechanischer Instabilität
oxidischer Deckschichten (Breakaway) auf Zirkonium-Legierungen.
Vortrag DGM-Tagung Den Haag, Niederlande Juni 1979, IKK K 90250685.
- /3/ R.E. Pawel, J.J. Campbell:
Some Oxidation Characteristics of Ta-10W and Ta-10W-2.5 Hf Alloys,
Proc. TMS-AIME Symp. Detroit, Michigan (USA) 21.-24.10.74, S. 330-351
- /4/ O. Kubaschewski, B.E. Hopkins:
Oxidation of Metals and Alloys. Butterworth, London 1962, S. 51.
- /5/ E.H. Karb, L. Sepold, P. Hofmann, C. Petersen, G. Schanz, H. Zimmermann:
KfK In-Pile Tests on LWR Fuel Rod Behaviour During the Heatup Phase of
a LOCA, KfK 3028 (Okt. 1980).

Tab. 1: Vergleich der Mikrohärt-Mittelwerte über die Hüllrohrwand (HV 0,025; in Klammer: Zahl der Einzelmessungen)

Meßverfahren	LOCA-Vers.Nr., Materialzustand	Schnittebene 1	Schnittebene 4	Berstbereich	
				gegenüber Riß	beim Riß
1. HZ-Verfahren	A 2.1	189,0 (21)	-	193,0 (21)	196,8 (17)
	A 2.3	186,9 (20)	-	194,3 (20)	193,2 (16)
	B 1.1	200,0 (21)	-	206,5 (21)	217,2 (18)
	B 1.2	215,6 (21)	-	193,5 (19)	189,4 (18)
	B 1.3	203,3 (21)	-	185,0 (21)	218,2 (17)
2. HZ-Verfahren	A 2.1	247,6 (63)	-	-	-
	A 2.2	258,5 (48)	-	255,2 (42)	258,3 (22)
	B 1.2	-	259,4 (54)	-	-
	B 1.5	249,7 (63)	243,9 (45)	248,3 (51)	261,9 (32)
	B 1.6	250,9 (66)	238,8 (63)	243,6 (66)	247,8 (24)
	B 3.1	247,1 (63)	244,7 (63)	234,0 (66)	236,8 (30)
	B 3.2	235,3 (57)	286,0 (51)	244,5 (60)	256,6 (23)
	Ausgangszustand	261,6 (75)			
IMF-Verfahren	Ausgangszustand	208,2 (77)	210,6 (81)	209,6 (77)	

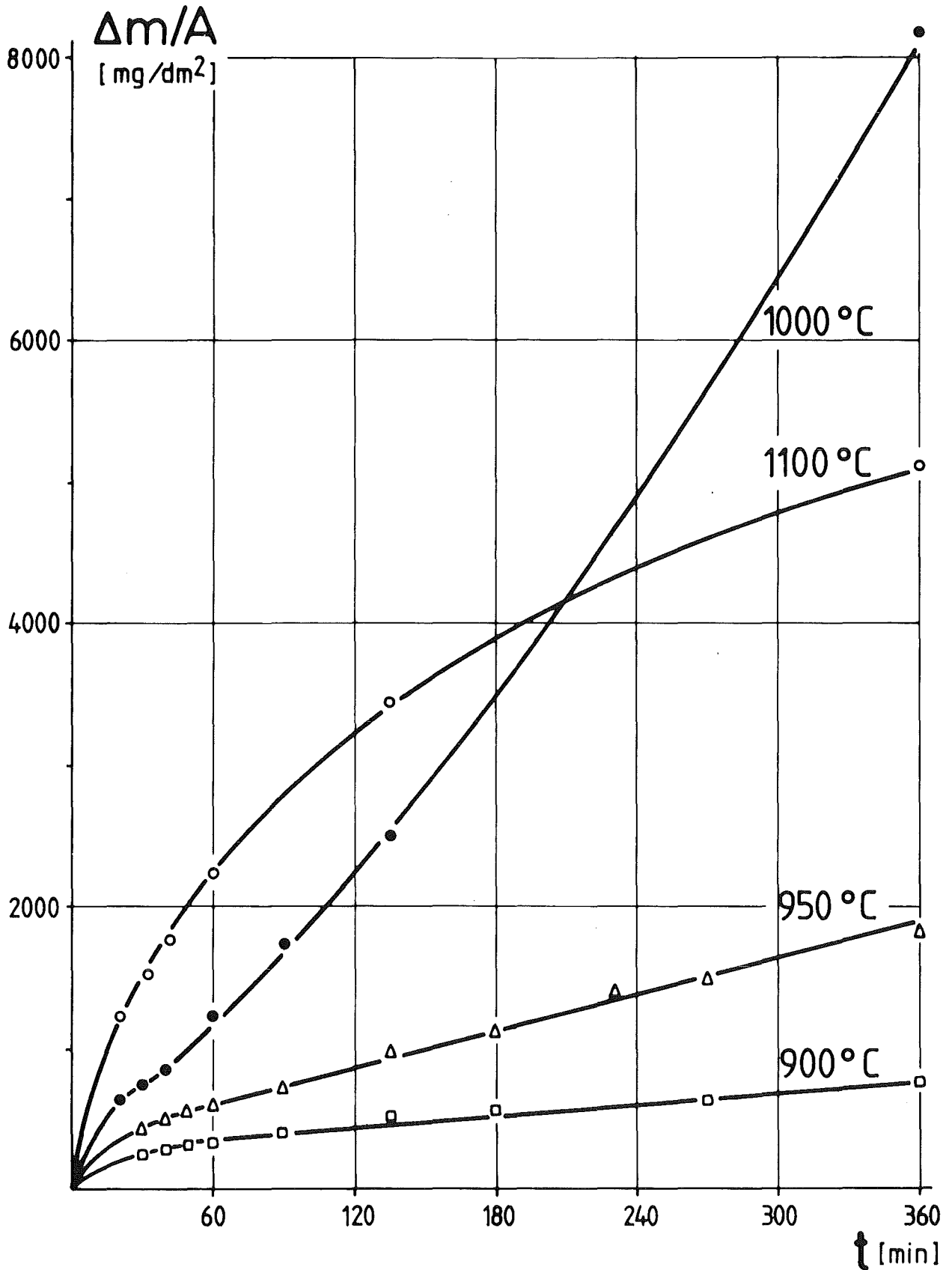


Abb. 1 Isotherme Zircaloy 4 / Wasserdampf-Hochtemperatur-Oxidation

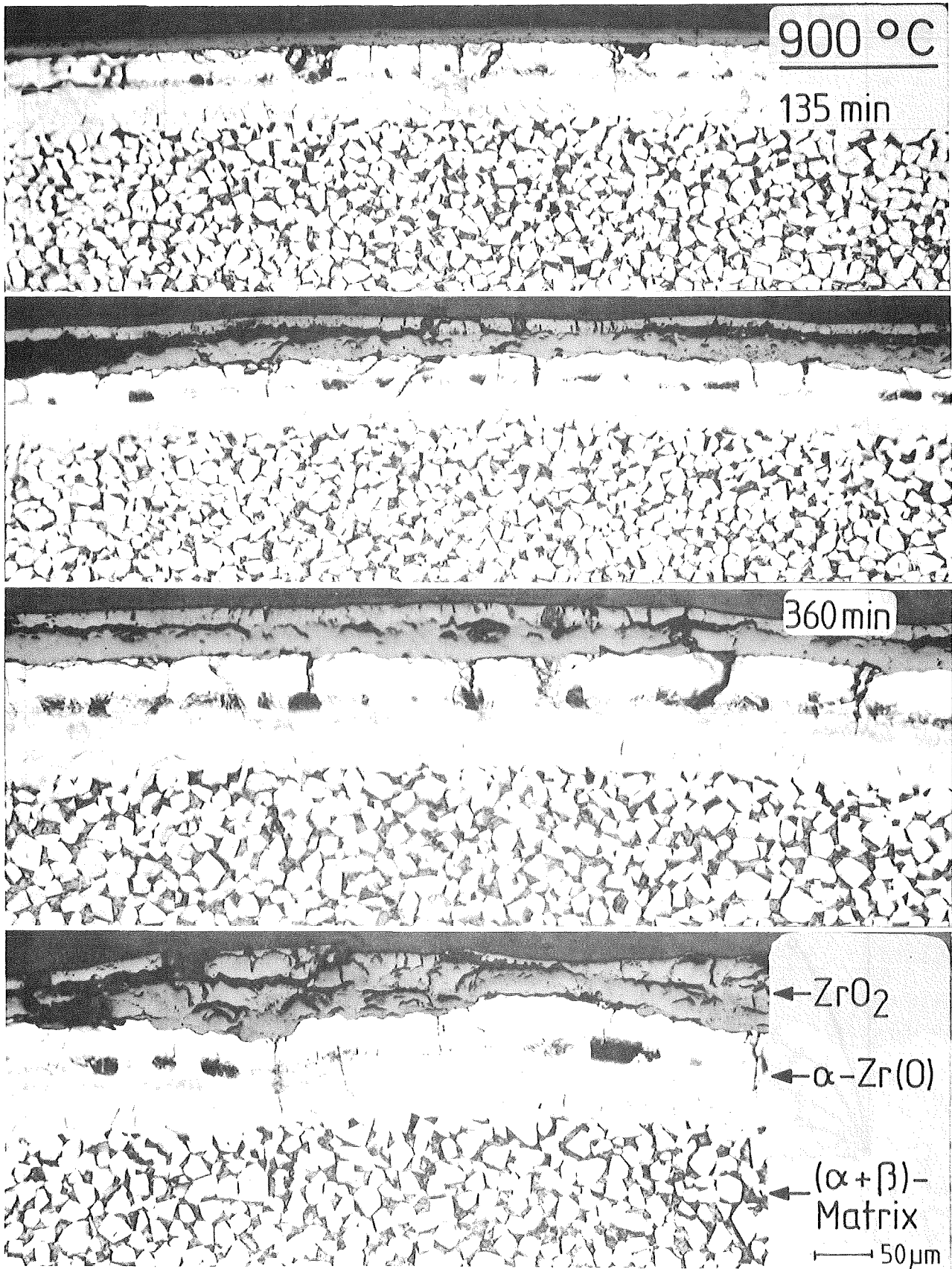


Abb. 2 Zircaloy 4/Dampf-Hochtemp.-Oxidation; Schädigung des Oxids, Gefüge

950°C, 360 min

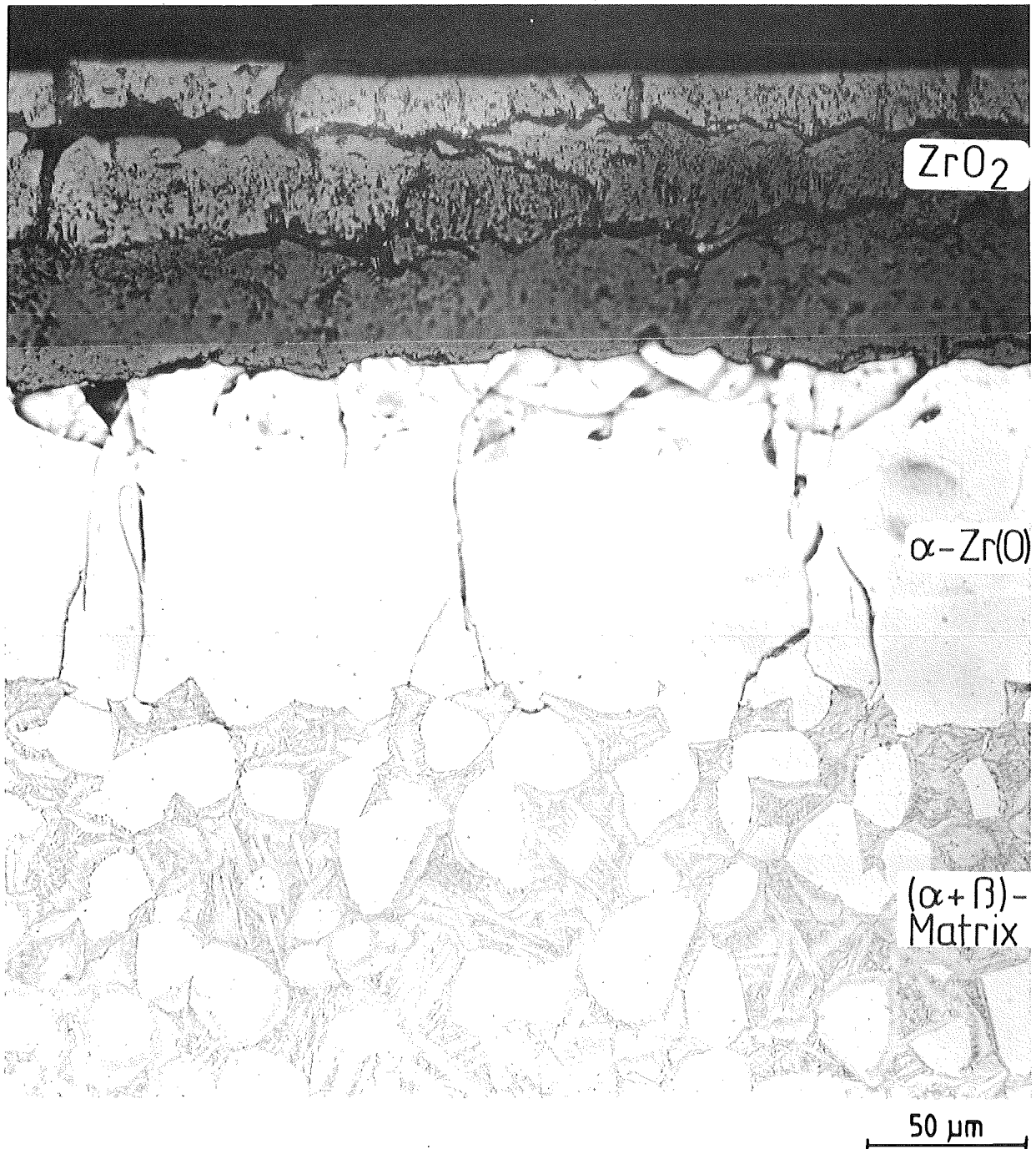


Abb. 3 Zircaloy 4/Dampf-Hochtemp.-Oxidation; Rißsysteme im Oxid, $\alpha-Zr(O)$ -Schicht, $(\alpha + \beta)$ -Grundgefüge

1000 °C, 20 min

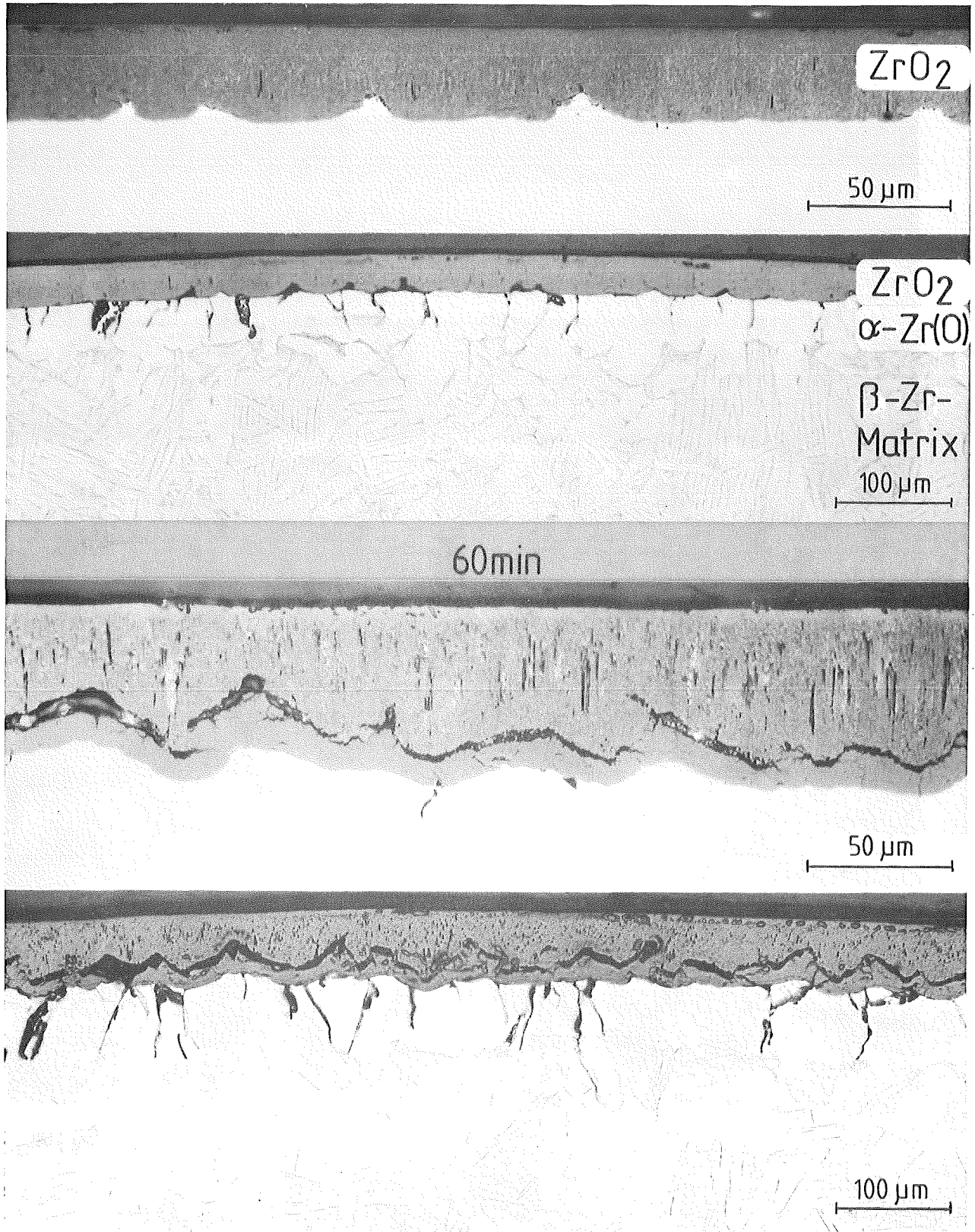


Abb. 4 Zircaloy 4/Dampf-Hochtemp.-Oxidation; wellige $ZrO_2/\alpha-Zr(O)$ -Grenze, Rißbildung im Oxid

1100°C, 60 min



360 min

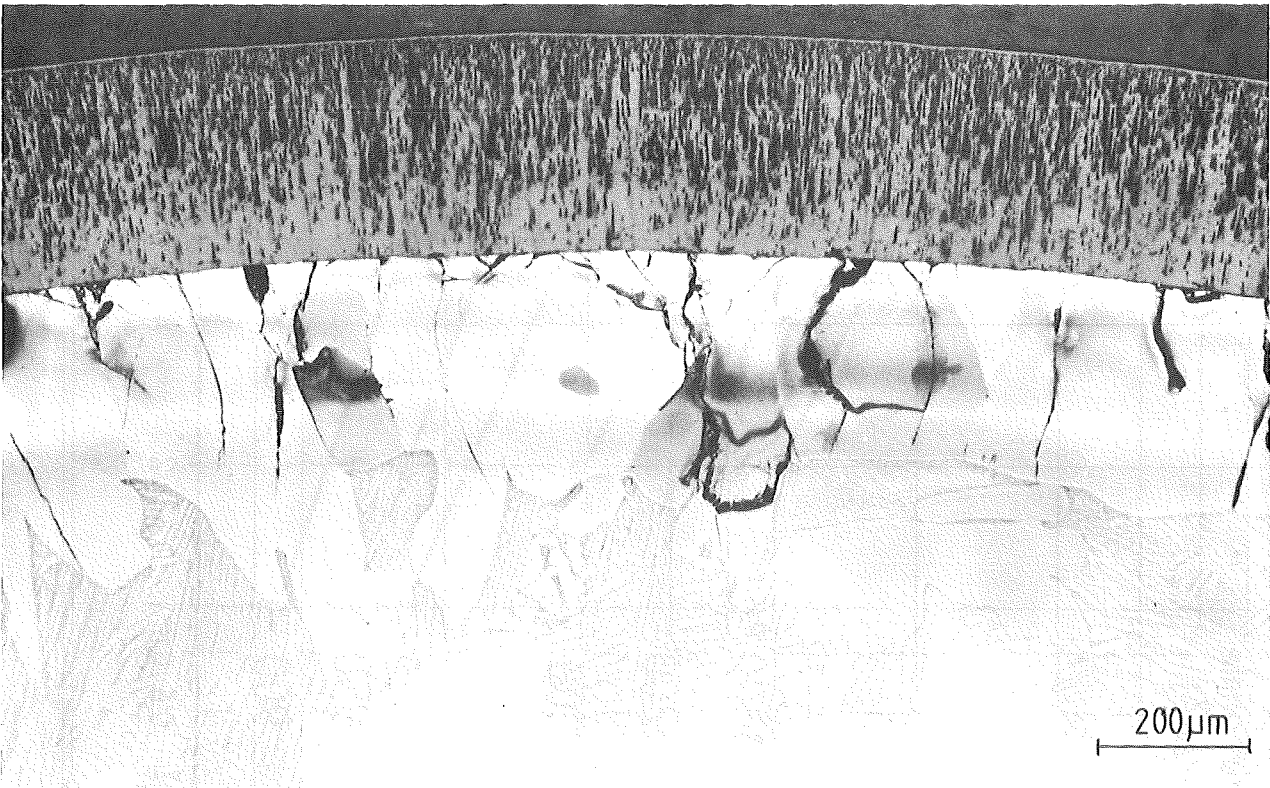
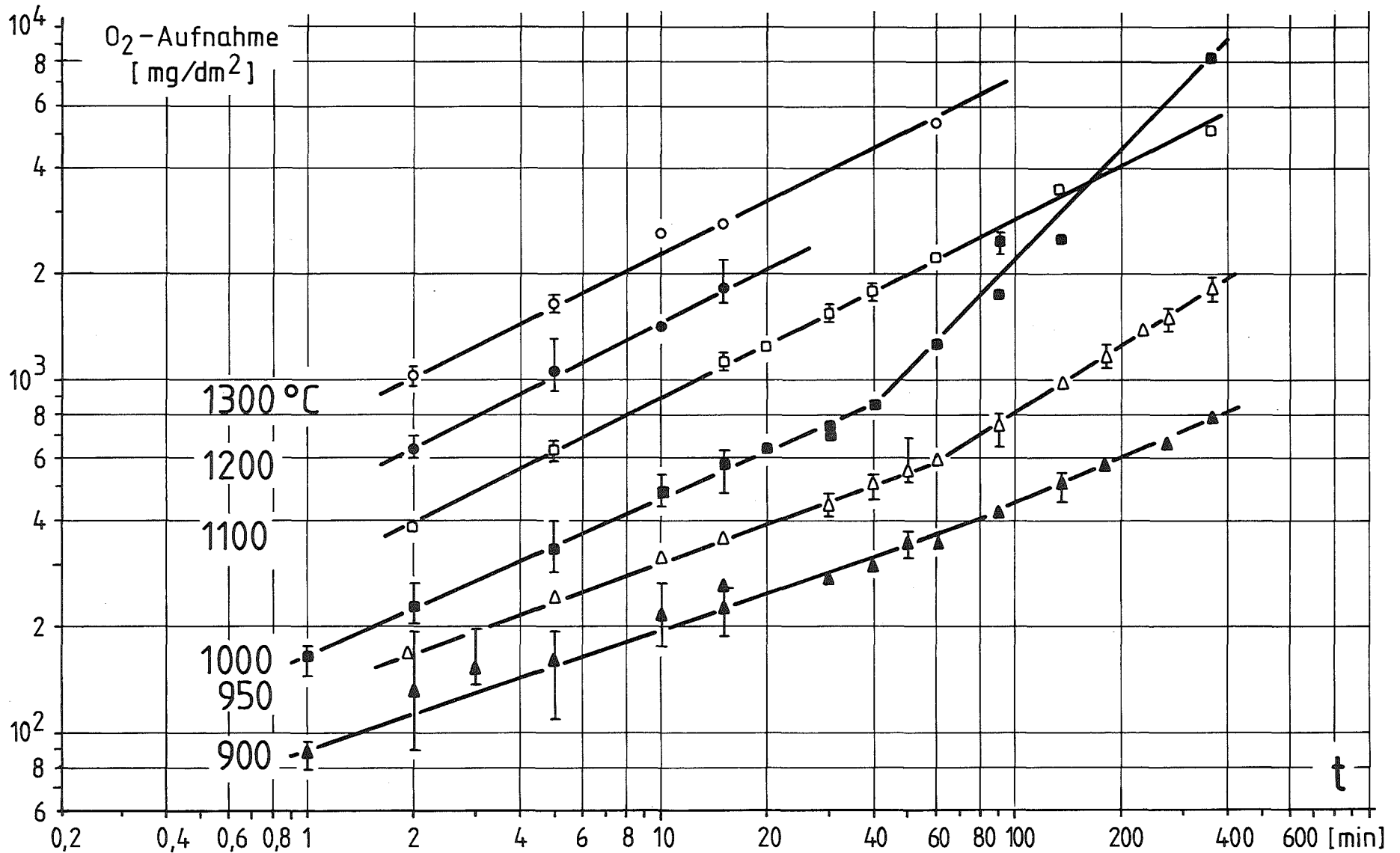
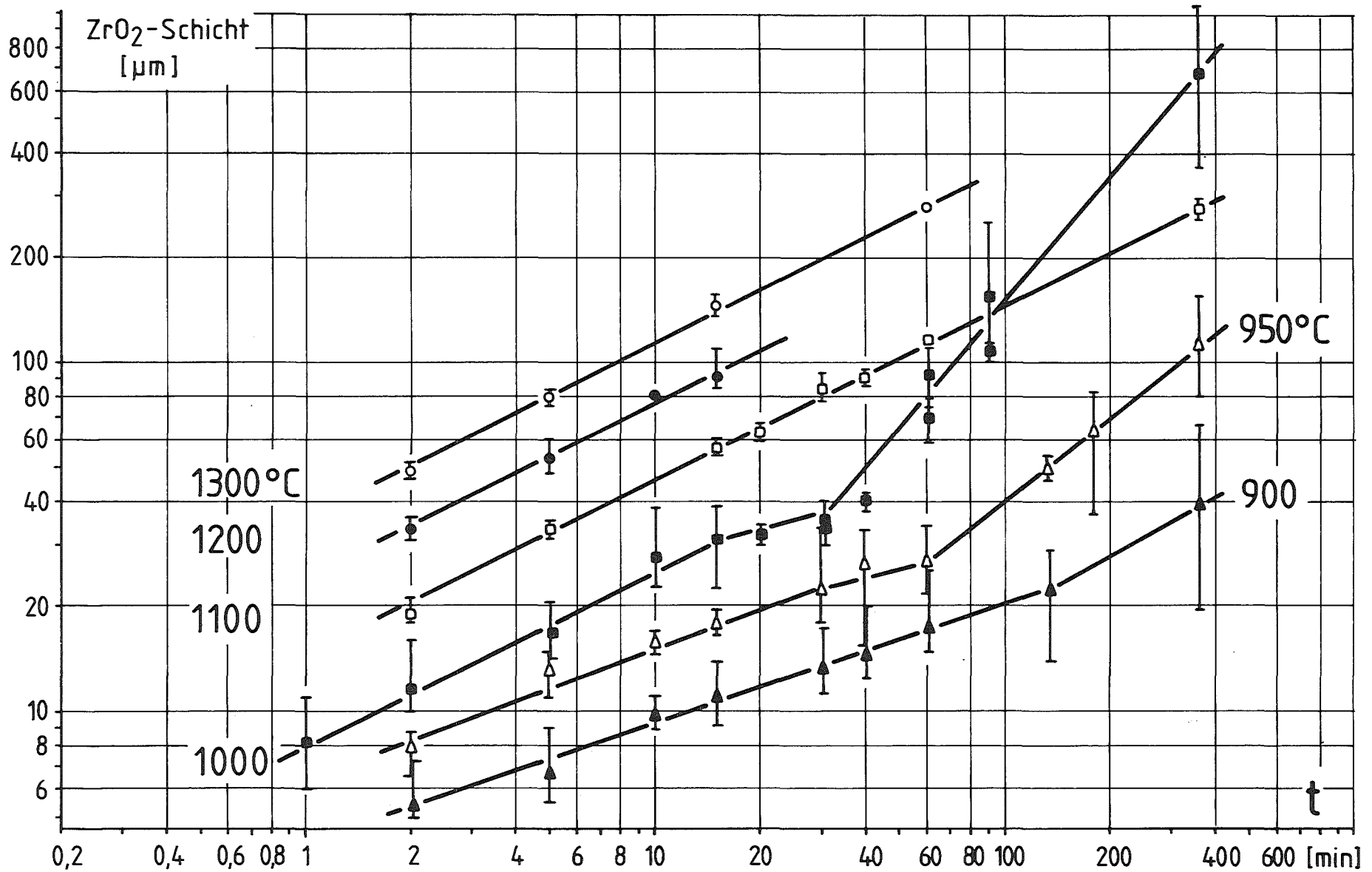


Abb. 5 Zircaloy 4/Dampf-Hochtemp.-Oxidation; intakter Schichtaufbau und langzeitige Schutzwirkung des Oxids



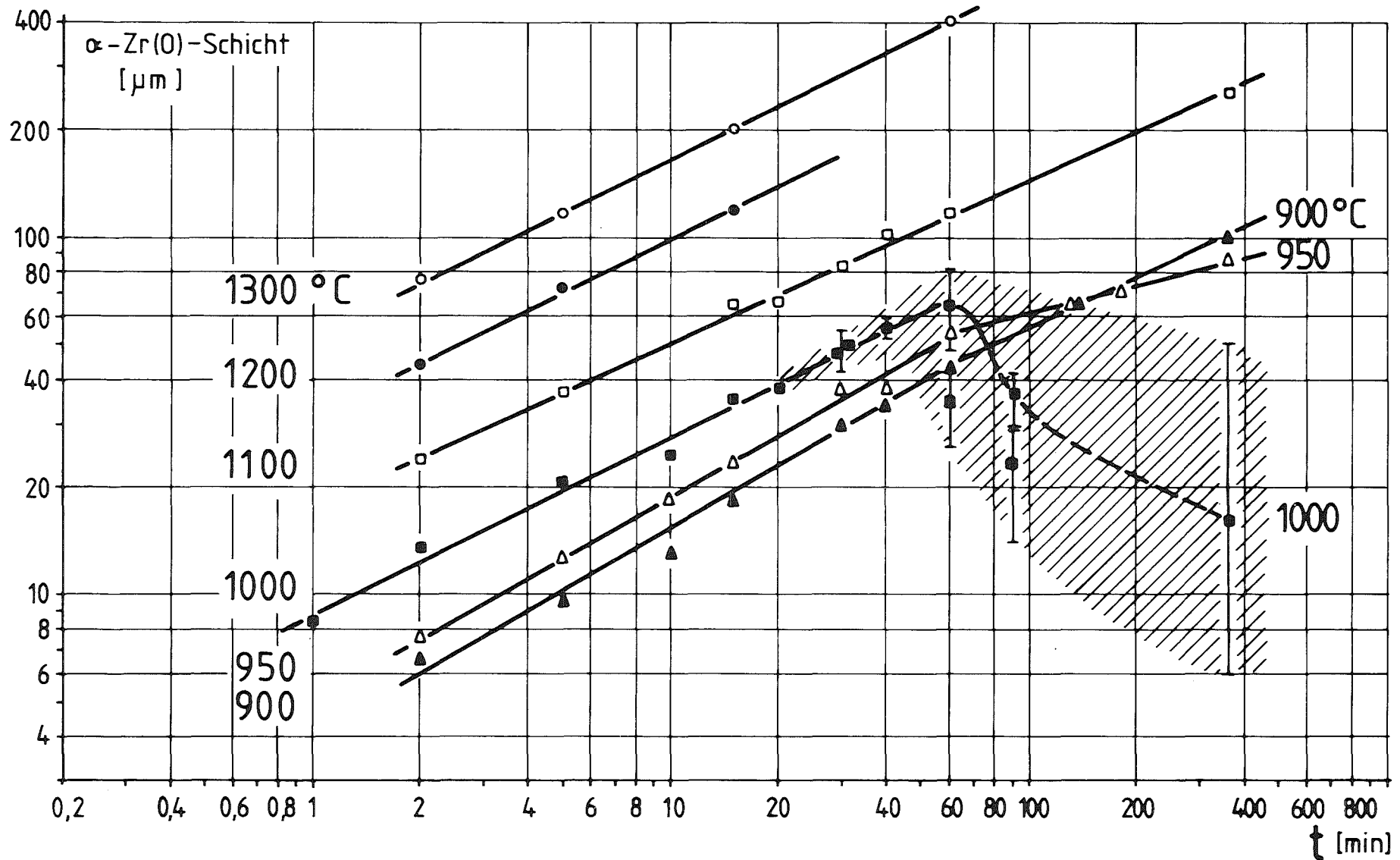
4200-64

Abb. 6 Zircaloy 4/Dampf-Hochtemp.-Oxidation. Kinetik der Sauerstoff-Aufnahme



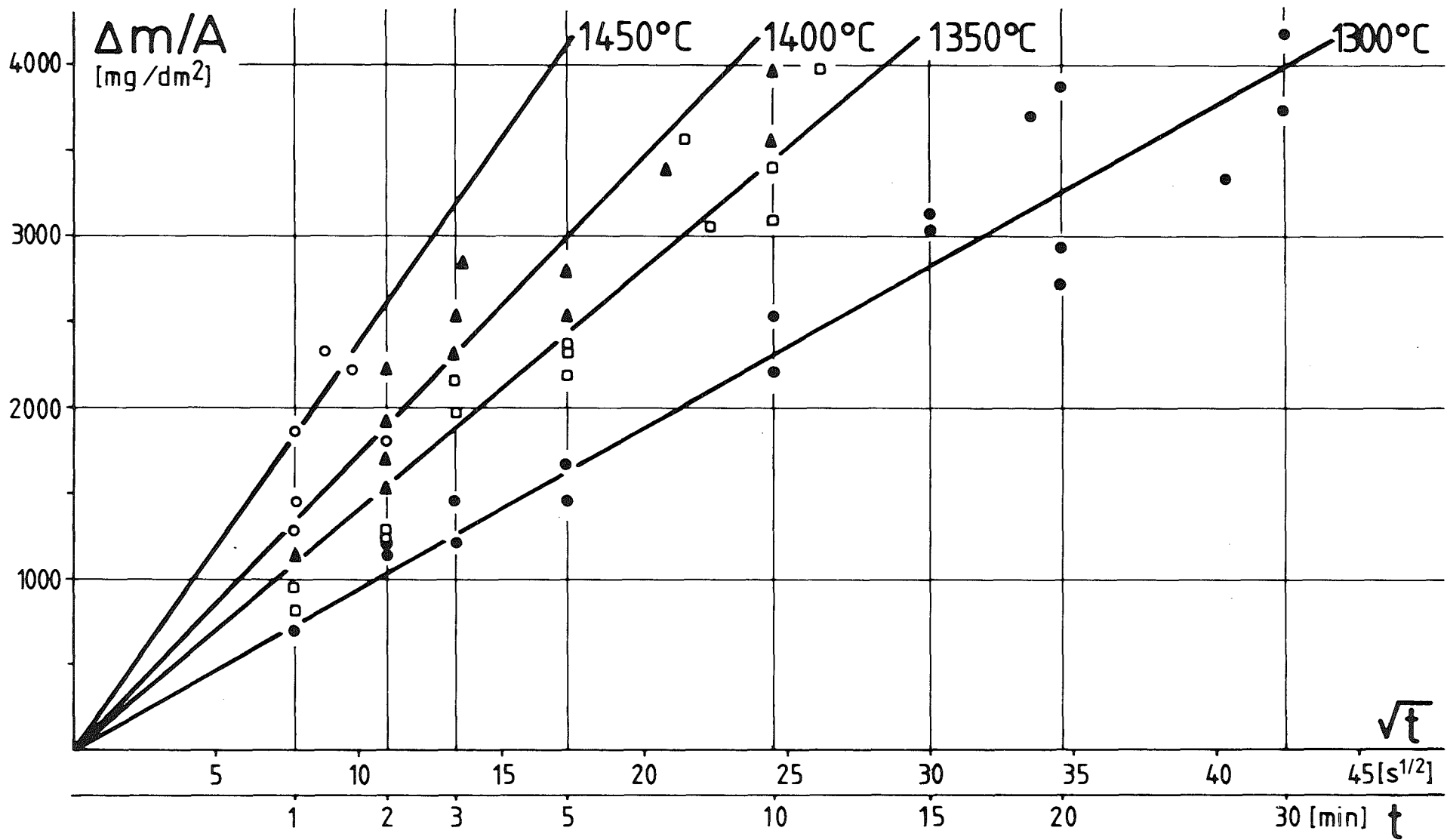
- 4200-65 -

Abb. 7 Zircaloy 4/Dampf-Hochtemp.-Oxidation. Kinetik des Wachstums der ZrO₂-Schicht



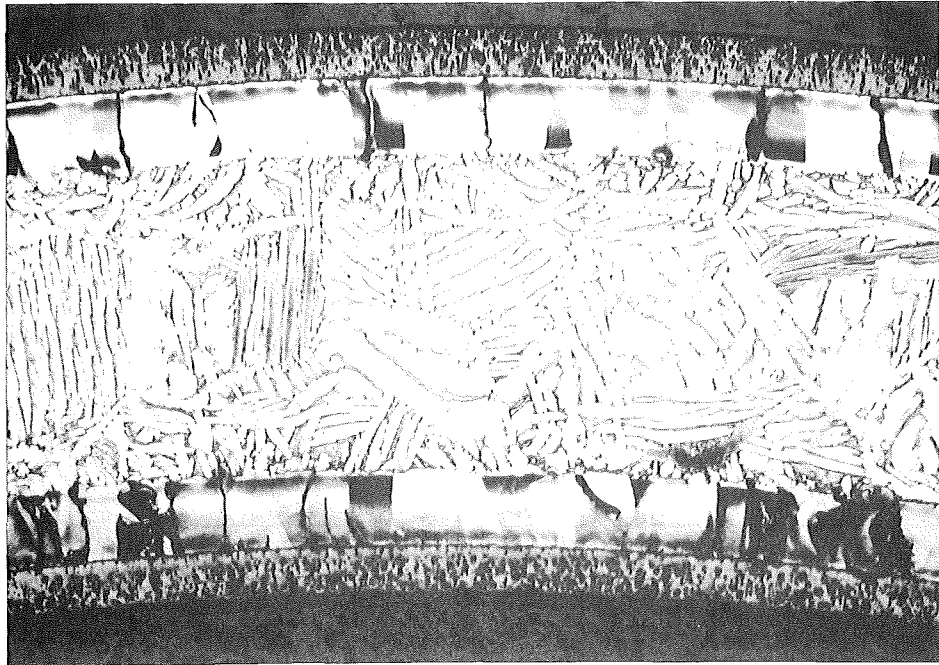
- 4200-66 -

Abb. 8 Zircaloy 4/Dampf-Hochtemp.-Oxidation. Kinetik des Wachstums der α -Zr(O)-Schicht

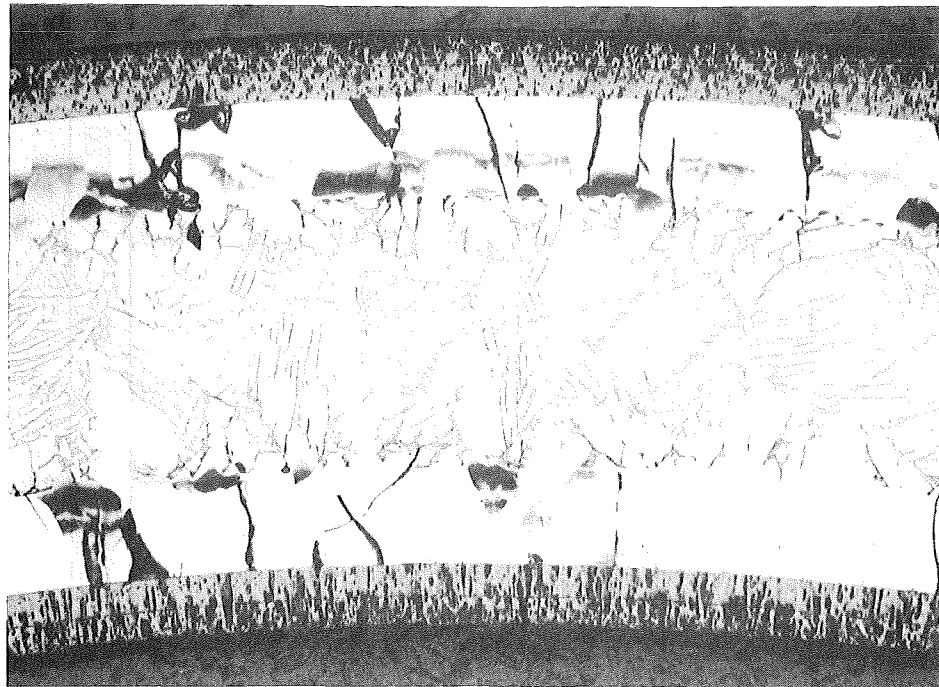


- 4200-67 -

Abb. 9 Isotherme Zircaloy 4/Dampf-Hochtemp.-Oxidation bei indukt. Beheizung (1300-1450°C)



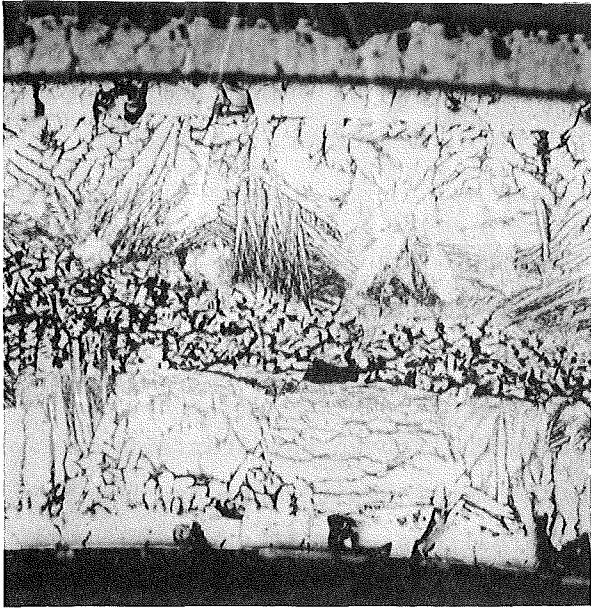
1 min



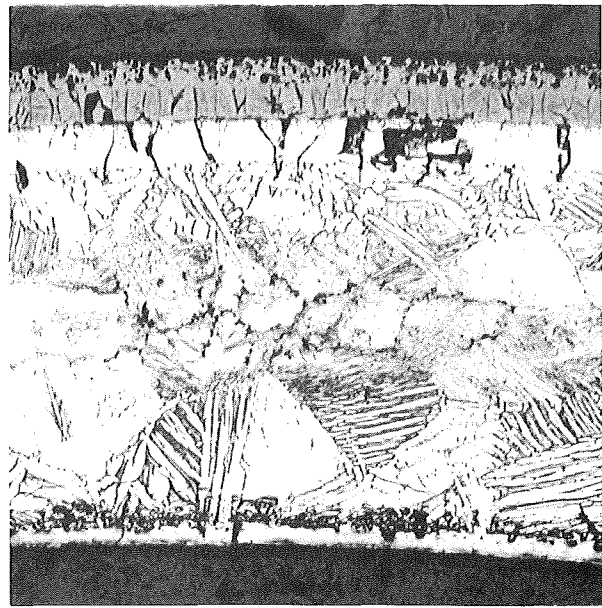
2 min

100 μ m

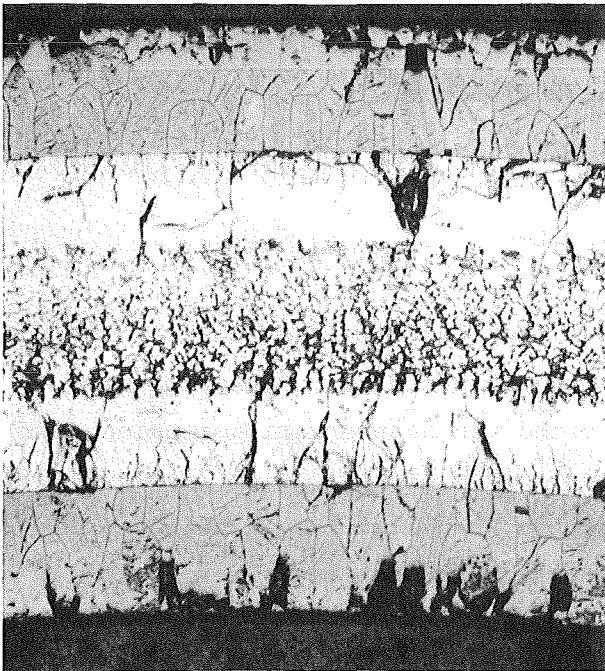
Abb. 10 Isotherme Zircaloy 4/Dampf-Hochtemperatur-Oxidation bei induktiver Beheizung (1450 °C, 1 und 2 min)



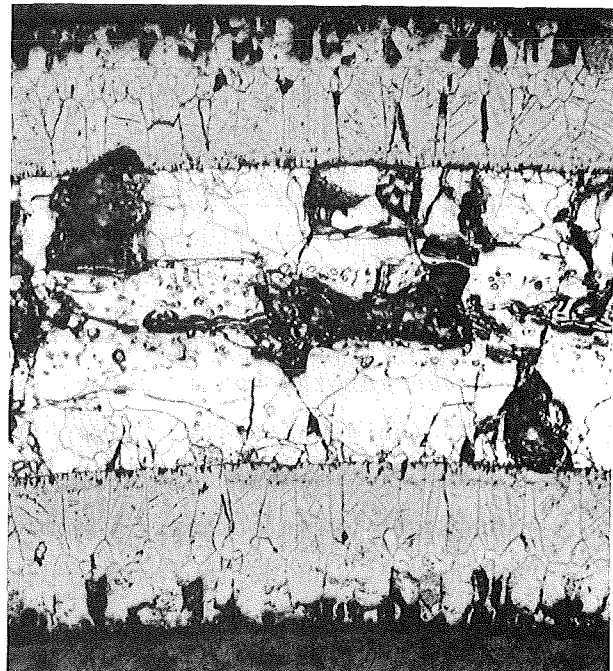
6,9 s, 300 → 1760 °C (211°/s)



15,9 s, 300 → 1730 °C (90°/s)



31,7 s, 300 → 1760 °C (46°/s)



78,8 s, 300 → 1718 °C (18°/s) 100 μm

Abb. 11 Transiente Zircaloy 4/Dampf-Hochtemperatur-Oxidation bei induktiver Beheizung. Zustand nach verschiedenen T-Transienten bis T_S .

06.01.06/13A Untersuchungen zum Einfluß des Oxidbrennstoffes und von
PNS 4235.3 Spaltprodukten auf die mechanischen Eigenschaften von
 Zircaloy-Hüllrohren bei Störfalltransienten
 (P. Hofmann, H.Eckstein, J. Spino, H. Zimmermann, H.Schneider,
 J.Burbach, G.Gausmann, K.Kurz, H.Metzger, B.Scheckel; IMF I)

1. Einleitung

Im Rahmen dieses Vorhabens wird untersucht, welchen Einfluß der Brennstoff sowie die flüchtigen Spaltprodukte, insbesondere Jod, auf das Verformungs- und Bruchverhalten von Zircaloy-Hüllrohren bei Störfalltransienten besitzen. Darüber hinaus wird die Möglichkeit einer bruchmechanischen Beschreibung des mechanischen Verhaltens von rißbehafteten Hüllrohren in Gegenwart von Jod untersucht.

In Zusammenarbeit mit dem PNS-Vorhaben 06.01.08 werden zerstörende Nachuntersuchungen von in-pile LOCA getesteten Brennstäben durchgeführt. Außerdem werden die Spaltgasfreisetzung sowie die Brennstoffschwellung während der LOCA-Transiente quantitativ bestimmt.

2. Durchgeführte Arbeiten und erzielte Ergebnisse

2.1 Einfluß von flüchtigen Spaltprodukten

2.1.1 Einleitung

Es besteht heute allgemeine Übereinstimmung darüber, daß bei Brennstabschäden infolge von zu schnellen Leistungserhöhungen in Leichtwasserreaktoren die Zircaloy-Hüllrohre aufgrund von Spannungsrißkorrosion (SRK) versagen. Voraussetzung dafür ist aber, neben einer lokalen Zugbeanspruchung der Hülle aufgrund von mechanischen Wechselwirkungen zwischen dem Brennstoff und Hüllmaterial, die Gegenwart chemisch reaktiver Spaltprodukte.

Welche Spaltproduktelemente bzw. -verbindungen für das Versagen der Zircaloy-Hülle verantwortlich sind, konnte noch nicht endgültig geklärt werden. Bei Laboruntersuchungen zum Verhalten von Zircaloy (Zry) gegen-

über SRK bei Temperaturen $\leq 400^{\circ}\text{C}$ zeigte sich aber eindeutig, daß elementares Jod bereits in sehr geringen Konzentrationen zum verformungsarmen Versagen des Zry-Hüllrohres führen kann. Von den restlichen Spaltprodukten haben nur noch Cäsium und Cadmium in hohen Konzentrationen ein ähnlich sprödes Versagen des Zircaloy bewirkt wie das Jod. Jod wird deshalb hauptsächlich für die beobachteten Brennstabschäden verantwortlich gemacht. Aus diesem Grunde wurde daher das SRK-Verhalten von Zry gegenüber Jod sehr umfangreich in out-of-pile Experimenten untersucht. Untersuchungen über den Einfluß von Jod oder anderen flüchtigen Spaltprodukten auf die mechanischen Eigenschaften von Zry bei Temperaturen oberhalb 500°C , wie sie bei LWR-Störfällen (LOCA, Anticipated Transients without Scram) auftreten können, waren dagegen bisher noch nicht durchgeführt worden. Für Sicherheitsbetrachtungen ist es aber wichtig, zu wissen, ob und wie die mechanischen Eigenschaften der Zry-Hüllrohre bei Störfällen durch freigesetzte Spaltprodukte beeinflusst werden.

2.1.2 Versuchsdurchführung

Es wurden isotherme, isobare sowie temperatur- und drucktransiente Berstexperimente zwischen 700 und 1000°C durchgeführt. Die out-of-pile Experimente erfolgten mit kurzen Zircaloy-4 Rohrproben ($10,76 \times 0,72$ mm) unter Schutzgas. Die Hüllrohre kamen im Anlieferungszustand zum Einsatz. Die Rohrproben enthielten einzeln oder in bestimmter Kombination folgende simulierte Spaltproduktelemente bzw. -Verbindungen in unterschiedlichen Konzentrationen (30 - 350 mg pro 1 cm Rohrlänge):

- Se, Mo, Cd, Sn, Sb, Te, J, Cs
- TeO_2 , TeJ_4 , ZrTe_2 , ZrJ_4 , J_2O_5 , Cs_2O , Cs_2Te , CsJ
- Cs_2ZrO_3 , Cs_2MoO_4

Die mechanische Beanspruchung der Hüllrohre erfolgte durch einen He-Gasdruck in den Proben. Die Versuchsanordnungen und die Versuchsdurchführung sind in /1,3/ beschrieben.

Mit den oben angegebenen Substanzen wurden auch isotherme Verträglichkeitsglühungen bei 500 , 700 , 900 und 1100°C durchgeführt. Die Glühzeit variierte zwischen 600 und 6000 s. Die Elemente und Verbindungen wurden

dazu in Nöpfchen aus Zircaloy-4 gegläht, die gasdicht verschlossen waren. Eine mechanische Beanspruchung des Zircaloy erfolgte nur durch den Dampfdruck der Substanzen.

2.1.3 Versuchsergebnisse

2.1.3.1 Verträglichkeitsuntersuchungen

Die Untersuchungen der chemischen Wechselwirkungen zwischen den simulierten Spaltprodukten bzw. Spaltproduktverbindungen und dem Zircaloy-4 ergaben folgende Ergebnisse (Abb.06.01.06/13A-1):

Cs,CsI,Mo	no chemical interactions
Cs ₂ O, I ₂ O ₅ Cs ₂ ZrO ₃ , Cs ₂ MoO ₄	oxygen embrittlement of Zry starting at about 700°C
I, Se, Te Sn, Sb, ZrI ₄	uniform attack of Zry
Cd Cs ₂ Te, TeI ₄	uniform and localized enhanced attack of Zry

annealing temperature : 500/700/900/1100°C
annealing time : 600/1800/6000 s

Abb. 06.01.06/13A-1: Chemische Wechselwirkungen zwischen simulierten Spaltproduktelementen bzw. -verbindungen und Zircaloy-4

- Keine chemische Wechselwirkungen mit dem Zircaloy werden durch die Spaltprodukte Mo Cs und CsJ verursacht, auch nicht bei 1100°C/6000 s.
- Eine Diffusion von Sauerstoff in das Zircaloy unter Bildung einer sauerstoffstabilisierten α-Zr(O)-Phase erfolgt bei den Verträglichkeitsglühungen mit den oxidischen Verbindungen Cs₂O, J₂O₅, Cs₂ZrO₃ und Cs₂MoO₄. Eine merkliche Sauerstoffaufnahme im Zircaloy, die eine Härtezunahme bewirkt, findet aber erst ab 700°C statt. Die Tiefe der

α -Zr(O)-Phase variierte bei $1100^{\circ}\text{C}/6000\text{ s}$ zwischen $60\ \mu\text{m}$ (Cs_2ZrO_3) und etwa $200\ \mu\text{m}$ (Cs_2MoO_4).

- Se, Te, Sn, Sb und Jod verursachten einen nahezu gleichmäßigen, flächenhaften Angriff des Zircaloy. In allen Fällen diffundieren aber die Elemente nicht in das Zircaloy, sondern das Zircaloy wird gelöst, z.T. unter Bildung von Verbindungen wie ZrSe_2 , ZrTe_2 , ZrSn_2 und Zr_3Sn_2 .
- Korngrenzenangriffe werden durch Cd, Cs_2Te und TeJ_4 verursacht. Sichtbare Reaktionen des Cd mit dem Zircaloy finden aber erst oberhalb 700°C statt. Das Cd diffundiert entlang der Korngrenzen in das Zircaloy und zerstört dadurch den Kornverband. Außerdem kommt es zur Bildung von ZrCd_2 . Cs_2Te reagiert ab 700°C gleichmäßig mit dem Zircaloy, ab 900°C finden jedoch auch lokal verstärkte Korngrenzenangriffe statt.

Wie die Ergebnisse der Verträglichkeitsuntersuchungen zeigen, kommt es mit Ausnahme von Mo, Cs und CsJ in Gegenwart der anderen untersuchten Substanzen zu chemischen Wechselwirkungen mit dem Zircaloy. Es ist daher wichtig zu wissen, in welchem Maße die mechanischen Eigenschaften von Zircaloy durch diese Reaktionen verändert werden. Die Ergebnisse der Zeitstandexperimente mit spaltproduktenthaltenden Zircaloy-4-Rohrproben sind im nachfolgenden Kapitel dargestellt /6/.

2.1.3.2 Berst- und Zeitstandexperimente

Die Versuchsergebnisse sind in den Abb. 06.01.06/13A-2 und -3 dargestellt. Die Abbildungen zeigen die Berstdehnung und Standzeit für die verschiedenen Rohrproben (as-received, innen durch eine Kerbe vorgeschädigt) in Abhängigkeit der untersuchten Substanzen. Als Bezugswerte gelten die Daten der spaltproduktfreien Vergleichsproben (He-Referenzproben). Bei den Zeitstandexperimenten wurde nach Erreichen der Temperatur von 700°C ein Druck von 75 bar in den Rohrproben eingestellt, der auch dem Berstdruck entspricht.

Die Standzeiten variierten für die as-received Hüllrohre zwischen 588 s (J_2O_5) und 850 s (Cs_2MoO_4) (Abb.06.01.06/13A-2) und für die vor-

geschädigten Hüllrohre zwischen 14 s (J_2O_5) und 917 s (Cs_2MoO_4) (Abb. 06.01.06/17A-3). Man kann diesen Daten entnehmen, daß es speziell bei den vorgeschädigten Proben zu einer starken Reduzierung der Standzeit durch Jod oder durch die leicht flüchtigen Jodverbindungen (I_2O_5 , TeI_4 , ZrI_4) kommt, nicht jedoch bei den as-received Proben.

Was die Berstdehnungen anbelangt, so erkennt man, daß diese durch die meisten untersuchten Substanzen nur wenig beeinflusst werden. Nur in Verbindung mit elementarem Jod oder den leichtflüchtigen Jodverbindungen (J_2O_5 , ZrJ_4 , TeJ_4) kommt es zu einer ausgeprägten Abnahme der Berstdehnung, besonders bei den vorgeschädigten Hüllrohrproben. Die Berstdehnungen der as-received Proben liegen generell unter 35% (Abb. 06.01.06/13A-2), bei den vorgeschädigten Proben sogar unter 5% (Abb. 06.01.06/13A-3) gegenüber 120% bzw. ca. 31% der spaltproduktfreien Vergleichsproben.

Neben dem Jod und den leichtflüchtigen Jodverbindungen besitzen teilweise auch Selen und Tellur einen stärkeren Einfluß auf die mechanischen Eigenschaften von Zircaloy, nicht aber CsJ. Selen bewirkt bei den Zeitstandexperimenten ein verformungsarmes Versagen von as-received Rohrproben (etwa 40%), nicht dagegen bei den vorgeschädigten Proben. Tellur zeigt im Vergleich zu den anderen Substanzen ebenfalls einen Einfluß auf die Berstdehnung, der jedoch nicht so ausgeprägt ist wie beim Jod und Selen (Abb. 06.01.06/13A-2, -3). Cd und Mo, die im Rahmen von einaxialen Zugversuchen eine starke Versprödung von Zircaloy bewirken, hatten bei diesen Experimenten keinen Einfluß auf die mechanischen Eigenschaften von Zircaloy /6/.

2.2 Bestimmung der kritischen Jodkonzentration

2.2.1 Einleitung

Umfangreiche Berst- und Zeitstandexperimente im Temperaturbereich 600 bis 900°C haben gezeigt, daß es durch die Wirkung von Jod zum Versagen der Zircaloy-Hüllrohre infolge Spannungsrißkorrosion (SRK) kommen kann /1,2,3,4,6/, die ein verformungsarmes, beschleunigtes Versagen der Hüllrohre bewirkt. Voraussetzung ist jedoch, daß Jod in einer genügend

hohen Konzentration in den Rohrproben vorhanden ist. Diejenige Jodkonzentration, die den Übergang vom duktilen zum verformungsarmen Versagen des Hüllmaterials verursacht, wird als kritische Jodkonzentration bezeichnet /6/. In früheren Arbeiten /8/ wurde bei 700°C ein Wert für die kritische Jodkonzentration von 0,3 bis 0,8 mg/cm³ ermittelt, unabhängig vom Zustand des Hüllmaterials (as-received, vorgeschädigt, voroxidiert). In weiterführenden Experimenten wurde jetzt auch die kritische Jodkonzentration für andere Temperaturen bestimmt. Darüber hinaus wurde der Einfluß des Berstdruckes auf die kritische Jodkonzentration untersucht.

2.2.2 Experimentelles

Zur Bestimmung der kritischen Jodkonzentration wurden zwischen 500 und 900°C zahlreiche Zeitstandexperimente durchgeführt. Die Zeitstandexperimente haben gegenüber den temperatur- und drucktransienten Berstexperimenten den Vorteil, daß die Versuchsbedingungen, wie Bersttemperatur, Berstdruck, Aufheizrate und Standzeit, genauer eingehalten werden können. Die Berstdrücke wurden zwischen 20 und 200 bar variiert, um so unterschiedliche Hüllrohrbeanspruchungen und Standzeiten zu realisieren. Die Anfangsjodkonzentration variierte zwischen 0,01 und 100 mg/cm³ (1 cm³ entspricht einer Hüllrohrinnenoberfläche von 4,29 cm² oder einer Rohrlänge von 1,47 cm). Um das Entweichen von Jod und/oder anderen flüchtigen Zirkonium/Jod-Verbindungen aus den Rohrproben während der drucklosen Aufheizphase zu verhindern, war der Druckeinlaß zur Probe mit einer Zirkoniummembrane (0,1 mm dick) gasdicht verschweißt. Beim Aufbringen des Rohrrinnendruckes mittels He wurde die Membrane dann zerstört. Der Austritt von flüchtigen Substanzen während des Experiments ist aufgrund der kurzen Standzeiten (≤400 s) klein.

2.2.3 Versuchsergebnisse

Die Darstellung der Berstdehnung als Funktion der Anfangsjodkonzentration zeigt für alle untersuchten Temperaturen im Prinzip den gleichen Verlauf (Abb. 06.01.06/13A-4). Die Kurven zeigen für jede Temperatur einen charakteristischen Jodkonzentrationsbereich in dem die Duktilität der Zircaloy-Hüllrohre drastisch reduziert wird. Als kritische Jodkon-

zentration wird dabei der Wendepunkt der angenommenen Funktion $\epsilon = \epsilon(\log I_{\text{con.}})$ definiert (Abb. 06.01.06/13A-4) /6/. Die kritische Jodkonzentration steigt mit der Temperatur stark an und variiert zwischen ca. $0,01 \text{ mg/cm}^3$ bei 500°C und etwa 50 mg/cm^3 bei 900°C . Eine Arrhenius-Darstellung ist in Abb. 06.01.06/13A-5 wiedergegeben /6/.

Betrachtet man die Hüllrohrinnenoberflächen der geborstenen Rohrproben mittels eines Rasterelektronenmikroskops, so erkennt man, daß durch die Wirkung von Jod sehr zahlreiche unterschiedlich große Anrisse entstehen (Abb. 06.01.06/13A-6). Der Bruchfläche kann man entnehmen, daß der Rißverlauf hauptsächlich interkristallin ist, der Gewaltbruch des restlichen Hüllrohrquerschnittes erfolgt dagegen duktil. Das Verhältnis des duktilen zum interkristallinen Bruchflächenanteil hängt von den Versuchsbedingungen und der Temperatur ab. Die Tiefe der interkristallinen Risse nimmt mit der Jodkonzentration zu. Bei sehr großen Jodkonzentrationen kommt es außerdem zu einem starken Belag auf der Bruchfläche, wodurch Einzelheiten der Bruchfläche nicht mehr zu erkennen sind.

Oberhalb und unterhalb der kritischen Jodkonzentration ist die Berstdehnung der Hüllrohre von der Jodkonzentration nahezu unabhängig (Abb. 06.01.06/13A-4). Bei Experimenten mit Jodkonzentrationen unterhalb der kritischen, die noch nicht zu einem verformungsarmen Versagen der Hüllrohre führen, sind in der Hüllrohrinnenoberfläche nur sehr kleine Anrisse zu erkennen. Der Bruch erfolgt duktil.

Der stärkste Einfluß von Jod im Hinblick einer Abnahme der Berstdehnung und Tangentialbruchspannung der Hüllrohre wird zwischen 600 und 800°C festgestellt (Abb.06.01.06/13A-7). Oberhalb 800°C geht der Einfluß von Jod auf die Berstdehnung und Bruchspannung deutlich zurück und ist bei 900°C praktisch zu vernachlässigen.

Der Berstdruck und damit die Standzeit besitzen keinen Einfluß auf die kritische Jodkonzentration. Höhere Berstdrücke verursachen lediglich einen ausgeprägteren Übergang vom duktilen zum verformungsarmen Versagen des Hüllrohres.

2.2.4 Diskussion

Die out-of-pile bestimmten kritischen Jodkonzentrationen liegen im Temperaturbereich von 500 bis 700°C in der gleichen Größenordnung wie diejenigen, die von anderen Experimentatoren für Temperaturen zwischen 300 und 400°C ermittelt wurden (Abb. 06.01.06/13A-5).

Vergleicht man das Jodangebot in einem hochabgebrannten Brennstab (35 000 MWd/t) von 2,23 mg/cm³ (Abnahme: vollständige Freisetzung von Jod aus dem UO₂ und homogene Verteilung im Brennstab) mit den experimentell bestimmten kritischen Jodkonzentrationen, so erkennt man, daß nur bis etwa 750°C das Jodangebot größer ist als der Jodbedarf. D.h. nur bis etwa 750°C kann mit einem verformungsarmen Versagen des Zircaloy-Hüllrohres infolge Spannungsrißkorrosion gerechnet werden. Im Hinblick auf das Brennstabverhalten bei einem LOCA, bei dem die Hüllmaterialtemperaturen i.a. oberhalb 750°C liegen, ist daher kein wesentlicher Jodeinfluß auf das Verformungsverhalten zu erwarten. Dies gilt jedoch nur, solange keine Mechanismen wirksam sind, die zu hohen lokalen Jodkonzentrationen im Brennstab Anlaß geben. Lokale Anreicherungen von Jod und Cäsium wurden aber in Brennelementen beobachtet, bevorzugt an UO₂-Pelletstoßstellen. Eine zusätzliche Freisetzung von flüchtigen Spaltprodukten ist außerdem bei den Störfalltransienten - infolge Erhöhung der Brennstofftemperatur - zu erwarten. Durch diese Vorgänge kann es daher zu lokalen Jodkonzentrationen an der Hüllrohrinnenoberfläche kommen, die deutlich größer sind als es dem Abbrandzustand des Brennstabes entspricht. Die oben gemachten Schlußfolgerungen sollten daher als vorläufig betrachtet werden /6/.

Die Arrhenius-Darstellung der kritischen Jodkonzentration über der reziproken Temperatur zeigt, daß die Hochtemperaturwerte nicht zu niedrigen Temperaturen hin extrapoliert werden können (Abb. 06.01.06/13A-5). Außerdem ist zwischen 600 und 700°C eine Diskontinuität im Kurvenverlauf vorhanden. Das deutet darauf hin, daß über den untersuchten Temperaturbereich (700 - 900°C) keine einheitlichen thermodynamischen Bedingungen für die Jod/Zircaloy-Wechselwirkungen angenommen werden können. Um genauere Aussagen über die ablaufenden Reaktionen machen zu können.

nen, ist es daher wichtig, die entstehenden Reaktionsprodukte zu identifizieren. Möglicherweise können dabei verbesserte Parameter gefunden werden, die die ablaufenden Prozesse besser charakterisieren und mit deren Hilfe die Spannungsrißkorrosion von Zircaloy besser beschrieben bzw. vorausgesagt werden kann.

2.3 Bruchmechanische Beschreibung des mechanischen Verhaltens von riß-behafteten Hüllrohren in Gegenwart von Jod

2.3.1 Einleitung

An der Rohrberstanlage ROBERTA wurden isotherme, isobare Innendruckexperimente zur Spannungsrißkorrosion (SRK) von Zircaloy-4-Hüllrohren unter Jodeinfluß bei 700 und 600°C durchgeführt. Zum Einsatz kamen fehlerfreie (as-received) sowie mit verschiedenen tiefen, axialen Kerben in der Innenoberfläche versehene Rohrproben. Die Standzeiten variierten zwischen 30 und 1800 s bei Innendruck zwischen 50 und 320 bar. Als Druckmedium diente Helium, die Jodkonzentration lag einheitlich bei 10 mg/cm³.

2.3.2 Materialverhalten

Ganz allgemein gibt es bei der Versuchsdurchführung und Interpretation von SRK-Berstversuchen drei Fälle, wie das vorgeschädigte Hüllmaterial auf die kombinierte Einwirkung von chemischer Wechselwirkung zwischen Jod und Zircaloy und der durch den Innendruck eingprägten Spannung in der Hüllrohrwand reagieren kann:

1. Die mittlere Spannung im Restquerschnitt vor dem Kerbgrund ist von Anfang an so hoch, daß sie die Bruchfestigkeit erreicht. Dann kommt es - auch ohne Berücksichtigung der Spannungsüberhöhung vor der Rißfront - zum spontanen Versagen. Was den Einfluß des Jods auf den Bruchverlauf angeht, so ist es denkbar, daß die Verformungsgeschwindigkeit so hoch ist, daß das Jod nicht genügend schnell an die Rißfront nachgeliefert wird, und das Material duktil versagt: es reagiert SRK-unempfindlich.
2. Die Spannungsverteilung im Restquerschnitt ist so gestaltet, daß sich vor der Rißfront eine definierte plastisch verformte Zone ausbildet und die Spannungsintensität kleiner ist als $K_{I,eff,krit.}$. Die chemi-

sche Wechselwirkung zwischen Jod und Zircaloy ist sehr stark, das Material reißt spröde mit sehr geringer Dehnung auf: es reagiert empfindlich gegen SRK. Der Rißfortschritt kann mit den Methoden der modifizierten linear-elastischen Bruchmechanik beschrieben werden.

3. Die Belastung im Restquerschnitt unterschreitet eine bestimmte Grenzspannung, unterhalb derer das Versagen des Zircaloy-Hüllmaterials (innerhalb gewisser Zeitgrenzen) nicht mehr eindeutig auf SRK zurückgeführt werden kann. Kriechprozesse werden für das Verformungsverhalten bestimmend. Die Anwendung der linear-elastischen Bruchmechanik - selbst mit Berücksichtigung der plastischen Zone - ist nicht mehr möglich.

2.3.3 Ergebnisse

Die Ergebnisse bei einer Temperatur von 700°C sind in den Abb.06.01.06/13A-8 bis -10 dargestellt und sind nach der oben gemachten Einteilung dem Bereich 2 zuzuordnen. Es ist offensichtlich, daß mit zunehmender Standzeit der Einfluß der eingebrachten Kerben zurückgeht (Abb.06.01.06/13A-8), und es scheint einen minimalen Druck zu geben (entsprechend unterer Grenzspannung), unterhalb dessen der Einfluß sowohl des Jods als auch der Vorschädigung nicht mehr zum Tragen kommt (Bereich 3). Die Last (Innendruck) wird so klein, daß wahrscheinlich keine kritische, d.h. für die Zry-SRK notwendig hohe Hüllrohrspannung entsteht. Andererseits nehmen, wie Abb. 06.01.06/13A-10 zeigt, nach Durchlaufen eines Minimums auch mit zunehmendem Innendruck die Dehnungen mit den Verformungsgeschwindigkeiten* wieder zu. Auch hier scheint der Einfluß unterschiedlicher Vorschädigung zu verschwinden. Die Dehnungen im höheren Druckbereich ($p_B > 70$ bar, Abb. 06.01.06/13A-9) liegen für alle vorgeschädigten Hüllrohre sehr niedrig (<5%). Es wird angenommen, daß zu hohen Drücken bzw. kurzen Standzeiten hin die Belastung im Hüllrohr

* Die angegebene mittlere Verformungsgeschwindigkeit, die hier nicht direkt mit der Rißausbreitungsgeschwindigkeit zusammenhängt, ist für die Beschreibung des Materialverhaltens sehr ungenau, da sie u.U. um Größenordnungen von der momentanen Verformungsgeschwindigkeit abweichen kann.

so groß wird, daß sehr rasch die Bruchfestigkeit des Materials erreicht wird und die "Vorgeschichte" (Rißentstehung, Rißausbreitung, reaktive Umgebung) kaum eine Rolle spielen dürfte (Bereich 1).

Bei 600°C sind gegenüber 700°C einige Unterschiede im Materialverhalten festzustellen. Ähnlich wie bei 700°C geht die Standzeit der Rohrproben mit zunehmendem Berstdruck zurück, jedoch nicht so drastisch wie bei 700°C. Im Gegensatz zu 700°C besitzen die Vorschädigungen (Kerben) bei 600°C auch bei langen Standzeiten, d.h. kleinen Berstdrücken einen Einfluß. Die Abhängigkeit der Berstdehnung vom Innendruck ist wesentlich ausgeprägter. Die Berstdehnungen über der mittleren Verformungsgeschwindigkeit lassen ebenfalls deutliche Minima erkennen.

2.3.4 Rasterelektronenmikroskopische Untersuchungen

Die REM-Aufnahmen der Hüllrohrinnenseiten von Jod enthaltenden Rohrproben zeigen, daß sich auf der gesamten Innenoberfläche während des Versuches mikroskopische als auch makroskopische axiale interkristalline Anrisse gebildet haben (Abb. 06.01.06/13A-6). Sie weisen unterschiedliche Tiefen auf, und nur ein Anriß führt zum Versagen. Bei dem nicht vorgeschädigten Material ist es derjenige, vor dessen Rißfront die Korngrenzen so geeignet gelegen sind, daß aufgrund einer genügend hohen Spannungsintensität das schnellste Rißwachstum erfolgt. Bei vorgeschädigten Hüllrohren unterscheidet sich der SRK-Vorgang insoweit, als durch das Einbringen einer Kerbe, die tiefer ist als die herstellungsbedingten Innenwandschäden, eine Stelle vorgegeben wird, an der von Anfang an eine höhere und bekannte Spannungsintensität herrscht. Axiale interkristalline Anrisse auf der gesamten Innenoberfläche bilden sich aber auch bei vorgeschädigten Hüllrohren. Die REM-Untersuchungen zeigen weiterhin, daß nahezu die gesamte Bruchfläche interkristallinen Charakter hat. Nur an wenigen Proben kann eine Andeutung von transkristallinem Bruch beobachtet werden. Eindeutig duktile Restbruchflächen, wie sie zu erwarten wären, wenn die Spannung im Restquerschnitt die Bruchfestigkeit erreicht, treten nicht auf. Das bedeutet, daß sich der Riß über die durch das Modell vorhergesagte

kritische Rißtiefe hinaus interkristallin ausbreitet. Eine Erklärung dieser Beobachtung ist möglicherweise darin zu suchen, daß bei der Versuchstemperatur von 700°C die Korngrenzenfestigkeit durch den Einfluß des Jods unter den Wert der Kornfestigkeit abgesenkt wird, und es somit bei Erreichen einer kritischen Festigkeit zum spontanen Durchreißen entlang der Korngrenzen kommt. Das würde bedeuten, daß das Jod eine erhebliche und zudem rasche Tiefenwirkung hat, was auch die einige Korndurchmesser tiefen Zonen hinter den Bruchflächen belegen, in denen das Gefüge stark gelockert ist und die Körner nur noch lose zusammenzuhängen scheinen.

Bei 600°C ist der Zustand der Innenoberflächen der Jod enthaltenden Rohrproben sehr verschieden von dem bei 700°C . Die vorgeschädigten Rohrproben lassen keine oder nur sehr wenige Anrisse erkennen, die Hüllrohrinnenoberfläche scheint bei 600°C außerhalb der Vorschädigungskerbe gegenüber Jod-SRK unempfindlicher zu sein als bei 700°C . Selbst bei den nicht vorgeschädigten Proben ist die Zahl der Anrisse vergleichsweise sehr gering. Das Aussehen der Bruchflächen weist bei 600°C deutliche Unterschiede gegenüber 700°C auf. Bis zu einer Tiefe von etwa 75% der Wandstärke hat die Bruchfläche interkristallinen Charakter. Daran schließt sich eine transkristalline Zone an, die teilweise bis zur Außenoberfläche reicht oder von einem duktilen Restbruch abgelöst wird.

2.3.5 Anwendbarkeit der linear-elastischen Bruchmechanik (LEBM)

Eine Möglichkeit, den Vorgang des Rißwachstums beim Versagen von Zircaloy-Hüllrohrproben zu beschreiben, bietet die Bruchmechanik. Im vorliegenden Fall wird davon ausgegangen, daß die linear-elastische Bruchmechanik (LEBM) geeignet ist. Die geometrischen Bedingungen bezüglich der Proben- und Vorschädigungsabmessungen sind erfüllt und das verformungsarme Materialverhalten unter Jodeinfluß läßt die Vermutung zu, daß die plastische Deformation während der Rißausbreitung genügend klein ist. Zudem besteht die Möglichkeit, eine örtlich begrenzte plastische Verformung vor der Rißspitze zuzulassen und im Modell zu berücksichtigen. Die mathematische Beschreibung des Versagensmechanismus mit

den Methoden der LEBM soll letztlich dazu führen, Aussagen zu ermöglichen über kritische Materialzustände, die zum Bersten der Hüllrohre führen sowie bei bekannten Belastungsfällen über die zu erwartende Standzeit.

Berechnungen wurden bisher für Experimente bei 700 und 600°C durchgeführt, allerdings unter der zunächst vereinfachenden Annahme, das Rißwachstumsgesetz $da/dt = CK^n$ sei auf die gesamte Standzeit anwendbar (keine Inkubationszeit). Schon in diesem ersten Schritt lassen sich bereits vielversprechende Hinweise für die Brauchbarkeit des Modells erkennen. Das da/dt -K-Diagramm für 600°C (Abb. 06.01.06/13A-11) zeigt eine recht gute Übereinstimmung mit dem Modell. Die Streubreite resultiert aus der ungenauen Bestimmung der Rißgeschwindigkeit, da die von der Anfangsrißtiefe a_0 abhängige Inkubationszeit nicht berücksichtigt wurde. Dieselbe (systematische) Ursache hat auch die große Streuung beim Vergleich zwischen gemessener und kalkulierter Standzeit bei 600°C (Abb. 06.01.06/13A-12). Bei 700°C sind die vorläufigen Ergebnisse qualitativ ähnlich, die Streuung ist größer als bei 600°C. Die Berechnungen mit Berücksichtigung der Inkubationszeit werden zeigen, ob dies darauf zurückzuführen ist, daß bei 700°C die Anwendbarkeit der modifizierten LEBM eingeschränkt ist.

2.4 Zerstörende Nachuntersuchungen von LOCA getesteten Brennstäben

2.4.1 Hüllrohrinnenkorrosion und mechanisches Verhalten des Brennstoffs

IM DK-Loop des FR 2 wurden im Rahmen des PNS-Vorhabens 06.01.08 in-pile Experimente zum LWR-Brennstabverhalten beim Kühlmittelverluststörfall sowohl mit frischem, d.h. nicht vorbestrahltem, als auch bestrahltem Brennstoff durchgeführt. Die zerstörenden Nachuntersuchungen sollen Auskunft über das chemische und mechanische Verhalten des Brennstabes geben. Im Rahmen dieses Beitrages soll ausschließlich die Innenkorrosion des Hüllrohres durch das UO_2 sowie das mechanische Verhalten des Brennstoffes während der Transiente beurteilt werden. Im Berichtszeitraum wurden die metallographischen Nachuntersuchungen an den nicht vorbestrahlten Brennstäben der Serie A und B abgeschlossen.

2.4.1.1 Beurteilung der Hüllrohrinnenkorrosion

Das Zircaloy besitzt eine große Affinität zum Sauerstoff und ist deshalb in der Lage, das UO_2 unter Bildung von sauerstoffstabilisiertem α -Zr(O) und metallischem Uran zu reduzieren. α -Zr(O) ist thermodynamisch stabiler als UO_2 . Unter normalen Reaktorbetriebsbedingungen ist die Temperatur an der Phasengrenze UO_2/Zry jedoch so klein, daß aufgrund der geringen Reaktionsgeschwindigkeit die chemischen Wechselwirkungen vernachlässigbar sind. Dies gilt aber nicht bei Störfalltransienten, bei denen die Hüllmaterialtemperatur kurzzeitig sehr hohe Werte erreichen kann. Es muß deshalb mit einer Oxidation des Zircaloy durch das UO_2 bei einem Kühlmittelverluststörfall (LOCA) gerechnet werden. Das Ausmaß der Hüllrohrinnenoxidation hängt aber - neben der Temperatur und Zeit - entscheidend von dem Festkörperkontakt zwischen dem UO_2 und Zircaloy ab. Im Falle eines guten Festkörperkontaktes sind die Reaktionen erheblich schneller als über die Gasphase /9/. Da sich jedoch bei einem LOCA das Hüllmaterial vom Brennstoff abhebt, kann der Sauerstoff vom UO_2 zum Zircaloy nur über die Gasphase transportiert werden. Aus diesem Grunde und wegen der kurzen Zeit eines LOCA werden die chemischen Wechselwirkungen zwischen dem UO_2 und Zircaloy schwach sein.

Die Ergebnisse der Nachuntersuchungen der nicht vorbestrahlten Brennstäbe bestätigen die oben gemachte Vermutung. Es findet während der LOCA-Transiente nur eine sehr schwache oder überhaupt keine Oxidation des Zircaloy-Hüllrohres durch das UO_2 statt /7/. Ganz allgemein ist die durch das UO_2 verursachte Oxidation der Hülle nicht mehr eindeutig feststellbar, da nach dem Bersten Wasserdampf in den Brennstab eindringt und mit dem Zircaloy reagiert. Eine Oxidation des Zry-4-Hüllrohres von innen konnte nicht in allen untersuchten Schliffebenen festgestellt werden, insbesondere nicht an den von der Berststelle am weitesten entfernten Schliffebenen. Sehr wahrscheinlich wird der in den geborstenen Brennstab eindringende Wasserdampf bereits in der Umgebung der Berststelle durch das Zry und UO_2 abgebunden oder das Hüllmaterial hat zum Zeitpunkt, da der Wasserdampf diese Ebenen erreicht,

infolge Abschreckung (Fluten) des Brennstabes eine zu niedrige Temperatur. Die Dicke der Oxidschichten auf der Hüllrohrinnenseite ist i.a. kleiner als die auf der Hüllrohraussenseite (2 - 7 μm) und ist azimuthal und axial nicht gleichmäßig /7/. In bezug auf das Verformungs- und Berstverhalten der Zircaloy-4-Hüllrohre konnte bisher keine Abhängigkeit von nuklearen Parametern festgestellt werden.

2.4.1.2 Mechanischen Verhalten des Brennstoffes

Im Hinblick auf das mechanische Verhalten des Brennstoff-Pellets ist bei den Versuchen mit nicht vorbestrahltem Brennstoff festzustellen, daß die UO_2 -Pellets während der LOCA-Transiente entweder überhaupt nicht oder nur in wenige große Bruchstücke zerfallen. Zu welchem Zeitpunkt während der LOCA-Transiente der Brennstoff in Stücke zerbricht, ist nicht eindeutig festzustellen. Da die UO_2 -Pelletbruchstücke hauptsächlich im Hüllbeulbereich beobachtet werden, liegt die Vermutung nahe, daß die Pellets infolge mechanischer Einwirkung zu Bruch gehen. Der Brennstab wird sehr wahrscheinlich nach dem Bersten an das ihn umgebende Dampfführungsrohr geschlagen, wobei die Pellets zerbrechen. Mechanische Spannungen in den UO_2 -Pellets, die durch den Temperaturgradienten im Brennstoff entstehen, spielen bei dem Bruchverhalten der Pellets während der LOCA-Transiente offenbar eine untergeordnete Rolle.

2.4.2 Spaltgasfreisetzung und UO_2 -Schwellverhalten

2.4.2.1 FR 2-LOCA-Tests

Im Berichtszeitraum wurden die Nachbestrahlungsuntersuchungen an den LOCA-getesteten Brennstäben der Versuchsserien F und G 1 bezüglich des Spaltgasverhaltens abgeschlossen. Von den Versuchsserien C und G 2/3 liegen Teilergebnisse vor. Auf Grund der bisher vorliegenden Ergebnisse lassen sich folgende Aussagen machen /5/:

- Während der LOCA-Tests erfolgt keine meßbare Schwellung des Brennstoffes. Die an den LOCA-getesteten Stäben bestimmten Brennstoff-Dichtewerte entsprechen weitgehend denen der Vergleichsstäbe. Sie weichen von diesen maximal 0,3% nach oben und maximal 0,5% nach unten ab.

- Die Spaltgasfreisetzung ist auf jeden Fall gering, sofern eine Freisetzung auftritt, liegt sie unter 6%. Eine endgültige Aussage kann erst nach Vorliegen aller Versuchsergebnisse gemacht werden; denn die Freisetzung kann nicht direkt bestimmt werden, sondern kann nur über den Umweg der Bestimmung des zurückgehaltenen Spaltgases berechnet werden.
- Bei den LOCA-Tests bilden sich einzelne Risse im Brennstoff. Ein Vergleich der Schliffbilder der LOCA-getesteten Stäbe mit 2,4 und 3,7% Abbrand mit denen der entsprechenden Vergleichsstäbe zeigt das Auftreten zusätzlicher feiner Risse in den UO_2 -Pellets nach den LOCA-Tests. Diese Risse scheinen jedoch den Zusammenhalt der während der Vorbestrahlung gebildeten Brennstofffragmente nicht zu gefährden.

2.4.2.2 Out-of-pile Glühversuche mit bestrahltem UO_2

Die Glühversuche mit Brennstoffproben des Stabes F 6 (2,4% Abbrand) wurden abgeschlossen, von der Versuchsserie mit Proben des Stabes G 1.6 (3,7% Abbrand) liegen erste Ergebnisse vor /5/.

Spaltgasfreisetzung und Schwellung während der Glühungen sind in starkem Maße abhängig von der Glühtemperatur, der Glühzeit und von Vorbestrahlungsbedingungen (Abbrand) des Brennstoffes. Abb. 06.01.06/13A-13 zeigt die bis jetzt vorliegenden Spaltgasfreisetzungswerte der UO_2 -Glühproben des Stabes G 1.6 (mittlerer Abbrand 3,7%) als Funktion der Glühtemperatur. Die Zeitabhängigkeit der Spaltgasfreisetzung aus dem UO_2 ist gekennzeichnet durch einen raschen Anfangsanstieg. Mit zunehmender Glühdauer verringert sich die Freisetzungsrage. Der steile Anfangsanstieg wird offenbar hervorgerufen durch Aufreißen von Korngrenzen und Entweichen des in ihnen gespeicherten Spaltgases. Die weitere Freisetzung wird dann von Diffusionsvorgängen bestimmt, durch die Spaltgas aus dem Korn an die Korngrenzen transportiert wird, von denen es dann zum größten Teil freigesetzt wird. Dieser Vorgang führt bei Glühtemperaturen ab ca. $1500^{\circ}C$ zu im Gefügebild deutlich sichtbaren Korngrenzentrennungen.

Die Umverteilungsvorgänge des Spaltgases lassen sich anschaulich durch die verschiedenen Gasanteile in den verschiedenen Behandlungszuständen

darstellen. Abb. 06.01.06/13A-14 zeigt die Anteile, freies Spaltgas, Porenspaltgas und Gitterspaltgas, im bestrahlten Zustand und nach verschiedenen Glühbehandlungen.

Neben den Glühbehandlungen ist der Vorbestrahlungszustand der Proben von entscheidender Bedeutung für die Spaltgasfreisetzung. Abb.06.01.06/13A-15 zeigt die Spaltgasfreisetzung aus Proben der Brennstäbe F 6 (mittlerer Abbrand 2,4%) und G 1,6 (mittlerer Abbrand 3,7%) nach jeweils 30 min Glühzeit bei verschiedenen Temperaturen. Die Spaltgasfreisetzung steigt mit zunehmendem Probenabbrand. Eine endgültige Diskussion kann jedoch erst nach Vorliegen der Ergebnisse aus den anderen Testserien erfolgen.

Ähnlich wie die Spaltgasfreisetzung verhält sich die Brennstoffschwellung. Auch sie nimmt zu mit steigender Glühtemperatur und -dauer sowie mit dem Abbrand.

3. Geplante Weiterarbeit

- Abschluß der SRK-Experimente zur Bestimmung der kritischen Jodkonzentration; Ermittlung der Jod/Zircaloy-Reaktionsprodukte.
- Bestimmung der Streckgrenze und Bruchfestigkeit von Zircaloy-4-Hüllrohre im Temperaturbereich zwischen 500 und 800°C.
- SRK-Experimente mit innen vorgeschädigten Rohrabschnitten bei 500°C. Beschreibung des SRK-Verhaltens von Zircaloy-Hüllrohren mittels der linear-elastischen Bruchmechanik.
- Fortsetzung der Nachuntersuchungen von vorbestrahlten LOCA-getesteten Brennstäben. Ermittlung der Brennstoffschwellung und Spaltgasfreisetzung während einer LOCA-Transiente.

4. Literatur

- /1/ P.Hofmann; Einfluß des Spaltproduktelementes Jod auf das Verformungs- und Bruchverhalten von Zircaloy-4-Hüllrohren bei Temperaturen zwischen 600 und 1000°C, KfK 2661 (Sept. 1978)
- /2/ P.Hofmann; Simulation of the Chemical State of Irradiated Oxide Fuel; Influence of the Internal Corrosion on the Mechanical Properties of Zircaloy-Tubing, KfK-2785 (März 1979)
- /3/ P.Hofmann; Influence of Iodine on the Burst Strain of Zircaloy-4 Cladding Tubes under Simulated Reactor Accident Conditions, Journ. of Nucl. Mat., Vol. 87, No. 1 (Nov. 1979) 49 - 69
- /4/ P.Hofmann; Corrosion induced failure of internally pressurized Zircaloy tubes at high temperatures, European Symposium on "The Interaction between Corrosion and Mechanical Stress at high Temperatures", May 13-14th, 1980, Petten, The Netherlands
- /5/ H.Zimmermann; Investigations on fission gas behavior in LWR fuel rods under LOCA conditions, Enlarged Halden Programme Group Meeting, June 1-6th, 1980, Lillehammer, Norway
- /6/ P.Hofmann, J.Spino; Influence of simulated fission products on the ductility and time-to-failure of Zry-4 tubes in LWR transients, KfK 3054 (Sept. 1980)
- /7/ P.Hofmann, H.Zimmermann et al.; KfK in-pile tests on LWR fuel rod behavior during the heatup phase of a LOCA, KfK 3028 (Oct. 1980)
- /8/ P.Hofmann; Einfluß von flüchtigen Spaltprodukten auf die Verformung und Standzeit von Zircaloy-Hüllrohren bei simulierten Störfalltransienten, Jahrestagung Kerntechnik 1980, Berlin, Seite 610-613
- /9/ P.Hofmann, C.Politis; The kinetics of the UO₂-Zircaloy reaction at high temperatures, Journ. of Nucl. Mat., Vol. 87, Nos. 2+3 (Dec. 1979) 375-397

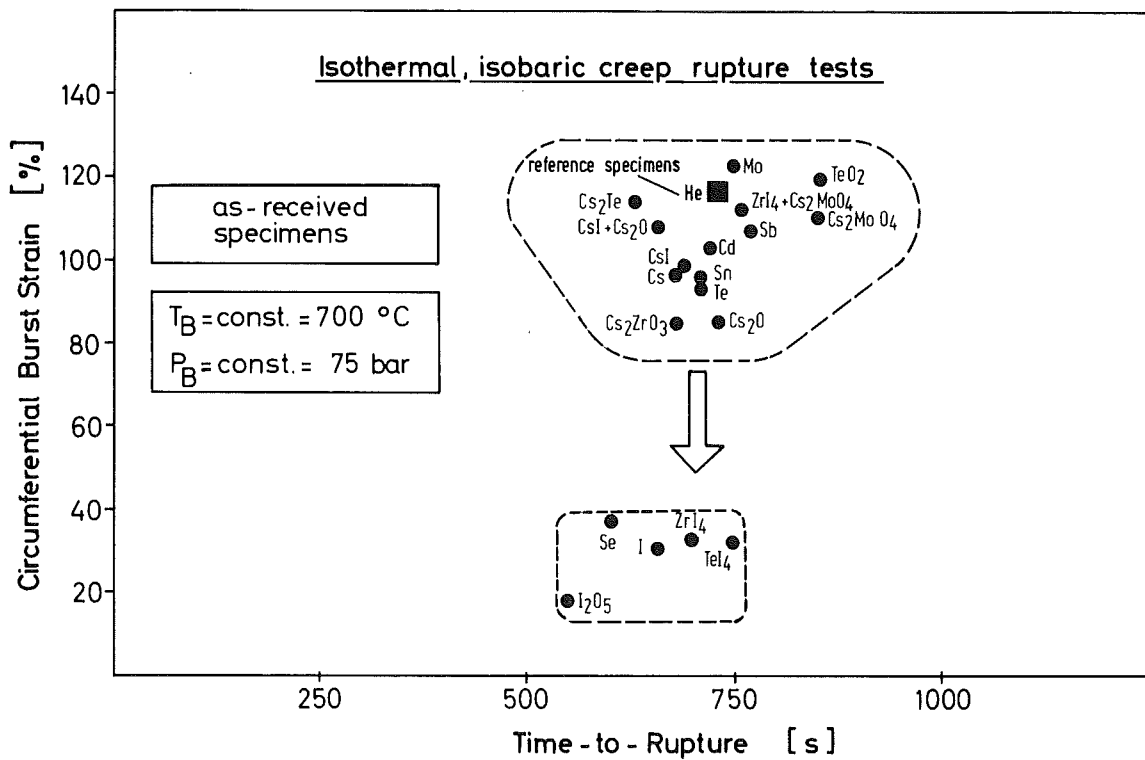


Abb. 06.01.06/13A-2: Einfluß von simulierten Spaltproduktelementen bzw. -verbindungen auf die Berstdehnung und Standzeit von as-received Zircaloy-4-Rohrproben bei 700°C

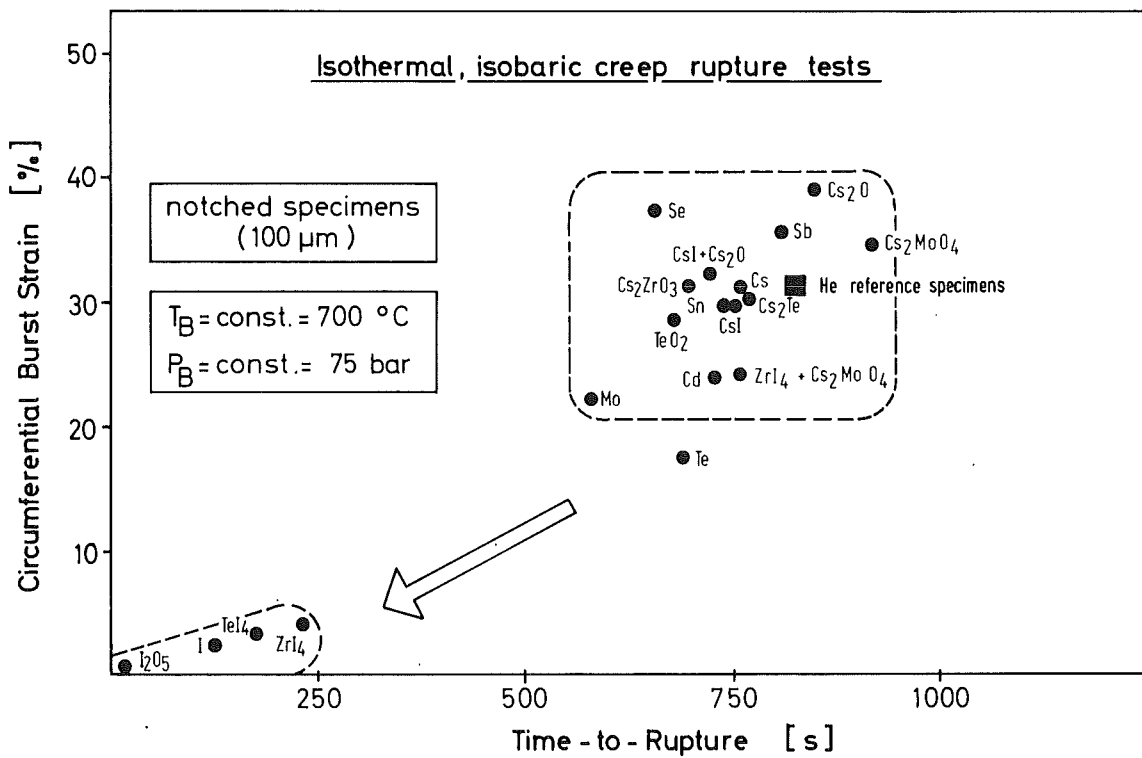


Abb. 06.01.06/13A-3: Einfluß von simulierten Spaltproduktelementen bzw. -verbindungen auf die Berstdehnung und Standzeit von innen vorgeschädigten Zircaloy-4-Rohrproben bei 700°C

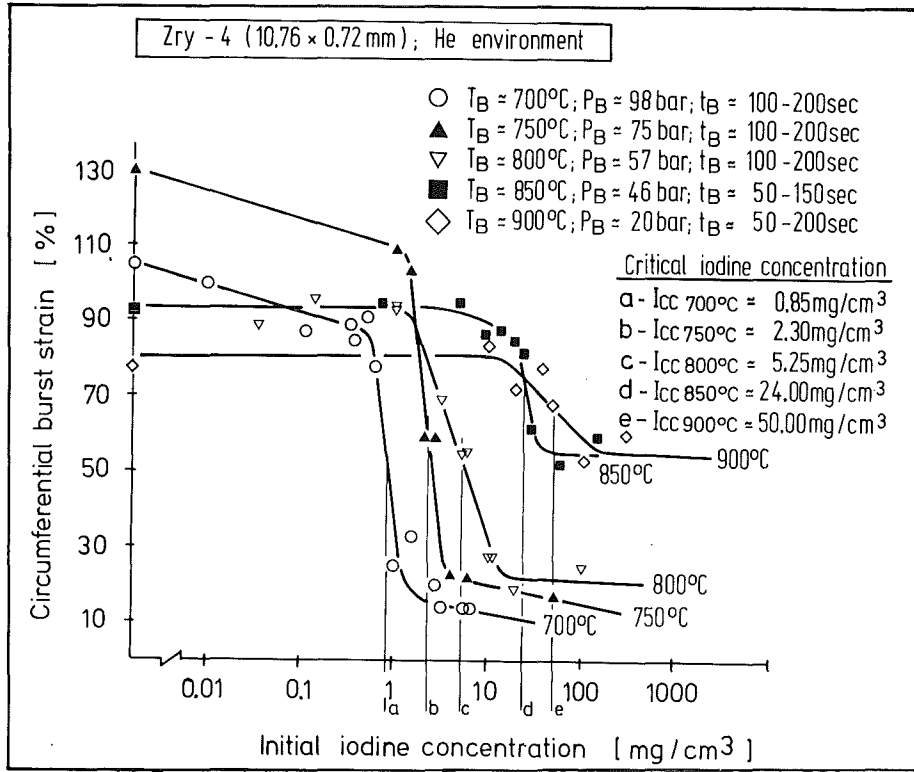


Abb. 06.01.06/13A-4: Einfluß der Anfangsjodkonzentration auf die Berstdehnung von as-received Zircaloy-4-Rohrproben zwischen 700 und 900°C mit Angabe der kritischen Jodkonzentration

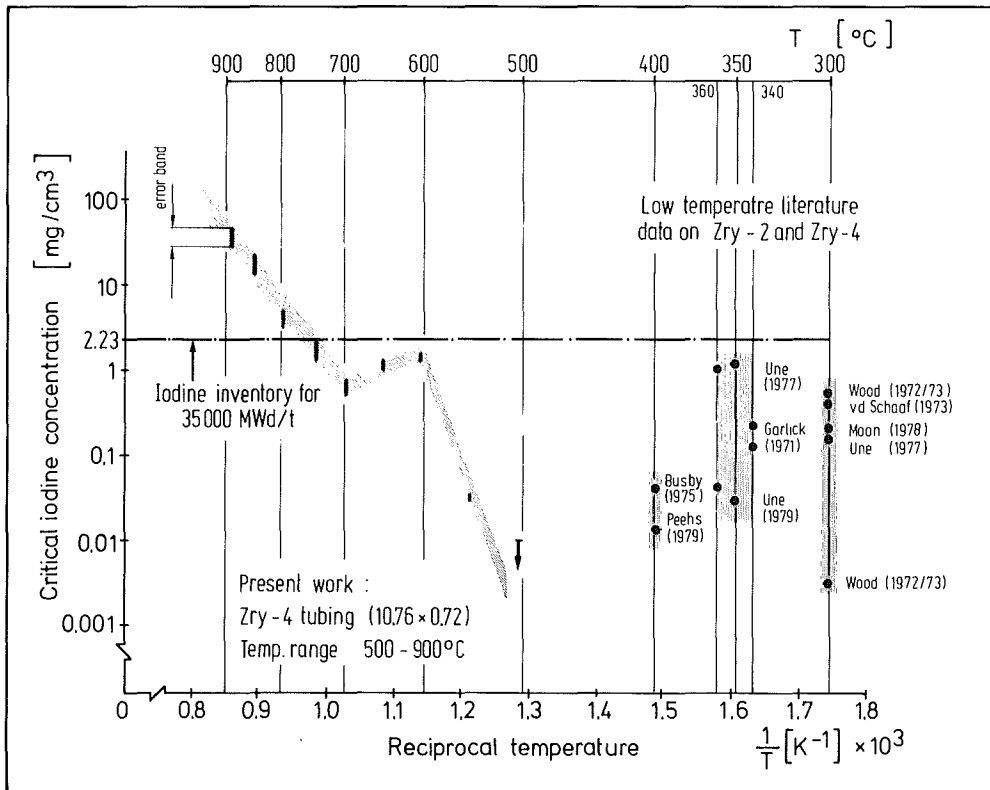


Abb. 06.01.06/13A-5: Arrhenius-Darstellung der kritischen Jodkonzentration zwischen 500 und 900°C die zur Spannungsrißkorrosion von Zircaloy-4-Rohren führt. Zusammenstellung von Literaturdaten für den Temperaturbereich 300 - 400°C

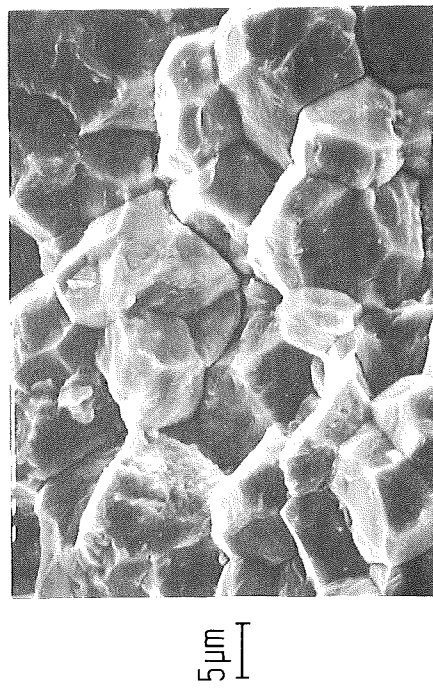
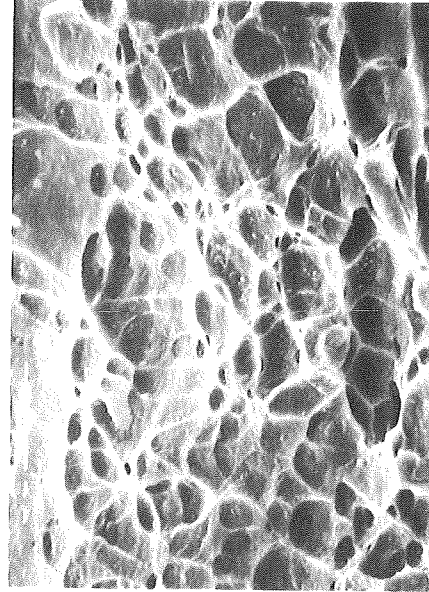


Abb. 06.01.06/13A-6: Zircaloy-4-Hüllrohrinnenoberfläche und Bruchfläche nach dem Versagen infolge Spannungsrißkorrosion durch Jod

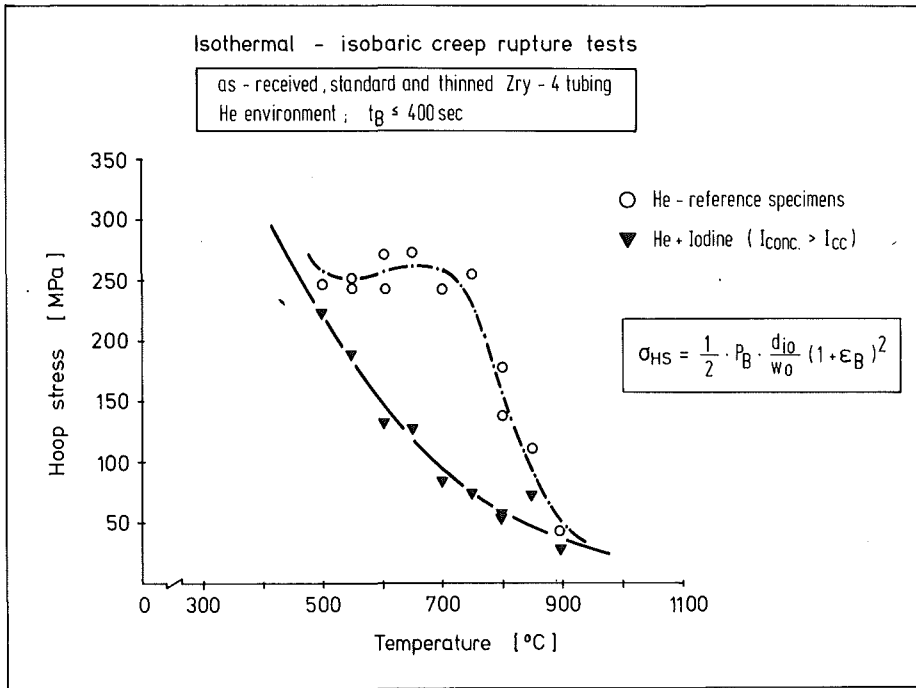


Abb. 06.01.06/13A-7: Einfluß von Jod auf die tangentielle Bruchspannung von Zircaloy-4-Hüllrohren zwischen 500 und 900°C

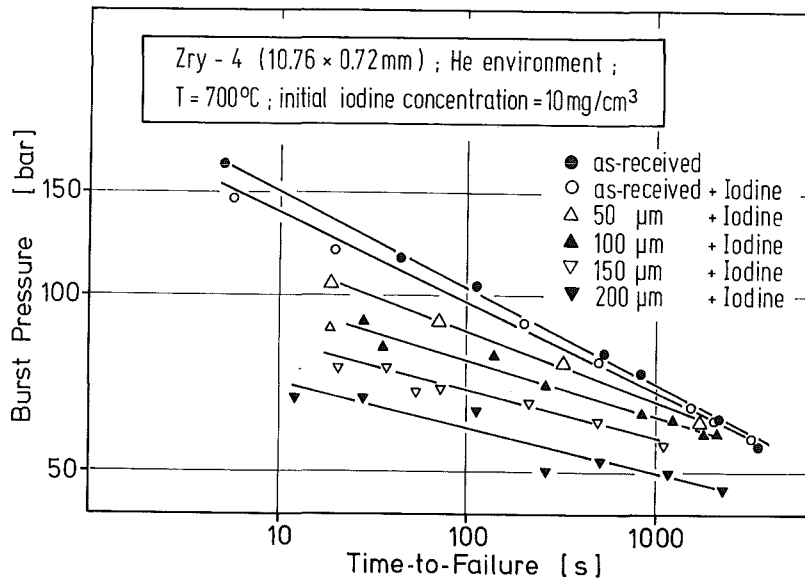


Abb. 06.01.06/13A-8: Standzeit in Abhängigkeit vom Druck von as-received und innen vorgeschädigten Zircaloy-4-Rohrproben bei 700°C

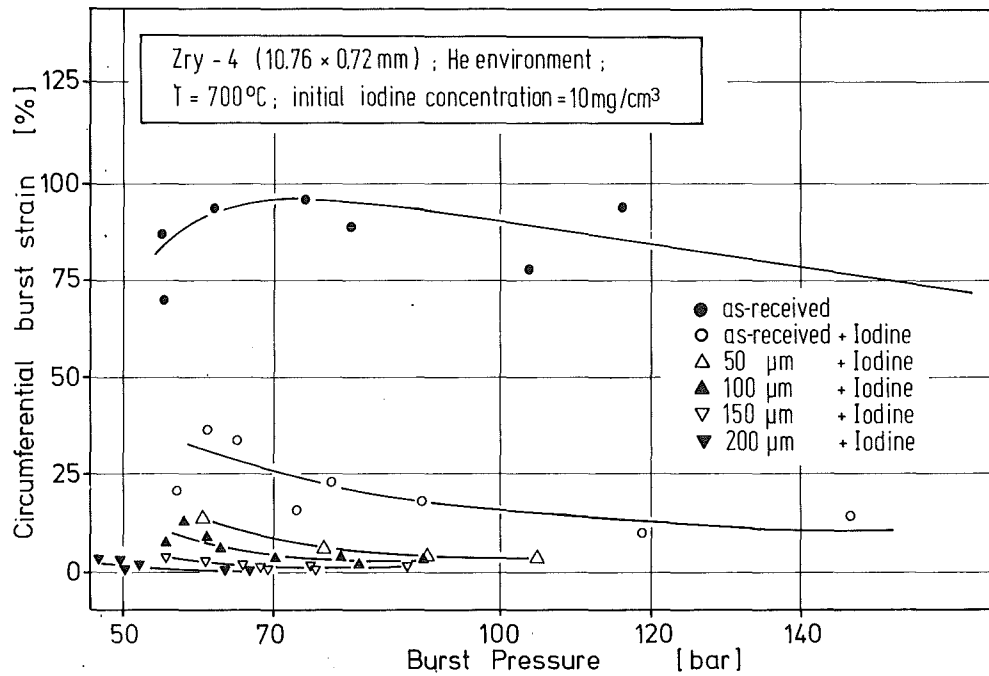


Abb. 06.01.06/13A-9: Berstdehnung in Abhängigkeit vom Druck von as-received und innen vorgeschädigten Zircaloy-4-Rohrproben bei 700°C

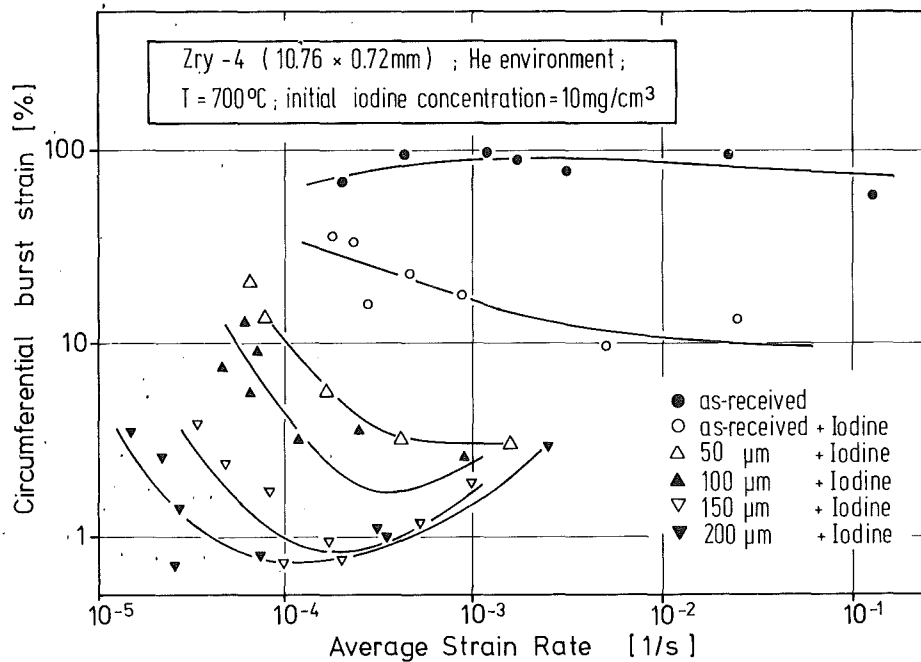


Abb. 06.01.06/13A-10: Berstdehnung in Abhängigkeit der mittleren Verformungsgeschwindigkeit von as-received und innen vorgeschädigten Zircaloy-4-Rohrproben bei 700°C

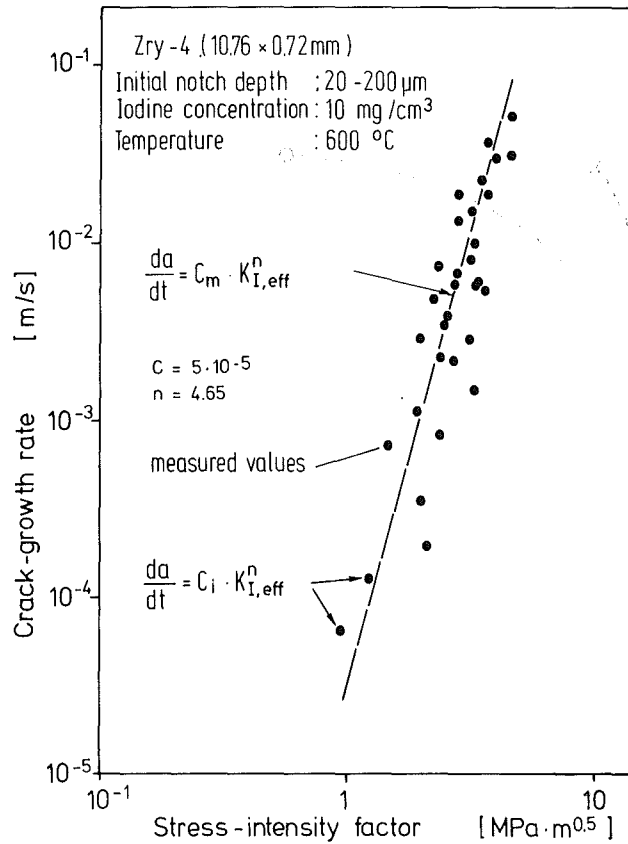


Abb. 06.01.06/13A-11: Abhängigkeit der Rißgeschwindigkeit vom Spannungsintensitätsfaktor für innen vorgeschädigte Zircaloy-4-Rohrproben bei 600°C in Gegenwart von Jod

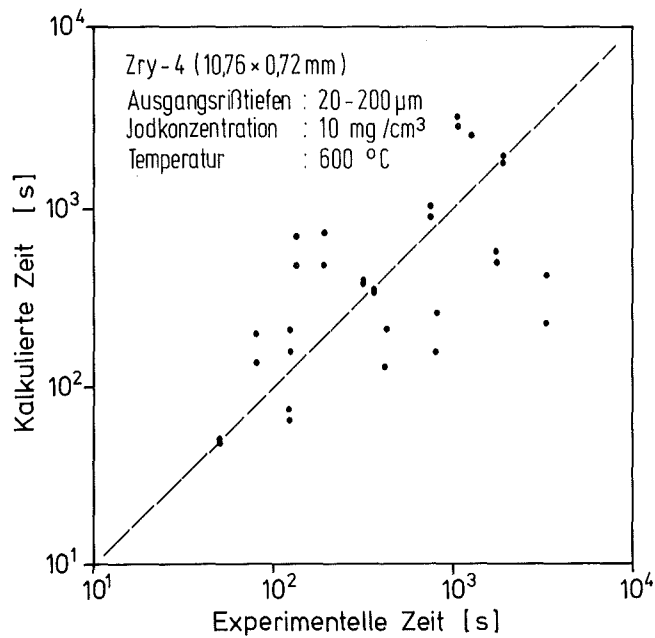


Abb. 06.01.06/13A-12: Vergleich der experimentellen mit der berechneten Standzeit von innen vorgeschädigten Zircaloy-4-Rohrproben bei 600°C in Gegenwart von Jod

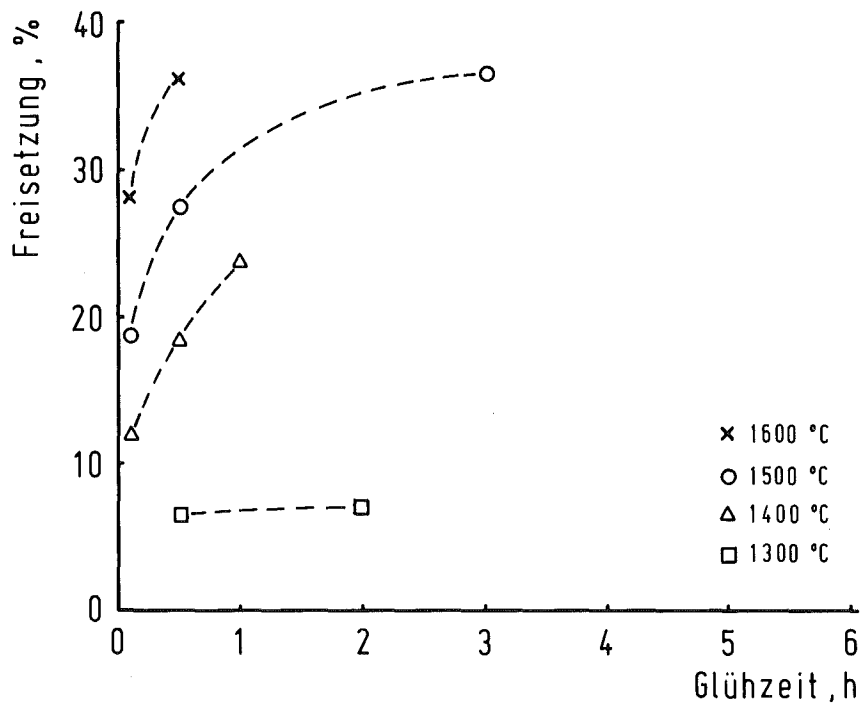


Abb. 06.01.06/13A-13: Spaltgasfreisetzung in Abhängigkeit der Glühzeit für verschiedene Temperaturen; mittlerer Abbrand des UO_2 : 3,7%

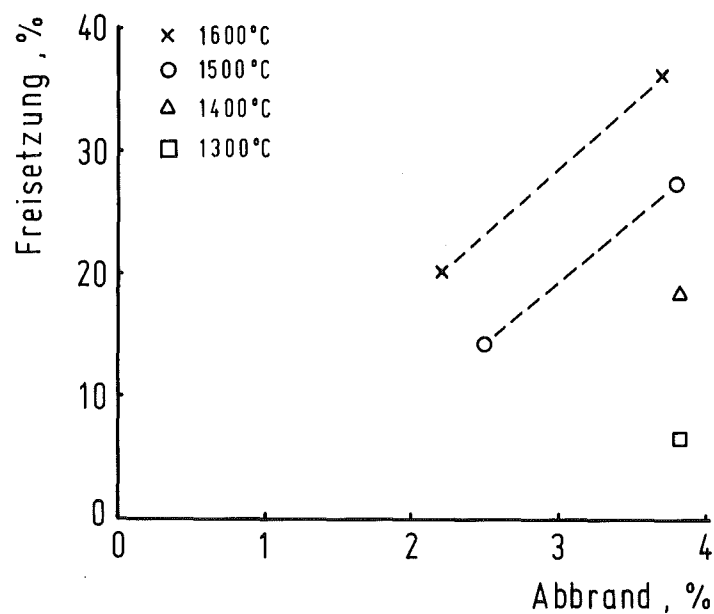


Abb. 06.01.06/13A-14: Freigesetztes Spaltgas, Porenspaltgas und Gitterspaltgas nach der Bestrahlung des UO_2 (mittlerer Abbrand: 3,7%) und nach verschiedenen Glühbehandlungen

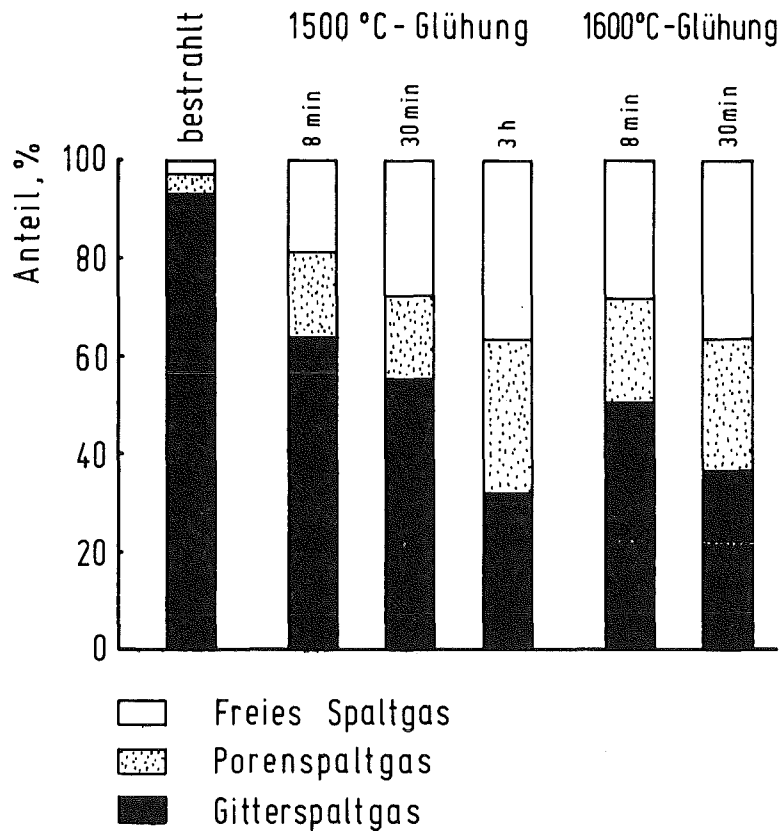


Abb. 06.01.06/13A-15: Spaltgasfreisetzung in Abhängigkeit des Abbrandes für verschiedene Glühtemperaturen

06.01.06/15A Berstversuche an Zircaloy-Hüllrohren unter kombinierter
PNS 4235.4 mechanisch-chemischer Beanspruchung (FABIOLA)
(L. Schmidt, H. Lehning, K. Müller, D. Piel, H. Schleger,
IMF III)

Die Versuche in der Testeinrichtung FABIOLA dienen zur Untersuchung des Dehnungs- und Berstverhaltens von Zircaloy-4-Hüllrohren unter störfall-typischen Bedingungen /1/. Im Berichtszeitraum wurden die Berstexperimente unter Heißstabbedingungen weitergeführt. Schwerpunkt war die Untersuchung des Einflusses von Jod auf das Verformungsverhalten der Hüllrohre.

Für die on-line Erfassung des Verformungsvorganges wurde Anfang des Jahres ein neuartiges TV-Breitenmeßsystem in Betrieb genommen, das die Hüllrohrkontur vom Röntgenbildverstärker abnimmt.

Mit einem numerischen Rechenverfahren wurden für jeden Versuch mit den experimentell gewonnenen Daten für Druck und Temperatur die Standzeiten berechnet, um die Anwendbarkeit des von M. Boček entwickelten Rechenmodells zu überprüfen.

Mehrere Tests wurden durchgeführt zur Verifizierung der pyrometrischen Temperaturmessung und zur Ermittlung der azimuthalen Temperaturverteilung im Bereich der Beulzone.

1. Berührungslose on-line Dehnungsmessung

Die Erfassung des Aufbeulvorganges wurde bislang mit Hilfe der Röntgenkinematographie durchgeführt, wobei die Dehnkurven später sehr aufwendig manuell aus dem belichteten Filmmaterial ermittelt werden mußten. Durch den Einsatz eines messenden TV-Systems mit Rechnerkopplung ist es nun möglich, über den Helligkeitsunterschied an der Hüllrohr-Kontur den Dehnungsverlauf exakt zu erfassen /2/.

Die Teststrecke wird mit einer 160 kV-Röntgenröhre durchstrahlt und das Röntgen-Schattenbild des Brennstabsimulators, insbesondere des Zircaloy-Hüllrohres mit einem elektronischen Röntgen-Bildverstärker sichtbar gemacht. Dieses Bild wird von einer hochauflösenden TV-Kamera übernommen, die das Video-Signal einer Kamera-Kontrolleinheit mit nachgeschaltetem Breitenanalysator zuführt.

Hier wird innerhalb des Kontrastsprunges zwischen Hüllrohrkontur und dem hellen Strömungskanal der Teststrecke eine Grauwertschwelle eingestellt und aus dem Originalbild ein Binärbild erzeugt (siehe Abbildung 06.01.06/15A-1); d.h. die Graustufenauflösung beträgt nur ein Bit, also schwarz oder weiß. Dadurch ist die Kontur des Rohres eindeutig definiert. Dieses Bild wird invertiert und zeilenweise abgetastet, wobei die X-Koordinaten innerhalb eines vorgegebenen Meßfensters für den ersten schwarz/weiß und den letzten weiß/schwarz Übergang für jede Bildzeile digital ausgegeben und vom Rechnersystem übernommen werden. In Richtung der Stabachse (Y-Richtung) werden maximal 256 Bildzeilen gemessen und in Dehnungsrichtung (X-Richtung) beträgt die Auflösung des dargestellten Bildes 1024 Bildpunkte. Das entspricht einem X/Y-Verhältnis von 4:1. Die Auflösung der Rohrkontur ist abhängig vom Abbildungsmaßstab und beträgt bei einer abgebildeten Rohrlänge von 100 mm weniger als 0,1 mm ($y = 100/256$ mm, $\Delta x = y/4 = 0,098$ mm); der Rohrdurchmesser beträgt 10,75 mm. Zur Erfassung der Gesamtdehnung wird die Kontur in einer Bildzeile zweimal gemessen, so daß Durchmesseränderungen von weniger als 0,2 mm registriert werden können.

Während der Messung werden vom Rechnersystem nur die X-Werte der Hüllrohrkontur übernommen und gespeichert. Unmittelbar nach dem Experiment kann aus diesen Daten der gemessene Konturverlauf jedes einzelnen Bildes über einen Bildspeicher sichtbar gemacht werden. Abbildung 06.01.06/15A-1 zeigt vergrößert die gemessene Rohrkontur mit der Auflösung Δx .

Die Zykluszeit für ein TV-Bild beträgt 20 ms, das entspricht einer Frequenz von 50 Bildern/s oder 25 600 Meßwerten/s. Zur genauen Wiedergabe des Dehnungsverlaufes ist eine Meßfrequenz von 25 Bildern/s ausreichend. Die Charakteristik der gemessenen Dehnungsverläufe zeigt, daß diese Meßfrequenz nur gegen Ende des Versuches bei schnell zunehmender Hüllrohrverformung erforderlich ist. Um die Datenmenge in Grenzen zu halten, wird die Meßfrequenz während der Versuchszeit verändert.

Vor dem Beginn des Experimentes werden jeweils zwei Eichmessungen durchgeführt: Zuerst erfolgt mit einem entlang der Länge markierten Dummy-Stab eine Y-Eichung, die es ermöglicht, den gemessenen Dehnungsverlauf der axialen Lage der Temperaturmeßstellen genau zuzuordnen. Unmittelbar vor dem Setzen des Start-Signals wird dann am heißen Originalstab eine X-Eichung durchgeführt, die für jede Y-Ebene ein ΔD ermittelt, das dem wahren Durchmesser des Stabes entspricht.

Durch diese Eichmessungen können auch alle Verzerrungen des auszumessenden Bildes, die durch die optischen und magnetischen Systeme - insbesondere des Röntgenbildverstärkers - verursacht werden und zu Fehlmessungen führen könnten, kompensiert werden.

2. Berstversuche

Bei den durchgeführten Berstversuchen wurden Heißstabbedingungen eingestellt, d.h. bei konstantem Innendruck zwischen 40 und 125 bar wurde die Hüllrohrtemperatur mit Aufheizraten zwischen 7 und 10 K/s bis zum Bersten der Hülle hochgefahren. Die Brennstabsimulatoren waren mit Aluminiumoxid-Pellets beladen, als Druckgas wurde Helium verwendet. Außen wurden die Zircaloy-Hüllrohre von Heißdampf mit einer Geschwindigkeit von ca. 1 m/s umströmt. Zur Untersuchung des Einflusses von Spaltprodukten auf das Verformungsverhalten der Hülle war ein Teil der Brennstabsimulatoren mit Jod geimpft. Die kritische Jodkonzentration, das ist die Konzentration, bei der im α -Phasenbereich des Zry-4 die Spannungsrißkorrosion den Versagensmechanismus bestimmt, wurde in einer Reihe von Versuchen mit 20 mg/cm^3 freies Volumen ermittelt. Dieser Wert liegt wesentlich über den in Einzeleffektuntersuchungen festgestellten Konzentrationen /3/ und wird zurückgeführt auf den speziellen Aufbau des FABIOLA-Brennstabsimulators. Neben den Untersuchungen zum Jodeinfluß im α -Phasenbereich wurden auch Experimente bei gleicher Jodkonzentration mit Bersttemperaturen im $\alpha+\beta$ -Phasenbereich oberhalb 820°C gefahren.

Die Abbildungen 06.01.06/15A-2 bis 06.01.06/15A-5 zeigen typische Versuchsergebnisse im α - und $\alpha+\beta$ -Phasenbereich jeweils mit und ohne Jod. Aufgetragen sind Temperatur-, Druck- und Dehnungsverlauf sowie die berechnete Standzeit. Die Deformationsformen dieser Hüllrohre zeigt Abbildung 06.01.06/15A-6. Bei diesen Versuchen, die primär der Untersuchung des Jodeinflusses dienten, waren entsprechend den Umgebungsbedingungen größere azimutale Temperaturunterschiede vorhanden.

Im α -Phasenbereich wurden an jodfreien Stäben große Berstdehnungen gemessen. Stäbe mit Jod zeigten bei gleichen Versuchsparametern sehr kleine Dehnungen. Im $\alpha+\beta$ -Phasenbereich konnte kein Einfluß des Jods auf das Dehnungsverhalten festgestellt werden. In Abbildung 06.01.06/15A-7 sind die Berstdehnungen über der Bersttemperatur aufgetragen. Parameter ist die Aufheizrate. Auf die Standzeit der Hüllrohre, das ist die Versuchszeit von 600°C bis zum Bersten, hat das Jod weder im α - noch im $\alpha+\beta$ -Phasenbereich einen Einfluß.

Mit dem eingangs erwähnten Rechenmodell zur Bestimmung der Lebensdauer von Zircaloy-Hüllrohren /4/, die nicht-stationären Belastungsbedingungen unterworfen sind (Summenregel der Lebensanteile), wurde für alle Experimente die Standzeit berechnet. Eingabegrößen aus dem Experiment sind der gemessene Temperatur- und Druckverlauf. Wenn das Integral der Live Fraction Rule den Wert 1 erreicht hat, sind die theoretische Standzeit und die theoretische Bersttemperatur bekannt. Während im α -Phasenbereich eine recht gute Übereinstimmung zwischen Experiment und Rechnung gefunden wurde, liegen im $\alpha+\beta$ -Phasenbereich die gerechneten Standzeiten im allgemeinen um mehr als 15 % niedriger als die experimentell ermittelten /5/. Abbildung 06.01.06/15A-8 zeigt die relative Abweichung der gerechneten von der experimentell ermittelten Standzeit für mehrere Versuche.

3. Temperaturmessung

Für die Auswertung der bisherigen Berstversuche ist die Verifizierung der pyrometrisch gemessenen Hüllrohrtemperaturen mit einem anderen Meßverfahren unter den verschiedenen Testbedingungen notwendig. Außerdem sollte die azimutale Temperaturverteilung im Bereich der Beulzone ermittelt werden, da die drei Pyrometer in der FABIOLA-Teststrecke axial übereinander mit einem Abstand von 75 mm angeordnet sind. Sie messen einen Bereich von 1 mm Breite mit 6 mm axialer Ausdehnung auf dem Umfang der Hülle. Für die einzelnen Testreihen wurden Brennstabsimulatoren mit speziellen Temperaturmeßstellen (direkt aufgeschweißte Pa/Pt-Thermoelemente) ausgerüstet. Bei den Versuchen zur Verifizierung der pyrometrischen Temperaturmessung lagen die Thermoelementmeßstellen in unmittelbarer Nähe der Pyrometer-Meßflecke auf der Hüllrohroberfläche. Bei Aufheizraten am Brennstabsimulator zwischen 2 und 10 K/s stimmten im Bereich von 700 bis 900°C beide Meßverfahren recht gut überein. Die Abweichungen liegen in diesem Bereich bei $\pm 1,5$ % von der Meßspanne. Von 550 bis 700°C sind die Abweichungen etwas größer; sie sind abhängig von der Genauigkeit der Pyrometer-Nullpunktjustierung. Eine Beeinflussung der Temperaturmessung durch die Temperatur am Dampfrohr - Aufheizrate wie am Brennstabsimulator oder konstante Temperatur von 600°C - konnte nicht festgestellt werden. Auch die Reduzierung der Dampfgeschwindigkeit in der Teststrecke hatte keinen Einfluß.

Zur Ermittlung der azimutalen Temperaturverteilung wurden im Bereich der Berststelle drei Thermoelemente am Umfang angebracht (siehe Abbildung 06.01.06/15A-9).

Bei diesem Aufbau der Teststrecke bildet sich die Berstzone vornehmlich zwischen den Pyrometerm ebenen TP1 und TP3.

Es wurden Versuche mit Aufheizraten um 9 K/s bis zu maximalen H illrohroberfl achentemperaturen von 1000 C gefahren. Die azimutalen Abweichungen lagen je nach Temperaturniveau zwischen 8 und 14 K. Am Dampff uhrungsrohr lagen die gleichen Bedingungen vor wie bei den bisherigen Bersttests. Abbildung 06.01.06/15A-10 zeigt die Temperaturverläufe bei einem Aufheizversuch bis ca. 1000 C. Mit dem Brennstabsimulator, Abbildung 06.01.06/15A-9, wurden sieben Aufheiztests gefahren und anschließend ein Berstversuch durchgeführt. Die Temperaturverläufe während des Berstversuches sind in Abbildung 06.01.06/15A-11 dargestellt. Zum Zeitpunkt des Berstens wurde mit den drei Thermoelementen eine mittlere Temperatur von 889 C gemessen, azimutale Abweichungen ± 7 K. Die Pyrometermessung TP1 liegt der Berstzone am nächsten und war 5 K kälter (884 C) als die mittlere Temperatur aus den Thermoelementmessungen.

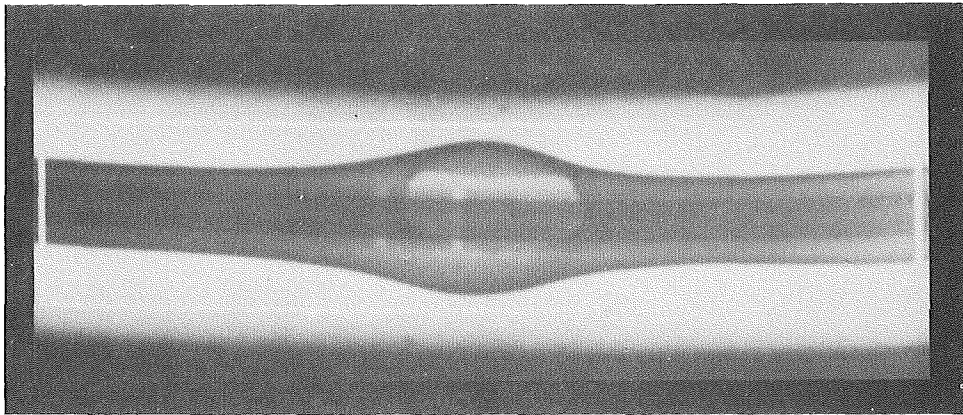
4. Geplante Weiterarbeit

- Abschließen der bisherigen Versuchsserie mit Berstversuchen an UO₂-gefüllten Brennstabsimulatoren.
- Einbau einer modifizierten Teststrecke und Vorversuche zur Temperaturverteilung am Brennstabsimulator.
- Ausbau des Datenerfassungssystems im Hinblick auf längere Versuchszeiten und zur Beschleunigung der Versuchsauswertung und Dokumentation.

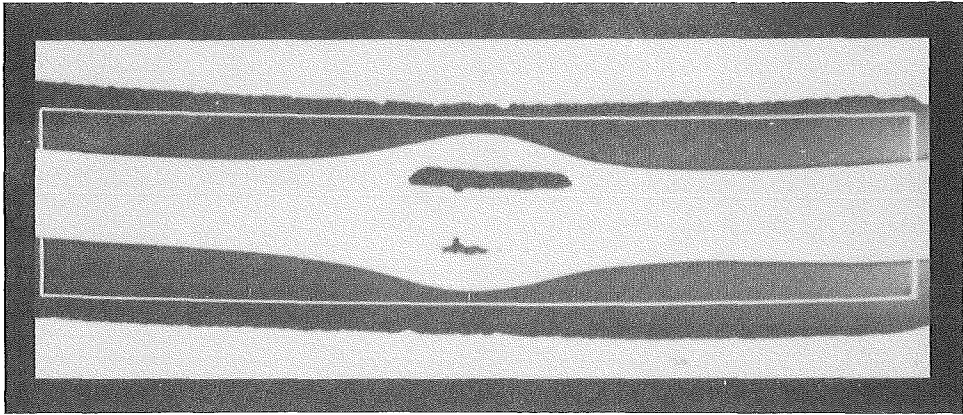
5. Referenzen

- /1/ H. Lehning, K. Müller, D. Piel, L. Schmidt
Berstversuche an Zircaloy-H illrohren unter kombinierter mechanisch-chemischer Beanspruchung (FABIOLA)
Jahrestagung Kerntechnik, Berlin, 25.-27. März 1980, S. 231-234
- /2/ D. Piel
unveröffentlichter Bericht des KfK (1980)

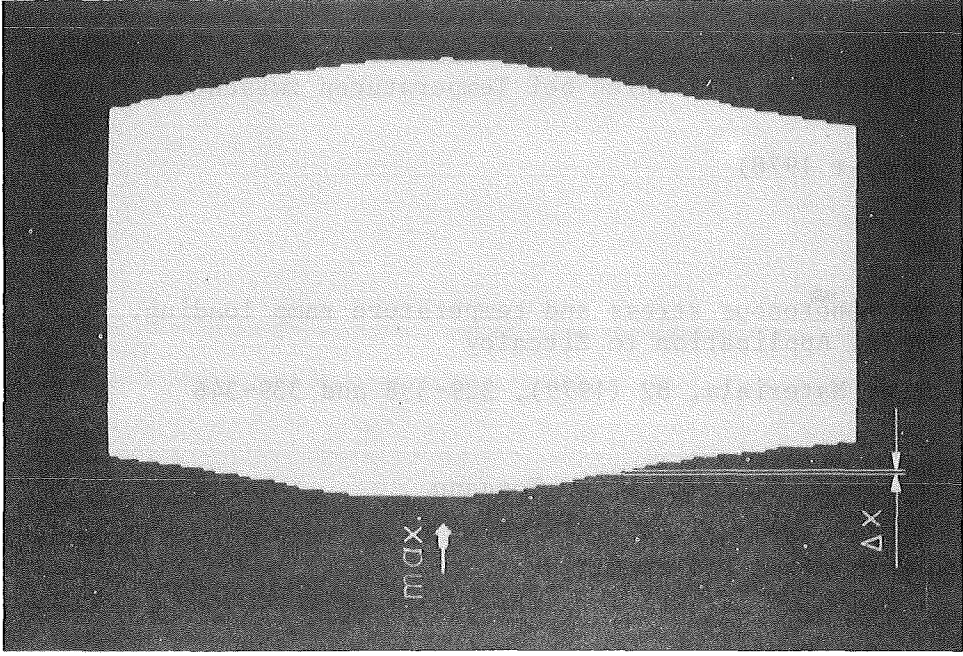
- /3/ P. Hofmann
Einfluß des Spaltproduktelementes Jod auf das Verformungs- und Bruchverhalten von Zircaloy-4-Hüllrohren bei Temperaturen zwischen 600 und 1000°C
KfK 2661 (September 1978)
- /4/ M. Boček
Creep rupture at monotonous stress and temperature ramp loading.
I. Calculation, II. Application to Zircaloy
Journal of Nuclear Materials, 82 (1979), 329-338 and 339-346
- /5/ M. Boček, C. Petersen, L. Schmidt, E. Toscano
Verification of life time predictions by means of temperature transient burst tests on Zry-4 fuel rod simulators
NEA/CSNI Specialist Meeting on Safety Aspects on Fuel Behaviour in Off-Normal and Accident Conditions, Espoo, September 1-4, 1980



Originalbild

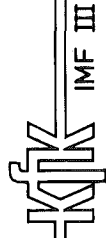


Binärbild



gemessener Konturverlauf

Abb.: 06.01.06/15A-1



FABIOLA On-line Dehnungsmessung

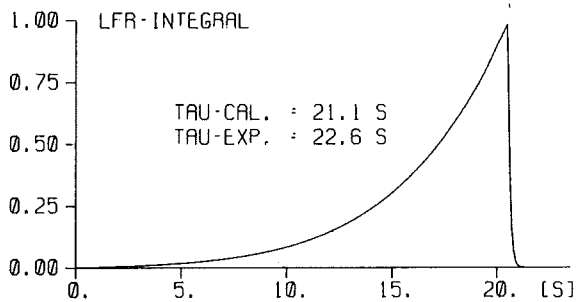
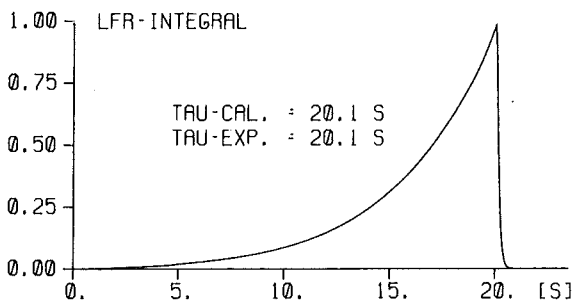
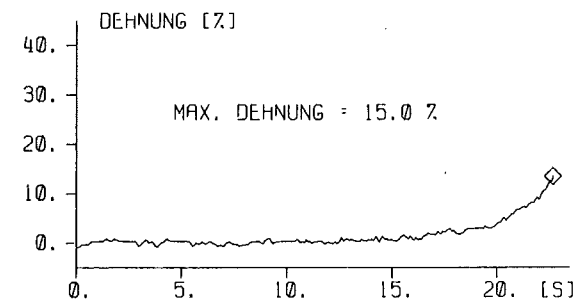
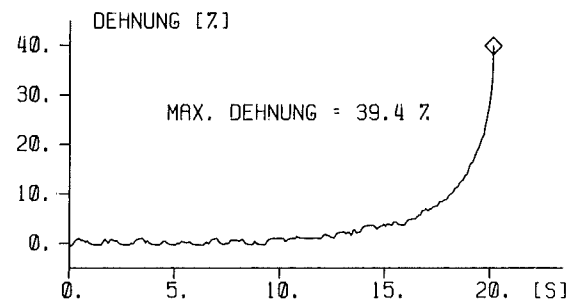
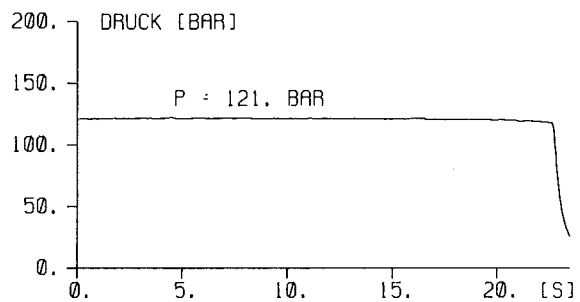
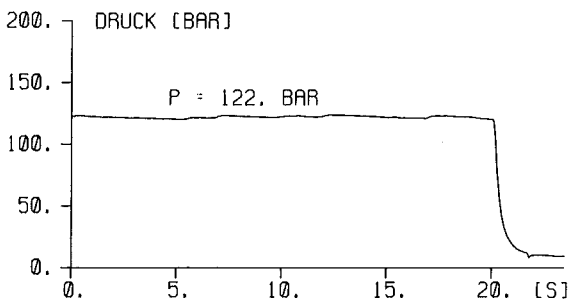
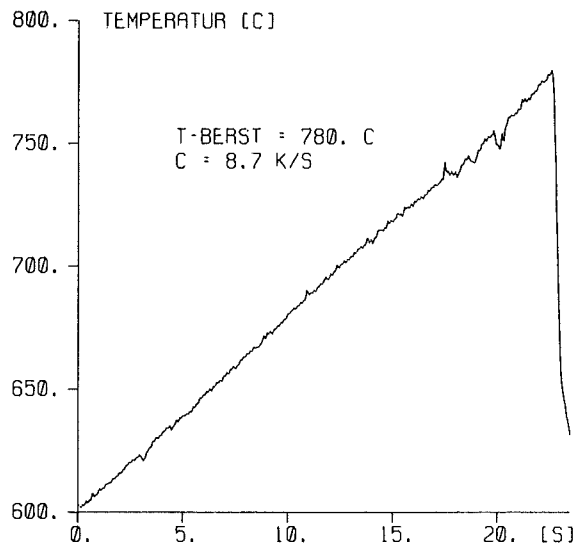
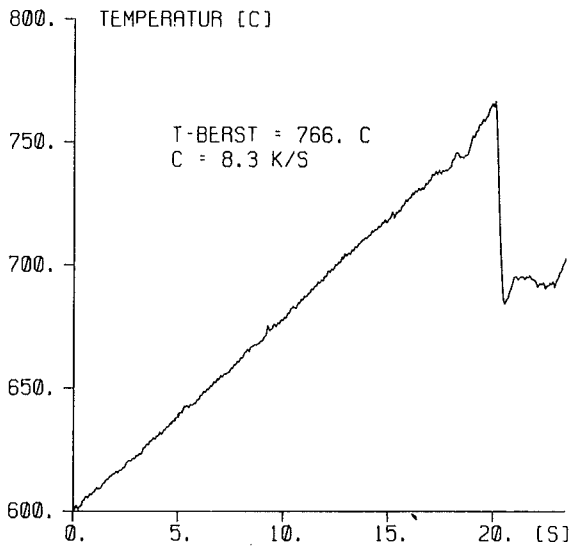


Abb.: 06.01.06/15A-2

Berstversuch mit Stab Nr. 64
ohne Jod, α -Phasenbereich

Abb.: 06.01.06/15A-3

Berstversuch mit Stab Nr. 37
mit Jod, α -Phasenbereich

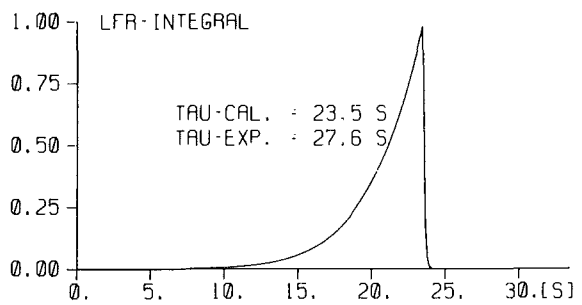
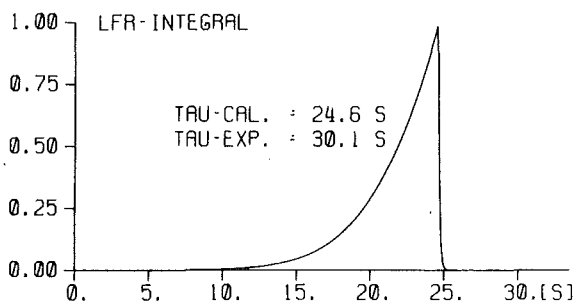
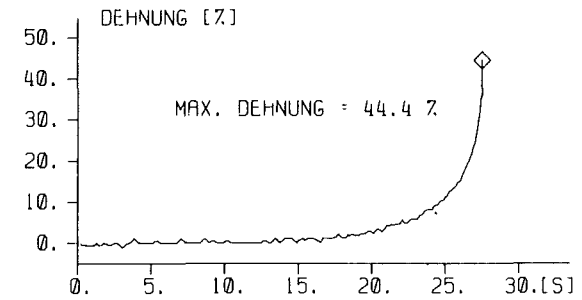
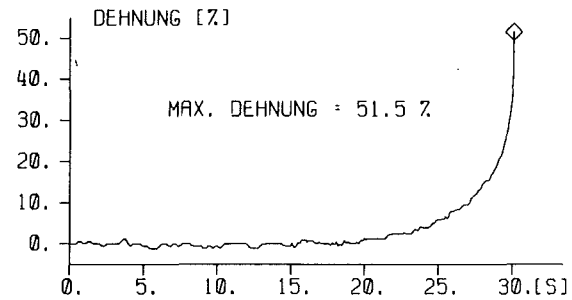
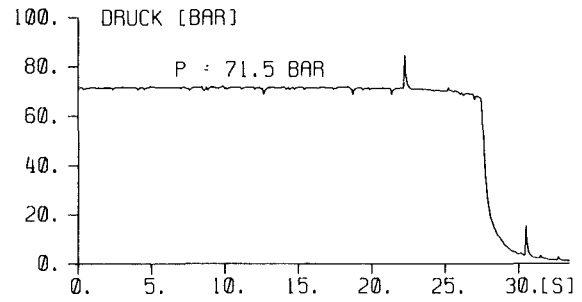
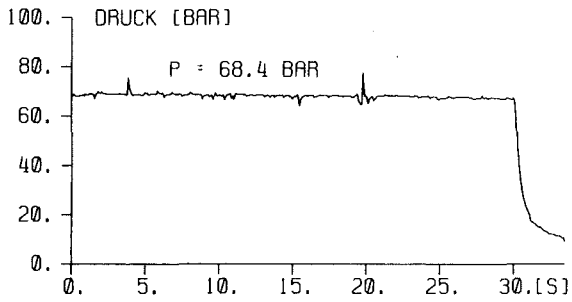
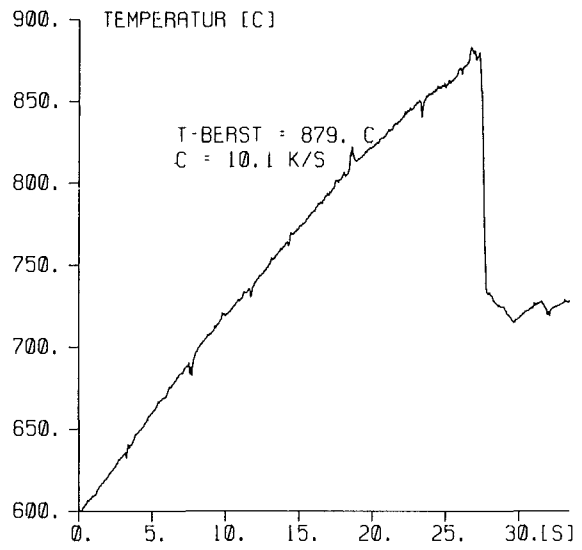
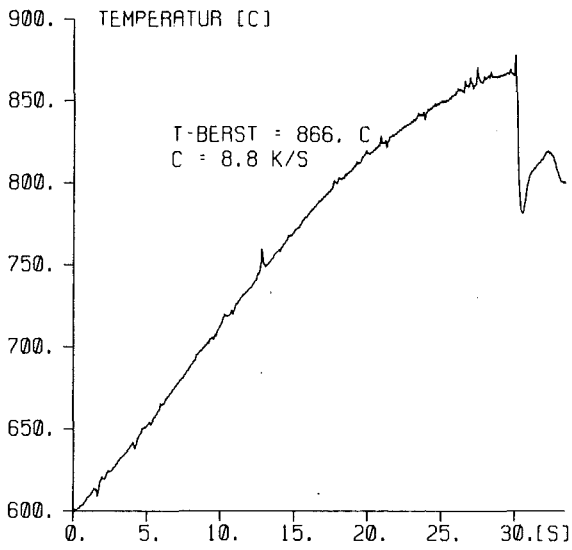
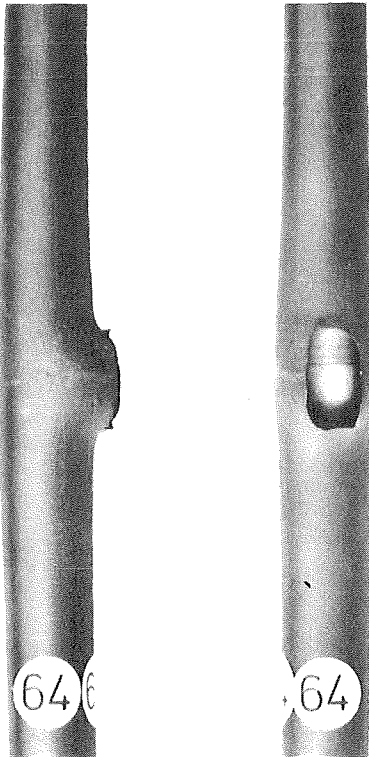


Abb.: 06.01.06/15A-4

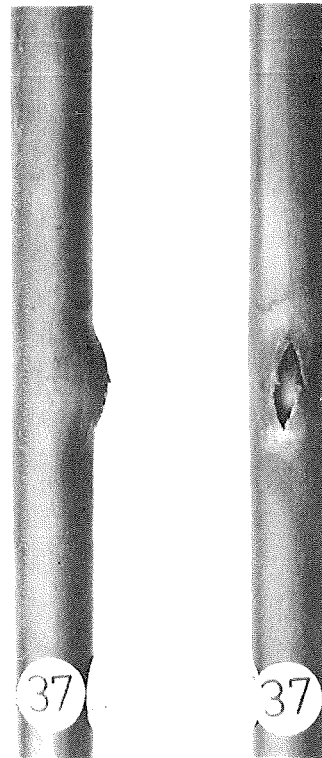
Berstversuch mit Stab Nr. 62
ohne Jod, $\alpha+\beta$ -Phasenbereich

Abb.: 06.01.06/15A-5

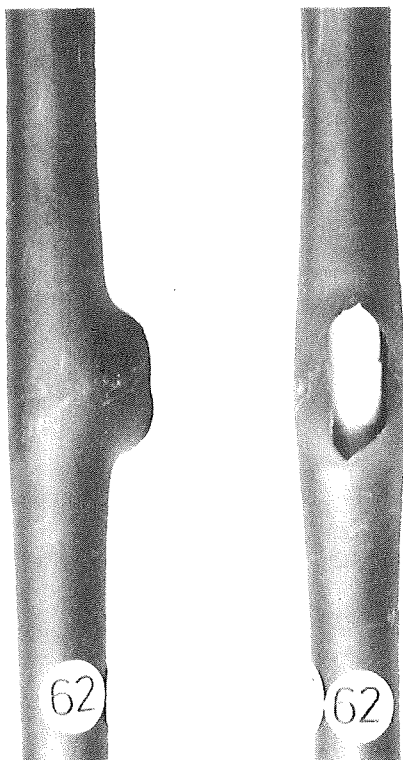
Berstversuch mit Stab Nr. 56
mit Jod, $\alpha+\beta$ -Phasenbereich



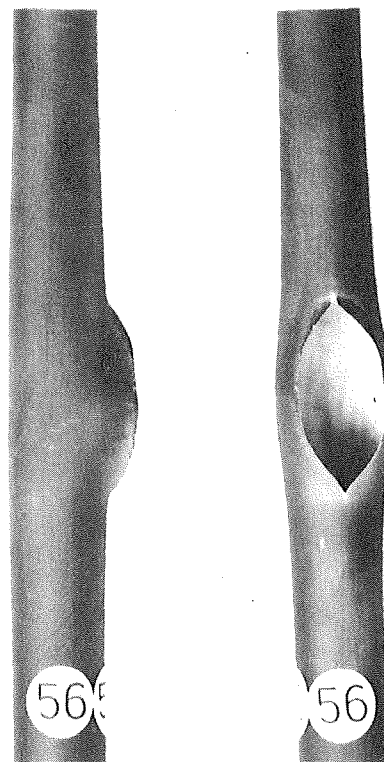
Stab Nr. 64
ohne Jod, α -Phasenbereich
 $\epsilon_{\max} = 39,4 \%$



Stab Nr. 37
mit Jod, α -Phasenbereich
 $\epsilon_{\max} = 15 \%$



Stab Nr. 62
ohne Jod, $\alpha+\beta$ -Phasenbereich
 $\epsilon_{\max} = 51,5 \%$



Stab Nr. 56
mit Jod, $\alpha+\beta$ -Phasenbereich
 $\epsilon_{\max} = 44,4 \%$

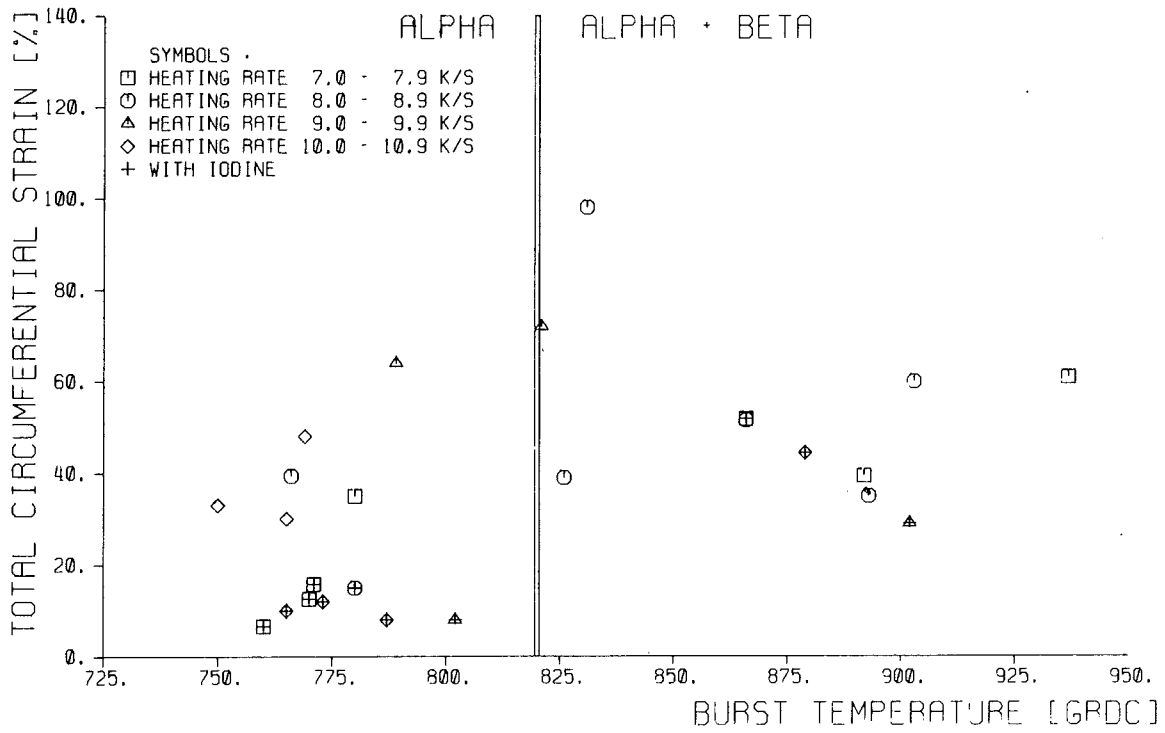


Abb.: 06.01.06/15A-7

Berstdehnung über der Bersttemperatur

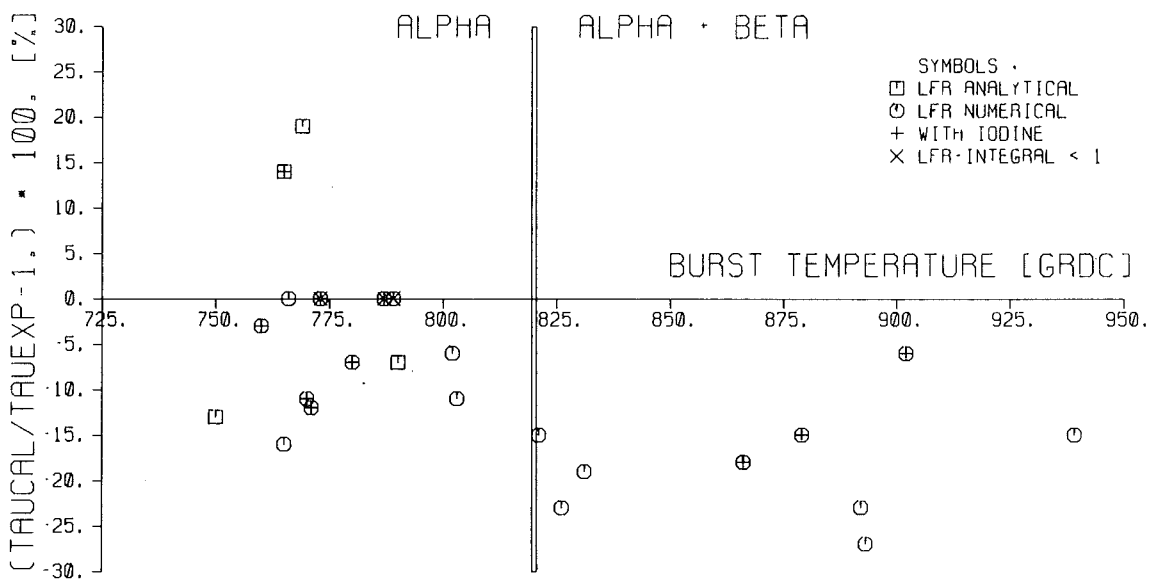


Abb.: 06.01.06/15A-8

Relative Abweichungen der gerechneten von den gemessenen Standzeiten

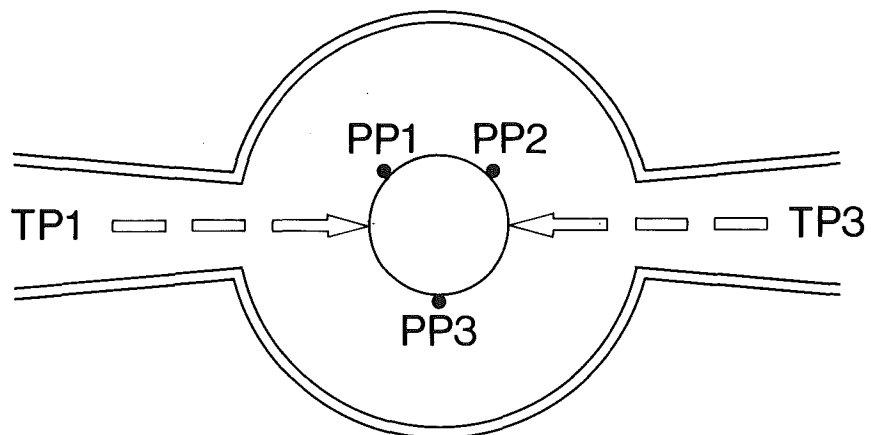
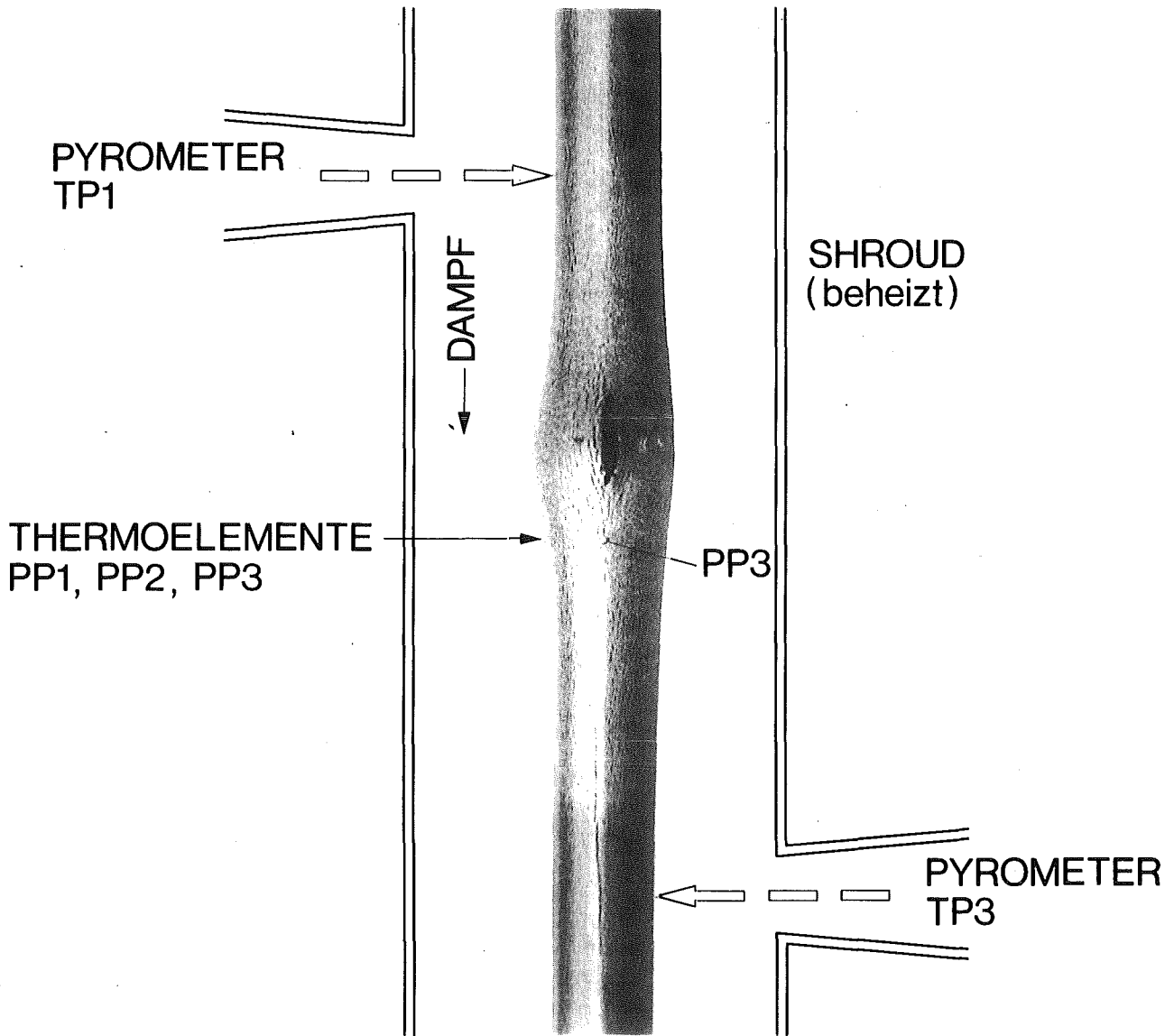


Abb.: 06.01.06/15A-9

Meßanordnung zur Ermittlung der azimuthalen Temperaturverteilung

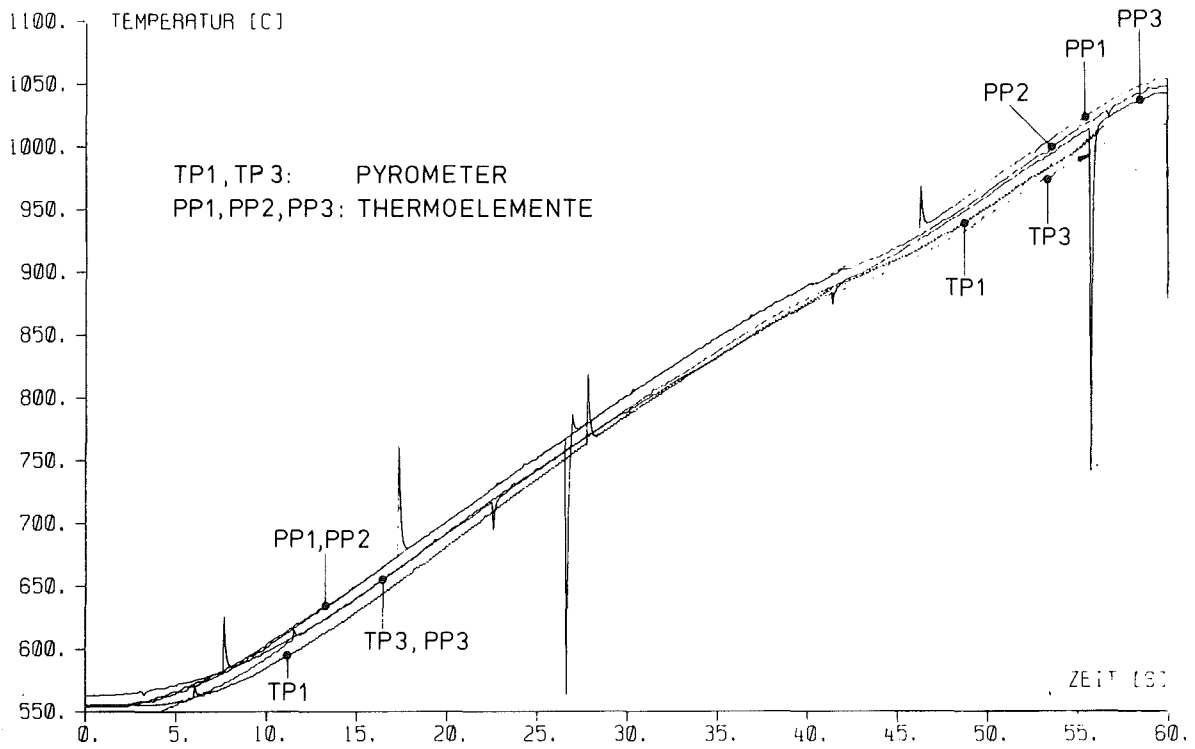


Abb.: 06.01.06/15A-10

Temperaturverteilung auf der Hüllrohroberfläche ohne Innendruckbelastung

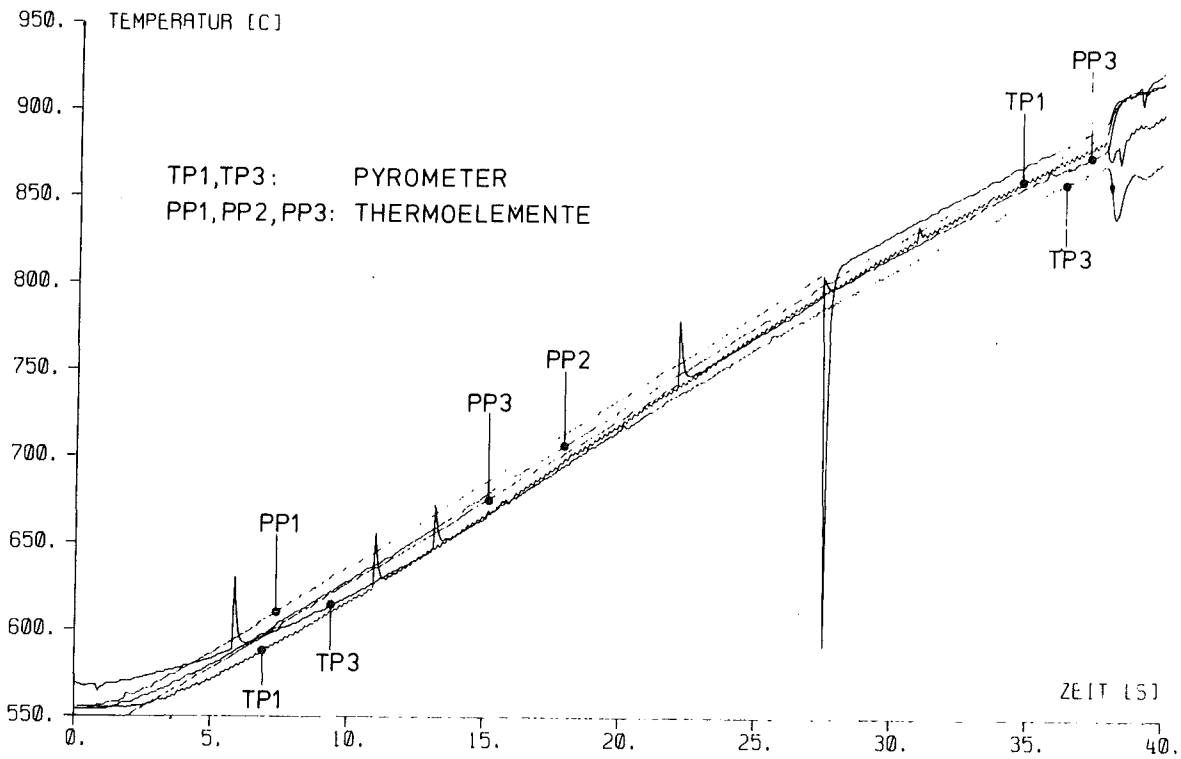


Abb.: 06.01.06/15A-11

Temperaturverteilung auf der Hüllrohroberfläche beim Berstversuch

- 06.01.07 Brennstabverhalten in der Blowdown-Phase eines Kühlmittel-
verluststörfalles
- 06.01.07/05A Untersuchungen zum Brennstabverhalten unter gesteuerten
/06A thermohydraulischen Randbedingungen (COSIMA-Programm)
- PNS 4236.1/2 (G.Class, R.Meyder, E.Stratmanns; IRE
K. Hain, T.Vollmer, F.Brüderle; IT)

Allgemeines

In der out-of-pile-Versuchsanlage COSIMA (=controled single rod
blowdown simulation experiment Karlsruhe) wird das Brennstabverhalten
während der Blowdown-Phase des Kühlmittelverluststörfalles unter-
sucht. Der Versuchsbetrieb wurde Mitte 1977 aufgenommen. Bisher sind
in der Anlage insgesamt 131 Blowdown-Experimente gefahren worden, die
Meßdaten der meisten Versuche sind ausgewertet und auf Magnetbän-
dern gespeichert.

Das Brennstabverhalten beim Kühlmittelverluststörfall wird durch
die transiente thermische und mechanische Beanspruchung der Brenn-
stabhülle bestimmt. Die mechanische Beanspruchung ergibt sich in
der Hauptsache aus dem Verhalten des Stabinnendruckes (Spaltgas)
und der äußeren Druckabsenkung durch das Ausströmen des Primär-
kreis-Kühlmittels. Die thermische Beanspruchung der Brennstabhülle
folgt aus dem Zusammenspiel von Wärmefreisetzung, -speicherung und
-ableitung über den Gasspalt zum Hüllrohr innerhalb des Brennstabes
und den sich durch das abströmende Kühlmittel einstellenden Kühl-
bedingungen.

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.

Durchgeführte Arbeiten 1980

Im zurückliegenden Berichtsjahr wurden an der COSIMA-Versuchsanlage
39 Blowdown-Versuche gefahren. Sie dienten folgenden Versuchszielen:

1. Einfluß der Spaltgasart auf den Blowdownablauf
2. Einfluß des Abstandshalters auf den Blowdownablauf
3. Einfluß der Pelletrelocation auf den Blowdownablauf
4. Instrumentierungseinfluß von aussen auf der Hülle
eines Brennstabes montierten Thermoelementen

Einfluß der Spaltgasart auf den Blowdownablauf

Zu dieser Problemstellung wurden 2 Versuche mit einem Simulations-
brennstab SIM II, der sich in Bezug auf das Relocation-Verhalten der
verwendeten Al_2O_3 Pellets in einen Endzustand befand, gefahren.

Es zeigte sich : Zu dieser Frage sind weitere Versuche notwendig,
um belastbare Ergebnisse zu erzielen.

Einfluß des Abstandshalters auf den Blowdownablauf

Auch hierzu wurden zwei Versuche gefahren, wobei die örtliche Lage der Abstandshalter variiert wurde. Die Ergebnisse werden in der Studie "Instrumentierungs-Einfluß von aussen auf der Hülle eines Brennstabes montierter Thermolemente " dargestellt; es wurde ein deutlicher Einfluß des Abstandshalters auf die Thermohydraulik eines Blowdown festgestellt.

Der Abstandshalter erfüllt die Funktion eines Turbulenzförderers und verändert somit die Strömungsform in der Strecke. Der Einfluß variiert mit der Reynoldszahl, die bei Blowdownverhältnissen große Werte annimmt.

So sind weitere Versuche nötig , um zu einer über die Qualität des Einflusses hinaus gehenden Aussage, zu kommen.

Einfluß der Pelletrelocation und des Instrumentierungseinflusses von aussen auf der Hülle eines Brennstabes montierter Thermolemente

Der Anlaß für diese Untersuchung waren die nicht erwarteten Ergebnisse der in-pile-Tests am LOFT-Reaktor des National Engineering Laboratory, Idaho, USA / 3 /. Es ergaben sich große Diskrepanzen zwischen den Vorausrechnungen und den Messungen der Hüllrohrtemperaturen sowie im qualitativen Verlauf der Hülltemperatur-Transienten bei den Versuchen L2-2 und L2-3. Die Abb. 1 zeigt das Verhältnis zwischen Vorausrechnung und Messergebnis. Der Grund für die großen Unterschiede liegt im Wiederbenetzen des Brennstabes bei ungefähr 6 sek Problemzeit. Das Wiederbenetzen der Brennstäbe zeigte sich über die ganze Corehöhe (Abb. 2). In der Abb. 2 erkennt man, daß im unteren und mittleren Kernbereich die Brennstabtemperaturen über längere Zeit wieder auf hohe Werte kommen, während es im oberen Kernbereich noch dreimal zum Dryout mit anschließendem Wiederbenetzen kommt.

Es stellte sich nun die Frage:

Liegt die Diskrepanz im konservativ rechnenden Computercode begründet, oder, und wenn, zu welchem Anteil, an der LOFT-typischen Thermolement-Instrumentierung der Brennstabhülle.

LOFT-Thermolement-Instrumentierung der Hüllrohre

Abb. 3 zeigt die LOFT-typische Instrumentierung des Brennstabes. Die Hülle ist mit 4 Thermolementen bestückt, die Messwerte von 4 axialen Positionen am Brennstab liefern. Aus Symmetriegründen sind mit Hilfe von Dummies die 4 Messleitungen über die ganze Stablänge durchgezogen.

Experimente in der COSIMA-Versuchsanlage

Für die Untersuchung der Frage, ob die Wiederbenetzungserscheinungen als Folge der LOFT-Instrumentierung auftreten oder ob sie auch an nichtinstrumentierten Brennstäben zu erwarten sind, bot sich die COSIMA-Blowdown-Versuchsanlage in geeigneter Weise an.

COSIMA ist für die Aufgabe konzipiert, out-of-pile das Wechselspiel zwischen thermohydraulischen Randbedingungen und dem mechanisch-thermischen Brennstabverhalten beim Blowdown zu untersuchen und somit die Entwicklung von Computerprogrammen zu unterstützen bzw. Computerprogramme zu verifizieren. Wesentliche Bestandteile der Anlage sind der verwendete elektrisch beheizte Brennstabsimulator SIM und die berührungslose Messtechnik der Hüllrohrtemperaturen mittels Teilstrahlstrahlungs-pyrometer / 1 /. Der Brennstabsimulator SIM kommt in seinen Eigenschaften (Original-Hüllrohr, Stableistung, Wärmespeicherung, Gasspalt, Pelletrelocation) den Eigenschaften eines nuklearen Brennstabes sehr nahe. Als weitere Einrichtungen der COSIMA-Blowdown-Versuchsanlage sind erwähnen swert :

1. Schnelle Komponentensteuerung und Messdatenerfassung (100Hz)
2. Gesteuerter Blowdownablauf (Ventile & Leistungen)
3. Zweiphasen-Massenstrom-Messtechnik (true mass flow meter)
4. Gamma Dichtemessung in den Plena

Reproduzierbarkeit der Hüllrohrtemperaturen in COSIMA

Bei der Beurteilung der Reproduzierbarkeit von Messungen ist die Beachtung der systematischen Einflüsse wichtig .

Relocation der verwendeten Al_2O_3 -Pellets

Durch das radiale Temperaturprofil der im Brennstabsimulator SIM verwendeten Al_2O_3 -Ringpellets (max. 2000 °C innen, 600 °C aussen), brechen die Pellets sektorförmig. Die Bruchstücke verlagern sich dann in Richtung Simulator-Hülle (Pellet-relocation). In aufeinander folgenden Transienten zerbrechen auch die Pelletbruchstücke, die Korngröße nimmt ab. Das Verlagern der Bruchstücke führt zum Schließen des Gasspalt zwischen Pellet und Simulatorhülle.

Hierdurch wird der Wärmetransport zum Fluid deutlich besser, und der Stab verliert besonders in der Stationärphase an Speicherwärme. Der Einfluß der Pelletrelocation auf die Hüllrohrtemperatur-Transiente in aufeinander folgenden Blowdownversuchen mit einem Stab wird beispielhaft in Abb. 4 dargestellt. Die Messungen zeigen das systematisch kleiner werdende Temperaturniveau an allen axialen Positionen des Brennstabsimulators.

Reproduktionsversuche

Die Bedingung für Reproduktionsversuche ist: Alle direkt beeinflussbaren Randbedingungen so genau wie möglich wieder einzustellen. Dies bedeutet: Die verwendeten Simulatoren sollen aus dem gleichem Fertigungslos stammen, das Steuerprogramm (Ventile & Leistungen) ist gleich und die Stationärbedingungen der Versuche (Drucke und Temperaturen) sind identisch.

Die Meßergebnisse zum Pelletrelocation.-Verhalten hatten deutlich gemacht, daß unter Einhaltung der genannten Randbedingungen nur jene Versuche mit unterschiedlichen Brennstabsimulatoren vergleichbar sind, bei denen der Simulator hinsichtlich der Pelletrelocation möglichst identische Eigenschaften aufweist. Dies ist sicherlich vor dem jeweils 1. Stabblowdown (nicht gebrochene Pellets) erfüllt. (Abb. 5, Reproduktionsversuche 1. Stabblowdown).

Daß Pelletrelocation weitgehend reproduzierbar ist, konnte ebenfalls durch Reproduktionsversuche gezeigt werden.

Aus dem Vergleich der jeweils 1. Stabblowdown-Versuche wird eine Reproduktionsgenauigkeit der COSIMA-Anlage, betreffend der Hüllrohrtemperaturtransiente, von ± 30 K abgelesen. Wenn man aber im Hinblick auf Einhaltung der oben genannten Randbedingungen ausgesuchte Versuche miteinander vergleicht, ist die Angabe einer Reproduktionsbandbreite von ± 10 K möglich. Somit ist die Reproduzierbarkeit der Versuche in der COSIMA-Blowdown-Versuchsanlage mit "sehr gut" zu beurteilen.

Verwendete Transienten

- - - - -

Zur Untersuchung des Instrumentierungseinflusses wurden zwei verschiedene Transientenarten verwendet, die sogenannte 'COSTRA' - bzw 'LOFTRA' - Transiente.

Transiente COSTRA

- - - - -

Die Transiente COSTRA wurde in Anlehnung an eine in COSIMA sehr häufig gefahrene Transiente, ein 2f-cold-leg-Bruch der Hauptkühlmittelleitung an einem Druckwasserreaktor des Types Biblis-A, ausgebildet.

Die Abb. 6 zeigt das verwendete Ventilsteuerprogramm (Ventile in den Abblaseleitungen) und den Hüllrohrtemperaturverlauf der Transiente COSTRA. In dieser Darstellung erkennt man die Korrelation zwischen Ventilsteuerprogramm und der Hüllrohrtemperaturtransiente. Der Blowdown COSTRA läßt sich in folgende Phasen einteilen (vgl. Abb. 6) :

1. Strömungsumkehr (Aufwärts- in Abwärtsströmung)
2. Stagnation mit graduellen Unterschieden
3. Kühlung durch Zuströmung aus dem Oberplenum
4. Fluten der Strecke

Die Transiente COSTRA ist ein schnell ablaufender Blowdown. Der Hüllrohrtemperaturverlauf läßt sich in zwei Phasen einteilen:

1. Aufheizphase der Hülle (Stagnationsphase)
2. Abkühlphase

Da beide Phasen sehr rasch ablaufen, deckt die Transiente COSTRA im wesentlichen nur zwei Wärmeübergangsmodes ab und zwar Wärmeübergänge mit 'kleinen' oder 'großen' Wärmeflüssen.

Transiente 'LOFTRA'

Die Transiente LOFTRA wurde nach Vorlage hinreichender Unterlagen zur L2-3-LOFT-Transiente (im wesentlichen Kernmassendurchsatz und Druckverlauf) und einer ersten RELAP-Vorausrechnung iterativ-empirisch erstellt. Sie wird in ihrer Aussagefähigkeit als eine ausreichende Annäherung an die LOFT-L2-3-Transiente angesehen. Es werden über längere Zeiten in etwa die gleichen Kühlbedingungen erwartet wie sie im LOFT-Reaktor für die L2-3-Transiente der Fall gewesen sein konnten.

Die Abb. 7 zeigt die zu Abb. 6 analoge Darstellung des Ventilsteuerprogrammes und des Hüllrohrtemperaturverlaufes für die Transiente LOFTRA.

Die einzelnen Phasen der Transiente LOFTRA sind:

1. Strömungsumkehr (Aufwärts- in Abwärtsströmung, wie in der Transiente COSTRA)
2. Kurzzeitige Stagnationsphase (kurzzeitige Blasenbildung)
3. Kühlung durch Zuströmung aus dem Oberplenum
4. Stagnationsphase
5. Kühlung durch Zuströmung aus dem Unterplenum
6. Stagnationsphase
7. Kühlung durch Zuströmung aus dem Oberplenum
8. Fluten der Strecke (nach Blowdownende)

Durch die, im Vergleich zur Transiente COSTRA, doppelt so lange Versuchsdauer und den mehrfachen Strömungswechsel stellen sich in der Transiente LOFTRA andere Kühlbedingungen für den Simulations-Brennstab SIM ein. Das Kühlmittel wird in längeren Phasen feuchter Dampf (dispersed flow) sein, der mit niedriger Geschwindigkeit durch die Strecke strömt, somit werden auch die Wärmeübergangsübergangsmodes mit mittleren Wärmeflüssen abgedeckt.

Wesentliche Unterschiede zwischen den Transienten COSTRA und LOFTRA sind :

COSTRA	LOFTRA
1. Hohe Dampfgeschwindigkeiten	1. niedrige Dampfgeschwindigkeiten
2. Versuchsdauer 20 sek.	2. Versuchsdauer 40 sek.
3. starke Überhitzung	3. mäßige Überhitzung
4. eine Stagnationsphase	4. drei Stagnationsphasen
5. eine Kühlphase	5. mehrfache Strömungsumkehr

Ergebnisse der Untersuchung 'Thermoelement-Instrumentierungs-Einfluß'.

Vor der Darstellung der Messwerte zur Hüllrohrtemperatur sei nochmals auf die angewendete Messtechnik und die Lage der Messorte hingewiesen:

1. Das Thermoelement mißt die Temperatur lokal ("spot"), das Pyrometer integral über einen Messfleck.
2. Das Thermoelement "sitzt" geometrisch vor der Hülle, es zeigt also auch die Temperatur vor der Hülle an. Das Pyrometer mißt die Oberflächentemperatur.

3. Die Pyrometer erfassen die Hüllrohrtemperaturen erst oberhalb 810 K .
Die Thermoelemente zeigen auch den Temperaturbereich des Fluids an.
4. Die 8 Pyrometer sind schraubenlinienartig, azimuthal jeweils um 45 Grad versetzt, in gleichen axialen Abständen um den 500 mm langen aktiven Stabteil angeordnet.
5. Numerierung der Pyrometermessorte :
IN 1 = unten am Stab, IN 8 = oben am Stab
6. Die Lage der 4 TE-Meßstellen wurde so gewählt, daß sie höhengleich mit 4 Pyrometermeßstellen liegen, aber azimuthal eine Verschiebung um 45 Grad aufweisen.
7. Beim Vergleich der Messergebnisse TE-Messung zu Pyrometermessung kann davon ausgegangen werden, daß eine unmittelbare Beeinflussung der Pyrometermessung durch die TE-Applikation nicht gegeben ist.

Messdatenvergleich für die Transienten COSTRA und LOFTRA

Die Abb. 8 bis 12 stellen ausgesuchte Beispiele für den Thermo-element-Instrumentierungs-Einfluß beim Blowdown dar.
Es werden nur die jeweils 1. Stabblowdown-Versuche miteinander verglichen. (s. oben: Reproduktionsversuche).

Hüllrohrtemperaturen der Transiente COSTRA

Der Vergleich der COSTRA-Versuche V108 (nicht instrumentiert) mit V 93 (instrumentiert) kann mit einer Reproduktionsgenauigkeit der Hüllrohrtemperatur-Transiente von ± 10 K geführt werden.

Der Vergleich der Pyrometermesswerte (Beispiele in Abb. 8) zeigt :

1. Die Pyrometerminimalanzeige 810 K wird im Versuch V93 (instrumentiert) im Mittel um 0.6 sek (0.1sek. - 1.0 sek) später erreicht.
2. Dadurch werden innerhalb des Temperaturanstieges Unterschiede bis zu - 80 K (im Mittel -50 K) gemessen. Die peak-cladding-Temperatur des instrumentierten Stabes ist bis zu 60 K (im Mittel 30 K) niedriger.
3. Der deutlichste Unterschied in der Messung zeigt sich allerdings in der zweiten Phase der Hüllrohrtemperaturtransiente, der durch die Abwärtsströmung gekennzeichneten Abkühlphase. Der nicht instrumentierte Simulator im Versuch V108 wird gegen Ende des Blowdowns (kurz vor 45 sek.) an 5 von 8 Messorten durch das Fluten der Strecke zwangsgequenchet. Der instrumentierte Simulator hingegen zeigt das Benetzen des ganzen Stabes bis spätestens 38 sek. an

Der Vergleich der Pyrometermesswerte mit den TE-Messwerten innerhalb des Versuches V 93 liefert die Aussage (hier ohne Abb.) :

1. Die '810 K - Grenze' wird von den TE's im Mittel um um 0.7 sek später erreicht.
2. Die Temperaturunterschiede sind in der Stagnationsphase im Mittel - 30 K und in der peak-cladding-Temperatur gering.

3. Die Thermoelemente zeigen das Benetzen vor den Pyrometern an.

Das Ergebnis der Untersuchung mit der Transiente COSTRA ist :

1. Das Überschreiten der kritischen Heizflächenbelastung (DNB) wird mit dem instrumentierten Stab später erreicht (0.6 sek.). Die Thermoelemente zeigen das Überschreiten nochmals um etwa 0.7 sek. verspätet an
2. Die Thermoelement-Instrumentierung begünstigt in starkem Maße das Wiederbenetzen des Stabes.

Hüllrohrtemperaturen der Transiente LOFTRA

Da für den Messwertvergleich LOFTRA V126 (instrumentierter Simulator) nur der Versuch V 129 (nicht instrumentierter Simulator) zur Verfügung steht, ist hier die Angabe des Unsicherheitsbandes in der Reproduktionsgenauigkeit der Hüllrohrtemperaturtransiente mit ± 30 K angemessen.

Der Vergleich der Pyrometermesswerte (Abb.9, Abb. 10) zeigt :

1. DNB-Verhalten
Der nicht instrumentierte Simulator erreicht die 810 K Grenze (=Pyrometerminimalanzeige) innerhalb der 1. Stagnationsphase, der instrumentierte Stab erst in der zweiten Stagnationsphase.
2. Durch den DNB-Verzug (siehe oben) ist der Vergleich des Hüllrohrtemperatur-Niveaus eingeschränkt, doch ist folgendes zu erkennen :
Die Pyrometermessungen zeigen den Einfluß des Abstandshalters auf die Strömungsform in der Versuchsstrecke. Im Einflußbereich des Abstandshalters (z.B. Messort IN 4 Abb. 19) werden keine signifikanten Unterschiede gemessen, außerhalb dieses Bereiches sieht der instrumentierte Stab bis zu 100 K niedrigere Temperaturen.
3. In der Transiente LOFTRA zeigen die Messungen an den Messorten IN 4, IN 5, IN 6 das Benetzen des instrumentierten Stabes an, während der nicht instrumentierte Stab an allen Messorten überhitzt bleibt.

Vergleich Pyrometermessung zu Thermoelementmessung innerhalb des Versuches LOFTRA V126 (Abb.11, Abb.12)

1. Das verzögerte Anzeigen des DNB-Zeitpunktes durch die Thermoelemente ist auch im Versuch V126 zu erkennen (Messort IN 4, IN 2 ungefähr 1 sek)

2. Im Zeitbereich 28 sek. - 35 sek. wird der Stab durch eine Tröpfchenströmung (dispersed flow) aus dem Unterplenum gekühlt. In diesem Zeitbereich zeigen alle 4 Thermoelemente zwischen 80 K - 150 K niedrigere Temperaturen an als die vergleichbaren Pyrometer. Am Messort IN 2 (untere Stabhälfte) zeigt das Thermoelement im Zeitbereich zwischen ungefähr 40 sek und 55 sek. höhere Temperaturwerte als das vergleichbare Pyrometer.
3. Die Thermoelemente zeigen das Benetzen des Stabes vor den Pyrometern an.

Die Untersuchung des Instrumentierungs-Einflusses innerhalb der Transiente LOFTRA führt zu folgender Aussage:

1. DNB-Verhalten
Durch die Instrumentierung des Stabes wird der DNB-Zeitpunkt um etwa 1 sek. verzögert.
2. Hüllrohrtemperaturtransiente
Der instrumentierte Stab zeigt in Bereichen ungestörter Strömung (außerhalb des Einflußbereiches des Abstandshalters) ein deutlich niedrigeres Temperaturniveau (bis zu 120 K)
Die Thermoelemente werden in ihrer Anzeige deutlich vom Fluidzustand der Strömung beeinflusst. Sie messen in Bereichen hohen Feuchtigkeitsgehaltes des Kühlmediums niedrigere Werte und in Bereichen, wo der Dampf gegenüber dem Stab überhitzt ist, höhere Werte als das vergleichbare Pyrometer.
3. Quenchverhalten
Das Quenchverhalten wird durch die Instrumentierung deutlich begünstigt und die Thermoelemente zeigen das Wiederbenetzen innerhalb des Versuches vor den Pyrometern an.

Schlußfolgerung

- - - - -
Mit den Transienten COSTRA und LOFTRA werden die mit wenig verformenden Hüllrohren möglichen Wärmeübergangsmodes eines Blowdowns abgedeckt.

Obwohl die voll beheizte Stablänge des Brennstabsimulators SIM nur 500 mm beträgt, bestätigen und quantifizieren die Messergebnisse die qualitativen Erwartungen, wie sie mit einer LOFT-artigen Thermoelement-Instrumentierung verbunden werden.

Durch die Thermoelement-Instrumentierung wird die kühlbare Oberfläche des Brennstabes um ungefähr 50% vergrößert (Kühlrippen). Dies ist ein wesentlicher Grund für das verspätete Überschreiten der kritischen Heizflächenbelastung im Vergleich zum nicht-instrumentierten Hüllrohr.

Das deutlich veränderte Quenchverhalten des instrumentierten Brennstabes wird mit der Art der Thermoelementbefestigung begründet. Da die Thermoelement-Rippen nicht über den ganzen Brennstab verschweißt sind, neigen die thermisch nur schwach gekoppelten Teile zur Bildung frühzeitiger lokaler Benetzungs-

fronten, sobald hierzu die Gelegenheit besteht. Daher sind die maximalen Messfehler (bezogen auf die Hüllrohrtemperatur der näheren Umgebung) stets dann zu erwarten, wenn das kühlende Fluid in Form von nassem Dampf (Nebelkühlung) vorliegt. Die vielen lokalen Benetzungsfronten sind dann auch die Ursache für die Neigung zum vorzeitigen Benetzen des ganzen Brennstabes im Vergleich zum nichtinstrumentierten Stab .

Ist der Dampf gegenüber dem Hüllrohr überhitzt, zeigt das Thermoelement konsequenterweise (thermisch schwach gekoppelt) höhere Temperaturen als das vergleichbare Pyrometer.

Bei den anderen Wärmeübergangsmodes sind die Abweichungen in den Temperaturanzeigen erwartungsgemäß viel kleiner und in Berücksichtigung der schwierigen Messaufgabe durchaus tolerierbar.

Diese qualitative Betrachtung des Instrumentierungseinflusses zeigt, daß die Messungen in der COSIMA-Versuchsanlage in Einklang stehen mit den Erwartungen. Eine quantitative Diskussion kann nur anhand der experimentellen Daten erfolgen, da bis heute keine Rechenprogramme existieren, die den Einfluß der Thermolemente unter Blowdownbedingungen erfassen.

Zusammenfassung

1. Der COSIMA-Brennstabsimulator SIM II zeigt in seinen wesentlichen Eigenschaften das Verhalten eines Nuklearstabes. Die im Stab erzeugte Wärme geht von den Keramikpellets über den durch "Fuel-Relocation" beeinflussten Gasspalt sowie das dünnwandige Cladding an das Kühlmittel über.
2. Vom Standpunkt der Wärmeübertragung war ein merklicher Einfluß durch die Thermolement-Instrumentierung des Brennstabes auf den Hüllrohrtemperatur-Verlauf beim Blowdown zu erwarten.

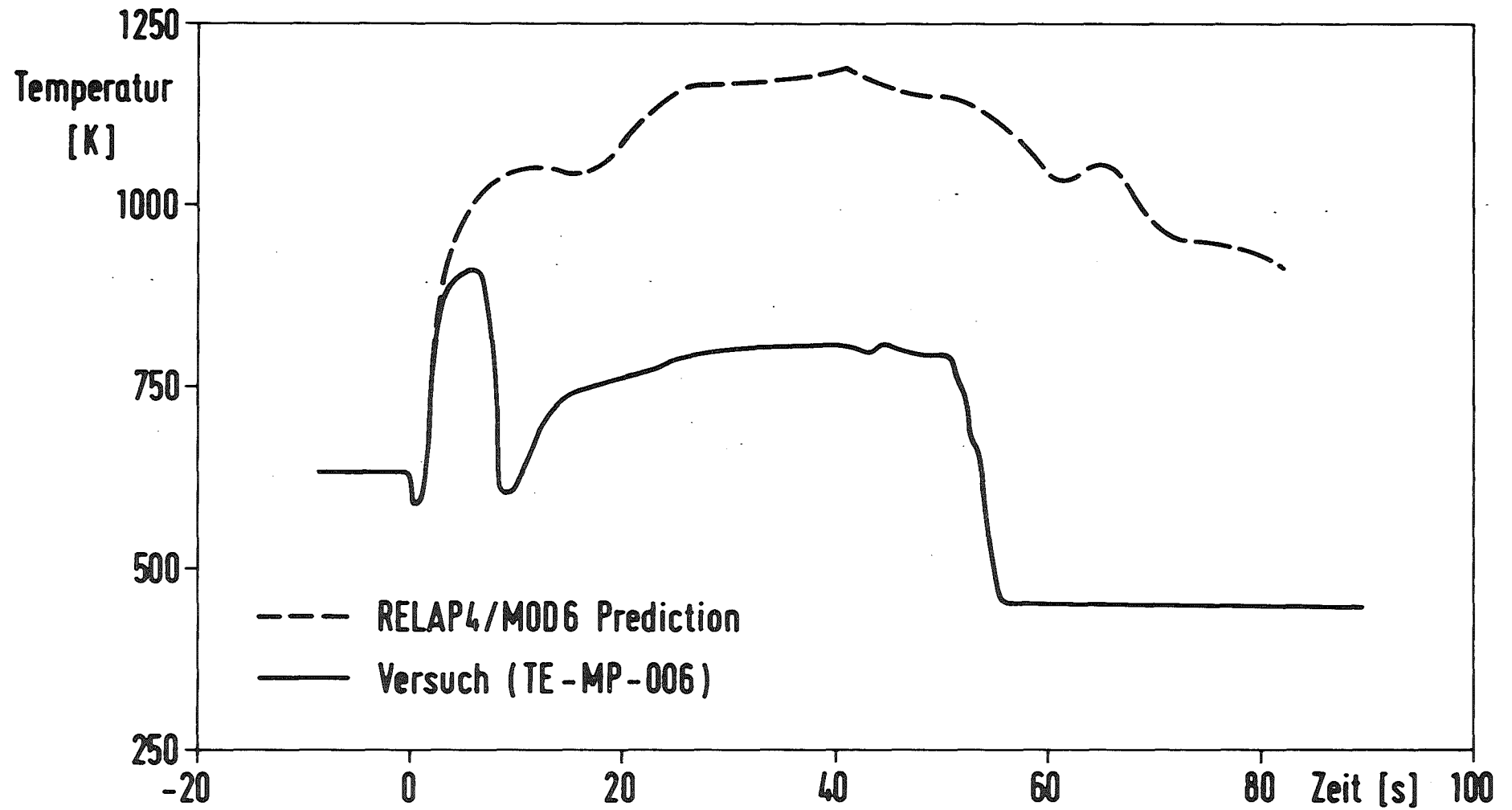
Die in COSIMA durchgeführten Experimente haben diesen Einfluß aufgezeigt.

1. Der DNB-Zeitpunkt (Überschreiten der kritischen Heizflächenbelastung) wird ungefähr um 1 sek. verzögert
2. Das Wiederbenetzungs-Verhalten wird bei Vorliegen von Nebelkühlung stark begünstigt.

Diese Aussagen können für die Versuchsinterpretation von entscheidender Bedeutung sein.

Literatur:

- / 1 / G. Class et. al.:
Thermohydraulisch gesteuerte Blowdown-Versuche in der
Versuchsanlage COSIMA zum DWR-Brennstabverhalten:
Experimentelle und theoretische Ergebnisse.
KfK 2770, November 1978, S. 66-88
Projekt Nukleare Sicherheit, Jahreskolloquium 1978
- / 2 / G. Class, R. Meyder, K. Hain:
Messung der Brennstab-Hüllrohrtemperatur mit Loft-
typischen Thermoelementen unter Blowdown-Bedingungen
in COSIMA
KfK 3070, S. 253-283
Projekt Nukleare Sicherheit, Jahreskolloquium 1980
- / 3 / L.P. Leach:
Results and evaluation of nuclear tests.
3. GRS-Fachgespräch, München, 29.-30. Nov. 1979
GRS-16 (April 1980)
- / 4 / T.R. Yackle:
Assessment of the Influence of Surface Thermocouples
on the Behavior of Nuclear Fuel During a large Break
LOCA
S. Water Reactor Safety Research Information Meeting
October 27-30, 1980, Gaithersburg, Maryland (USA)



- 4200-120 -



Abb 1 LOFT-Versuch L2-3, Vergleich gemessener und gerechneter Heißstabtemperaturen

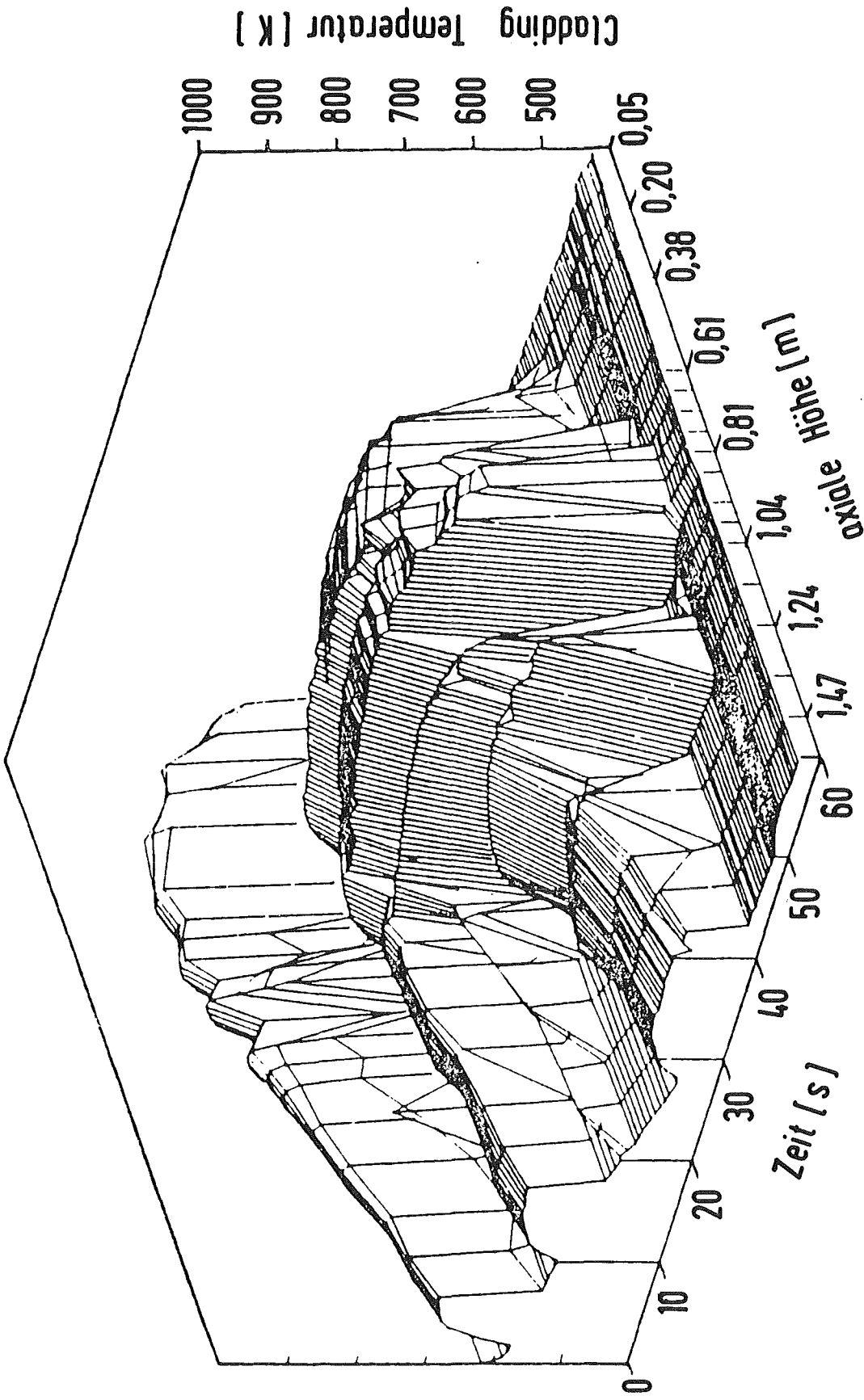
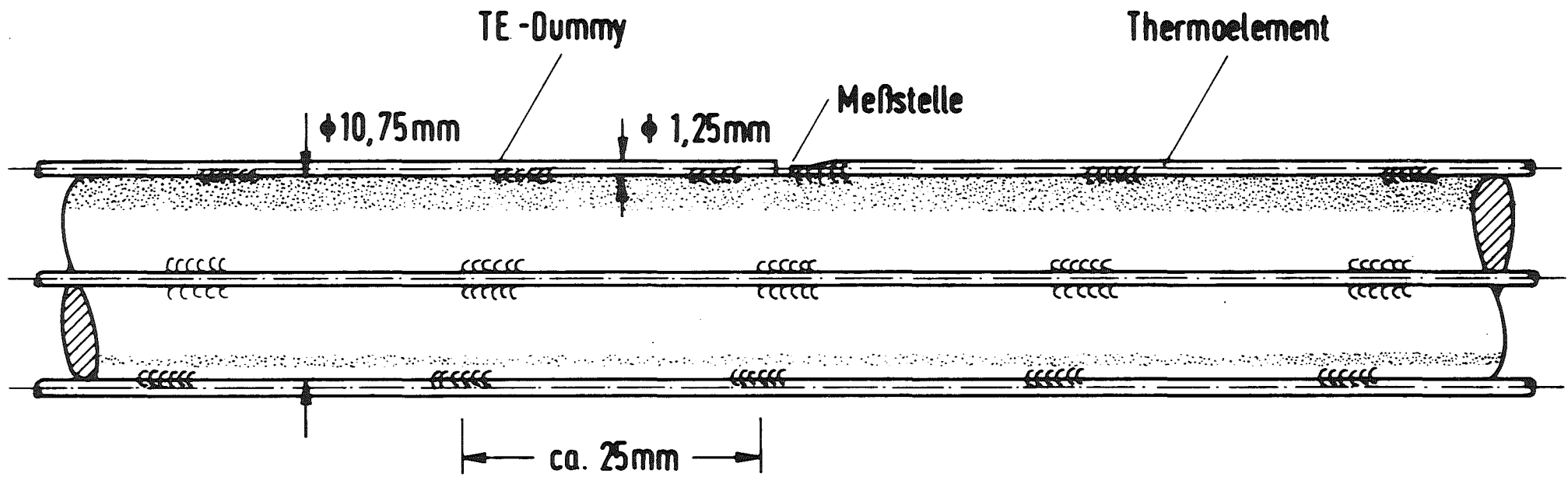


Abb 2 Cladding Temperaturen im Center Fuel Modul der L-2-3 Transiente



- 4200-122 -



Abb 3 LOFT - typische Thermoelement - Instrumentierung

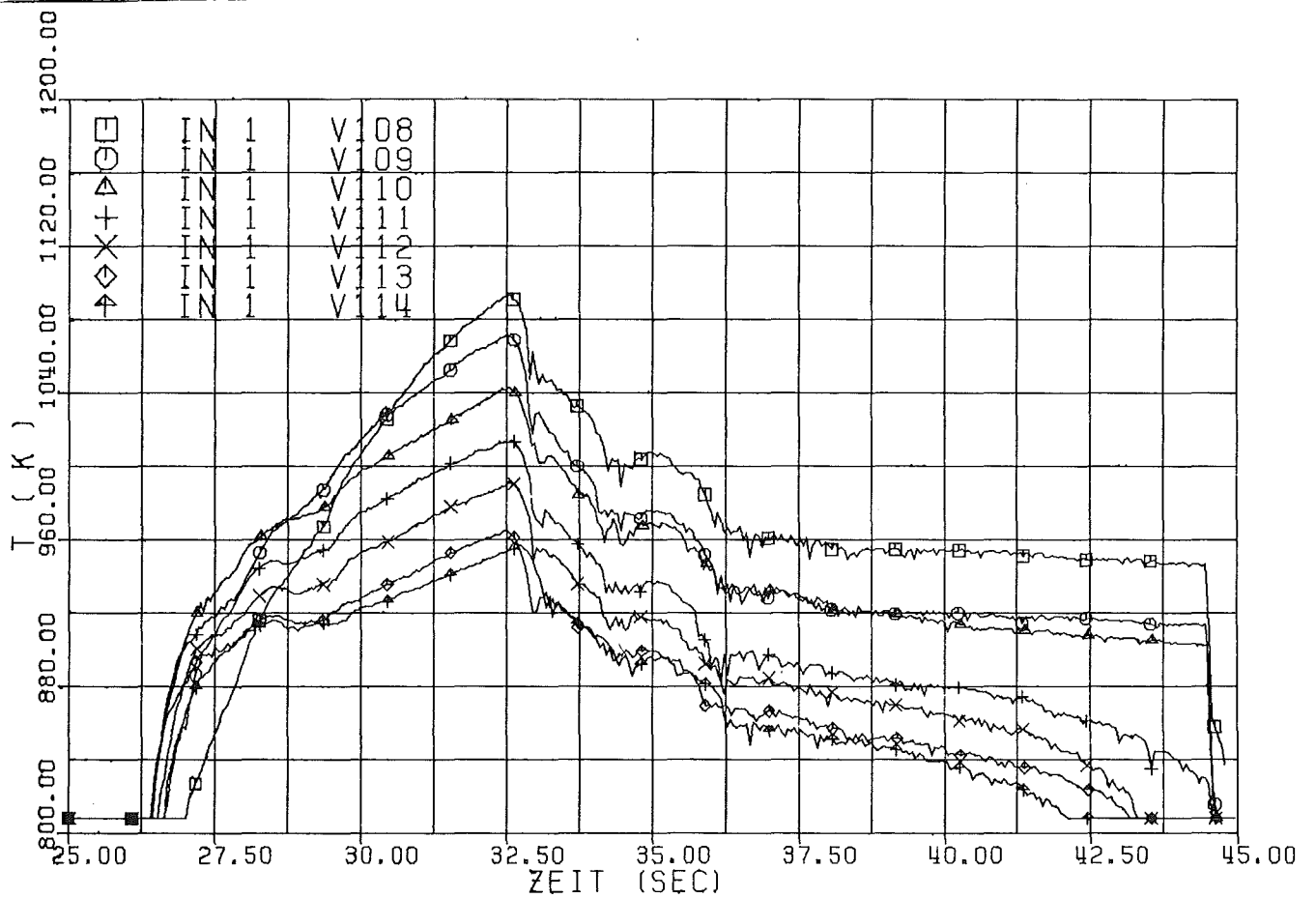
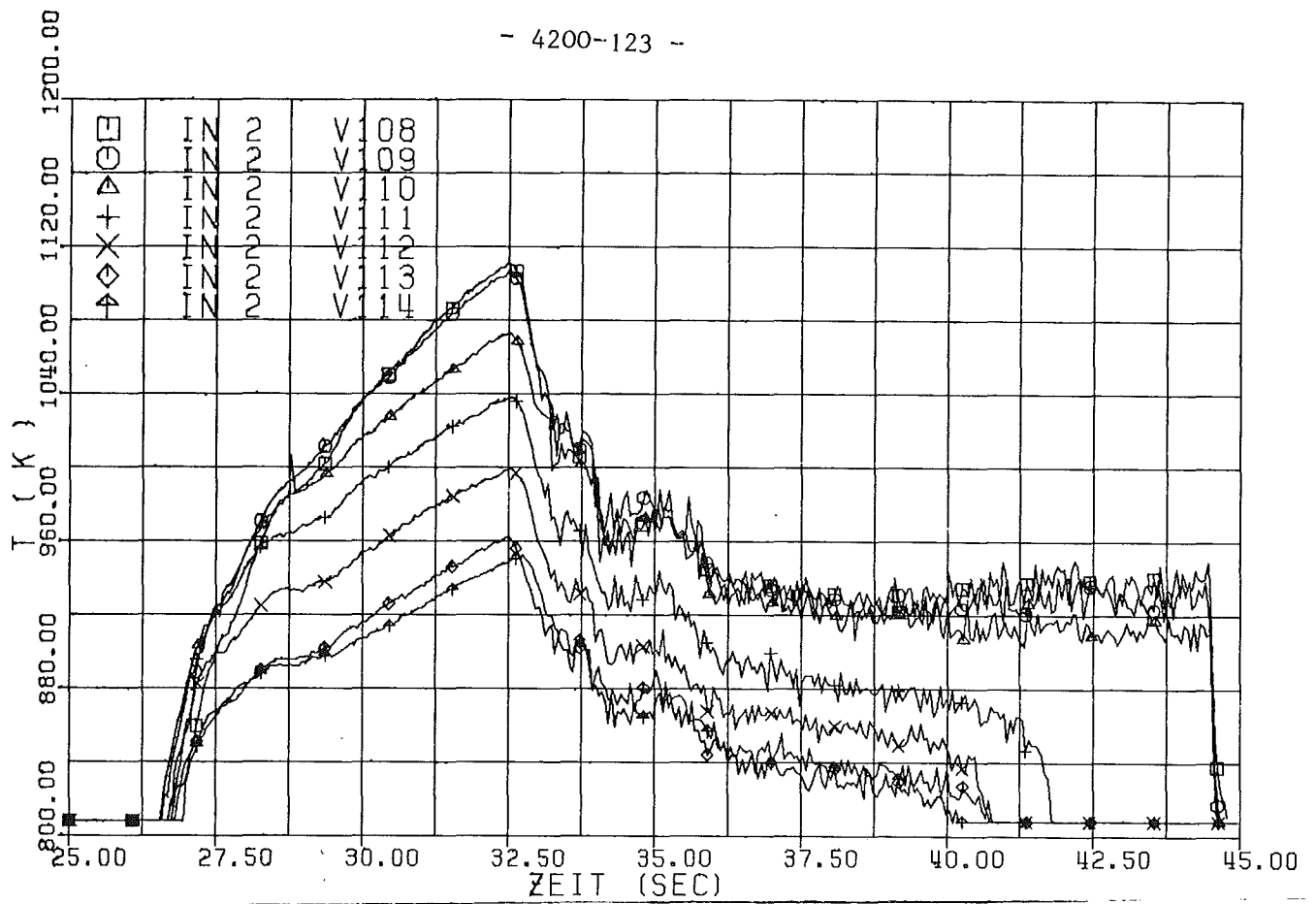


Abb 4 Relocation-Einfluss V108 - V114

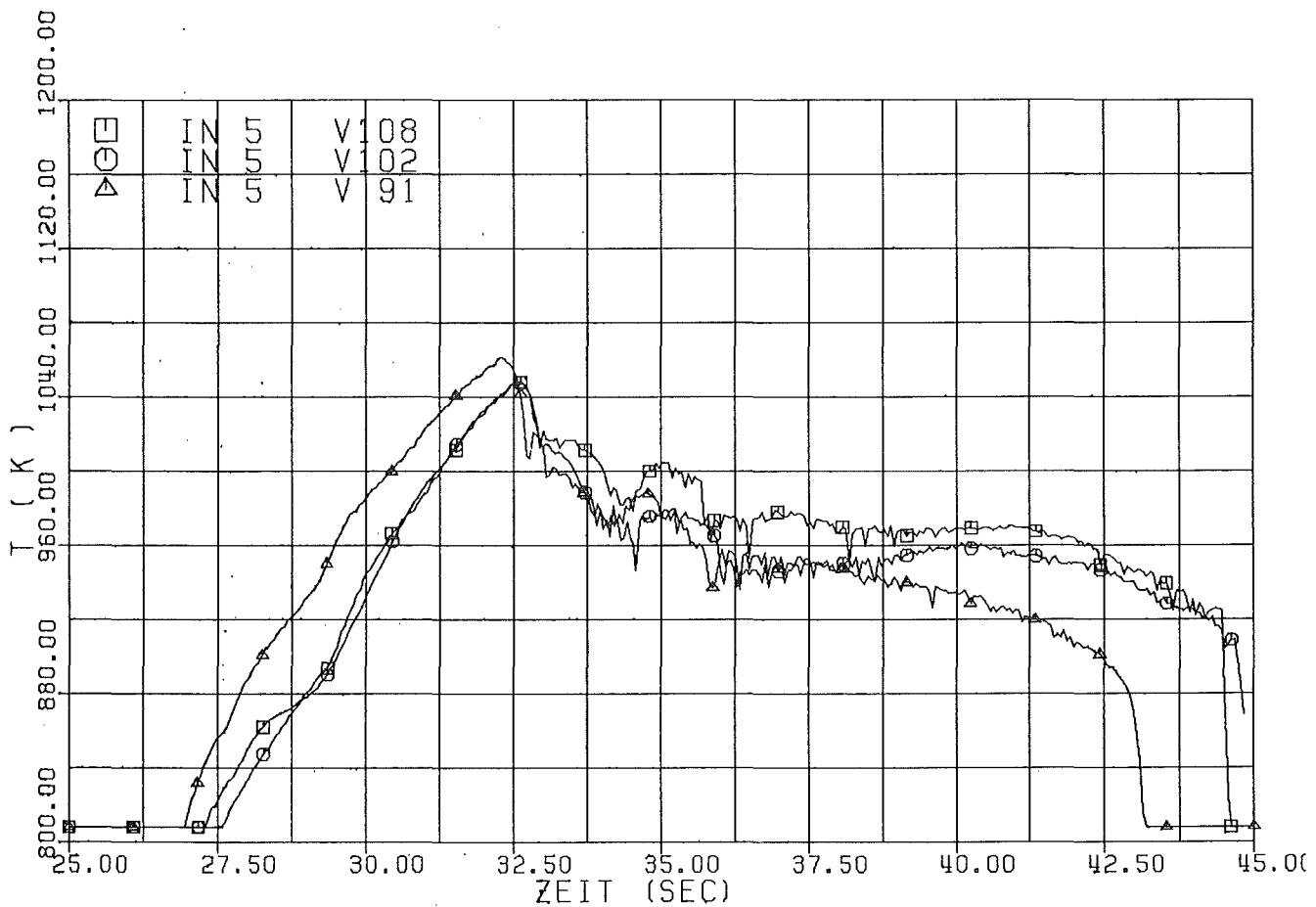
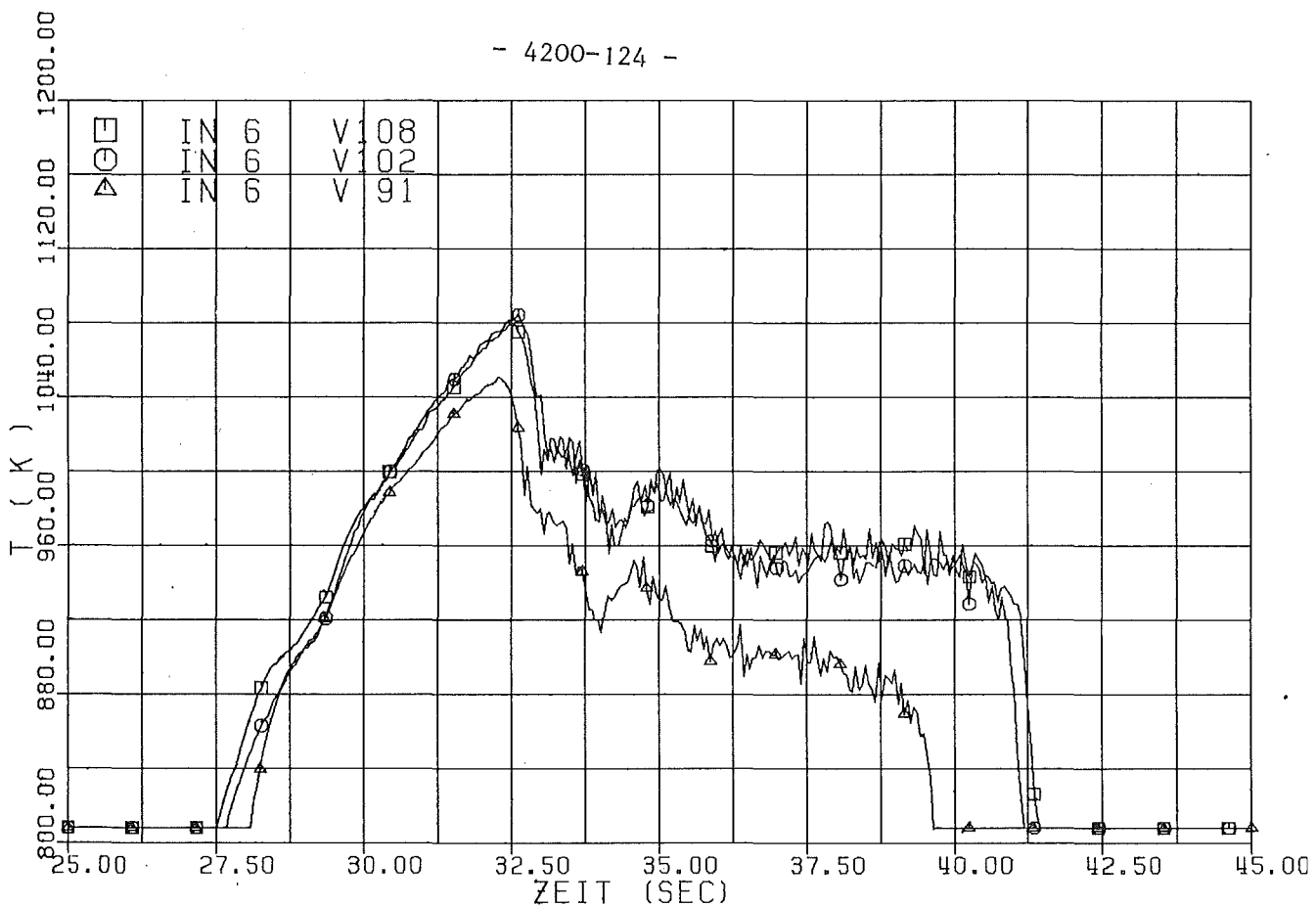


Abb 5 Reproduktion 1. Stabblowdown

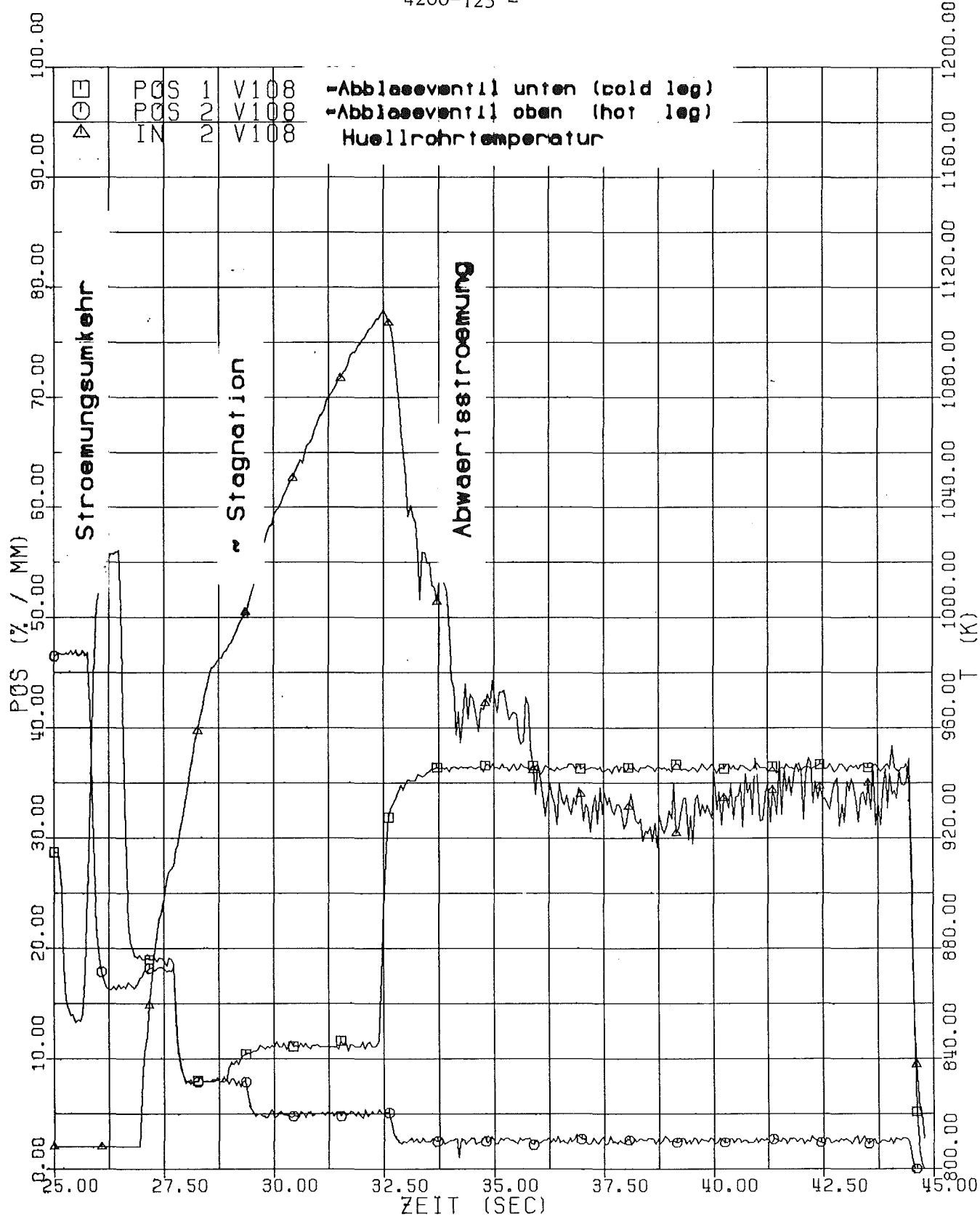


Abb 6 Ventilsteuerprogramm COSTRA

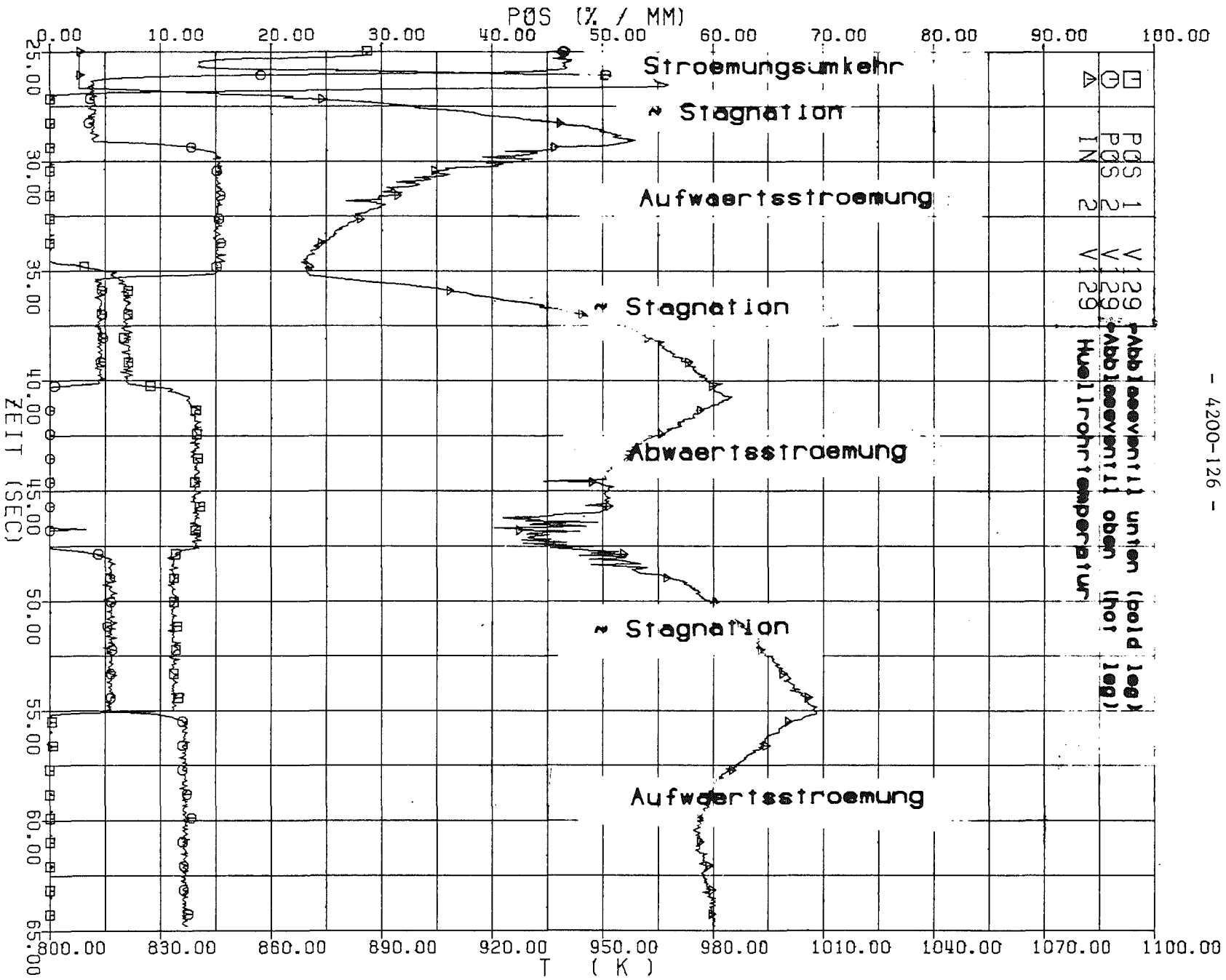


Abb 7 Ventilsteuerverprogramm LOFTRA

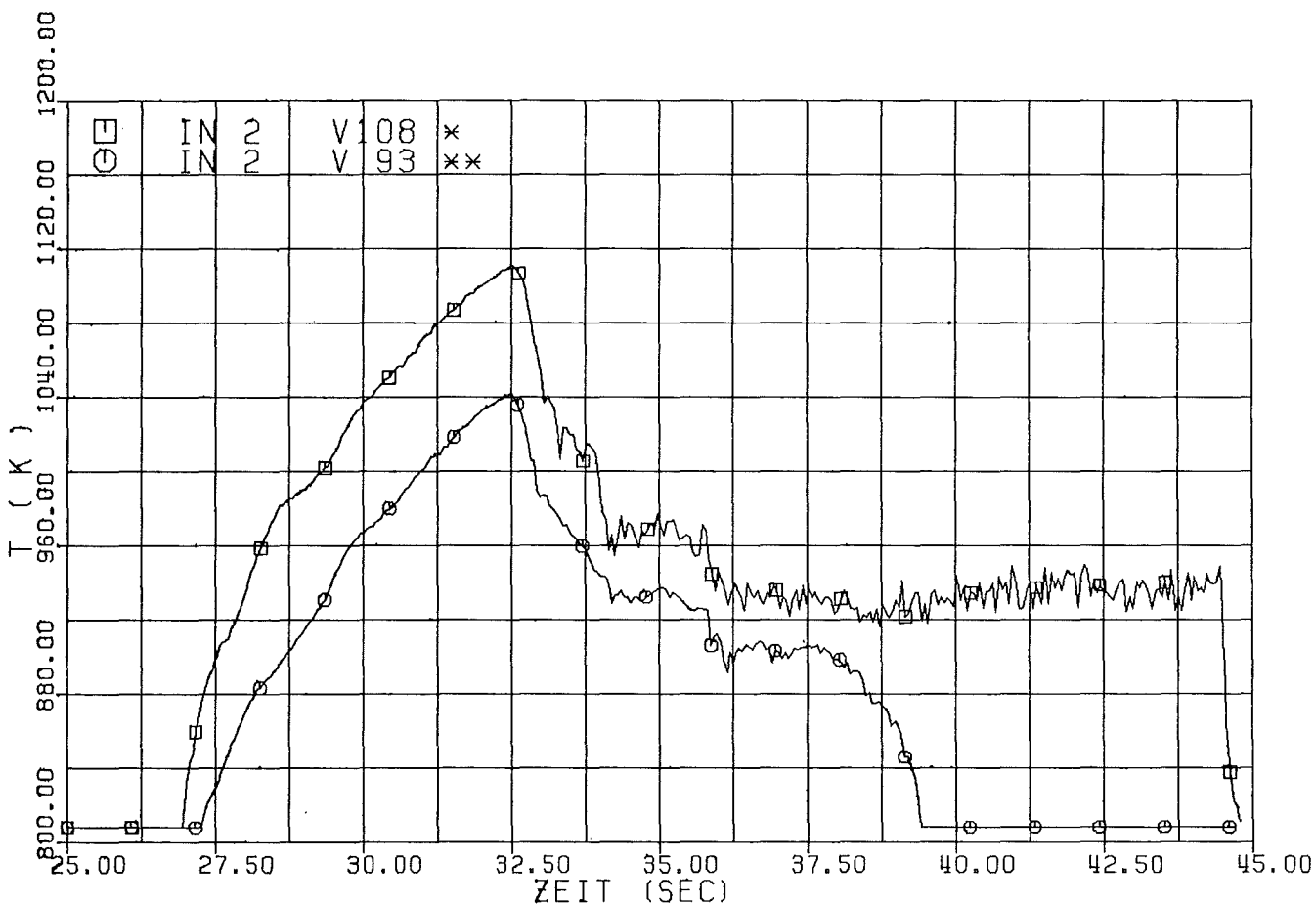
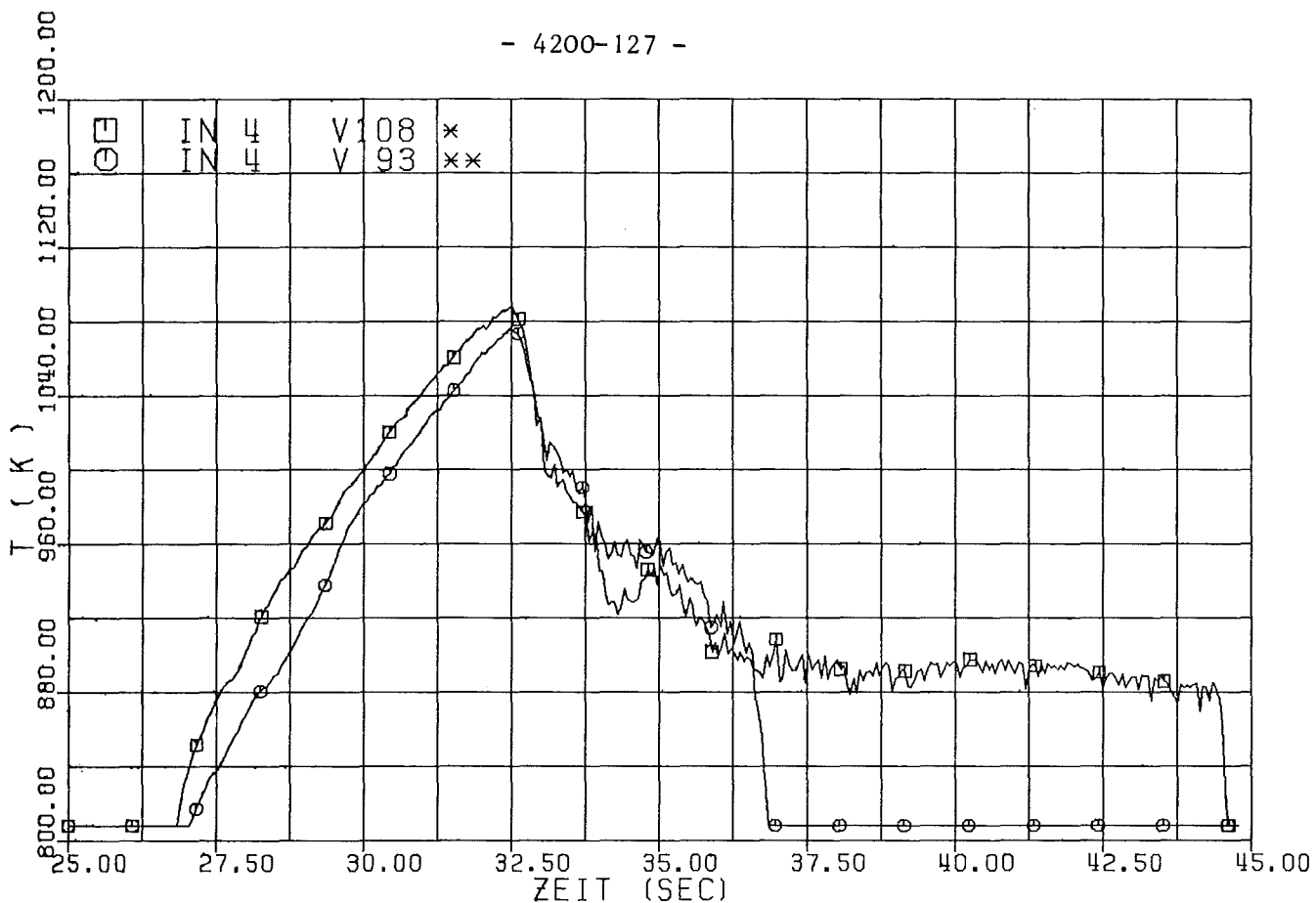


Abb 8 Vergleich der Pyrometermessungen

COSTRA

V108 (- nicht Instrumentierter Stab)
V93 (- Instrumentierter Stab)

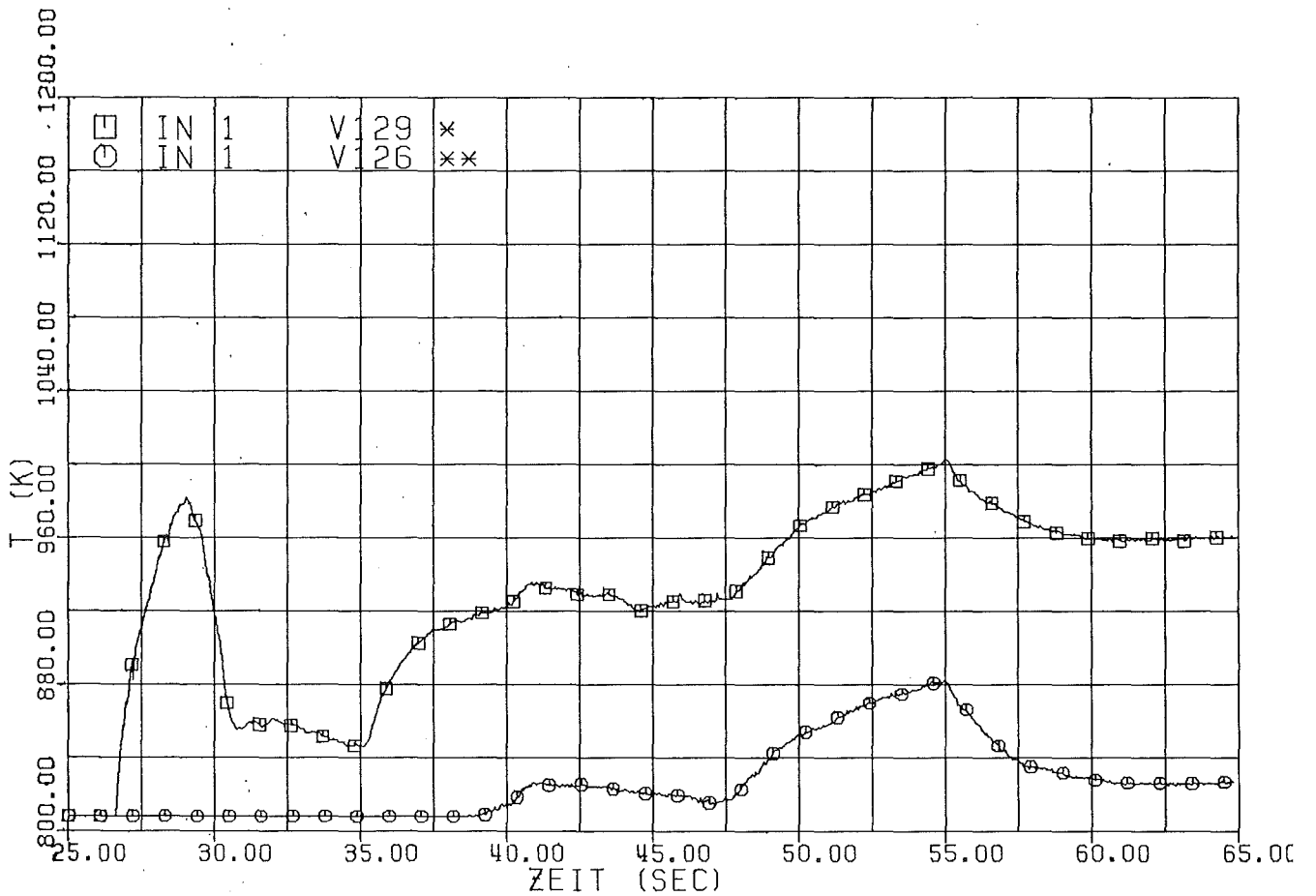
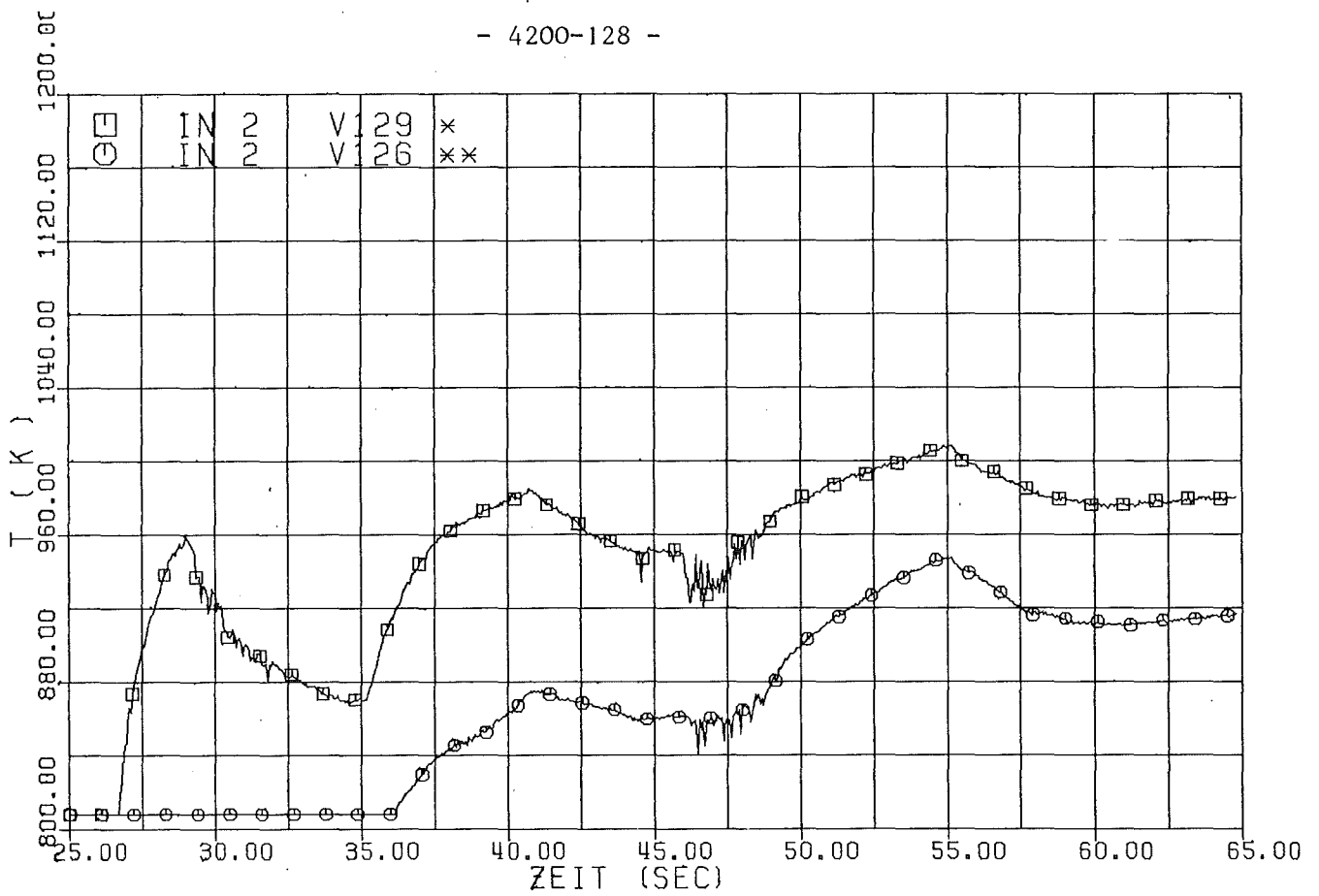


Abb 9 Vergleich der Pyrometermessungen

LOFTRA

V129 (= nicht Instrumentierter Stab)

V126 (= Instrumentierter Stab)

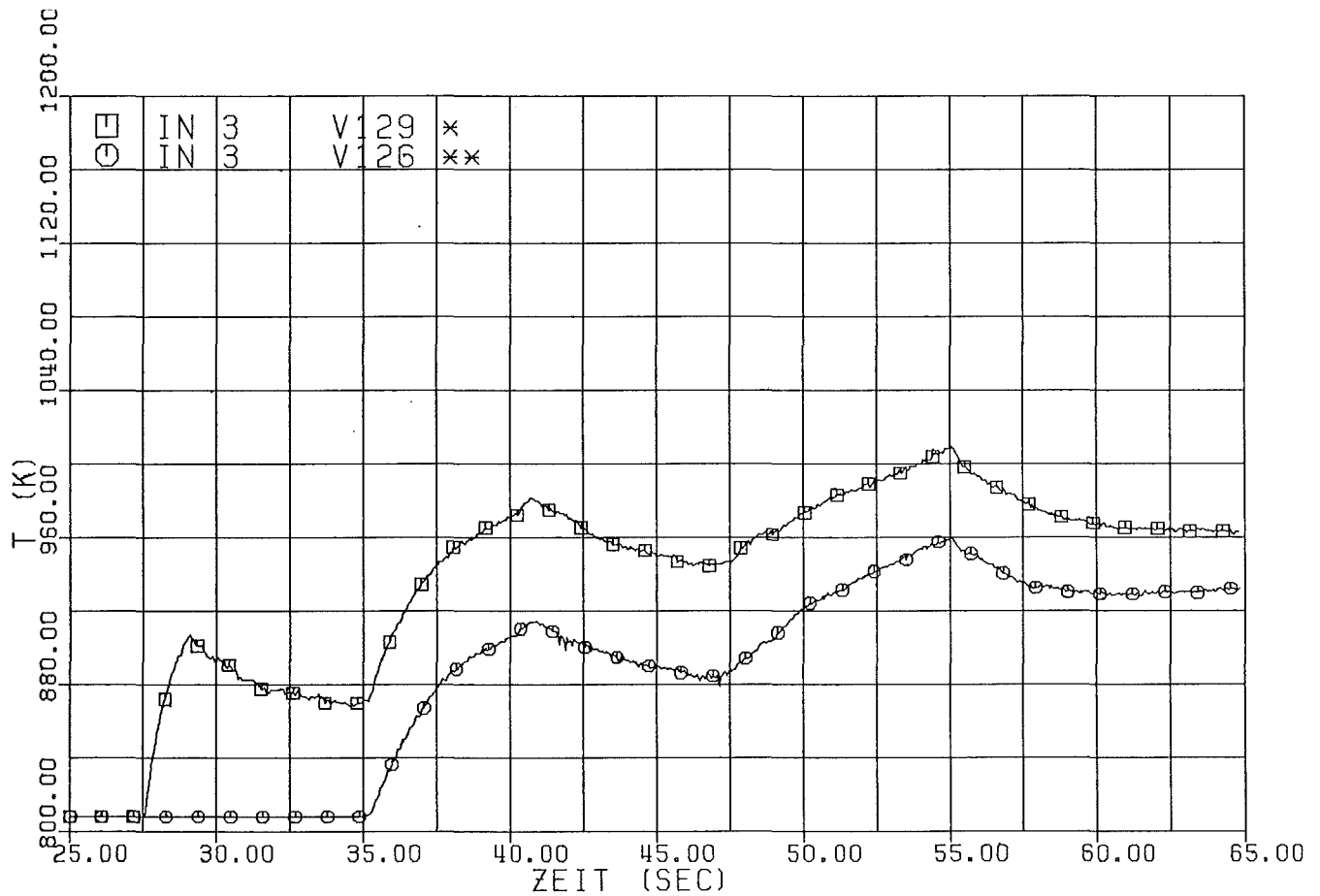
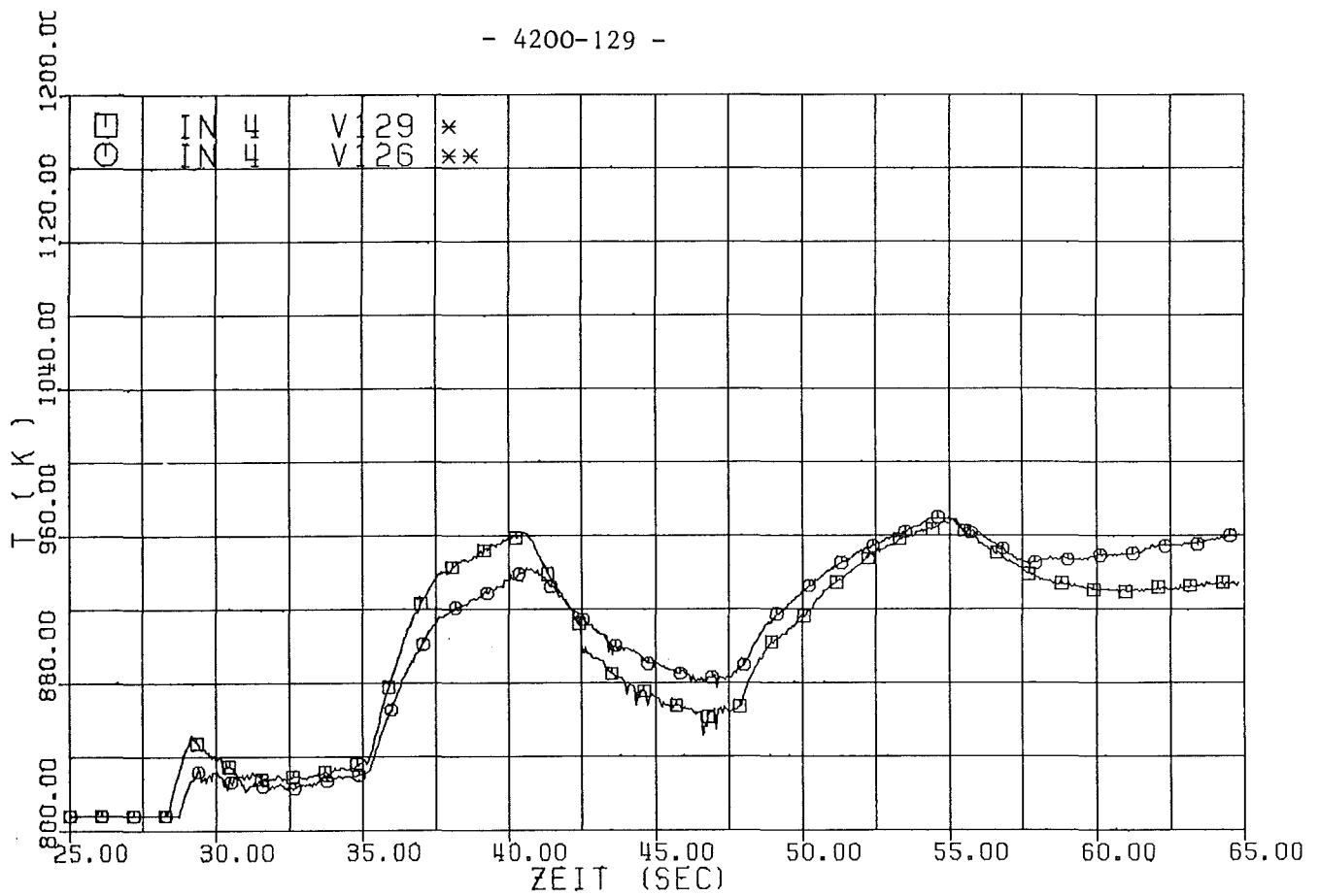


Abb10 Vergleich der Pyrometermessungen

LOFTRA

V129 (=nicht Instrumentierter Stab)

V126 (=Instrumentierter Stab)

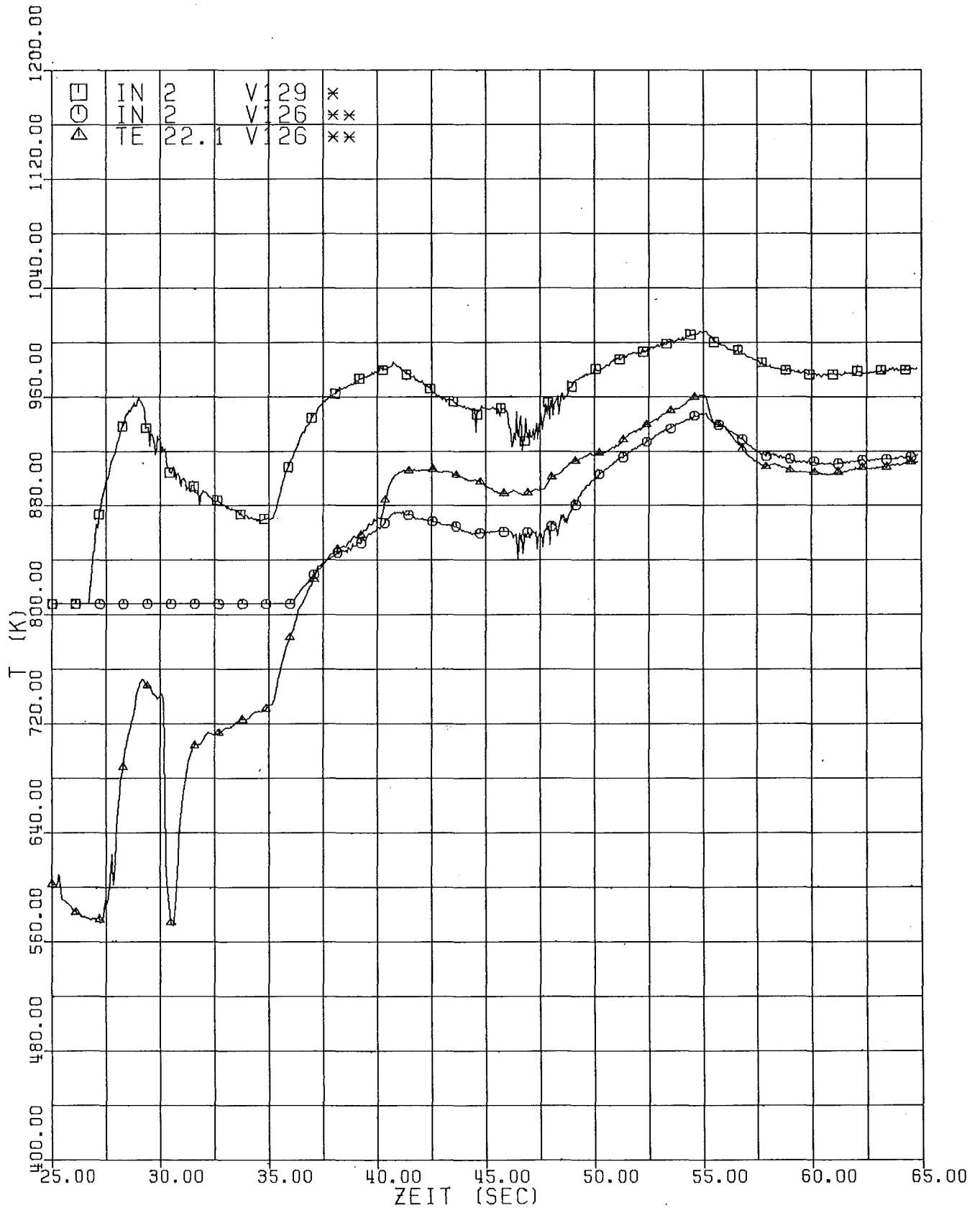


Abb11 Vergleich Pyrometer- zu TE-Messungen

LOFTRA

V129 (= nicht instrumentierter Stab)
V126 (= instrumentierter Stab)

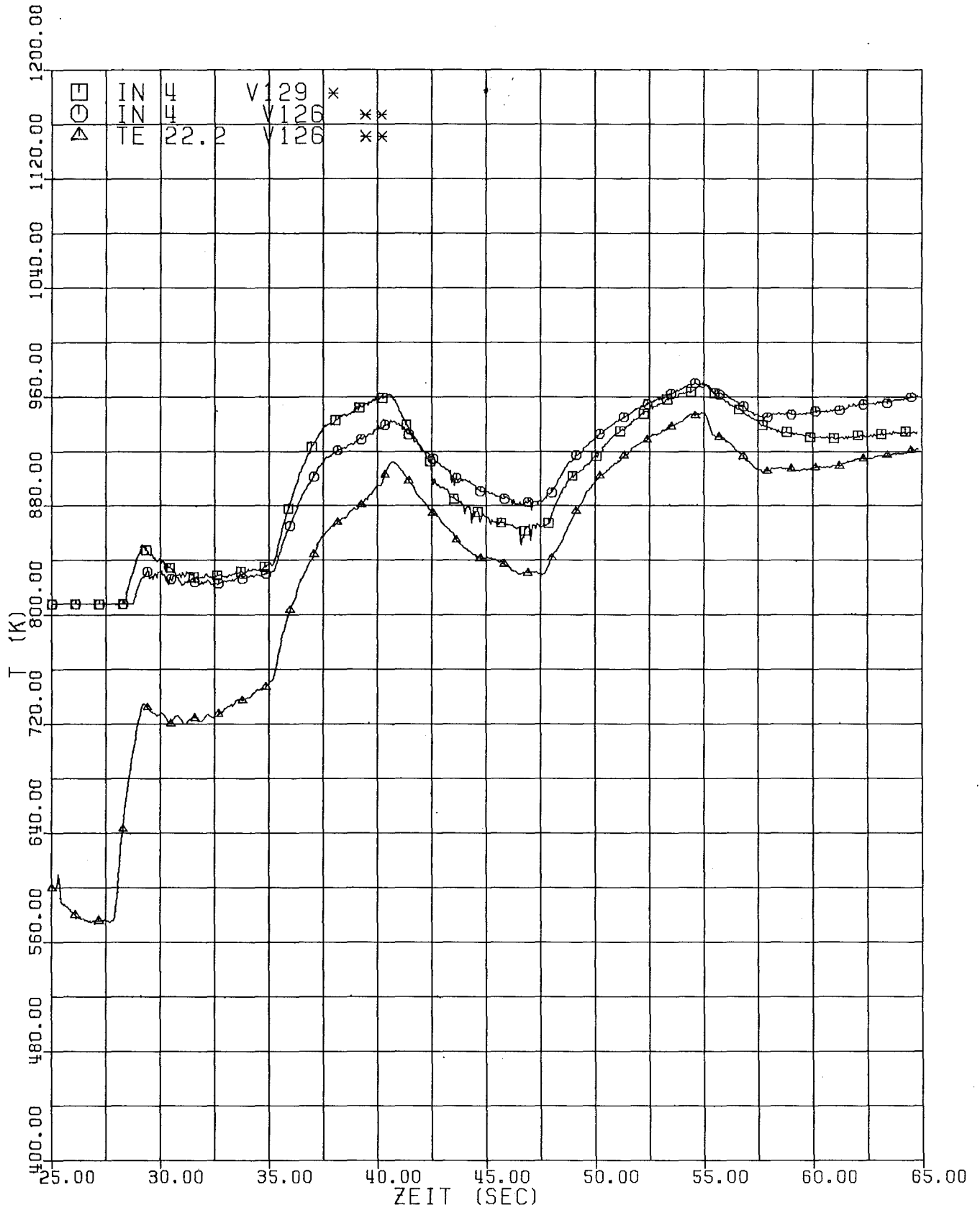


Abb12 Vergleich Pyrometer- zu TE-Messungen

LOFTRA

V129 (- nicht instrumentierter Stab)

V126 (- instrumentierter Stab)

- 06.01.08 In-pile-Experimente im DK-Loop des FR2
- 06.01.08/03A Untersuchungen zum LWR-Brennstabverhalten in der
PNS 4237.1 2. Aufheizphase eines Kühlmittelverluststörfalles
 (G. Harbauer, H. Hespeler, E. Karb, W. Knappschneider,
 W. Legner, W. Leiling, M. Prüßmann, A. Scherer, L. Sepold,
 K. Wagner)

1. Stand des Vorhabens

Im Jahr 1980 wurde die Durchführung der geplanten Versuche mit den 5 Tests der Serie E abgeschlossen. Damit sind seit 1975 insgesamt 39 Transientenversuche mit Brennstoffprüflingen und acht Referenzversuche mit elektrisch beheizten Brennstabsimulatoren durchgeführt worden. (Die Anzahl der Versuche mit nicht druckbeaufschlagten Stäben ist hierin nicht enthalten.) Die Versuchsauswertung hängt vor allem von der Nachuntersuchung der Teststäbe in den Heißen Zellen ab. Diese ist zu etwa 65 % abgewickelt. Insbesondere müssen noch die Stäbe der Versuchsserien C, E und BSS (Brennstabsimulatoren) nachuntersucht werden. Die bisherige Auswertung der In-pile-Versuche hat noch keinen erkennbaren Einfluß der "Nuklearen Parameter" auf die Mechanismen des Brennstabversagens ergeben.

Tabelle 1 faßt die Ergebnisse aller Versuche mit Nuklearstäben, Tabelle 2 die der Versuche mit elektrisch beheizten Brennstabsimulatoren zusammen (Stand: Dez. 1980).

2. Versuchsergebnisse der Serie E

Die Ergebnisse der Serie E (Abbrand $8000 \text{ MWd}/t_U$) decken sich bezüglich der Berstdaten (Bersttemperatur und Berstdruck) mit denen der übrigen Versuche unterschiedlichen Abbrands (siehe Abb. 1). In der folgenden Tabelle 3 sind die Berstdaten der Versuche E1 bis E5 aufgelistet:

TABELLE 1:
FR2 IN-PILE TESTS
RESULTS FROM TESTS WITH NUCLEAR FUEL RODS

Test No	Rod No	Cold diametral gap size	Thermo-couple-version	Burnup	Heatup rate at 923 K	Time to burst	Burst Temperature	Maximum cladding temperature	Burst pressure	Maximum pressure	Maximum total circumferential strain	Volume increase	Calculated engineering burst stress	Test No.
		μm		GWd/t	K/s	s	K	K	bars	bars	%	%	MN/m^2	
A1.1	15	191	A	-	7,0	79	1083	1275	50	54	64	24	31,98	A1.1
A1.2 a)	14	182	A	-	11,5	a)		1281						A1.2 a)
A2.1	16	181	A	-	19,0	20	1093	1323	88	100	36	47	56,43	A2.1
A2.2	17	179	A	-	12,1	38	1133	1301	58	75	56	83	37,43	A2.2
A2.3	18	184	A	-	13,0	55	1288	1288	25	27	35	38	15,84	A2.3
B1.1	20	190	A	-	17,5	40	1173	1304	52	59	30	44	33,59	B1.1
B1.2	21	191	A	-	8,7	72	1188	1283	45	55	25	39	28,99	B1.2
B1.3	22	187	A	-	12,5	37	1118	1258	61	71	34	52	39,26	B1.3
B1.4 b)	23	184	A	-	9,3	b)		1291						B1.4 b)
B1.5	24	193	A	-	9,2	72	1183	1282	45	58	60	98	28,65	B1.5
B1.6	25	184	A	-	8,2	56	1098	1288	80	90	38	44	51,04	B1.6
B1.7	30	191	B	-	11,5	41	1113	1163	61	71	34	48	39,37	B1.7
B3.1	1	154	A	-	10,0	46	1098	1289	79	91	37	40	50,87	B3.1
B3.2	2	159	A	-	12,1	55	1188	1284	50	61	50	69	32,13	B3.2
C1	56	188	B	2,5	14,0	47	1173	1290	46	56	e)	66	29,32	C1
C2	57	190	B	2,5	12,6	58	1218	1223	30	34	e)	33	19,34	C2
C3	59	197	B	2,5	13,2	32	1022	1046	98	112	e)	e)	63,00	C3
C4	60	197	B	2,5	12,1	41	1088	1284	65	81	e)	e)	41,95	C4
C5	63	193	B	2,5	9,3	78	1189	1276	22	25	e)	e)	14,06	C5
E1	44	187	B	8	12,5	59	1183	1282	23	26	e)	e)	14,90	E1
E2	45	196	B	8	11,7	29	981	1272	113	129	e)	e)	72,71	E2
E3	46	202	B	8	11,2	47	1133	1273	49	56	e)	e)	31,74	E3
E4	47	200	B	8	11,6	35	1054	1278	72	86	e)	e)	46,10	E4
E5	48	197	B	8	11,5	63	1129	1206	19	26	e)	e)	15,18	E5
F1	37	208	A	20	10,6	43	1163	1289	56	72	59	76	36,22	F1
F2	38	204	A	20	8,7	57	1166	1280	53	62	38	43	34,26	F2
F3	39	198	A	20	10,1	57	1205	1290	42	46	27	27	27,19	F3
F4	40	195	A	20	11,1	37	1108	1322	72	84	34	46	46,44	F4
F5	43	200	A	20	10,1	49	1153	1279	60	72	41	60	38,75	F5
G1.1 a)	3	158	A	35	10,1	a)		1283			2	5		G1.1 a)
G1.2 d)	4	154	A	35	15,0 c)d)	55	1003	1282	68	75	30	32	43,86	G1.2 d)
G1.3	5	158	A	35	9,0	70	1163	1250	41	51	62	71	26,41	G1.3
G1.4	7	150	A	35	6,1	58	1058	1244	83	91	33	34	53,40	G1.4
G1.5 d)	9	154	B	35	12,0 d)	60	1053	1200	52	60	41	52	33,08	G1.5 d)
G2.1	35	199	B	35	13,6	38	1142	1225	37	f)	32	20	23,71	G2.1
G2.2	36	194	B	35	13,0	31	1119	1213	66	75	28	41	42,51	G2.2
G3.1	12	145	B	35	12,3	55	1173	1203	33	f)	46	58	20,91	G3.1
G3.2	11	128	B	35	15,4	33	1111	1213	57	74	41	77	36,55	G3.2
G3.3	10	142	B	35	9,8	29	1023	1220	111	128	32	39	71,02	G3.3

- a) Rod leaked; no burst
- b) No internal overpressure; no burst
- c) Heatup rate at 743 K
- d) Abnormal heatup; burst during temperature plateau
- e) Not yet determined (status: Dec. 1980)
- f) Rod leaked, no max. pressure

Test No.	Rod No.	Cold diametral gap size b)	Thermo-couple- Version	Burnup	Heatup rate at 923 K	Time to burst	Burst Temperature	Maximum cladding temperature	Burst pressure	Maximum pressure	Maximum total circumferential strain	Volume increase of heated zone	Calculated engineering burst stress
		μm		GWd/t	K/s	s	K	K	bars	bars	%	%	MN/m^2
BSS 12	15	100	B	-	12,2	47	1115	1262	54	72	35	c)	34,77
BSS 21	16	100	B	-	12,9	a)	-	1293					
BSS 22	17	100	B	-	12,9	54	1138	1293	42	59	c)	c)	26,81
BSS 23	18	100	B	-	12,0	37	1088	1282	81	95	c)	c)	51,95
BSS 24	19	100	B	-	12,6	51	1231	1245	25	26	c)	c)	16,04
BSS 25	20	100	B	-	12,3	31	1020	1301	106	120	c)	c)	67,67
BSS 26	24	100	B	-	12,1	34	1068	1290	89	109	c)	c)	56,96
BSS 28	28	100	B	-	12,6	61	1240	1296	20	22	c)	c)	13,08

a) Rod leaked, no burst

b) Nominal Data

c) Not yet determined (status: Dec. 1980)



IT 1980

FR2 IN-PILE TESTS, RESULTS FROM TESTS WITH ELECTRICAL SIMULATOR

TABELLE 2

Tabelle 3: Berstdaten der Versuche E1 bis E5

Versuch	Berstdruck (bar)	korr. Bersttemperatur (°C)
E 1	23,2	910
E 2	113,4	708
E 3	49,5	860
E 4	71,9	781
E 5	18,8	856

Bei allen Versuchen mit vorbestrahlten Prüflingen wurde besonders in den Bereichen stärkerer Stabverformung (Vergrößerung des Spalts Brennstoff/Hülle) ein Zerfallen der Brennstofftabletten und ein Abrutschen der Tablettensäule beobachtet. Um den Zeitpunkt der Brennstoffbewegung zu ermitteln, wurden die Teststäbe in den Versuchen E3 und E4 mit Hüll-Thermoelementen am oberen Stabende (T 137 - T 139) bestückt. Diese Bestückung ist in Abb. 2 verdeutlicht. Das oberste Thermoelement T 139 ragt mit seinem Meßpunkt 2 mm von oben in die aktive Brennstoffzone hinein, für die Elemente T 138 und T 137 sind es entsprechend 8 bzw. 14 mm.

Abb. 3 zeigt am Beispiel des Versuchs E4, daß zum Berstzeitpunkt die Temperaturanzeigen T 137, T 138 und T 139 einen starken Temperaturabfall erleben, obwohl die Berststelle unterhalb des untersten Thermoelements T 131 entstanden ist. (Üblicherweise zeigen nur die Meßstellen, die in der Nähe der Rißstelle liegen, einen größeren Temperaturabfall.) Nach dem Abfall beim Bersten steigen die Temperaturen T 137 - T 139 nur gering an. Das läßt darauf schließen, daß sich nach dem Bersten kein Brennstoff mehr in der Höhe der Meßstellen befand. In Abb. 4, die einen Ausschnitt der Temperaturanzeigen aus Abb. 3 und zusätzlich den Stabinnendruck P74 darstellt, ist das Stabverhalten im Versuch E4 noch verdeutlicht.

Die Hülltemperaturverläufe des Versuchs E3 sind in Abb. 5 wiedergegeben. Mit den beiden Versuchen E3 und E4 wurde gezeigt, daß die Brennstoffbewegung im Stab praktisch mit dem Bersten der Hülle zusammenfällt. Eine feinere

Auflösung des Zeitpunkts war mit der vorhandenen Instrumentierung nicht möglich, da bei den LOCA-typischen Transienten der entscheidende Verformungsvorgang der Hülle aufgrund des exponentiellen Anwachsens der Dehnung nahezu mit dem Bersten zusammenfällt.

Die Versuche E3 und E4 gaben weiterhin Aufschluß über das axiale Temperaturprofil im Bereich der oberen Heizzone, und zwar zu Beginn der Transiente, vor der Stabverformung und während der Verformung bis zum Bersten der Hülle. In Abb. 6 sind die Temperaturen am oberen Stabende für einige ausgewählte Zeitschritte zwischen 0 und 35 s nach Auslösung der Transiente zusammen mit Werten aus dem Versuch B 1.7 (kein Abbrand) dargestellt. Die Daten des Versuchs B 1.7, der mit fast identischer Stabileistung im Vergleich zu den Versuchen E3 und E4 gefahren wurde, erweitern dabei den Temperaturverlauf oberhalb der Heizzone. Vor allem während der Transiente verläuft die Temperatur am Ende der Heizzone nicht so sprunghaft wie erwartet. Diese Tatsache haben Rechnungen mit verschiedenen Rechenprogrammen nicht in diesem Maße gezeigt. Es darf davon ausgegangen werden, daß das axiale Leistungsprofil, das sich aus Flußdichte- und Spaltstoffprofil ergibt, für den gezeigten Verlauf nicht ausschlaggebend war.

Im Versuch E5 war geplant, die Deformation der Hülle vor dem Bersten zu stoppen. Dazu wurde versucht, die Leistung während des Verformungsvorganges durch Reaktorschneellschluß wegzunehmen und zusätzlich gleichzeitig die Dampfkühlung zuzuschalten. Der Versuch E5 hatte das Ziel, (a) ein Zwischenstadium der Hüllverformung zu erleben, (b) den Hüllangriff innen ohne Eindringen von Wasserdampf zu untersuchen, (c) den Brennstoffzustand ohne Hüllbersten festzustellen. Tabelle 4 gibt als "Quick-Look-Blatt" die wesentlichen Versuchsdaten wieder.

Abb. 7 zeigt die zeitlichen Verläufe der Hülltemperaturen T 131 bis T 136 und der Drücke P74 (Prüflingsinnendruck), P60 (Dampfdruck vor der Teststrecke), P61 (Dampfdruck hinter der Teststrecke). Daraus kann entnommen werden, daß die Temperaturverläufe sich nach der Leistungsrücknahme bis 57 s in üblicher Weise umgekehrt, die Zuschaltung der Kühlung aber wesentlich später (bei ca. 75 s) einsetzte. Die Stabhülle hat sich im Verlauf der Transiente verformt und ist bei 63 s undicht geworden. Nach ersten Nachrechnungen auf der Grundlage von Hülltemperatur und Stabinnendruck gilt es

LEISTUNG								
Reaktorleistung		NR	10,3		MW			
Flußdichteformfaktor $\bar{\rho}_{Pr_{max}}/\bar{\rho}_{Pr}$		1,044	Abbrand		8.000	MWd/t		
mittlere Stableistung	mittlere thermische		NTH	40,16		W/cm		
	aus Temperaturanstieg bei 650 °C		37,0	bis 44,0		W/cm		
	aus Aufheizung um 300 K		38,6	bis 43,5		W/cm		
Axialer Peaking-Faktor der Stableistung N_{max}/\bar{N}								
INNENDRUCK P74		Laufzeit (s)		Druck (bar)				
bei Beginn der Transiente		0		25,68				
Maximum		40,2		26,21				
bei Temperaturmaximum von T 131		55,9		24,55				
BERSTDRUCK		62,7		18,77 bar				
HÜLLROHRTEMPERATUR in °C								
Meßstelle		T	131	132	133	134	135	136
Meßebene in cm von UK Brennstoff			20	25	30	35	40	45
Temperatur bei Transientenbeginn 0 sec			368	390	369	369	365	369
bei max. Innendruck nach 40,2 sec			833	847	840	838	815	791
rel. Maximum nach 55,9 bis 57,0 sec			922	921	-	902	899	-
beim Bersten nach 62,7 sec			846	868	870	878	869	576
abs. Maximum nach 56,5 bis 58,0 sec			923	923	916	905	899	875
BERSTTEMPERATUR (extrapoliert und korrigiert)		846 + 10 K				856 °C		
BEULE Mitte von UK Brennstoff (aus Neutr. Radiografie)						10,0 cm		
TEMPERATURANSTIEG								
Maximum T 134 bei 406 °C nach 4,6 sec						20,2 K/s		
bei 650 °C T 131 bis T 136						9,7 bis 12,1 K/s		
Dauer der Aufheizung um 300 K T 131 bis T 136						22,5 bis 25,5 sec		
Dauer der Aufheizphase bis 920 °C bei T 132						55,4 sec		

KIK

IT-1980
PNS 4237-85.41b

IN-PILE-VERSUCHE ZUM BRENNSTABVERSAGEN

DATEN DES VERSUCHS: E 5 VOM: 4.3.1980

TABELLE 4

als wahrscheinlich, daß das "Bersten" der Hülle erst verzögert nach dem Abschluß des Verformungsvorgangs erfolgte. Aus Abb. 7 ist ersichtlich, daß die Brennstoffsäule bei etwa 58 s (Anzeige des obersten Thermoelements T 136), also vor dem Berstzeitpunkt, abgerutscht ist. Daß der Stab undicht wurde, zeigt der Anstieg der P74-Meßstelle auf Kreislaufdruck nach Zuschaltung der Kühlung. Der verhältnismäßig flache Druckabfall nach dem sog. Bersten ließ auf eine kleine Berstöffnung schließen.

Eine erste visuelle Inspektion des Teststabes in den heißen Zellen hat ein winziges Loch im Bereich maximaler Verformung ergeben. Das Aussehen des verformten Stabes ist in den Neutronenradiografien der Abb. 8, das des Beulbereiches als Ausschnitt in Abb. 9 gezeigt. Abb. 9 läßt im linken Teilbild die Form der Beule (Anliegen der Hülle am inneren Dampfrohr auf etwa 10 cm Länge, max. Umfangszunahme ca. 65 %), im rechten Teilbild den Brennstoffzustand erkennen.

Im Vergleich zum Versuch E5 ist die Transiente des Versuchs E1 von gleichem Innendruck aus gestartet worden (E5: 25,7 bar; E1: 25,8 bar), die Deformation der Stabhülle aber ganz anders verlaufen, wie die Neutronenradiografien des Stabes E1 nach dem Versuch in Abb. 10a und b zeigen. Der Versuch E1 ist nach dem üblichen Schema durchgeführt worden, d.h. die Hülle ist nach erfolgtem Beulen und Bersten weiter aufgeheizt worden, im Gegensatz zu Versuch E5 (Leistungsrücknahme bei Beulbeginn). Wichtige Daten dieses Versuchs sind im Quick-Look-Blatt der Tabelle 5 wiedergegeben, die Temperatur/Zeit-Verläufe des E1 in Abb. 11.

Das Verhalten des Brennstoffs in den Teststäben der Versuchsserie E ist typisch für alle Versuche mit vorbestrahlten Stäben: Die bei Vorbestrahlung leistungsreaktor-typisch gerissenen Brennstofftabletten fallen bei radialer Hüllrohrdeformation auseinander. Die Bruchstücke füllen den durch Verformung vergrößerten Innenraum, wobei durch Nachrutschen in die gebeulten Zonen eine Vergrößerung der Brennstoffmenge pro cm Stab entsteht.

3. Nachrechnungen der In-pile-Experimente

Drei Versuche wurden mit den Rechenprogrammen STATI3 (Wärmeleitprogramm) und SSYST-2 nachgerechnet. Dabei zeigte sich, daß die gerechneten Hülltemperaturen mit den Meßwerten besser übereinstimmen, wenn in den Rechnungen

LEISTUNG								
Reaktorleistung		NR	11,0 MW					
Flußdichteformfaktor $\varnothing_{Pr \max} / \varnothing_{Pr}$		1,047	Abbrand		8.000		MWd/t	
mittlere Stableistung	mittlere thermische		NTH	38,04			W/cm	
	aus Temperaturanstieg bei 650 °C		34,3	bis 46,0		W/cm		
	aus Aufheizung um 300 K		36,2	bis 46,0		W/cm		
Axialer Peaking-Faktor der Stableistung N_{max} / \bar{N}								
INNENDRUCK P74		Laufzeit (s)			Druck (bar)			
bei Beginn der Transiente		0			25,77			
Maximum		34,5			26,38			
bei Temperaturmaximum von T 131		59,5			14,92			
BERSTDRUCK		59,0			23,23 bar			
HÜLLROHRTEMPERATUR in °C								
Meßstelle	T	131	132	133	134	135	136	
Meßebene in cm von UK Brennstoff		20	25	30	35	40	45	
Temperatur bei Transientenbeginn 0 sec		360	366	365	366	373	389	
bei max. Innendruck nach 34,5 sec		802	805	806	801	783	752	
rel. Maximum nach 59,5 bis 60,0 sec		904	919	930	919	887	846	
beim Bersten nach 59,0 sec		900	915	923	916	884	842	
abs. Maximum nach 98,5 bis 99,5 sec		920	970	999	976	942	879	
BERSTTEMPERATUR (extrapoliert und korrigiert) 900 + 10 K					910 °C			
BEULE Mitte Riß von UK Brennstoff (aus Neutr. Radiografie)		16,2					cm	
TEMPERATURANSTIEG								
Maximum T 133 bei 395 °C nach 4,5 sec							20,6	K/s
bei 650 °C T 131 bis T 136							8,8 bis 12,8	K/s
Dauer der Aufheizung um 300 K T 131 bis T 136							21,5 bis 27,2	sec
Dauer der Aufheizphase bis 920 °C bei T 133							58,8	sec

KIK

IT-19 80
PNS 4237-85.37

IN-PILE-VERSUCHE ZUM BRENNSTABVERSAGEN

DATEN DES VERSUCHS: E 1

VOM: 20.2.1980

TABELLE 5

die Thermoelement-Kabel als zusätzliche Masse zum Hüllrohr berücksichtigt werden. Da die Versuchsstäbe zum oberen Ende hin eine steigende Zahl von TE-Kabeln (max. 6) aufweisen, ist die Hüllrohrmasse im Modell stufenweise zu erhöhen. Die Rechnungen zeigten, daß die obere Stabhälfte aufgrund dieser höheren Wärmekapazität eine "trägere" Aufheizung gegenüber dem unteren Ende (weniger TE-Masse) erlebt. Dabei wurde in den Rechnungen ein idealer Kontakt zwischen TE-Kabel und Hüllrohr vorausgesetzt. Den Einfluß der Thermoelement-Kabel auf den Hülltemperaturanstieg verdeutlicht Abb. 12.

Im Vergleich der Temperaturen wie auch der Hülldehnungen (axiales Dehnungsprofil nach dem Bersten) wurde in den Rechnungen der Einfluß der Stableistung und der des axialen Leistungsprofils deutlich.

4. Berichte 1980

- 4.1 E. Karb: In-Pile Tests at Karlsruhe of LWR Fuel Rod Behavior During the Heatup Phase of a LOCA.
Nuclear Safety, Vol. 21, No. 1, Jan.-Febr. 1980
- 4.2 E. Karb, M. Prüßmann, L. Sepold:
In-Pile-Experimente zum Brennstabverhalten beim Kühlmittelverluststörfall, Bericht über die Versuchsserie F (Test Results Report on Series F), KfK 2956, Mai 1980
- 4.3 E. Karb et al.: KfK In-Pile-Tests on LWR Fuel Rod Behavior During the Heatup Phase of a LOCA, KfK 3028, Okt. 1980
- 4.4 W. Legner et al.:
Unveröffentlichter Bericht des KfK, 1980
- 4.5 W. Legner et al.:
Unveröffentlichter Bericht des KfK, 1980

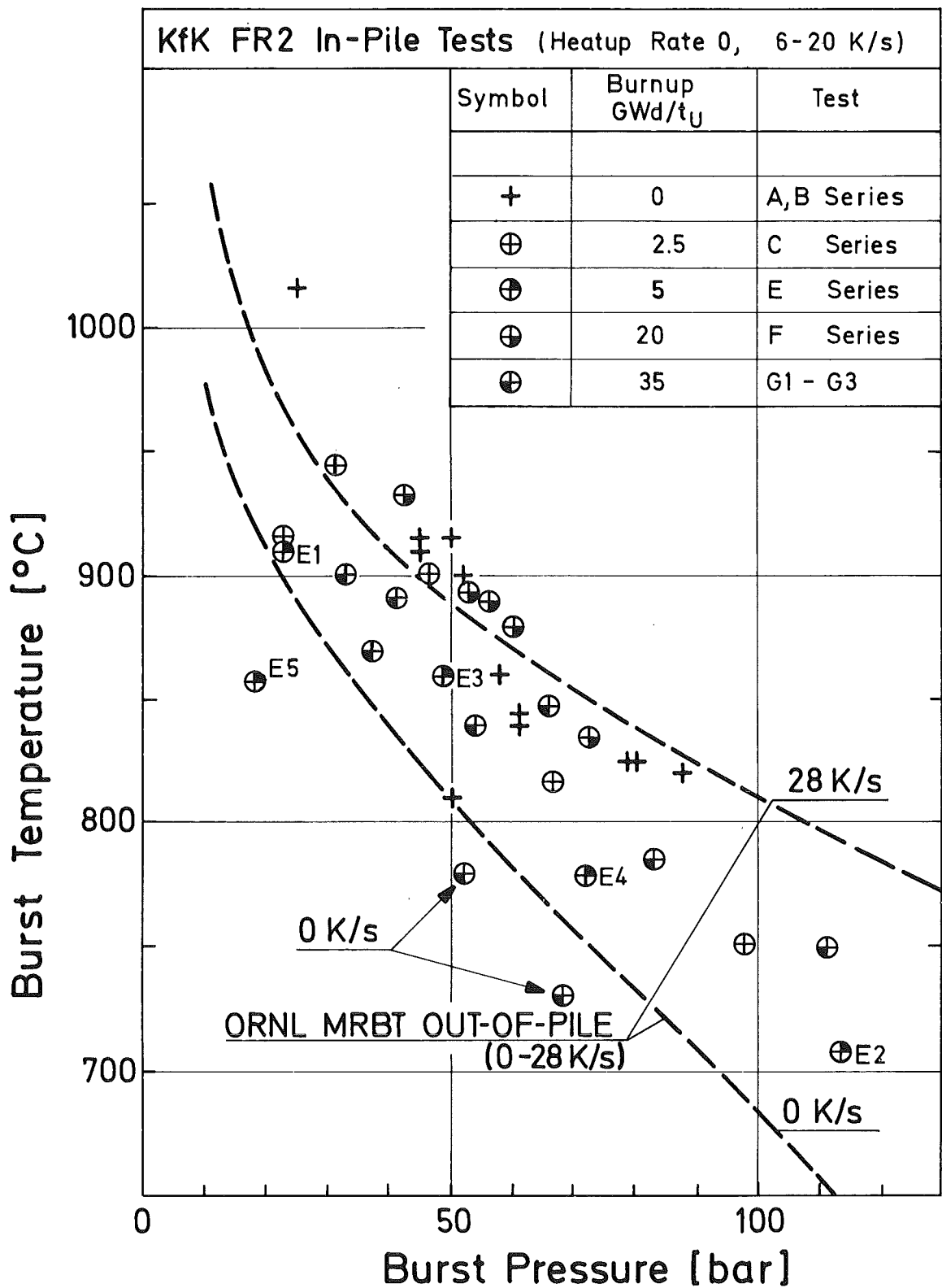
- 4.6 A. Scherer:
Unveröffentlichter Bericht des KfK, 1980

- 4.7 K. Wagner:
Unveröffentlichter Bericht des KfK, 1980

- 4.8 W. Legner et al.:
Unveröffentlichter Bericht des KfK, 1980

- 4.9 W. Knappschneider:
Unveröffentlichter Bericht des KfK, 1980

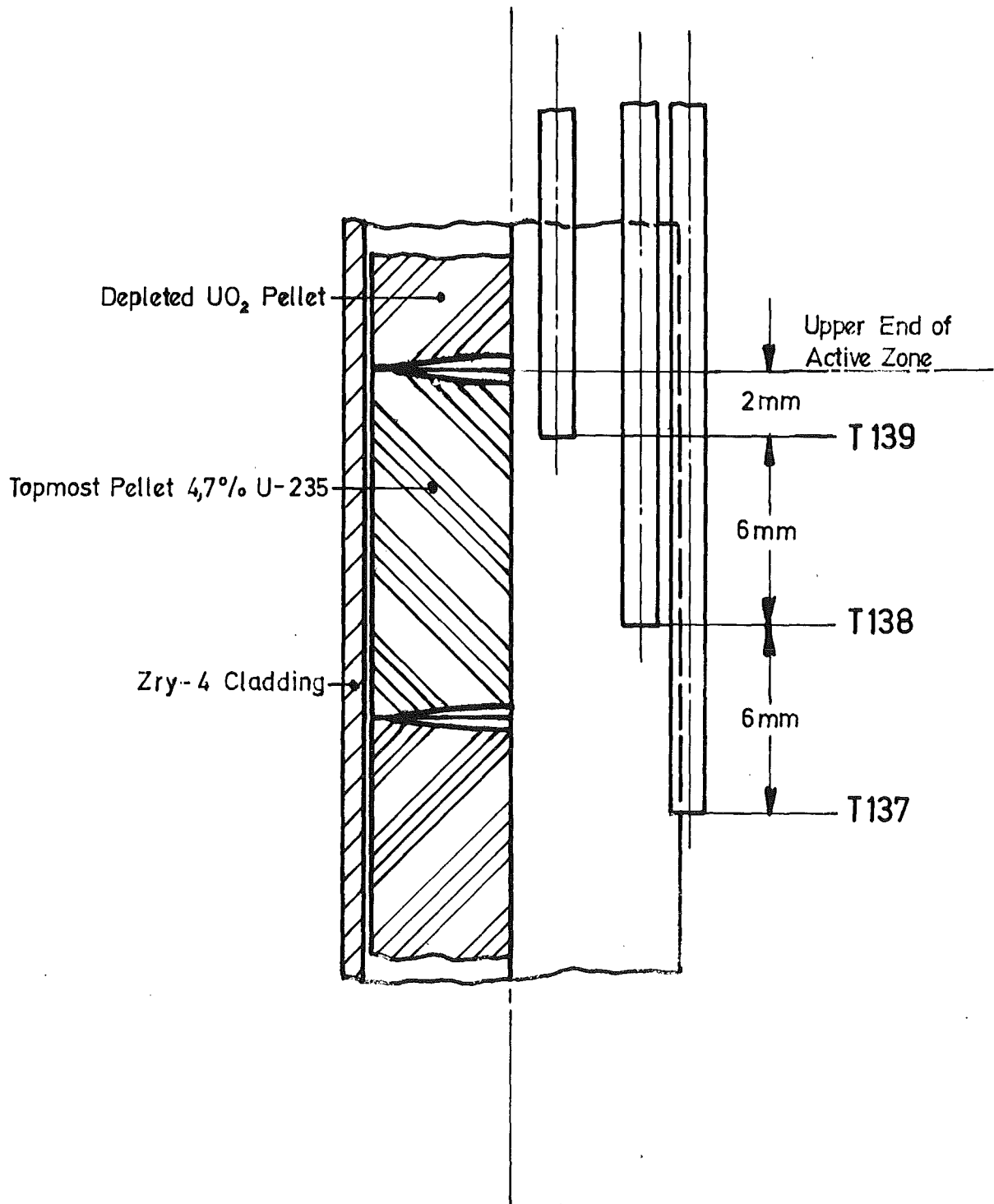
- 4.10 M. Hespeler, W. Legner, A. Grünhagen:
Unveröffentlichter Bericht des KfK, 1980



FR2 In-Pile Tests: E1-E5

Burst Temperature vs. Burst Pressure

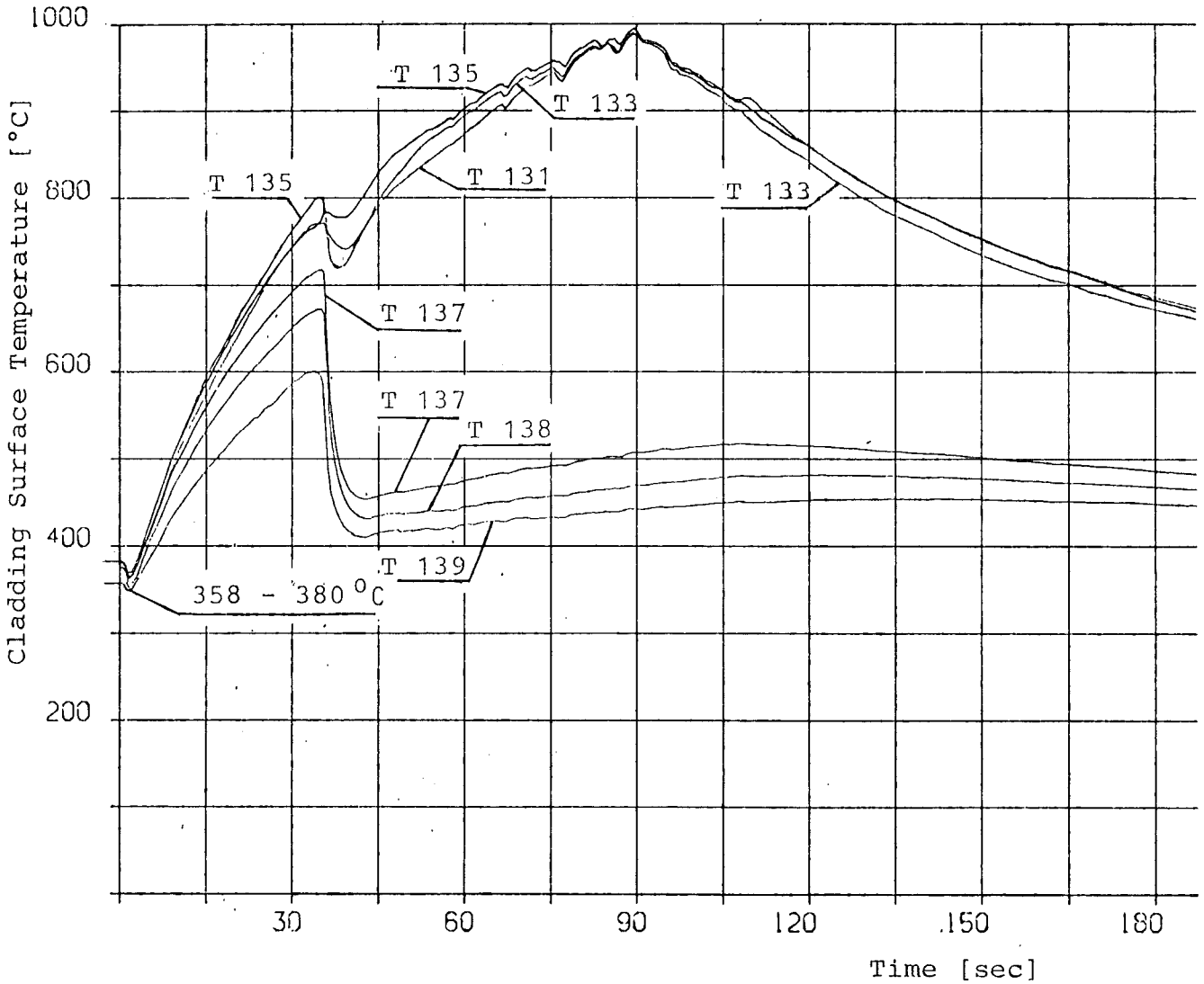
Fig. 1



FR2 In-Pile Tests.

TC Instrumentation in Tests E3 and E4

ABB. 2



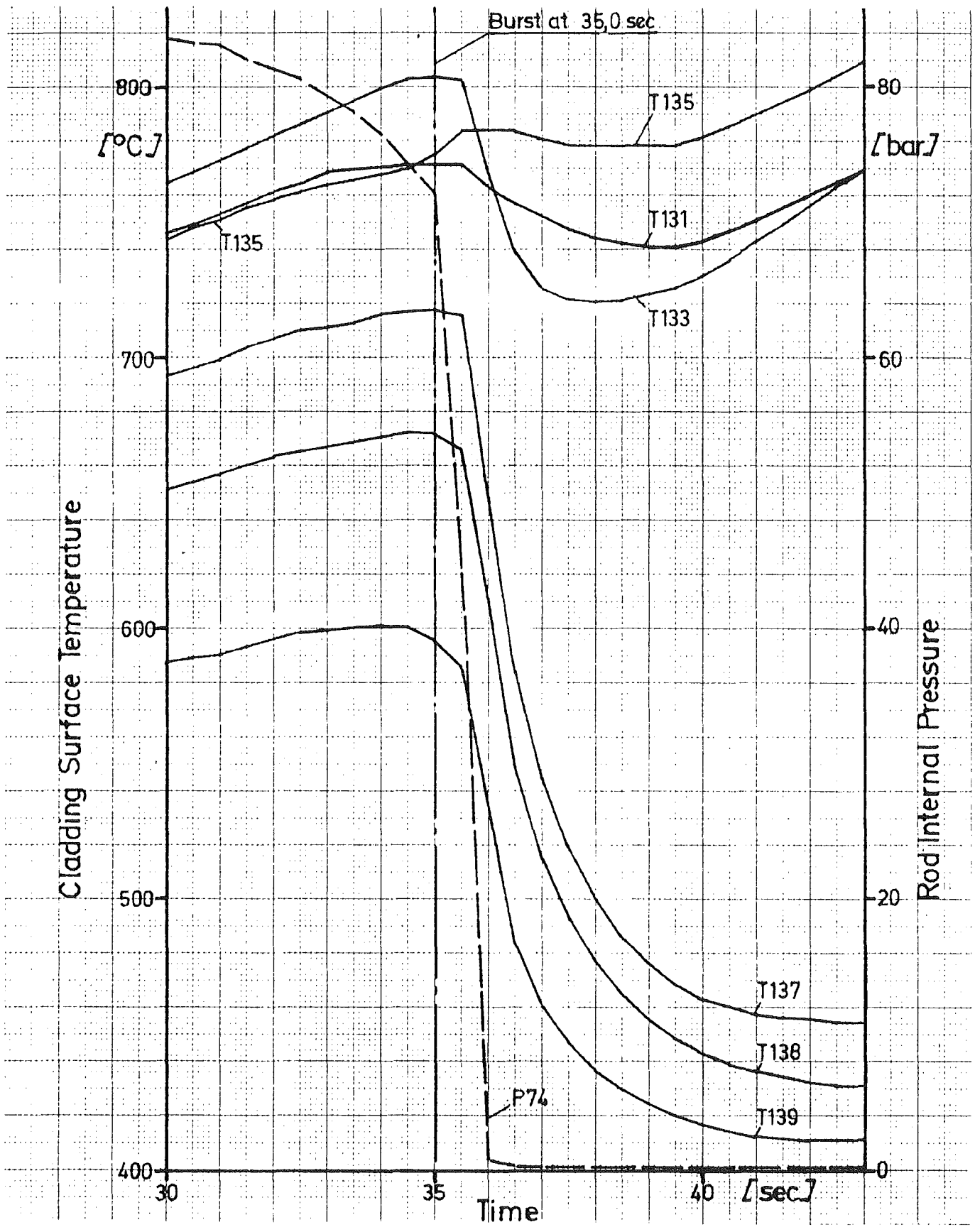
TC Locations

- T 131 200 mm from UKF; 184°
- T 133 300 mm from UKF; 64°
- T 135 400 mm from UKF; 304°
- T 137 482 mm from UKF; 274°
- T 138 488 mm from UKF; 244°
- T 139 494 mm from UKF; 214°



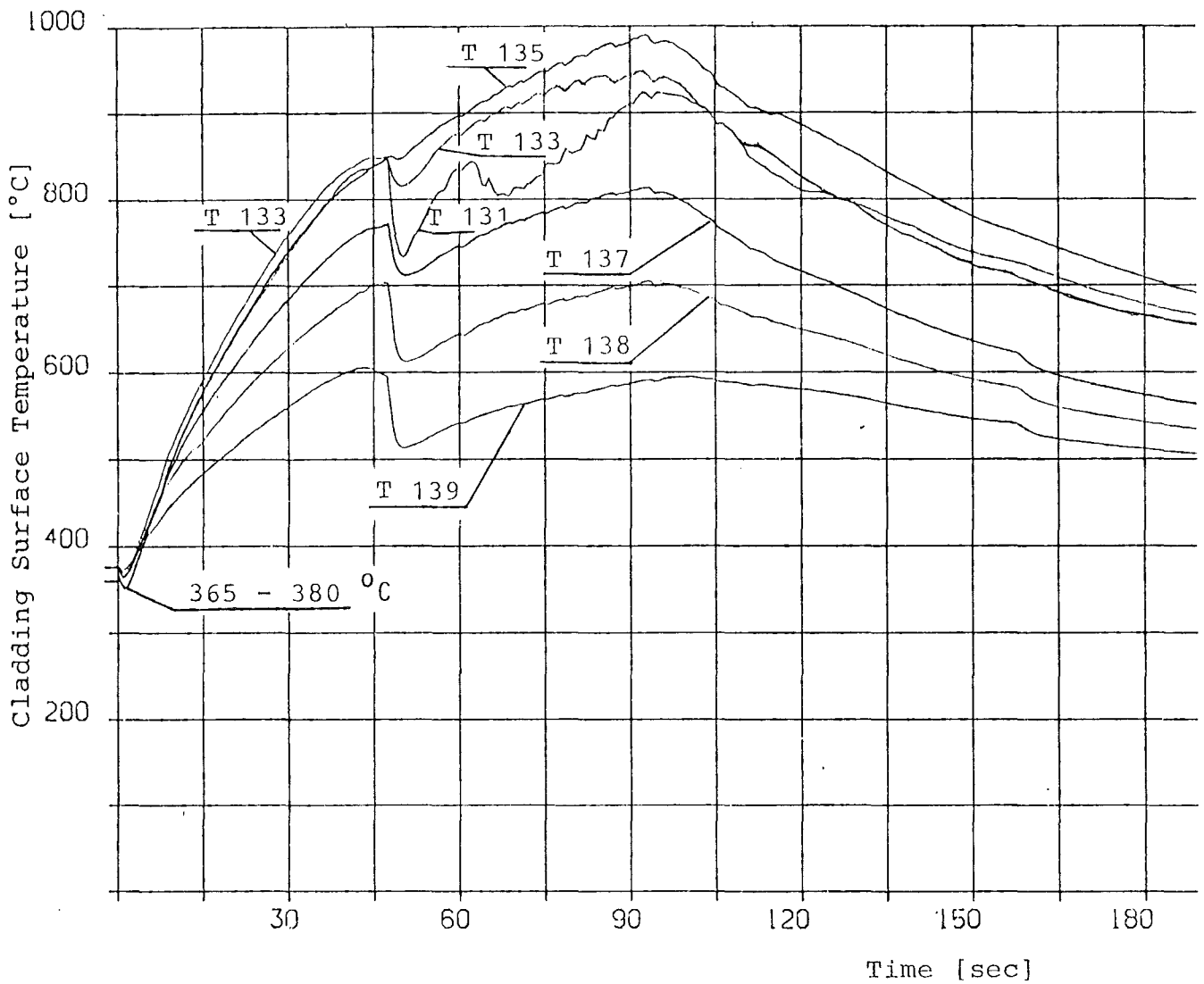
IT 1980
PSN 4237-308

FR2 IN-PILE TESTS.
CLADDING SURFACE TEMPERATURES DURING TEST E4.



IT 1980
PNS 4237-335

FR2 IN-PILE TESTS, TEST E4
TEMPERATURE AND INTERNAL PRESSURE DURING CLADDING DEFORMATION

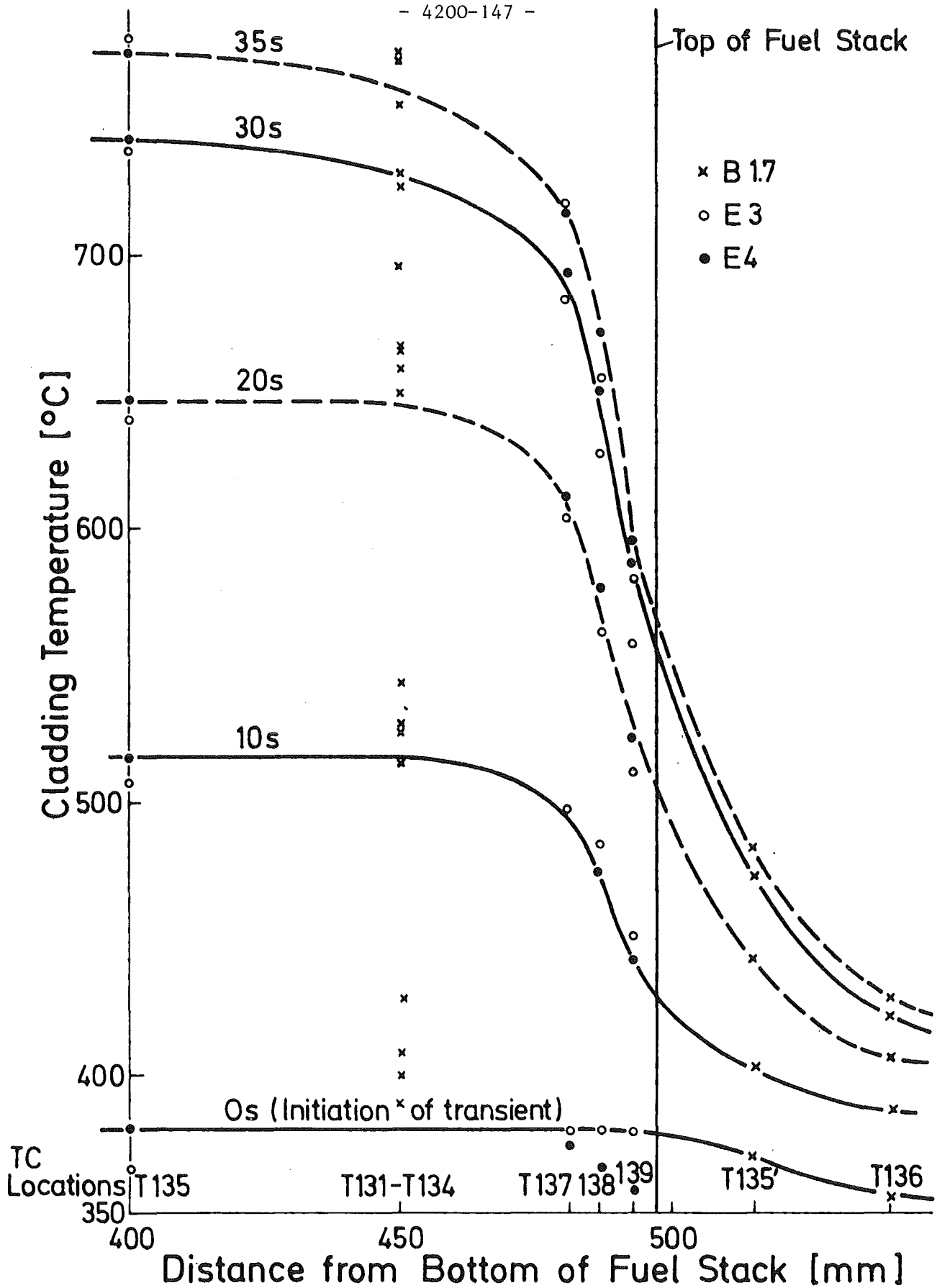


TC Locations

- T 131 200 mm from UKF; 74°
- T 133 300 mm from UKF; 314°
- T 135 400 mm from UKF; 194°
- T 137 482 mm from UKF; 164°
- T 138 488 mm from UKF; 134°
- T 139 494 mm from UKF; 104°

FR2 IN-PILE TESTS.

CLADDING SURFACE TEMPERATURES DURING TEST E3.



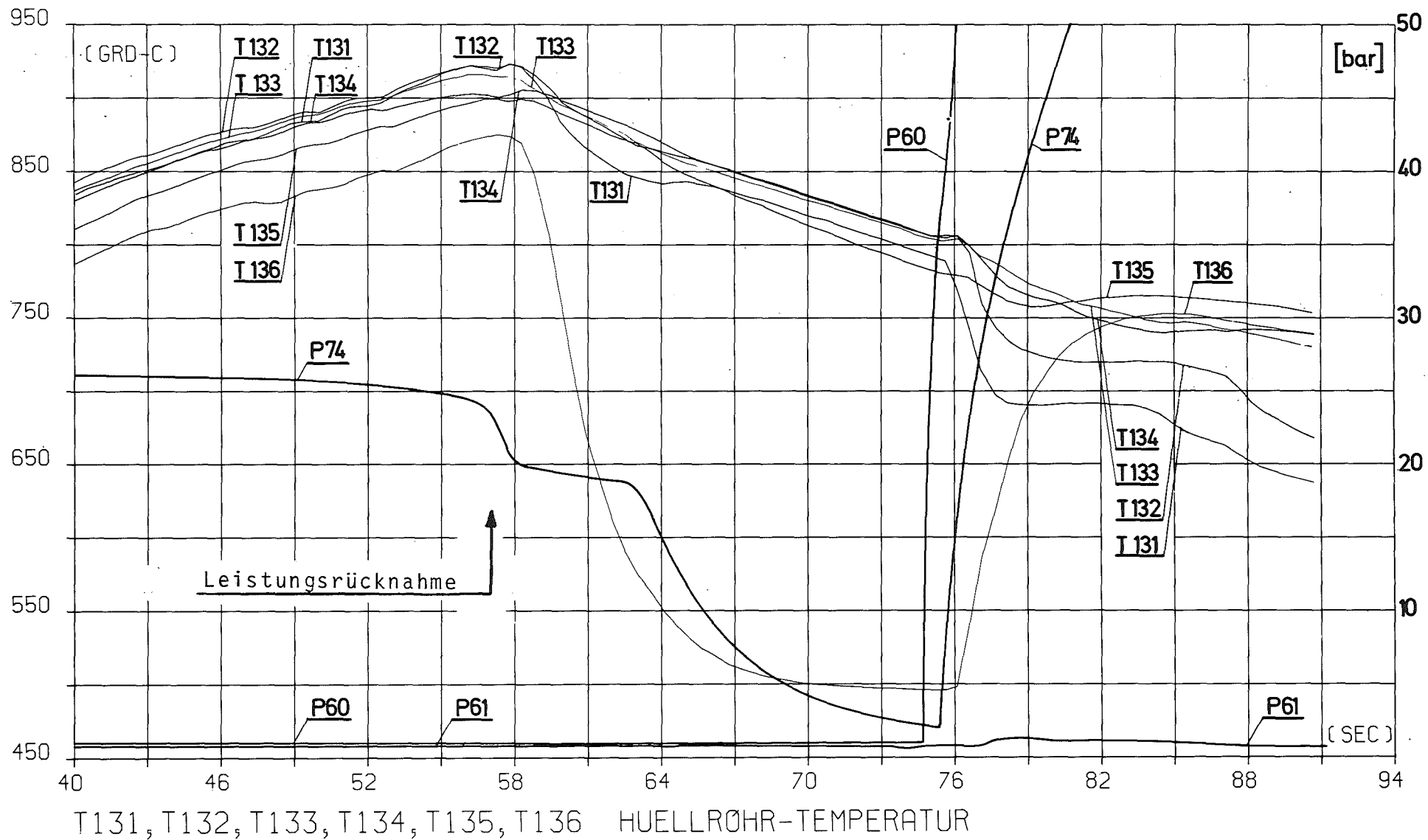
FR2 In-Pile Tests: E3, E4 and B1.7

Axial Temperature Profiles at the Upper End of Fuel Stack

Fig. 6

PROJEKT PNS 4237 - VERS. NR. : E 5
 VOM 04.03.80 ZEIT 11H03M24S

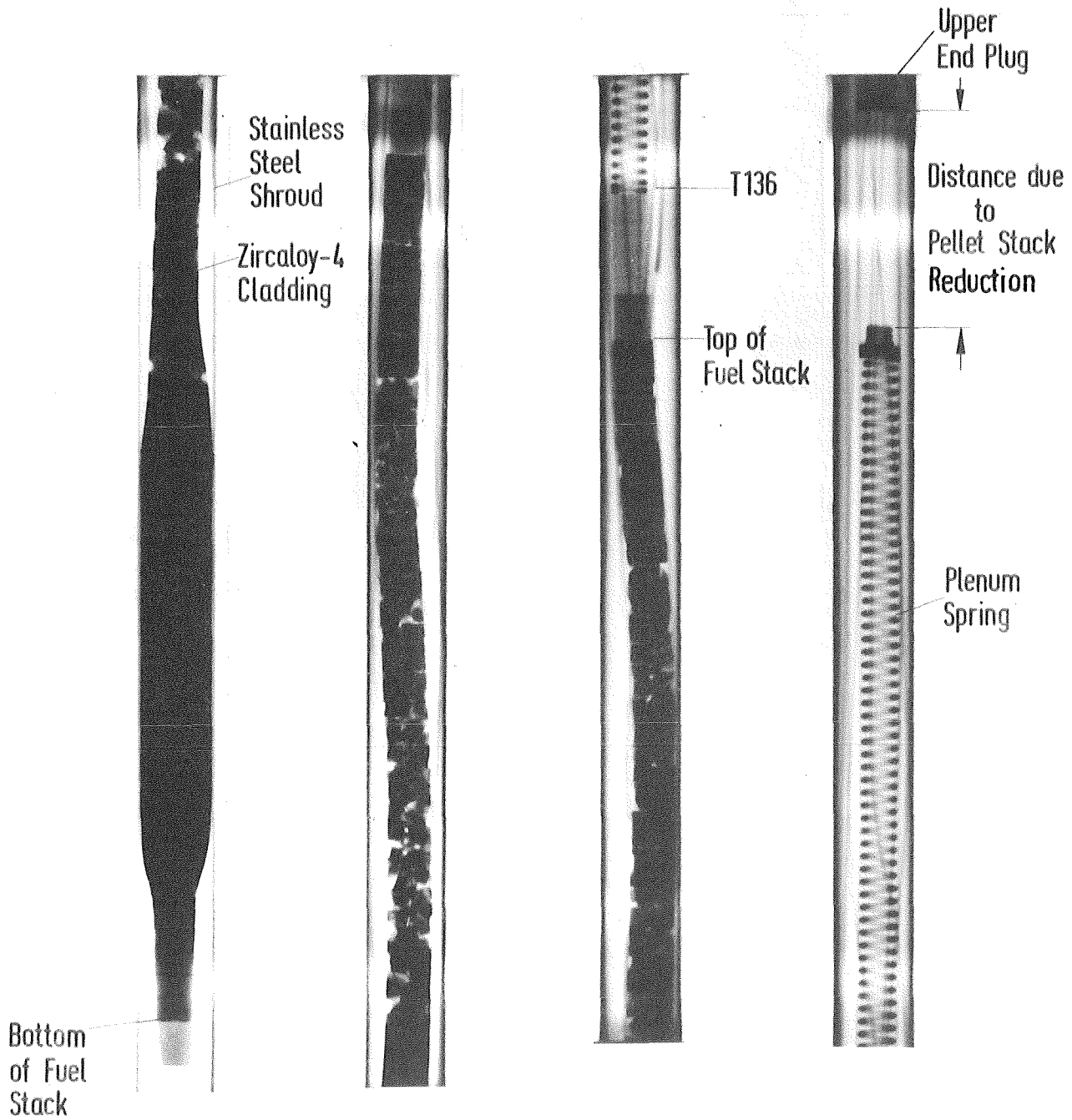
VERSUCH E5, HÜLLROHRTEMPERATUREN



PNS 4237-295 a

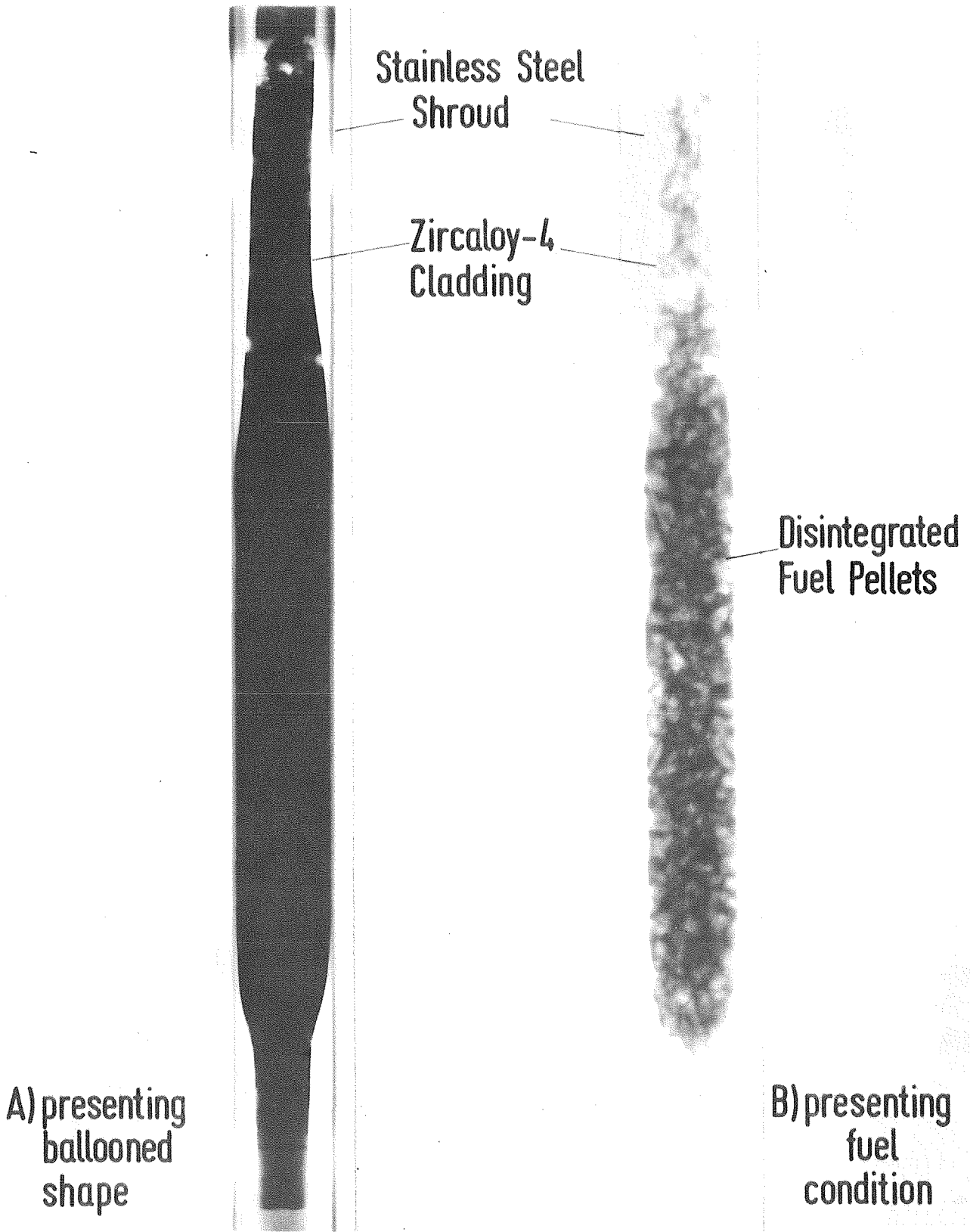
ABB. 7

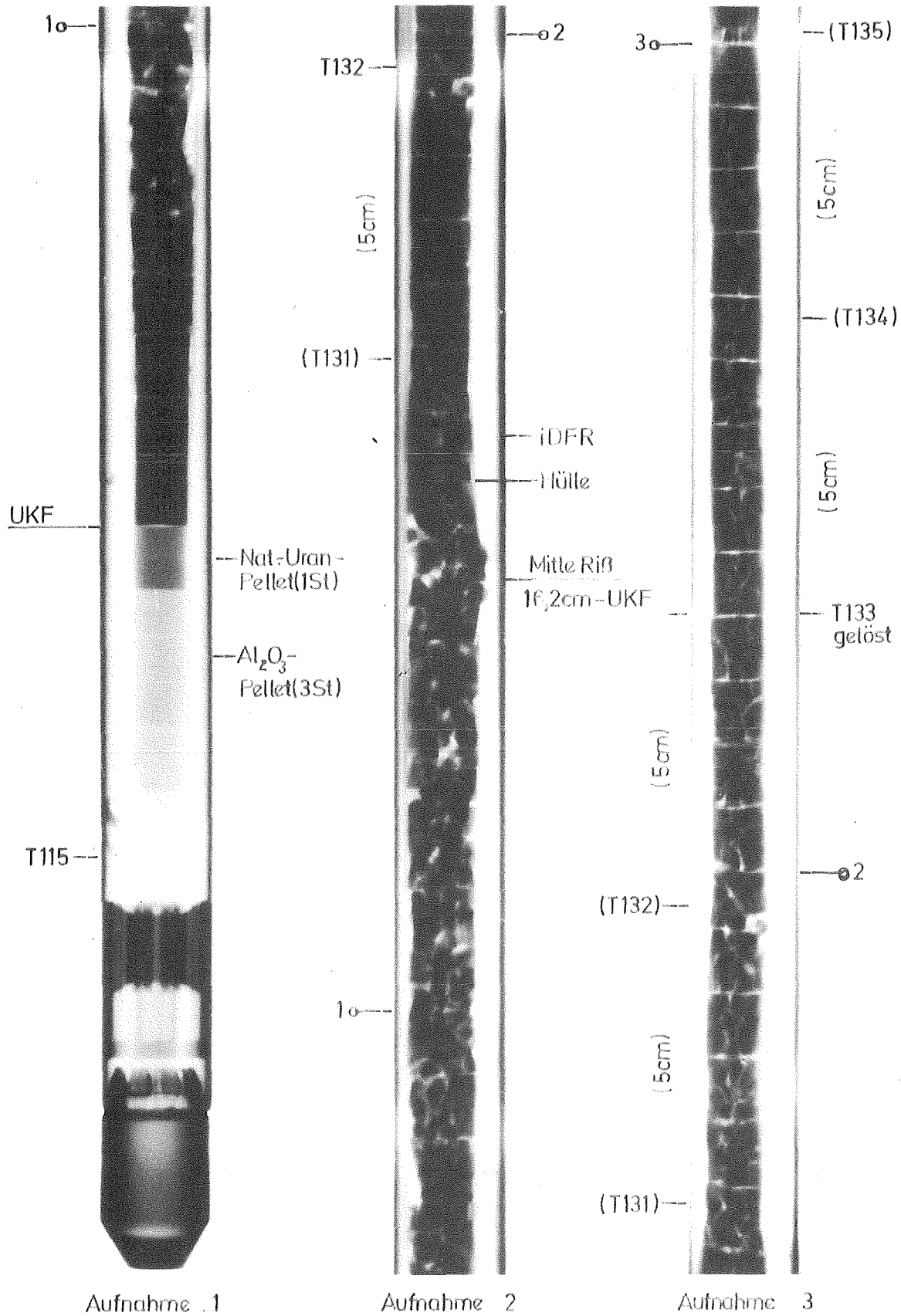
- 4200-148 -



FR2 In-pile Tests

Posttest Neutron Radiograph of Test-E5 Fuel Rod



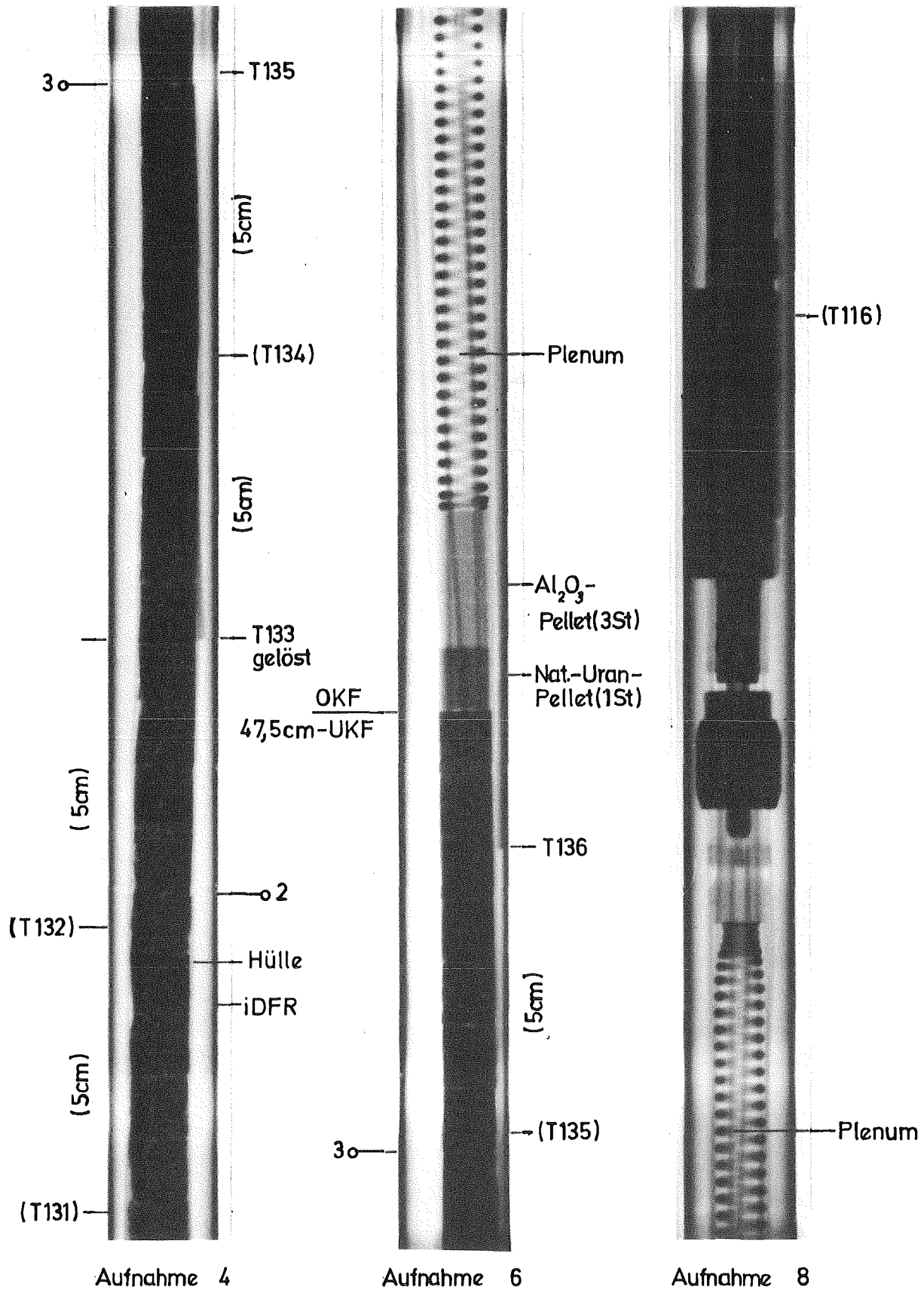


KIK
IT-80
PNS4237-492

FR 2 In-pile Versuche. E1
Neutronenradiografie nach Versuch

Bl.1

ABB. 10A

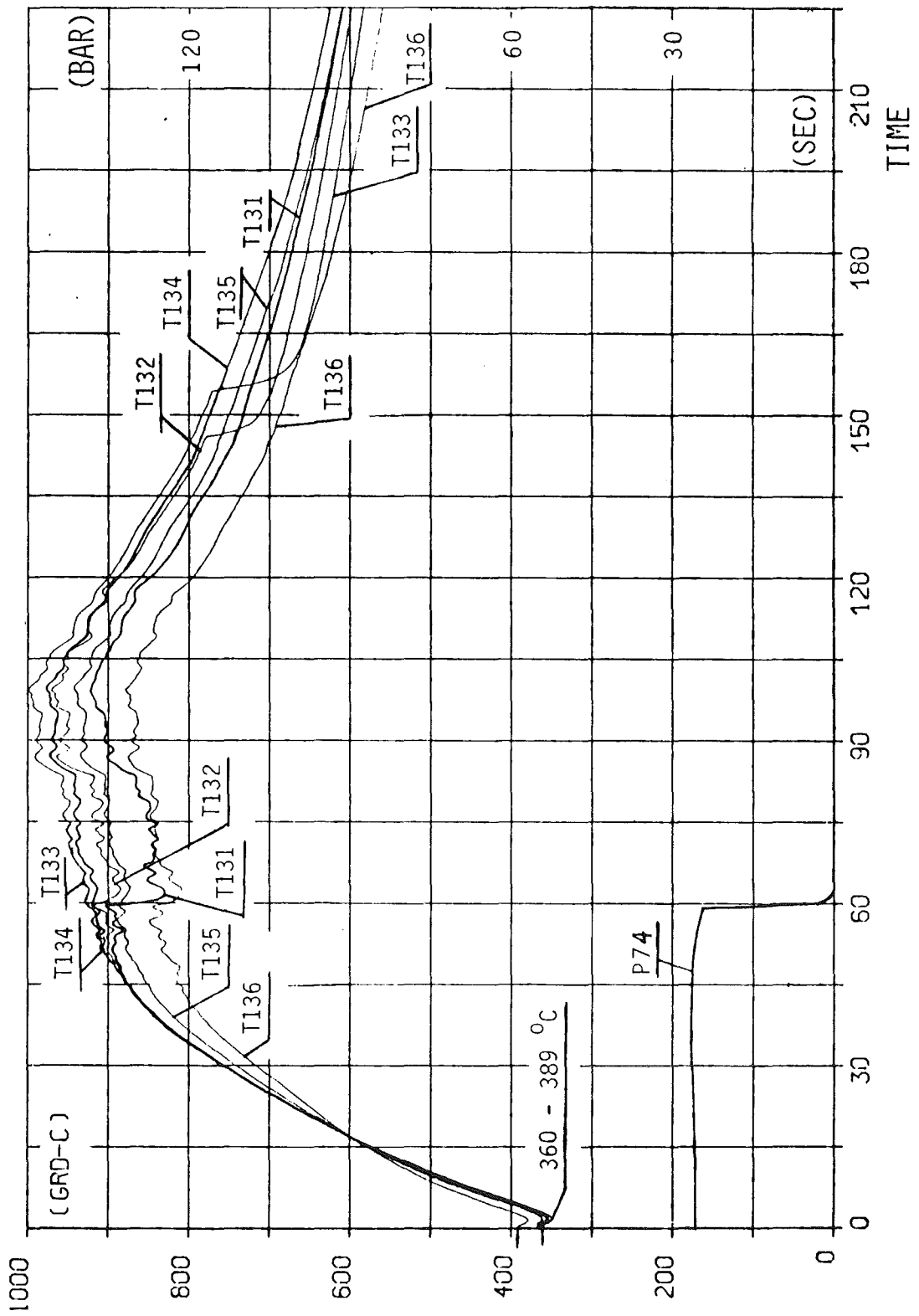


KfK IT-80
PNS4237-493

FR2 In-pile Versuche. E1
Neutronenradiografie nach Versuch

Bl.2

ABB. 10B



Cladding Surface Temperature

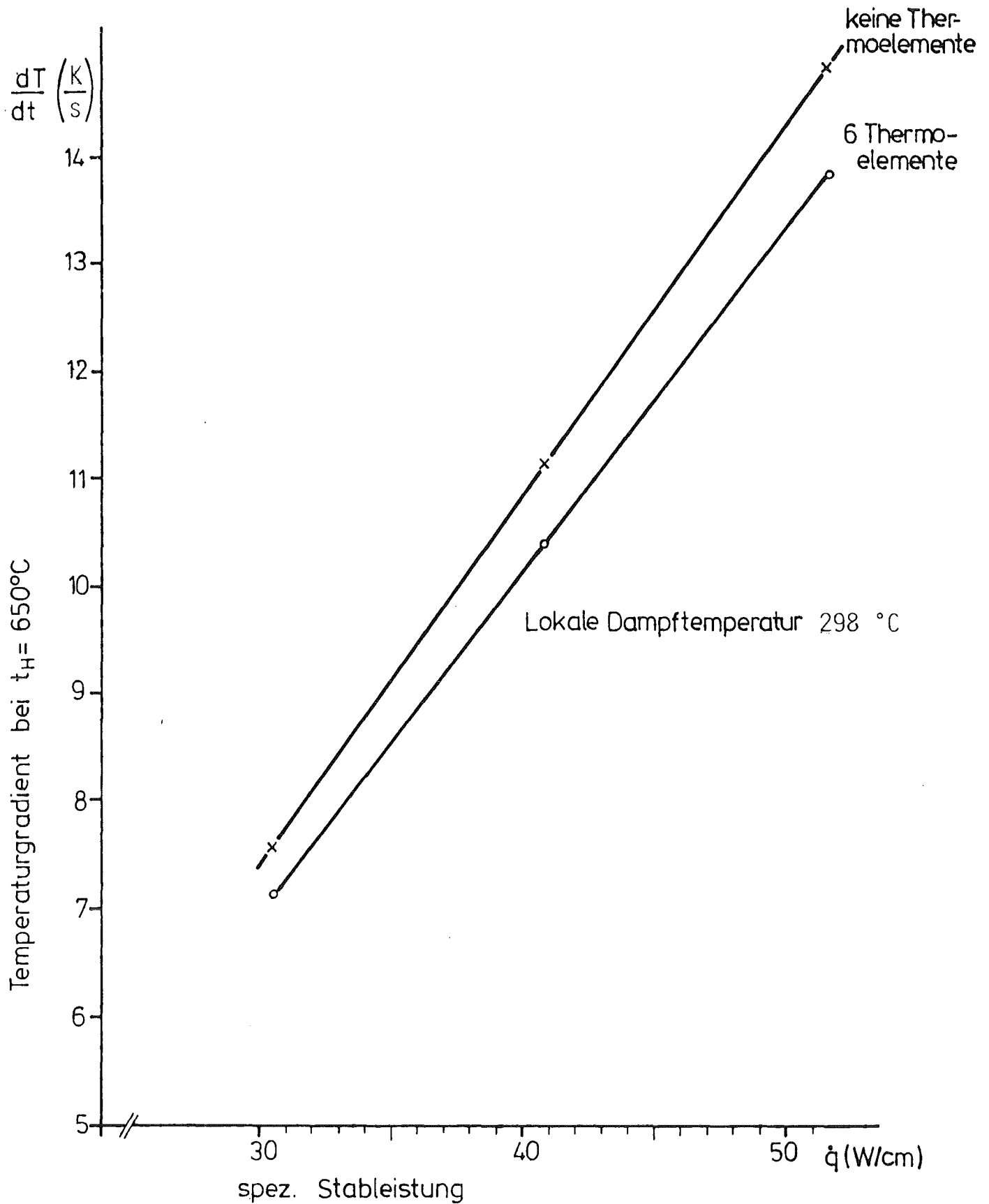


IT 1980
PNS 4237-353

FR2 IN-PILE TESTS: TEST E1

CLADDING TEMPERATURE HISTORIES

ABB. 11



IT - 1980
PNS 4237-491

FR2 In-pile-Versuche

Einfluß der Thermoelementkabel auf den Hülltemperaturanstieg,
ermittelt mit STATI3.

- 06.01.09 Brennstabverhalten in der Wiederauffüll- und Flutphase eines Kühlmittelverluststörfalles
- 06.01.09/03A Untersuchungen zur Wechselwirkung zwischen aufblähenden
PNS 4238 Zircaloy-Hüllen und einsetzender Kernnotkühlung
(REBEKA-Programm)
(K. Wiehr, A.Emling, F.Erbacher, U.Harten, W.Just,
H.J.Neitzel, P.Schäffner, He.Schmidt, E.Vogel; IRB)

Zielsetzung des Vorhabens ist die Erarbeitung experimenteller Informationen über den Aufblähvorgang von Zircaloyhüllen während der Niederdruckphase eines Kühlmittelverluststörfalles. Einzelstab- und Bündelexperimente liefern Meßwerte zur Überprüfung und Weiterentwicklung von Rechenprogrammsätzen des Codesystems SSYST zur Beschreibung des Brennstabverhaltens.

Im Berichtszeitraum lagen die Schwerpunkte auf der Durchführung folgender Arbeiten:

- Analyse der Bündelversuche 3 und 4 auf mögliche Stab-zu-Stab-Beeinflussung.
- Theoretische Arbeiten zur Erstellung eines Berstkriteriums.
- Begleitende Einzelstabuntersuchungen mit verkürzten Brennstabsimulatoren unter adiabaten Versuchsrandbedingungen.
- Durchführung und Auswertung der REBEKA-Thermoelementtests.
- Umstellung und Anpassung der Prüfstände vom Datensystem CALAS auf den neuen Rechner PDP 11 03.
- Entwicklung von Brennstabsimulatoren voller Länge mit cosinusförmigem, kontinuierlichen axialen Leistungsprofil.

1. Berstkriterium

Im Genehmigungsverfahren wird für die Kühlmittelverluststörfall-Analyse ein Berstkriterium benötigt, welches Hüllrohrverformungen voraussagen kann. Das Ziel der vorliegenden Arbeit ist es, ein experimentell überprüftes Berstkriterium zu schaffen, welches mit entsprechender Korrektur auf Bündel Kühlkanalversperrungen vorausrechnen kann.

1.1. Theorie

1.1.1 Grundgleichungen

Das gegenwärtige Modell nimmt an, daß die Hüllrohrverformung von mit Innendruck beaufschlagten Zircaloy-Hüllen bis hin zum Bersten mit der stationären Kriechbeziehung (sekundärer Kriechbereich) berechnet werden kann, wenn man den Einfluß der Oxidation mit berücksichtigt.

Die stationäre Kriechgeschwindigkeit $\dot{\epsilon}$ eines Materials bei konstanter Temperatur und konstanter Spannung kann durch die Arrhenius-Beziehung, das sogenannte Norton-Gesetz, in folgender Form wiedergegeben werden:

$$\dot{\epsilon} = \frac{d\epsilon}{dt} = A \cdot \sigma^n \cdot \exp(-Q/kT) \quad (1)$$

wobei σ die aktuelle Spannung und T die absolute Temperatur ist.

Für symmetrische Verformung gilt für die tangentielle Spannung für dünnwandige Rohre unter dem Differenzdruck p:

$$\sigma = p \cdot R/s \quad (2)$$

wobei R der augenblickliche mittlere Rohrradius und
s die augenblickliche Rohrwandstärke ist.

In den folgenden Gleichungen kennzeichnet der Index 0 die Anfangsbedingungen.

Die momentane tangentielle Spannung ist definiert durch:

$$R = R_0(1 + \epsilon) \quad (3)$$

Es wird angenommen, daß die Querschnittsfläche der Rohrwand während der Verformung unverändert bleibt:

$$R \cdot s = R_o \cdot s_o \quad (4)$$

Aus den Gleichungen (2), (3) und (4) erhält man die Spannungs-Dehnungsbeziehung:

$$\sigma = \frac{p}{p_o} \cdot \sigma_o \cdot (1 + \epsilon)^2 \quad (5)$$

Setzt man Gl. (5) in (1) ein und formt um, so erhält man die Differentialgleichung für die Umfangsdehnung:

$$\frac{d\epsilon}{(1+\epsilon)^{2n}} = A \cdot \left(\frac{p}{p_o}\right)^n \exp\left(-\frac{Q}{kT}\right) \cdot \sigma_o^n \cdot dt \quad (6)$$

Da das Maß der Oxidation die Berstspannung der Zircaloy Hüllrohre beeinflusst, muß die Oxidationskinetik dabei berücksichtigt werden.

Unter der Voraussetzung isothermer Dampfoxidation von Zircaloy-4-Hüllrohrmaterial wurde das Oxidationsverhalten in weitem Temperaturbereich von 700 - 1300°C und Reaktionszeiten von ≤ 15 min /1/ untersucht. Es wurde gefunden, daß die Sauerstoffaufnahme mit guter Genauigkeit von folgender Beziehung beschrieben werden kann:

$$\tau = 0.724 \sqrt{t} \cdot \exp(-10481/T) \quad (7)$$

wobei τ die Sauerstoffaufnahme in g/cm^3
t die Reaktionszeit in s und
T die Oxidationstemperatur in K angeben.

Für eine gegebene Temperaturgeschichte kann die Oxidationskinetik durch eine Differentialgleichung wiedergegeben werden:

$$\frac{d\tau}{dt} = \frac{1}{2} \cdot 0,724 \cdot \frac{1}{\sqrt{t}} \exp(-10481/T) \quad (8)$$

Die Zircaloy-Oberfläche ist

$$S = \pi \cdot D \cdot L \quad (9)$$

und die Zircaloy-Masse beträgt

$$m = \pi \cdot D \cdot s \cdot L \cdot \rho \quad (10)$$

Bei gleichmäßiger Sauerstoffverteilung in der Zircaloy-Hülle ist die Zunahme der Sauerstoff-Konzentration:

$$dO_x = d\tau \cdot \frac{s}{m} \quad (11)$$

Setzt man Gl. (9) und (10) in (11) ein, so erhält man:

$$dO_x = d\tau \frac{1}{s \cdot \rho} \quad (12)$$

Mit der aktuellen Rohrwandstärke $s = s_o / (1 + \epsilon)$ die aus den Gleichungen (3) und (4) abgeleitet ist, ergibt sich Gl. 12 zu:

$$dO_x = \frac{1 + \epsilon}{s_o \cdot \rho} d\tau \quad (13)$$

Setzt man Gl. (8) in Gl. (13) ein, so erhält man die Differentialgleichung für die Oxidationsgeschwindigkeit, d.h. die Zunahme der Sauerstoffkonzentration:

$$\frac{dO_x}{dt} = \frac{1}{2} \cdot 0,724 \cdot \frac{1}{\sqrt{t}} \cdot \exp(-10481/T) \cdot \frac{1 + \epsilon}{s_o \cdot \rho} \quad (14)$$

Für jeden beliebigen vorgegebenen Druck- und Temperaturverlauf und bekannte Werte von A, n, Q und der Oxidationsgeschwindigkeit können durch Integration der Gleichungen (6) und (14) die augenblicklichen Werte von Dehnung, Spannung und Sauerstoffgehalt errechnet werden.

1.1.2 Berst-Spannungsbeziehung

Das Berstkriterium nimmt an, daß die aktuelle lokale Spannung begrenzt ist. Der Berstzeitpunkt ist erreicht, wenn die aktuelle lokale Spannung gleich der Berstspannung wird. Experimentelle Ergebnisse (s. Abb. 3) scheinen darauf hinzuweisen, daß die Berstspannung hauptsächlich von der Temperatur und dem Sauerstoffgehalt abhängt und dann durch folgende Gleichung wiedergegeben werden kann:

$$\sigma_B = a \cdot \exp(-bT) \cdot \exp\left(-\left(\frac{100 \cdot Ox - 0.12}{0.095}\right)^2\right) \quad (15)$$

wobei a und b experimentell bestimmte Konstanten sind.

1.1.3 Berstkriterium

Erreicht die aktuelle lokale Spannung die Berstspannung, so ist der Berstzeitpunkt erreicht. Ist die Berstzeit bekannt, sind alle anderen Berstdaten, wie die Dehnung, die Spannung, die Temperatur, der Druck sowie der Sauerstoff zum Berstzeitpunkt bestimmt.

Abb. 1 stellt den beschrittenen Weg zur Entwicklung des Berstkriteriums zusammenfassend dar.

1.2. Experimente

Die experimentellen Daten die in /2/ veröffentlicht worden sind, streuen beträchtlich und sind für die Überprüfung des Berstkriterium-Modells nicht geeignet.

Deswegen wurden spezielle Einzelstab-Verformungsexperimente in Dampfatosphäre durchgeführt. Dazu wurden verkürzte REBEKA-Brennstabsimulatoren indirekt elektrisch beheizt über eine Länge von 325 mm mit konstantem axialen Leistungsprofil verwendet /3/. Die Verformung der Zircaloy-Hüllrohre fand bei konstantem Innendruck und einer konstanten Aufheizrate statt, mit dem Ziel, definierte einfache Randbedingungen zu erhalten. Ein Dampf führungsrohr, welches den Einzelstab umgab, wurde mit der gleichen Aufheizrampe wie das Hüllrohr selbst aufgeheizt (adiabate Aufheizbedingungen), um Temperaturdifferenzen auf der Hüllrohroberfläche so klein wie möglich zu halten. Eine Hüllrohrverformung, die ohne jede azimutale Temperaturverteilung abläuft, führt zu sehr gleichmäßiger Abnahme der Wandstärke auf dem Umfang, d.h. zu symmetrischer Verformung und ist daher direkt mit einem eindimensionalen Verformungsmodell nachzurechnen.

Zur Kontrolle wurden in diesen Versuchen die axiale und azimutale Hüllrohrtemperaturverteilung mit 0.1 mm dicken außen auf die Hülle aufgeketteten Palaplat-Thermoelementdrähten gemessen.

Abb. 2 zeigt schematisch den Versuchsablauf und die benutzte Testeinrichtung. Die Testparameter überdeckten den folgenden Bereich:
innerer Überdruck 10 - 140 bar, Aufheizrate 1 - 30 K/s. Die Abmessung der Zircaloy-4-Hüllrohre betrug 10,75 mm Außendurchmesser und 0,725 mm Wandstärke.

1.3. Ergebnisse

Die Resultate werden wiedergegeben als Vergleich zwischen den mit dem Berstmodell errechneten Berstdaten und den experimentellen Ergebnissen aus den oben beschriebenen Versuchen. Die in den Diagrammen geplotteten Versuchsdaten sind nach folgenden Kriterien ausgewählte Daten:

- der axiale Abstand des Thermoelementes von der Berststelle muß kleiner/gleich 20 mm sein
- die azimutale Temperaturdifferenz kleiner als 15 K.

Die Materialparameter (Tab. 1) die in der Kriechgleichung des Modells verwendet werden, stammen aus Zugversuchen an Zircaloy-Hüllrohren /2/. Die Materialparameter (Tab. 2) die im Modell zur Berechnung der Berstspannung benutzt werden, sind aus eigenen Experimenten, die oben beschrieben wurden, abgeleitet worden.

Abb. 3 gibt die Berstspannung über der Bersttemperatur wieder. Die Streubreite der Versuchsdaten ist hauptsächlich dem Vorhandensein einer azimutalen Temperaturverteilung auf dem Hüllrohrumfang zuzuschreiben, was die Berstdehnung verkleinert. Die "gemessene" Berstspannung ist aus der Berstdehnung und dem Berstdruck mit Hilfe von Gl. (5) berechnet und zwar aus Experimenten, deren azimutale Temperaturdifferenzen kleiner als 15 K betragen. Demzufolge stellen die theoretischen Kurven, die für eine gleichmäßige Temperaturverteilung auf dem Umfang gerechnet wurden, die obere Einhüllende für diese experimentellen Daten dar.

Die Streubreite der experimentell ermittelten Berstspannungen in der α -Phase, wo die Oxidation praktisch noch keine Rolle spielt, ist nahezu die gleiche für alle Aufheizraten, d.h. der Einfluß der Aufheizrate auf die Berstspannung ist nicht dominant. Der Einfluß der Aufheizrate d.h. des Sauerstoffgehalts ist nur von Bedeutung in der hohen $\alpha+\beta$ - und der β -Phase. Dies läßt darauf schließen, daß die Berstspannung hauptsächlich von der Temperatur und dem Sauerstoffgehalt abhängt.

Abb. 4 stellt die Bersttemperatur über dem inneren Überdruck mit der Aufheizrate als Parameter dar. Bei gleicher Aufheizrate führt ein höherer Innendruck zu einer niedrigeren Bersttemperatur. Das Diagramm zeigt eine deutliche Abhängigkeit der Bersttemperatur von der Aufheizrate. Hohe Aufheizraten führen zu höheren Bersttemperaturen. Für die experimentell untersuchten Aufheizraten ist eine recht gute Übereinstimmung mit den theoretischen Kurven in der α - und der $\alpha+\beta$ -Phase festzustellen.

Abb. 5 ist eine Darstellung der Berstdehnung über der Bersttemperatur mit der Aufheizrate als Parameter. Es ist deutlich die Tendenz zu erkennen, daß die Berstdehnung ein erstes Dehnungsmaximum im Übergangsbereich von der α - zur $\alpha+\beta$ -Phase aufweist, ein Minimum etwa in der Mitte der $\alpha+\beta$ -Phase und ein zweites Maximum im oberen $\alpha+\beta$ - und β -Bereich, welches wieder von der Aufheizrate abhängt.

Das Diagramm zeigt, daß die Aufheizrate einen dominanten Einfluß auf die Berstdehnung hat. In der α -Phase verringert sich die Berstdehnung mit größer werdender Aufheizgeschwindigkeit. In der β -Phase kehren sich die Verhältnisse um. Hier führen niedrige Aufheizgeschwindigkeiten nur zu relativ niedrigen Berstdehnungen.

Die größten Berstumfangsdehnungen werden bei einer Aufheizgeschwindigkeit von etwa 10K/s zu Beginn der β -Phase erreicht. Diese Abhängigkeit von der Aufheizrate in der β -Phase ist eine Folge der Sauerstoffaufnahme des Zircaloy (Materialversprödung), die sich besonders gravierend für Aufheizraten kleiner als 10 K/s auswirkt.

Die Streubreite der experimentellen Ergebnisse ist hauptsächlich auf den Einfluß bestehender geringer azimuthaler Temperaturunterschiede zurückzuführen. Zieht man die extrem hohe Empfindlichkeit der Zircaloy-Hüllrohrverformung auf relativ kleine Ungleichmäßigkeiten in der Hüllrohrtemperatur, der Aufheizrate, von lokalen Wandfehlern usw. in Betracht, so kann die Übereinstimmung zwischen Theorie und Experiment als recht gut angesehen werden.

Die gezeigten theoretischen Kurvenverläufe sind mit Hilfe des Berstkriteriums unter der Annahme der absolut symmetrischen Hüllrohrverformung gerechnet worden, d.h. einer gleichmäßigen Temperatur auf dem Hüllrohrumfang, sowie einem konstanten inneren Überdruck und konstanter Aufheizrate.

Das Berstkriterium kann jedoch auch für nicht symmetrische Hüllrohrverformungen angewendet werden, d.h. für den Fall, daß die Verformung unter azimutalen Temperaturunterschieden abläuft. In diesem Fall muß das eindimensionale Berstkriterium lokal auf verschiedene Hüllrohrsegmente angewendet werden. Darüber hinaus kann jeder beliebige Druck- und Temperaturverlauf für die Berechnung der Hüllrohrdehnung vorgegeben werden. Weitere Experimente sind in Vorbereitung, um die Allgemeingültigkeit des Modells nachzuweisen.

2. REBEKA-Thermoelement-Test

2.1 Problemstellung

Bei der Messung der Hüllrohroberflächentemperatur durch auf die Zr-Hülle aufgepunktete Thermoelemente sowie bei der Verwendung verschiedener Brennstabsimulatorotypen blieben bisher wichtige Fragen offen:

- Unter welchen Verhältnissen tritt eine ausgeprägte Kühlrippenwirkung durch die Anbringung eines aufgepunkteten TE's auf die Zircaloyhülle auf ? Welchen Einfluß hat dabei die Stableistung, die Höhe der Oberflächentemperatur, die äußere Kühlung, das verformte Hüllrohr sowie der Wärmewiderstand im Spalt ?
- Kann ein aufgepunktetes TE auf einer ungeborstenen oder geborstenen Zircaloyhülle das Benetzungsverhalten dieser Hülle beeinträchtigen ?
- Wie und wodurch unterscheidet sich das Wiederbenetzungsverhalten von Brennstabsimulatoren mit Inconelhülle mit und ohne Spalt von solchen mit Zircaloyhülle ?

2.2 Lösungsvorschlag

Zur Klärung der offenen Fragen wurde folgende Stabanordnung in einer kleinen Bündelkonfiguration gewählt (s. Abb. 6). Um den Einfluß von aufgepunkteten Thermoelementen untersuchen zu können, werden in der Bündelkonfiguration die zu vergleichenden Stäbe jeweils punktsymmetrisch zum Zentralstab angeordnet. Es wird angenommen, daß dabei bezüglich der globalen Kühlbedingungen ebenfalls Punktsymmetrie zum Zentralstab besteht. Ein Stab jeden Paares wird mit außen aufgepunkteten Thermoelementen versehen, der andere erhält kein Außen-thermoelement. Durch eine entsprechende innere Instrumentierung, auf die

noch näher eingegangen wird, und eine entsprechende Versuchsführung sollen die angeschnittenen offenen Fragen geklärt werden.

Der Stabtyp 2 und 3 erhält eine über etwa 20 cm auf gleichen Durchmesser aufgeweitete Hülle von etwa 30 % Aufweitung. Stabtyp 3 unterscheidet sich von 2 in diesen Versuchen nicht. Als Ausnahme werden die Eckpositionen nicht symmetrisch besetzt; diese Stäbe werden möglicherweise ein abweichendes Verhalten gegenüber den mit 1 bezeichneten Normalstäben zeigen. Dem FEBA-Eckstab (6) (ohne Spalt) steht ein BSU mit Spalt (5) gegenüber. Beide Stabtypen besitzen eine Inconelhülle. Die anderen beiden Eckpositionen sind mit Brennstabsimulatoren mit Zircaloyhülle besetzt, wobei der Stabtyp 4 außen vier "LOFT"-Thermoelemente hat. Das Symbol "i" steht als Stabbezeichnung an Stäben, bei denen die axiale Mittelposition der Heizstabhülle mit drei azimutalen Thermoelementen versehen ist. Darüber hinaus erhalten die Stabtypen 2 und 3 auf der Innenseite der Zircaloyhülle je ein aufgepunktetes Mantelthermoelement, um den direkten Hüllrohrtemperaturverlauf mit und ohne außen aufgepunktetem Thermoelement genauer vergleichen zu können.

Vor Beginn der durchzuführenden Versuchsreihen wird ein Leistungsabgleich der Stäbe vorgenommen.

2.3. Versuchsführung

Das Bündel wird bei schwacher abwärtsgerichteter Dampfströmung mit etwa 2,5 K/s aufgeheizt. Mit Erreichen einer vorgegebenen Temperatur wird die Leistung erhöht, so daß die weitere Aufheizgeschwindigkeit im axialen Mittelbereich etwa 7 K/s beträgt, was einer spezifischen Stabileistung von 20 W/cm entspricht. Gleichzeitig mit dem Hochschalten der Bündelleistung wird das Flutventil geschlossen, wodurch etwa 4 - 8 sec, je nach Größe der kalten Flutwassersteiggeschwindigkeit, der Flutwasserspiegel das untere Ende des heißen beheizten Bündels erreicht. Die Temperaturangabe in TAB III, in der alle gefahrenen Thermoelementtests ausgewiesen sind, bezieht sich auf diesen Zeitpunkt, und zwar in der axialen Bündelmitte. Heizleistung und äußere Kühlbedingungen bestimmen den weiteren Hüllrohrtemperaturverlauf und den Wiederbenetzungszeitpunkt. Nach dem Wiederbenetzen des oberen Bündelendes wird die bis dahin konstant gehaltene Bündelleistung abgeschaltet.

2.3. Ergebnisse:

2.3.1 Beeinflussung der Hüllrohrtemperaturen und des Wiederbenetzungsverhaltens durch Thermoelemente (TE) vom REBEKA-Typ

Zur Messung der Temperaturen der Zircaloyhüllen werden Mantelthermoelemente verwendet, deren vorderes Ende an der Meßspitze mit einer etwa 30 mm langen Platinhülse versehen ist. Es handelt sich um NiCr/Ni-Mantelthermoelemente mit isolierter Meßspitze und einem Außendurchmesser von 0,5 mm, über die jedoch ein Platinröhrchen der Abmessung 0,75 x 0,12 mm geschoben und auf einen Enddurchmesser von 0,72 mm heruntergehämmert wird. Dieses Thermo-element wird mit Hilfe einer kleinen Spezialpunktschweißmaschine durch fünf Punktschweißungen im Bereich der Platinhülse auf der Hülle befestigt, wodurch ein enger Kontakt zwischen Brennstabsimulatorhülle, Platinhülse und Thermo-elementspitze entsteht.

Eine solche Meßanordnung kann unter bestimmten Umständen zu einer Absenkung der Hüllrohrtemperatur und auch zu einer Beeinflussung des Wiederbenetzungsverhaltens führen, nämlich dann, wenn das Thermoelement als Kühlrippe zu wirken beginnt. Das ist umso eher der Fall, je größer der Wärmewiderstand zwischen Pelletsäule (also der Wärmequelle) und der Hülle ist und je stärker die äußere Kühlung bei sonst gleichen Randbedingungen wird. Abb. 7 zeigt Temperaturverläufe in axialer Stabmitte von zwei Brennstabsimulatoren, deren Hülle in axialer Mitte über eine Länge von etwa 20 cm vorverformt ist. Die Simulatoren sind mit Heliumgas von etwa 5 bar gefüllt. Die obersten beiden Kurvenverläufe sind in der Heizstabhülle gemessene Temperaturen an den radialen Positionen an denen auch innen an der verformten Zircaloyhülle die Thermoelemente mit dem Symbol .../B angebracht sind (mittlere beide Kurven). Nur der Stab 131 besitzt außen auf der Hülle ein angepunktetes TE. Aus den sehr nahe beieinanderliegenden Temperaturverläufen der Innenthermoelemente beider Stäbe kann der Schluß gezogen werden, daß bei Flutraten, die nicht höher als 3,5 cm/s sind, eine Beeinflussung durch ein außen auf die Hülle aufgepunktetes REBEKA-TE selbst bei einer 30 %-ig verformten Hülle noch vernachlässigbar ist.

Auch eine Auswirkung auf das Wiederbenetzen ist nicht zu erkennen. Der zeitliche Unterschied des Wiederbenetzens liegt innerhalb der Streubreite der übrigen Zircaloyhüllrohre ohne jedes Außen-TE. Abb. 8 zeigt, daß schon bei einer Flutrate von nur 4,3 cm/s (sonst nahezu identische Bedingungen) der

Thermoelementeinfluß auf das Wiederbenetzungsverhalten keineswegs mehr zu vernachlässigen ist. Der Wiederbenetzungszeitpunkt der Hülle mit außen angebrachtem TE liegt deutlich früher als der der Hülle ohne jedes Außen-TE.

2.3.2 Einfluß von LOFT-Thermoelementen auf den Wiederbenetzungszeitpunkt

Zur Messung der Hüllrohrtemperaturen in LOFT werden verschiedene Mantelthermoelemente verwendet. Ein Brennstabsimulator mit Zircaloyhülle wurde bei EG&G Idaho Falls, USA, mit vier auf dem Umfang angeordneten TE's versehen. Der Mantel bestand aus Titan, Außendurchmesser etwa 1 mm, die Adernpaarung war Pt/PtRh. Die Thermoelemente waren etwa alle 3 cm mittels Laserstrahlschweißung mit Zusatzmaterial über eine Länge von etwa 0,5 cm beidseitig mit der Zircaloyhülle verschweißt. Die Thermoelemente TH 167/1 und /3 sind in axialer Mittelposition auf Stab 167 angebracht.

Vergleicht man die Innentemperaturverläufe (TE in Heizstabhülle) eines Brennstabsimulators mit Zircaloyhülle ohne jedes äußere Thermoelement mit denen eines Simulators, der vier wie im LOFT-Experiment angebrachte TEs besitzt, so ist bei niedrigen Wärmeübergangszahlen unmittelbar nach Flutbeginn bei allen untersuchten Flutraten kein deutlicher Unterschied zwischen den Innentemperaturverläufen der zu vergleichenden Simulatoren festzustellen (Abb. 9-11). Mit ansteigender Wärmeübergangszahl in der Flutphase fällt jedoch die Innentemperatur des Stabes mit den LOFT-TE's ab. Wie weit die Hüllrohrtemperatur durch die Anbringung der LOFT-TEs heruntergezogen wird im Vergleich zu der bei ungestörter Geometrie, wird rechnerisch ermittelt. Der Unterschied im Benetzungszeitpunkt zwischen dem Brennstabsimulator mit den LOFT-TEs (167) und dem Stab ohne äußere TEs (36) wird umso größer, je höher die Wärmeübergangszahlen in der Flutphase des einzelnen Experiments sind. Abb. 9 zeigt praktisch keinen Unterschied im Wiederbenetzungszeitpunkt (Experiment mit niedriger Flutrate und kaltem Flutwasser (35°C)). Die Abb. 10 und 11 zeigen die Temperaturverläufe aus zwei weiteren Experimenten und es ist zu erkennen, daß mit höheren Flutraten, d.h. höheren Wärmeübergangszahlen, die Wirkung der LOFT-Thermoelemente als Kühlrippe deutlich größer wird.

2.3.3 Wiederbenetzungszeiten verschiedener Brennstabsimulatoren

Abb. 12 veranschaulicht das unterschiedliche Wiederbenetzungsverhalten von verschiedenen Brennstabsimulatoren. Verglichen werden ein REBEKA-Brennstabsimulator (BSS) mit Zircaloy-4-Hülle und einem Spalt zwischen Pelletsäule

und Hülle, ein REBEKA-Brennstabsimulator (BSU) mit dickwandigerer Inconel-Hülle und Spalt jedoch gleicher Gesamtwärmekapazität und ein Brennstabsimulator (BS) mit Inconel-Hülle, ohne Spalt und etwas höherer Wärmekapazität, wie er in FLECHT, PKL und FEBA-Experimenten verwendet wird. BSU und BS besitzen in Nuten in der Inconel-Hülle eingelegte und verlötete Mantelthermoelemente, d.h. die Hüllrohroberfläche ist ein außen glattes Rohr. Der BSS mit Zircaloyhülle trägt ebenfalls kein außen auf der Hülle sitzendes TE. Der Wiederbenetzungszeitpunkt der Hüllrohroberfläche läßt sich jedoch auch einwandfrei an einem innen im BSS angeordneten TE ablesen, nämlich an einem TE, welches in der Heizstabhülle des 6 mm dicken Heizstabes angeordnet ist.

Da ein radiales Temperaturprofil existiert, zeigt das in der Heizstabhülle angeordnete TE höhere Temperaturen bis zum Wiederbenetzen der Zircaloyhülle als die in der Außenhülle der anderen Simulatoren eingelegten Thermolemente. Die Abb. 12 gibt Temperaturverläufe in axialer Stabmitte, d.h. 1,95 m oberhalb des unteren beheizten Endes, wieder. Der BSS, der Stab mit Zircaloyhülle wiederbenetzt als erster in der Flutphase bei etwa 300 Sekunden. Deutlich später, etwa bei 470 Sekunden, findet die Wiederbenetzung des BSU, des Stabes gleicher Gesamtwärmekapazität statt. Als letzter der drei verglichenen Brennstabsimulatoren benetzt der BS (FEBA-Heizer), und zwar erst 37 Sekunden, nachdem die Leistung des Bündels abgeschaltet worden ist. Die Ursache hierfür liegt einerseits im Wärmewiderstand zwischen Pelletsäule, bzw. Wärmequelle und Hülle, andererseits in der Wärmekapazität der Hülle bei gleicher Wärmeaustauschoberfläche zum Zweiphasengemisch. Je größer der Wärmewiderstand und je niedriger die Wärmekapazität ist, desto eher findet die Wiederbenetzung statt.

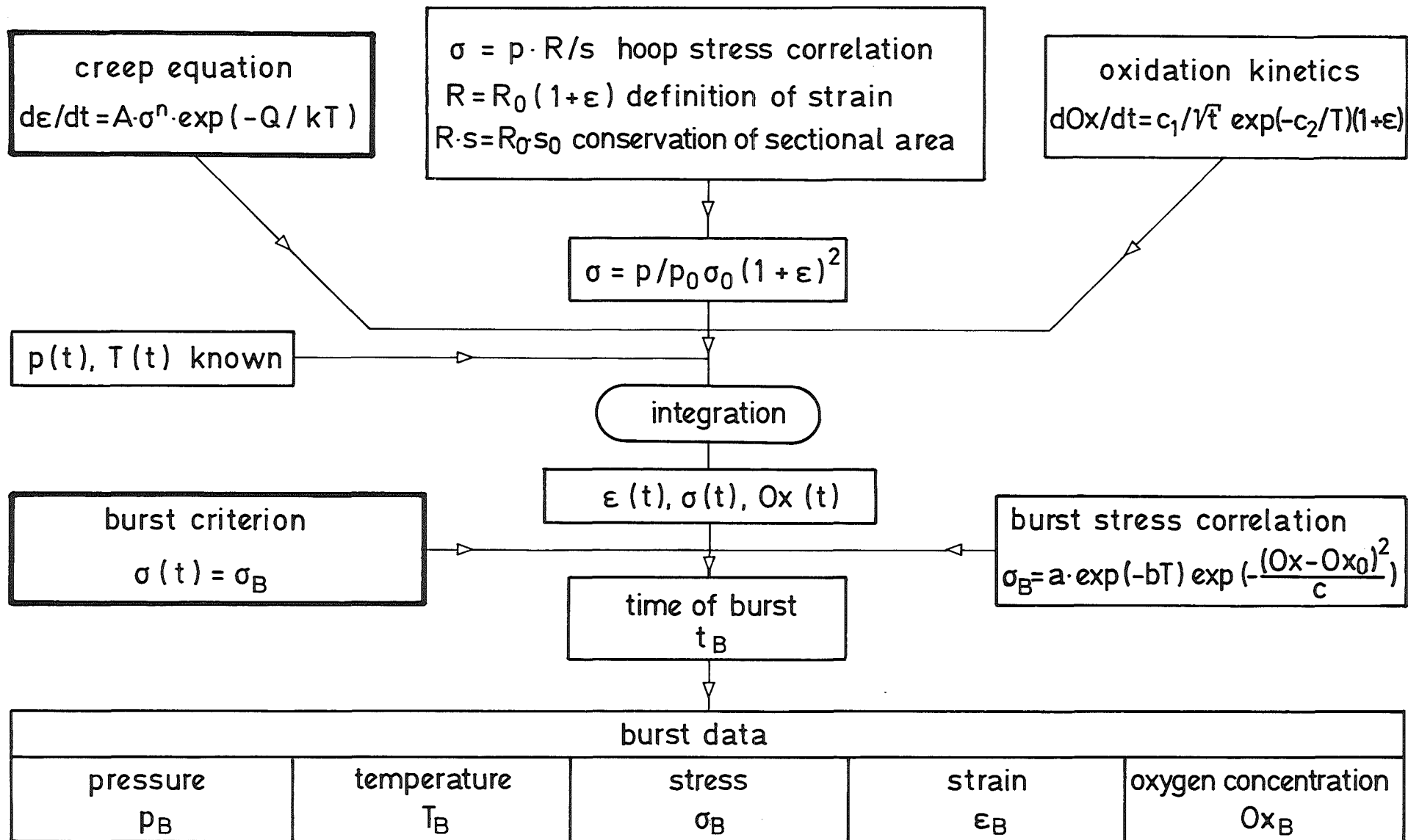
Symbol	Dimension	Definition
ϵ	1	Dehnung
σ	MPa	Spannung
ρ	g/cm^3	Dichte
τ	g/cm^2	Sauerstoffaufnahme
A	$(\text{MPa})^{-n} \text{s}^{-1}$	Strukturparameter
D	cm	Durchmesser
F, G, H	1	Anisotropiefaktoren
L	cm	Länge
Ox	1	Sauerstoffkonzentration
R	cm	mittlerer Rohrradius
S	cm^2	Oberfläche
T	K	absolute Temperatur
Q	J/mol	Aktivierungsenergie
a	MPa	1. Berstspannungsparameter
b	K^{-1}	2. Berstspannungsparameter
f	-	Funktion
k	J/mol K	absolute Gaskonstante
m	g	Masse
n	1	Spannungsexponent
p	MPa	Druck
s	cm	Rohrwandstärke
t	s	Zeit

Indices

o	Anfangsbedingungen
B	bersten
α	α -Zircaloy
$\alpha\beta$	$(\alpha+\beta)$ -Zircaloy
β	β -Zircaloy

Literatur

- /1/ LEISTIKOW, S., SCHANZ, G., BERG, H.V.
Kinetik und Morphologie der isothermen Dampf-Oxidation von Zircaloy 4 bei 700 - 1300 °C; KfK 2587, März 1978.
- /2/ NEITZEL, H.J., ROSINGER, H.
The development of a burst criterion for zircaloy fuel cladding under LOCA conditions; KfK 2893, (Okt. 1980), AECL-6420 (Okt. 1980)
- /3/ ERBACHER, F., NEITZEL, H.J., ROSINGER, H., SCHMIDT, H., WIEHR, K.
Burst criterion of zircaloy fuel claddings in a LOCA.
5th Intern. Conf. on Zirconium in the Nuclear Industry, Boston, Aug. 4-7, 1980.
- /4/ WIEHR, K., ERBACHER, F., NEITZEL, H.J.
Einfluß eines kalten Regelstabführungsrohres auf das Verformungsverhalten von Zirkaloyhüllrohren in der Flutphase eines Kühlmittelverluststörfalles. Jahrestagung Kerntechnik 80. Reaktortagung 1980, Berlin, 25.-27. März 1980. Kerntechnische Ges. e. V. Deutsches Atomforum e. V.
Eggenstein-Leopoldshafen: Fachinformationszentrum Energie, Physik, Mathematik 1980, S. 235-38.
- /5/ WIEHR, K., ERBACHER, F., NEITZEL, H.J.
Influence of thermohydraulics on fuel rod behaviour in a LOCA.
CSNI Specialist Meeting on Safety Aspects of Fuel Behaviour in Off-Normal and Accident Conditions, Espoo, Helsinki, SF, Sept. 1-4, 1980.
- /6/ WIEHR, K., ERBACHER, F., NEITZEL, H.J.
Influence of a cold control rod guide thimble on the ballooning behaviour of zircaloy claddings in a LOCA.
CSNI Specialist Meeting on Safety Aspects of Fuel Behaviour in Off-Normal and Accident Conditions, Espoo, Helsinki, SF, Sept. 1-4, 1980.



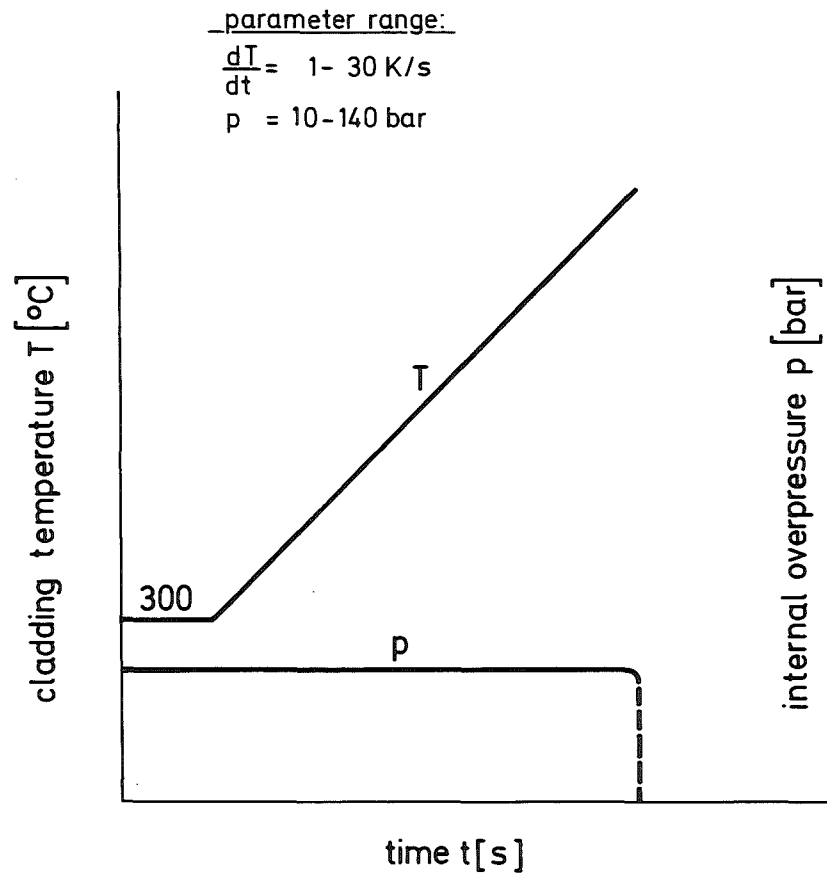
- 4200-169 -



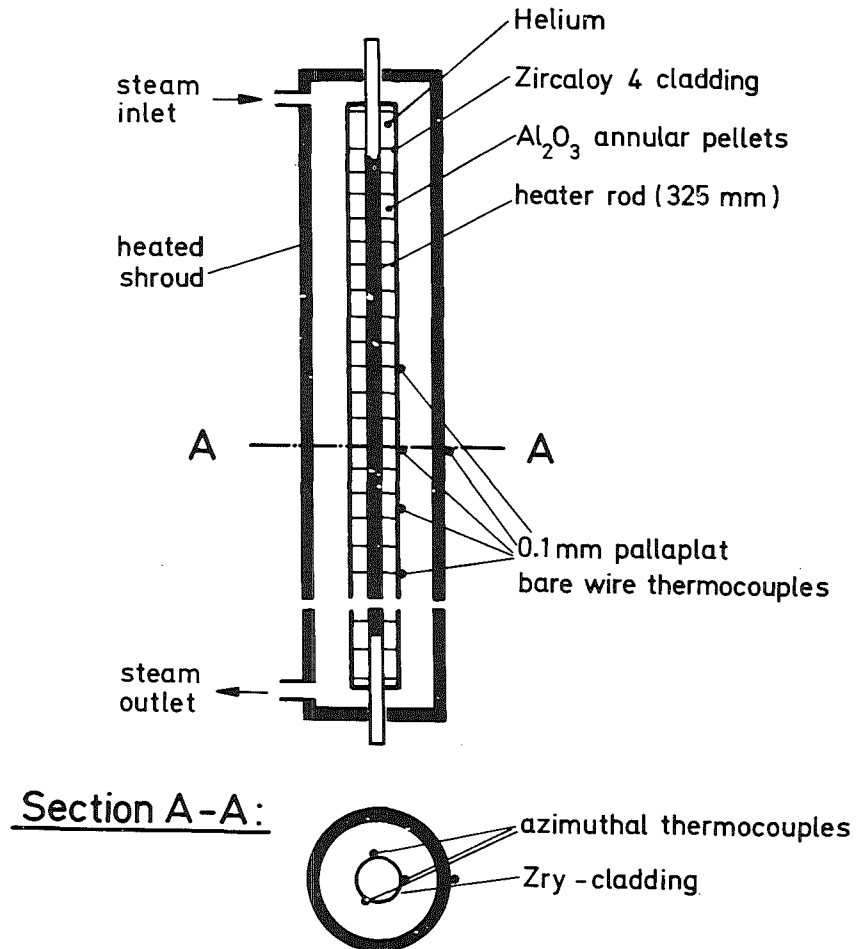
Development of a Burst Criterion

Abb. 1

test procedure



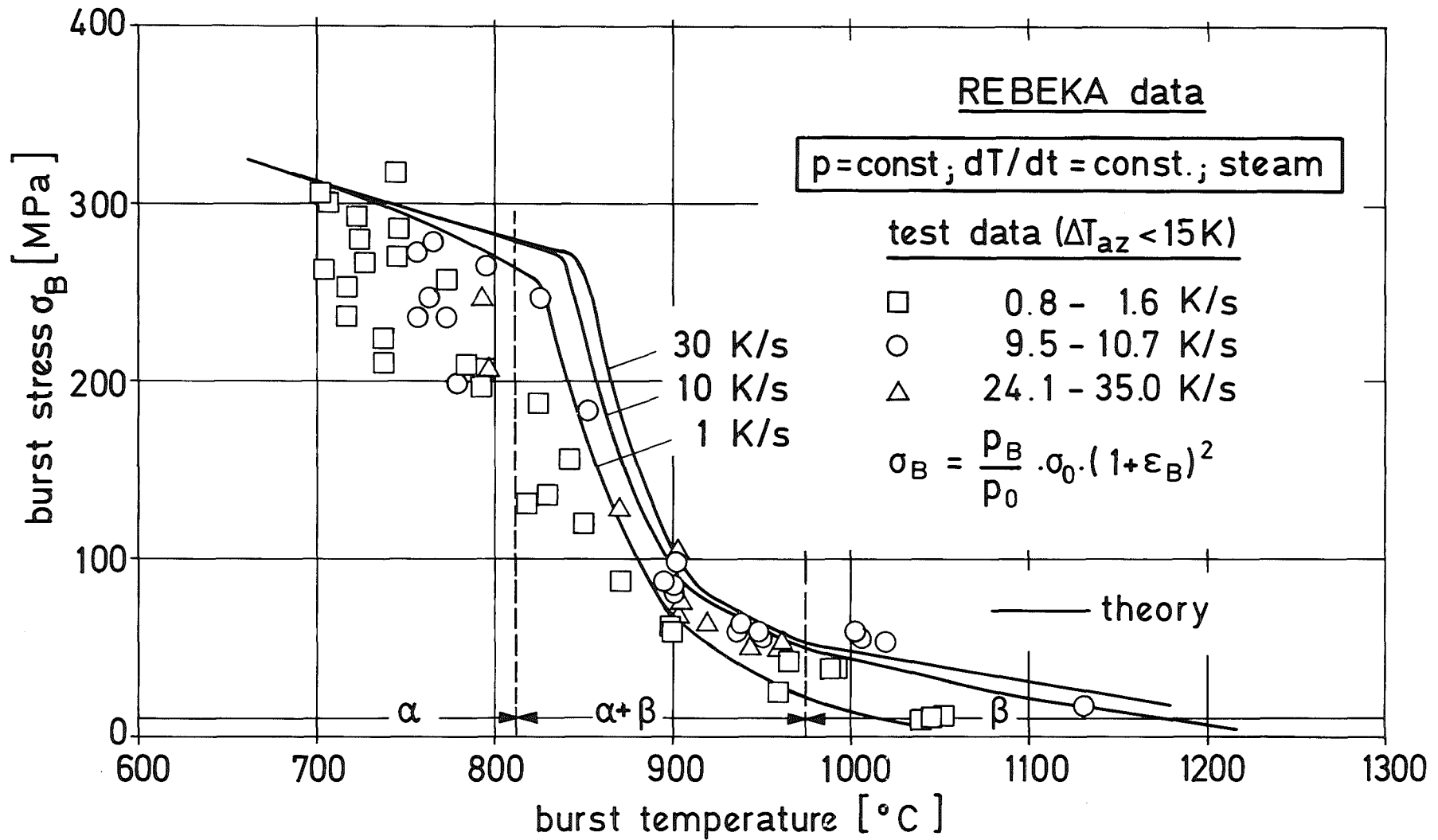
test section



- 4200-170 -



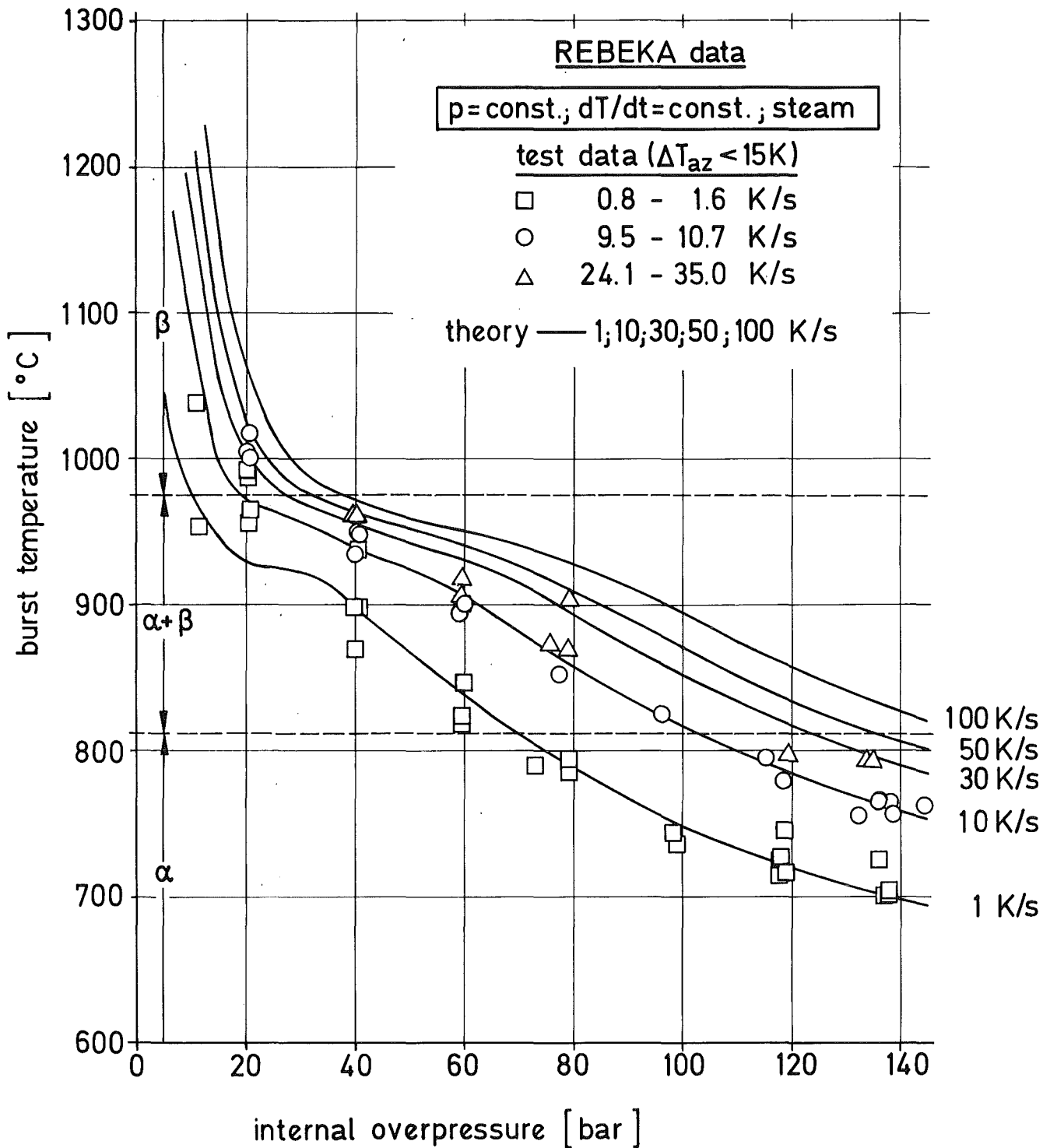
Transient single rod burst tests in steam



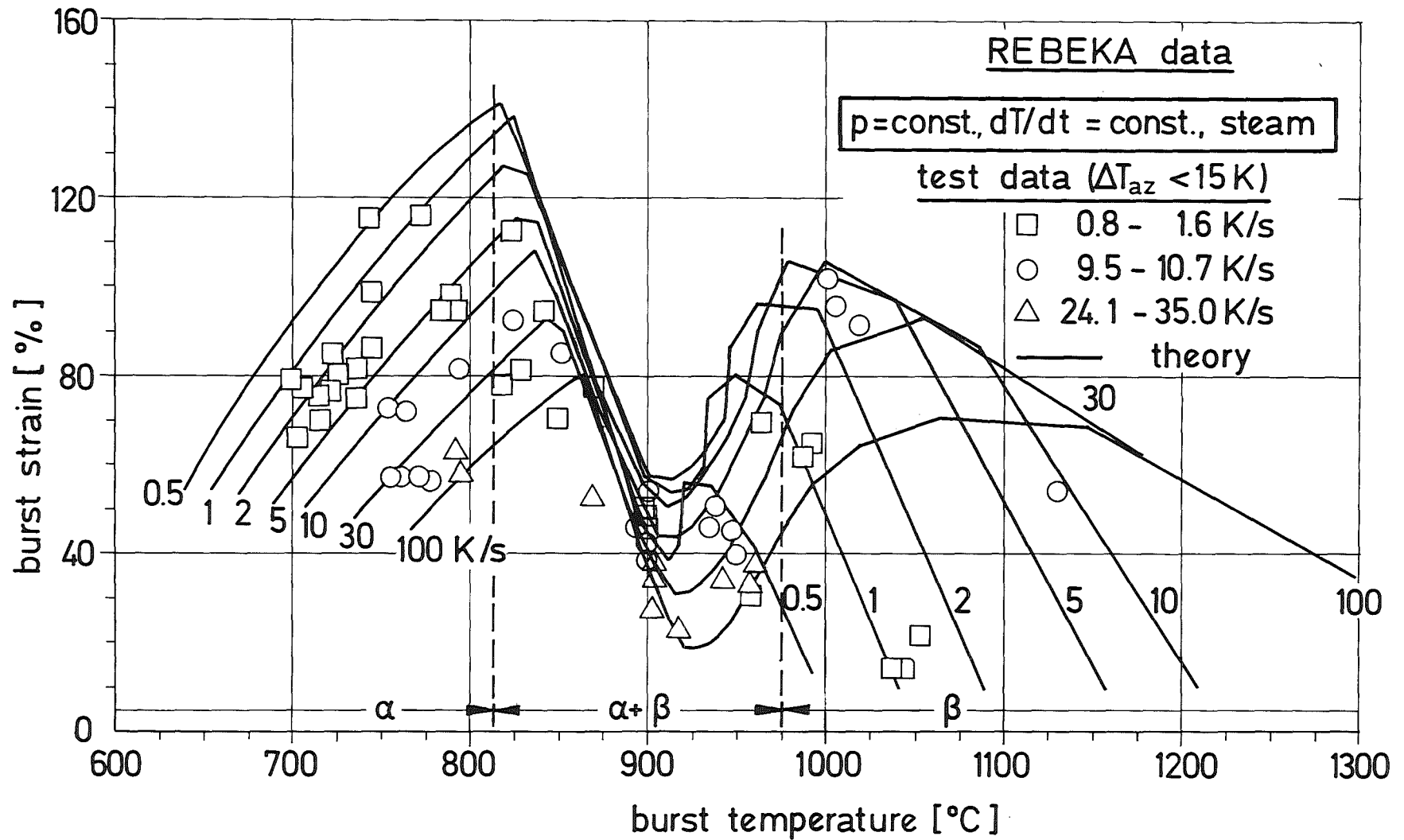
- 4200-171 -



Burst stress vs. burst temperature of Zry claddings



Burst temperature vs. internal overpressure of Zry claddings

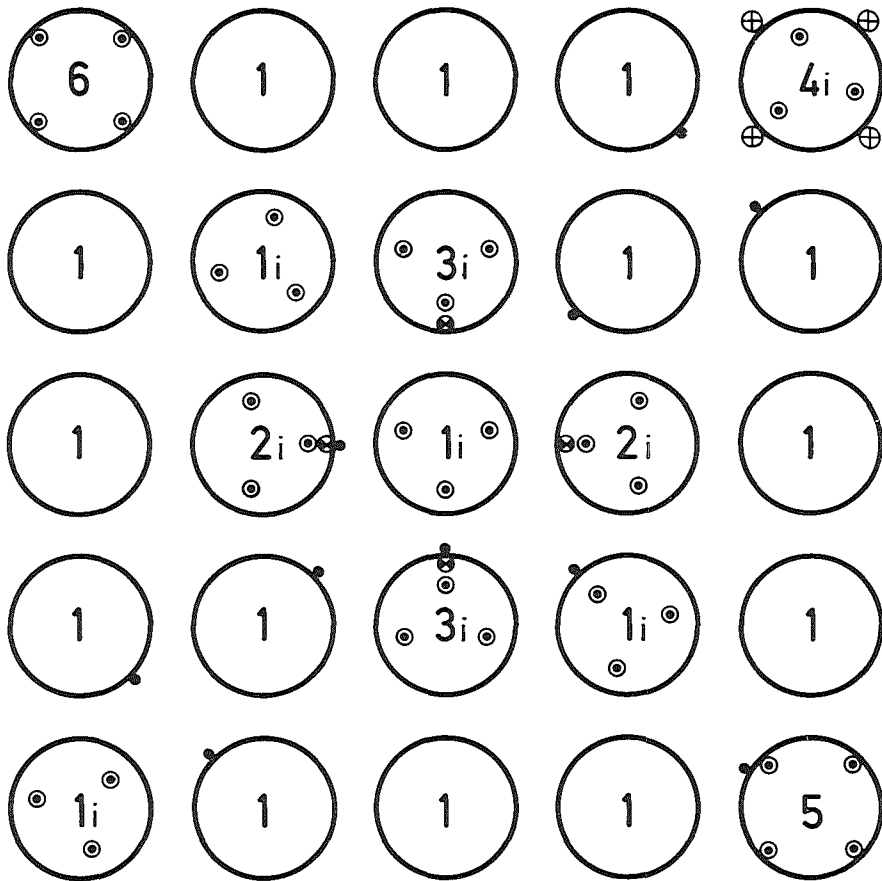


- 4200-173 -



Burst strain vs. burst temperature of Zry claddings

Abb.5



type cladding condition

- 1 Zry -cladding, undeformed
- 2 Zry -cladding, 30% preballooned
- 3 Zry-cladding, 30% preballooned and burst
- 4 Zry-cladding, LOFT thermocouples
- 5 Inconel-cladding
- 6 Inconel-cladding (FEBA heater rod), no gap

type of thermocouple

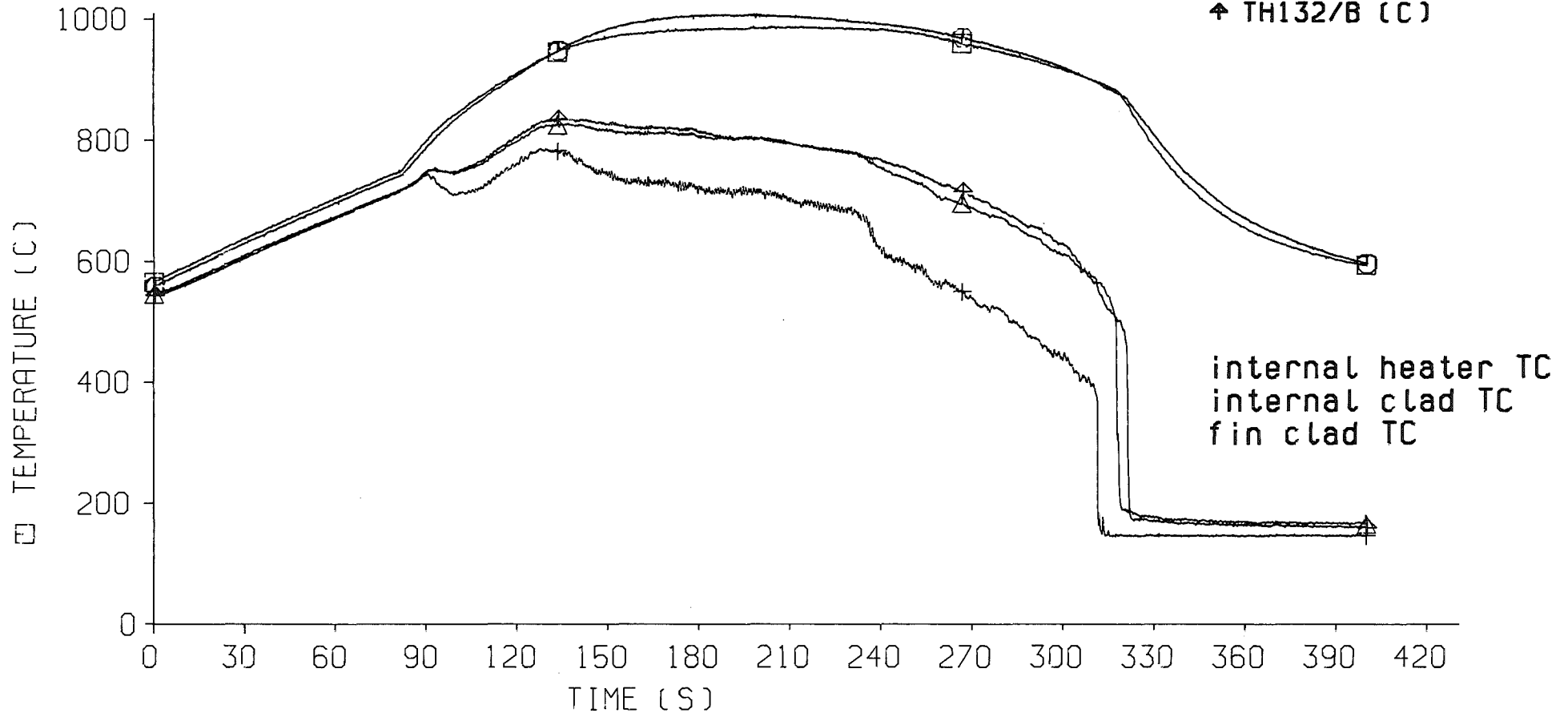
- ⊙ internal TC embedded in heater rod sheath and Inconel-cladding, respectively
- fin TC spot welded on cladding
- ⊗ TC spot welded on cladding inner surface
- ⊕ LOFT TC



REBEKA thermocouple test

30 % preballooned cladding
 flooding rate : 3.5 cm/s
 water temperature : 130 C
 system pressure : 4 bar
 spec. rodpower : 20W/cm

□ TI131/2 (C)
 △ TH131/B (C)
 + TH131/A (C)
 ○ TI132/1 (C)
 † TH132/B (C)



4200-175

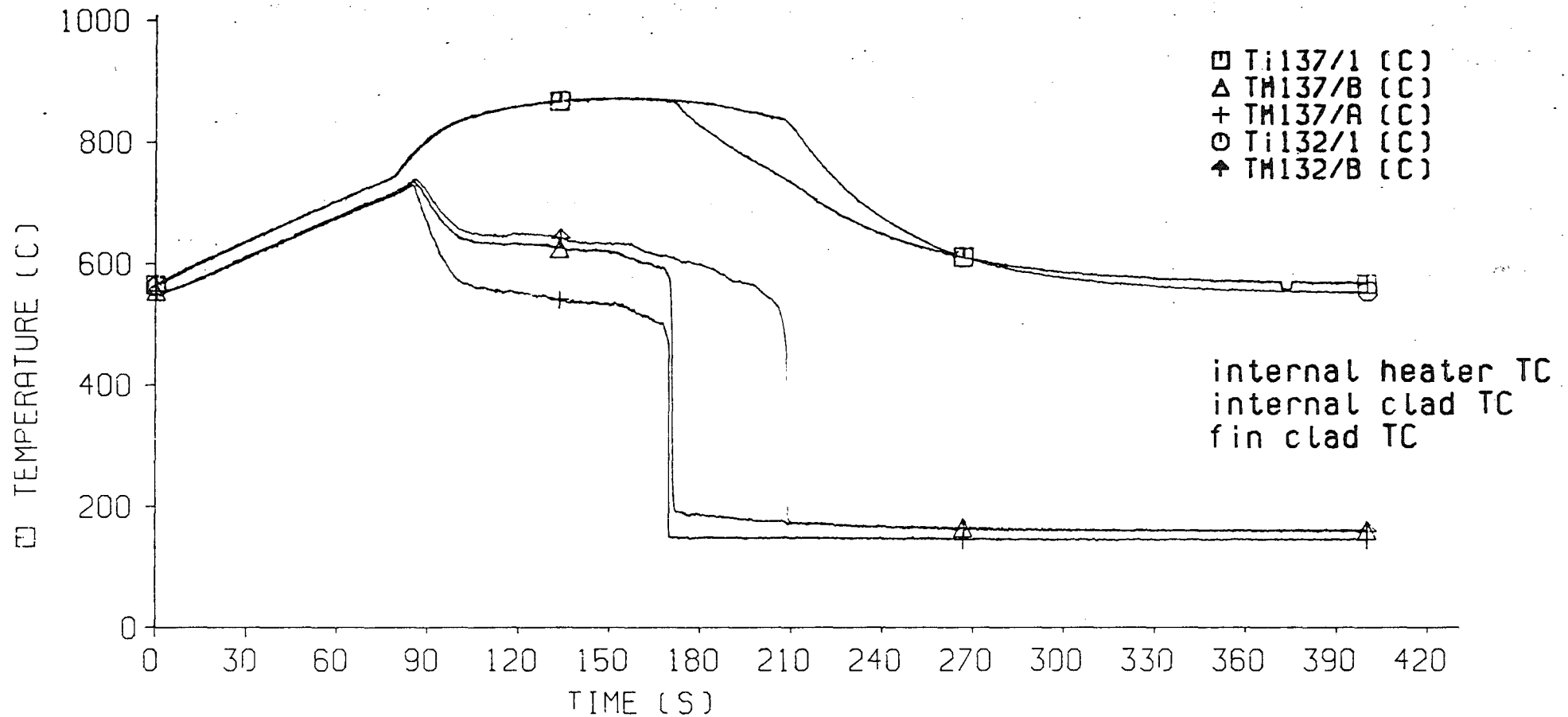


Abb.7

REBEKA TC-6

Influence of external TC's on Temperature-and Quench-Histories

30 % preballooned cladding
 flooding rate : 4.3 cm/s
 water temperature : 130 C
 system pressure : 4 bar
 spec. rodpower : 20W/cm



- 4200-176 -

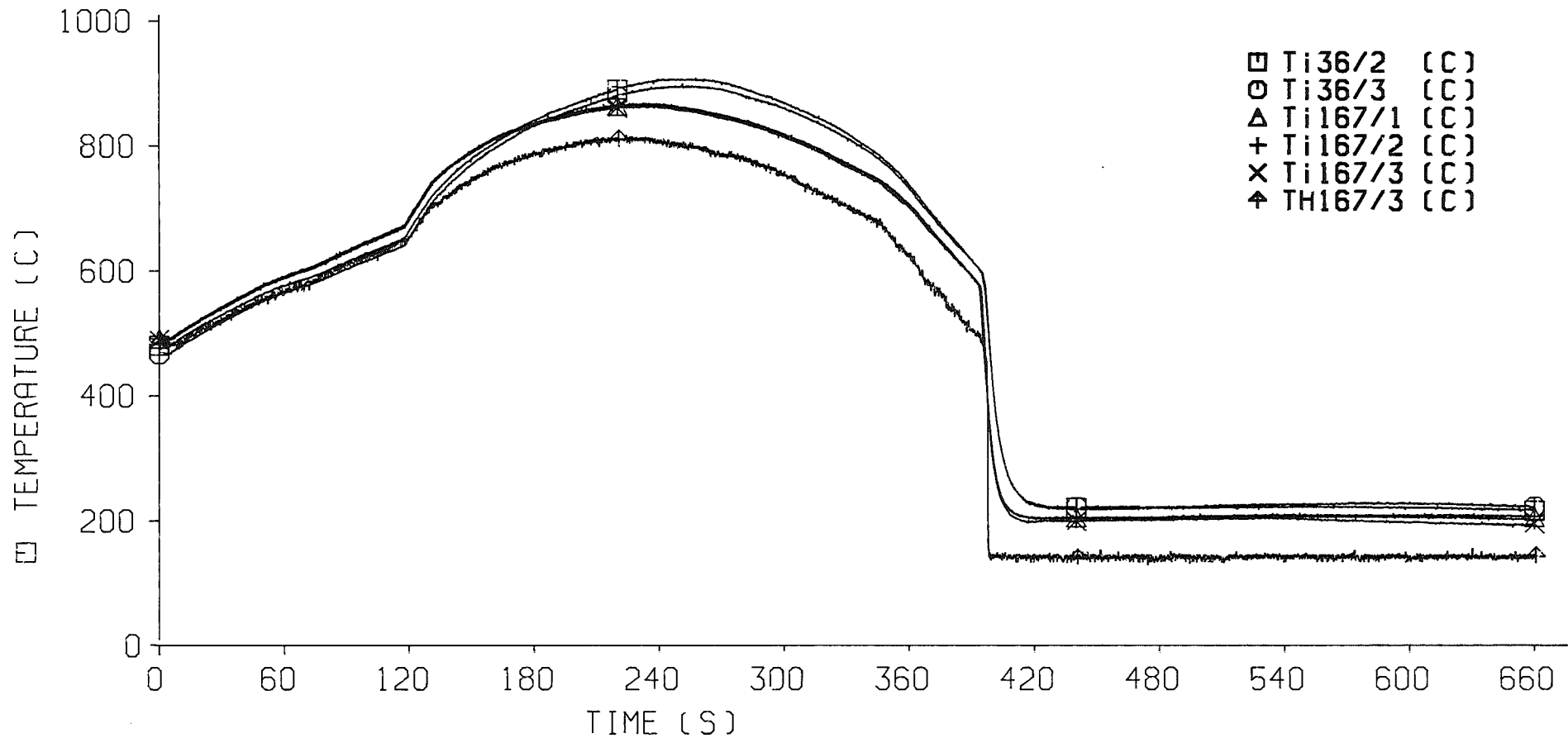


Abb. 8

REBEKA TC-5

Influence of external TCs on temperature-and quench-histories

flooding rate : 3.00 cm/s
water temperature : 35 C
system pressure : 4 bar
spec.rod power : 20 W/cm



□ Ti36/2 (C)
○ Ti36/3 (C)
△ Ti167/1 (C)
+ Ti167/2 (C)
× Ti167/3 (C)
↑ TH167/3 (C)

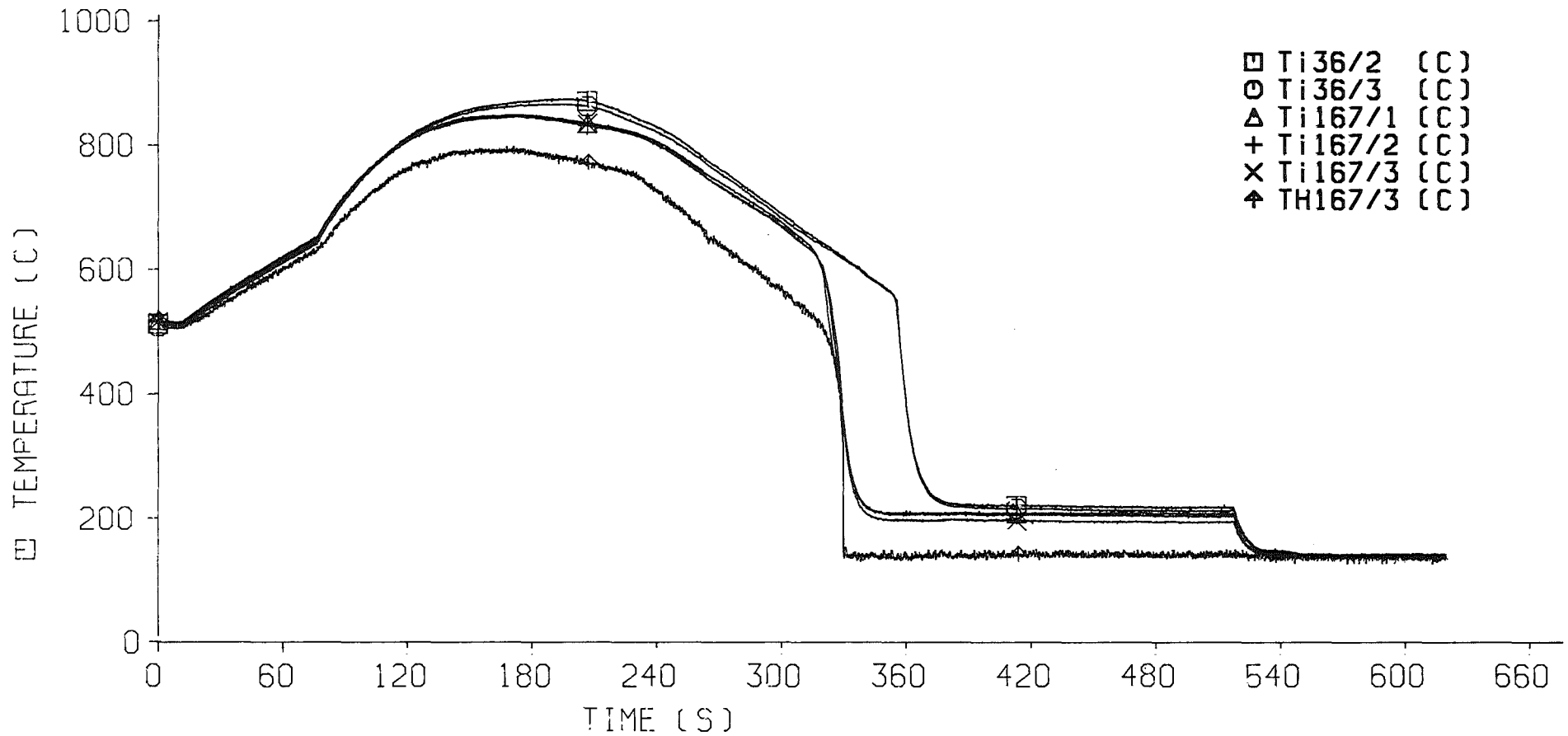
- 4200-177 -



Abb. 9

REBEKA T-01.02
Influence of LOFT TCs on temperature-and quench-histories

flooding rate : 3.90 cm/s
water temperature : 130 C
system pressure : 4 bar
spec.rod power : 20 W/cm



- 4200-178 -

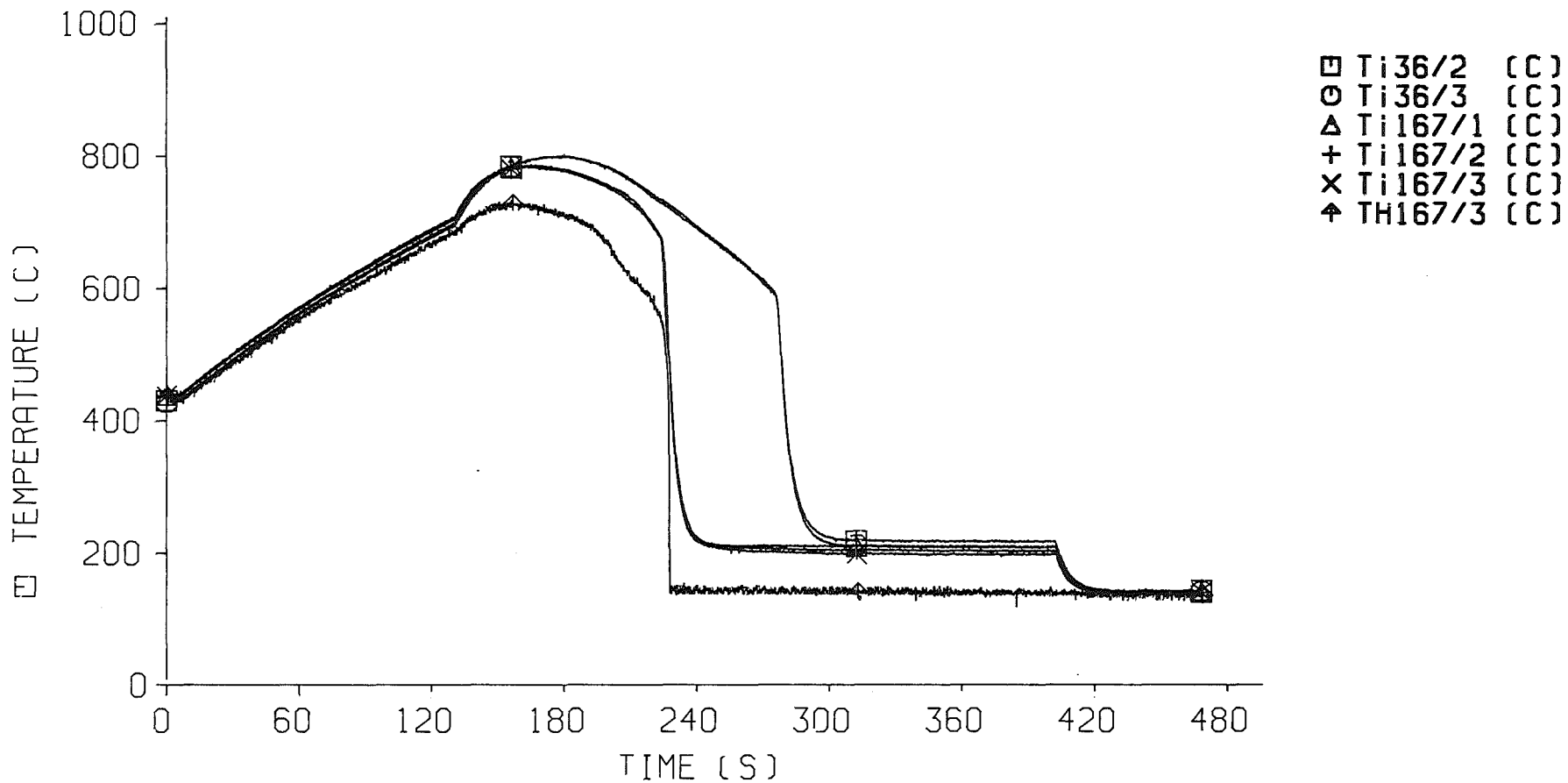


Abb.10

REBEKA T-01.07

Influence of LOFT TCs on temperature-and quench-histories

flooding rate : 4.35 cm/s
water temperature : 135 C
system pressure : 4 bar
spec.rod power : 20 W/cm



- 4200-179 -



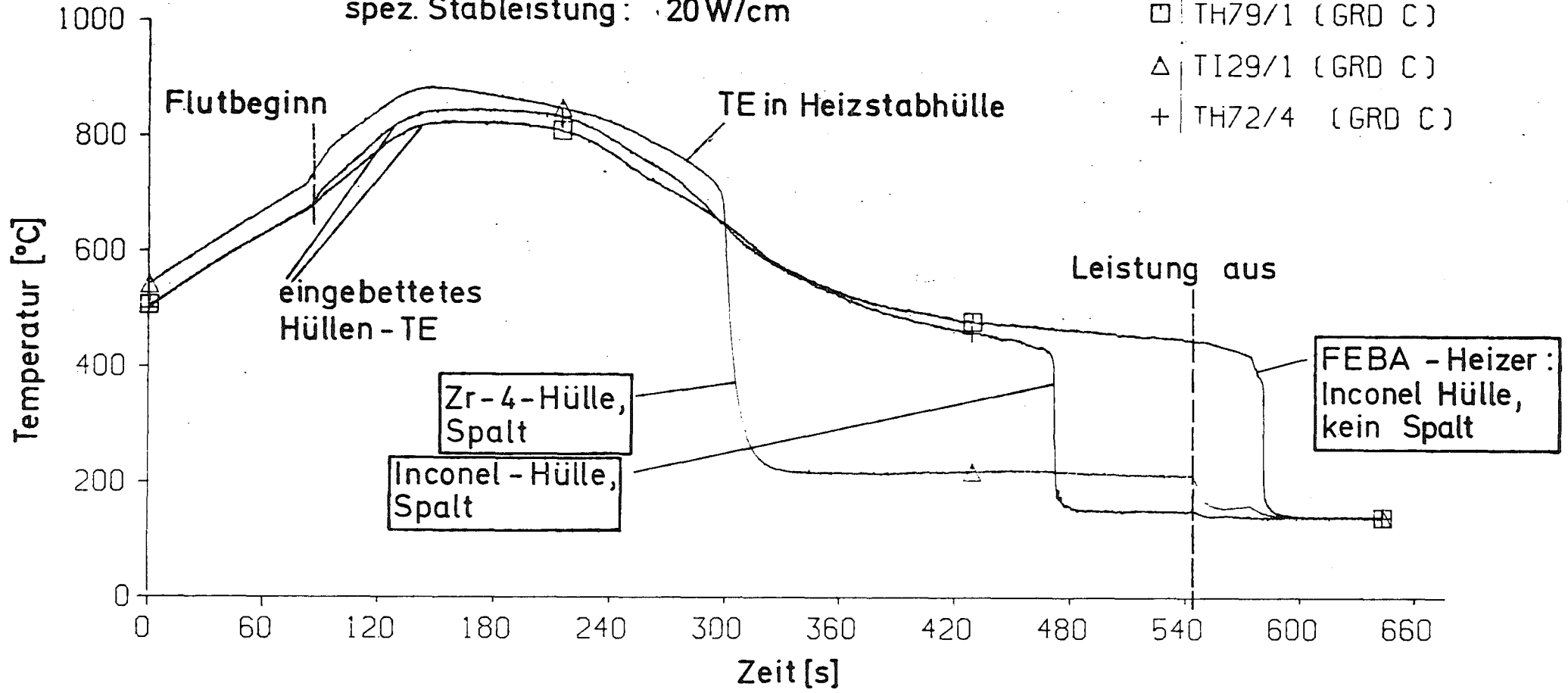
Abb. 11

REBEKA T-01.09

Influence of LOFT TCs on temperature-and quench-histories

Flutrate: 3,5 cm/s
 Wassertemperatur: 130 °C
 Systemdruck: ~4 bar
 spez. Stableistung: 20 W/cm

□ TH79/1 (GRD C)
 △ TI29/1 (GRD C)
 + TH72/4 (GRD C)



- 4200-180 -

REBEKA TC - 6



Abb. 12

Wiederbenetzungszeiten bei verschiedenen Brennstabsimulatoren

$$\dot{\epsilon} = A \cdot \sigma^n \cdot \exp(-Q / kT)$$

temperature T [K]	strain rate $\dot{\epsilon}_0$ [s ⁻¹]	anisotropic factors F, G, H	stress exponent n	structure param. A ₁ [MPa ⁻ⁿ s ⁻¹]	activation energy Q [J/mole]
≤ T _α α-Zry-phase		.956, .304, .240	5.89	19370	321000 + 24.69 · · (T - 923.15)
T _{αβ} middle of the (α+β)-Zry-phase	≤ 3 · 10 ⁻³	0.5, 0.5, 0.5	2.33	.24	102366
	> 3 · 10 ⁻³	(isotropic)	4.835 (interpolated)	29.2	lin. interpolation
≥ T _β β-Zry-phase		0.5, 0.5, 0.5 (isotropic)	3.78	7.9	141919

$$A = A_1 \cdot \left(\frac{F+G}{4} + H \right)^{\frac{n-1}{2}} \cdot \left(H + \frac{F}{2} \right) \cdot (F+G)^{\frac{n+1}{2}}; \text{ F, G, H, and n see table.}$$

transus temperatures: T_α [K] = 1085.15 + 14.28 · (HR)^{0.28} with HR = heating rate [K/s]; T_β = 1248.15 K

middle temperature of the (α+β)-Zry-phase T_{αβ} = $\frac{1}{2}$ (T_α + T_β)

interpolation in the (α+β)-Zry-phase T_α ≤ T < T_β:

linear interpolation of n, ln(A) and Q between the temperatures T_α, T_{αβ}, T_β

exception: for $\dot{\epsilon}_0 > 3 \cdot 10^{-3} \text{ s}^{-1}$ are n and Q linearly interpolated between T_α and T_β

where $\dot{\epsilon}_0 = 0.24 \cdot 0.6194 \cdot \sigma_0^{2.33} \exp(-102366/kT)$

Material parameters used to calculate the time of burst

Tab. I

$$\sigma_B = a \cdot \exp(-bT) \cdot \exp \left[- \left(\frac{100 \cdot Ox - 0.12}{0.095} \right)^2 \right]$$

temperature T [K]	a [MPa]	b [K ⁻¹]
≤ T _α α-Zry-phase	830	0.001
T _{αβ} middle of the (α+β)-Zry-phase	3000	0.003
≥ T _β β-Zry-phase	2300	0.003

transus temperatures:

$$T_\alpha [K] = 1085.15 + 14.28 \cdot (HR)^{0.28}$$

with HR = heating rate [K/s]

$$T_\beta = 1248.15 \text{ K}$$

middle temperature of the (α+β) - Zry - phase:

$$T_{\alpha\beta} = 1/2 (T_\alpha + T_\beta)$$

linear interpolation of ln a and b in the

(α+β) - Zry - phase between the temperatures T_α, T_{αβ}, T_β

Material parameters used to calculate
the burst stress

Test no.	date	flooding water temperature /°C/	flooding rate (cold) / cm/s /	PCT at onset of flooding /°C/
5.2	29. April 1980	35	3	740
5.3	29. May 1980	120	3	700
5.4	30. May 1980	130	4,5	710
5.5	30. May 1980	130	4,5	705
5.6	30. May 1980	135	3,6	715
5.7	30. May 1980	130	3,9	695
5.8	30. May 1980	135	3,3	680
5.9	30. May 1980	135	4,35	725
5.10	11. Nov.1980	130	4,2	710
5.11	11. Nov.1980	130	2,8	735
5.12	11. Nov.1980	130	2,8	680
5.13	11. Nov.1980	135	4,32	690
5.14	11. Nov.1980	135	2,1	755

Rebeka thermocouple tests

Tab.III

06.01.10 Auswirkung von Kühlkanalblockaden auf die Kernnotkühlung

06.01.10/03A Flutexperimente mit blockierten Anordnungen (FEBA)

PNS 4239 (W. Götzmann, G. Hofmann, P. Ihle, H. Kreuzinger,
 S. Malang, S. Müller, M. Politzky, G. Thun, K. Rust, H. Schneider; IRB)

Ziel dieser Arbeit ist es, den Einfluß einer durch aufgeblähte Brennstabhüllen entstandenen Kühlkanalblockade auf die Kühlwirkung während der Flutphase eines Kühlmittelverluststörfalles zu bestimmen.

1. Arbeiten im Berichtszeitraum

Die seit 1979 laufenden Experimente mit einem 25-Stab-Bündel von DWR-Abmessungen und voller Nachwärmeleistung (s. Abb. 1 und 2) lieferten Ergebnisse zu folgenden Problemkreisen:

- Kühlung im Einflußbereich von Blockaden hohen und mittleren Versperrungsgrades
- Wirkung von Abstandshaltern auf die lokale Kühlung
- Axiale Verteilung der Hüllrohrtemperaturen
- Azimutale Fluktuationen der Kühlbedingungen
- Dampfüberhitzung und Wasseranwesenheit in den Unterkanälen eines Stabbündels
- Aus dem Bündel während des Flutens ausgetragene Wassermenge
- Entwicklung und Anwendung spezieller Test-, Meß- und Instrumentierungsverfahren wie:

Blockadehülsen zur Simulation geblähter Brennstabhüllrohre

Sonden zur Messung von Dampfüberhitzung

Sonden zum Nachweis von Wasser in transientser Zweiphasenströmung mit Dampfüberhitzung

Instrumentierung der Brennstabsimulatoren

In den vorangegangenen Experimenten mit einer 5-Stab-Reihe war der Unterschied zwischen Blockadeplatten und diversen Blockadehülsen zur Simulation geblähter Hüllrohre untersucht worden.

2. Ergebnisse

2.1 Zusammenfassung

Die Umströmung einer Kühlkanalblockade in einem 25-Stab-Bündel führt bei einer für das Fluten typischen Zweiphasenströmung zu folgenden Effekten:

In der Rezirkulationszone hinter einer Blockade gleichen erhöhte Turbulenz und Tropfenzerstäubung eine durch die davor liegende Blockade verursachte Durchsatzreduktion weitgehend aus. Die beiden untersuchten Blockadegrade 90 % und 62 % lokale Versperrung der Unterkanäle an 3x3 Stäben des 25-Stab-Bündels unterscheiden sich bezüglich ihrer Kühlwirkung in der Rezirkulationszone: Bei 90 % Blockade können Erhöhungen der Maximaltemperatur hinter der Blockade in der Größe von 50 K auftreten (größere Durchsatzreduktion). Die Benetzung dieser Stellen ist verzögert. Bei 62 % Blockade treten dort keine höheren Maximaltemperaturen auf. Eine extrem niedrige Flutgeschwindigkeit von etwa 2 cm/s führt zwar noch zu leicht verzögerter Benetzung, ab etwa 4 cm/s erfolgt aber schon vorzeitige Benetzung nach der Blockade. Eine 62 % Blockade wirkt folglich eher kühlungsverbessernd durch die o.g. Zweiphasenströmungseffekte.

Innerhalb der Blockade treten während des größten Teils der Flutphase niedrigere Temperaturen an den -geblähte Hüllrohre simulierenden- Hülsen auf als im unblockierten Bereich. Es bildet sich ein Temperaturgefälle von 100-200 K aus im Spalt zwischen gekühlter Hülse und wärmeabgebender Staboberfläche unter der Hülse. Der Restdurchsatz durch die blockierte Zone des Bündels reicht folglich aus, die Hülsen über einen bedeutenden Zeitraum des Flutens unter den Hüllrohrtemperaturen der unblockierten Umgebung zu halten.

In /1/, /2/ und /5/ sind die genannten Effekte ausführlicher beschrieben, in Kap. 2.2.1 werden Beispiele anhand von Abbildungen angeführt. In Kap. 2.2.2 folgt eine Analyse des im Bereich von Blockaden beobachteten Benetzungsverhaltens. Abstandshalter wirken als Blockaden, die die Kühlkanäle in einer sich über den gesamten Kernquerschnitt erstreckenden Ebene jeweils um ca. 20 % verengen. Ihre geometrische Form erzeugt hohe Turbulenz und Tropfenzerstäubung, ihr kleiner Blockadegrad relativ geringen Druckverlust. Die Auswirkung der Abstandshalter auf die axiale Verteilung von Hüllrohrtemperatur bzw. Wärmeübergang ist für die Berechnung des Flutvorgangs und der Größe einer evtl. Verformung der Hüllrohre während des Flutens von Bedeutung. In /3/ und /4/ wird eine Übersicht gegeben, ein ausführlicher Bericht ist in Vorbereitung.

Azimutale Fluktuationen der Kühlbedingungen in den einzelnen Unterkanälen wurden aus FEBA-Daten ermittelt /5/. Ihre Auswirkung auf die Temperaturgradienten am Umfang eines Brennstabhüllrohres muß rechnerisch bestimmt werden. Die Analyse der transienten Zweiphasenströmung ist in /6/ dargestellt, die zugehörige Meßmethode in /7/. Bei den untersuchten Flutbedingungen (Systemdruck 2-6 bar, Flutgeschwindigkeit 2-6 cm/s) liegt die Dampfüberhitzung im Bündel etwa 200 K unterhalb der Staboberflächentemperatur. Wassertropfen sind selbst bei kleiner Flutgeschwindigkeit schon bei Flutbeginn auch am oberen Bündelende nachzuweisen. Die während des Flutens aus dem oberen Bündelende unverdampft ausgetragene Wassermenge wird in Kap. 2.2.3 ausführlicher behandelt.

2.2 Einzelergebnisse

Die Darstellung beschränkt sich auf drei wesentliche, im Berichtszeitraum noch nicht veröffentlichte Ergebnisse:

2.2.1 Hüllrohrtemperaturen bei 62 % Kühlkanalblockade

Bei 62 % lokaler Kühlkanalversperrung im Bereich von 3 x 3 Stäben des 25-Stab-Bündels (s. Abb. 3) wirkt die Blockade kühlungsverbessernd bei Flutgeschwindigkeiten über 3 cm/s. In und nach der Blockade treten niedrigere Hüllrohrtemperaturen auf, es erfolgt sogar vorzeitige Benetzung (s. Abbn. 4 und 5). Erst bei extrem niedrigen Flutgeschwindigkeiten bewirkt die Umverteilung des Kühlmitteldurchsatzes vor der Blockade eine Kühlungsverminderung, die dort zu etwa 50 K höheren Hüllrohrtemperaturen führt. Nach der Blockade halten erhöhte Turbulenz und Tropfenzerstäubung die Temperaturen auf etwa gleichem Niveau wie im Bypassbereich, lediglich die Benetzung wird etwas verzögert. Innerhalb der Blockade bleiben die Temperaturen der "abgehobenen Hüllrohre" über den größten Teil der Flutzeit niedriger als im Bypassbereich (s. Abb. 6).

2.2.2 Benetzungsverhalten im Bereich der Blockaden

Die Hülltemperaturtransienten während eines Flutvorgangs sind das Ergebnis der Stabeigenschaften, der Stabileistung und der Flutdaten. Das Benetzungsverhalten der Stäbe beeinflußt die lokale Dampfproduktion und damit die Vorkühlung des noch nicht benetzten Teils eines Stabbündels. In den FEBA-Ver suchen mit Blockaden im 25-Stabbündel traten in und nach den Blockaden Vorkühlungs- und Benetzungseffekte auf, die sich von den im unblockierten Teil

des Bündels beobachteten Effekten unterscheiden. Die Analyse bezieht sich auf die FEBA-Anordnung mit Blockadehülsen auf Heizstäben ohne Spalt zwischen Stabhülle und MgO-Füllung, in die die Heizwendel eingebettet ist. Zwischen der Staboberfläche und der Innenfläche der Hülsen ist jedoch ein dampfgefüllter Spalt von 0.8 mm. Der Einfluß verschiedener Stabmaterialien oder -ausführungen auf das Benetzungsverhalten werden hier nicht betrachtet (Edelstahl / Zircaloy, Oberflächenbeschaffenheit, Wärmeauspeicherung radial mit oder ohne Spalt zwischen Hülle und Wärmequelle). In Abb. 7 sind Temperaturtransienten aus dem Bereich einer 90 % Blockade mit Umströmung dargestellt. Durch das Fluten von unten sind Vorkühlung und Benetzung an allen Stäben gleich bis zum unteren Ende der Blockade (Niveau 2125 mm). Die sogenannte Benetzungstemperatur liegt unter den genannten Bedingungen bei etwa 450°C. In den nachfolgenden Bündel-ebenen treten in und hinter der Blockade deutliche Unterschiede auf, während im unblockierten Teil des Bündels die Benetzungsfront etwa so fortschreitet, wie im vollständig unblockierten Bündel. Bei Niveau 2025 werden die Blockade-hülsen zwar etwa zur gleichen Zeit benetzt wie die Staboberflächen neben der Blockade, sie haben jedoch eine andere Vorkühlung gehabt. "Benetzung" der Hülsoberfläche erfolgt bei einer Temperatur von ca. 550°C. Der Stababschnitt unter einer Hülse wird zu diesem Zeitpunkt noch nicht benetzt. Der isolierende Dampfspalt von 0.8 mm zwischen Hülse und Stab und die relativ geringe axiale Wärmeleitung des Stabes verzögern die Wärmeabfuhr aus diesem Stababschnitt stark trotz des Temperaturgefälles von mehr als 500 K. Am oberen Ende der Blockade wird der Übergang der Benetzungsfront von den Hülsen auf die Stäbe zunächst verhindert, bis längere Vorkühlung dieser Stelle und abnehmende Stab-leistung zur Benetzung der Staboberfläche führen (Niveau 1925). Die dann ent-stehende Benetzungsfront rückt solange schneller nach oben vor, bis sie die Benetzungsfront des unblockierten Teils des Bündels eingeholt hat. Dies ist etwa 400 mm oberhalb der Fall.

Bei einer 62 % Blockade und gleichen Flutbedingungen tritt vorzeitiges Benetzen der Blockadehülsen auf (s. Abb. 3, Niveau 2025). Da nach der Blockade die Vorkühlung bereits besser war als im Bypass, setzt auch die Benetzung früher ein als im benachbarten unblockierten Teil des Bündels (s. Abb. 3, Niveau 1925). Die Benetzungsfront rückt aber langsam vor und ist spätestens nach 100 mm von der im Bypass fortschreitenden Front eingeholt. Bei sehr kleinen Flutgeschwindigkeiten von etwa 2 cm/s gleichen die Temperaturtransienten und die Reihenfolge der lokalen Oberflächenbenetzung im Bereich der 62 % Blockade weitgehend den Phänomenen, die bei der mit 3.8 cm/s gefluteten 90 % Blockade gemessen und beschrieben worden sind (vergleiche Abb. 6 mit Abb.7).

Auffallend ist die sowohl nach der 90 % wie nach der 62 % Blockade gemessene niedrige "Benetzungstemperatur" von ca. 350°C bei Niveau 1925. Zwei mögliche Einflüsse seien genannt: (1) Axiale Wärmezufuhr aus dem heißen Teil der Stäbe unter den Hülsen und (2) geringerer Wasseranteil in der dort vorhandenen Zweiphasenströmung im Vergleich zur Strömung im ungestörten Teil des Bündels. Eine vollständige Analyse steht noch aus, Oberflächen- oder Thermoelementeinflüsse von Test zu Test sind jedoch auszuschließen.

2.2.3 Aus dem Bündel ausgetragene Wassermenge

Die zu Beginn des Flutens am unteren Bündelende entstehende Zweiphasenströmung enthält noch am oberen Bündelende Wassertropfen. Trotz Dampfüberhitzung auf dem Strömungsweg durch das heiße Bündel von 3,9 m Länge sind Wassertropfen in allen Ebenen detektierbar (/3/, /6/ und /7/). Nach Austritt der Strömung aus dem Bündel durch die obere Gitterplatte wird das Wasser mit Hilfe eines einfachen Zyklons ausgeschieden und im Sammelbehälter 8 aufgefangen (s. Abb. 1). Die Ausführung des oberen Plenums der Teststrecke zeigt Abb. 8.

Ein Vergleich der ausgetragenen Wassermenge mit der eingespeisten Wassermenge ist in den folgenden Abbildungen dargestellt. Die Abhängigkeit des Wasseraustrags vom Systemdruck geht aus Abb. 9 und die Abhängigkeit von der Flutgeschwindigkeit aus Abb. 10 hervor. Die Anwesenheit der 62 % Blockade in Bündelmittenebene beeinflusst den Wasseraustrag nur innerhalb der Meßgenauigkeit. Größere Einflüsse wären von über den ganzen Bündelquerschnitt reichenden Versperrungen gleichen Blockadegrades zu erwarten (Hinweise in /3/). Eine umströmte Blockade wie die genannten 62 % und 90 % Blockaden an 3x3 von 25 Stäben beeinflussen den Flutablauf und damit den Wasseraustrag aus dem gesamten Bündel kaum, wie Vergleiche mit dem unblockierten 25-Stabbündel deutlich machten.

3. Schlußfolgerungen

Die Ergebnisse zeigen bis jetzt, daß lokale Kühlkanalversperrungen bis 90 % in einer Ebene an 3x3 Stäben noch eine kühlbare Kerngeometrie darstellen. Die noch offene Frage, ob die festgestellte lokale Erhöhung der Maximaltemperatur um etwa 50 K deutlich größer wird, wenn die Rezirkulation hinter der Blockade durch z.B. Abstandshalter behindert ist, wird noch im Rahmen des FEBA-Programms behandelt. Folgende Fragen können nicht mehr im

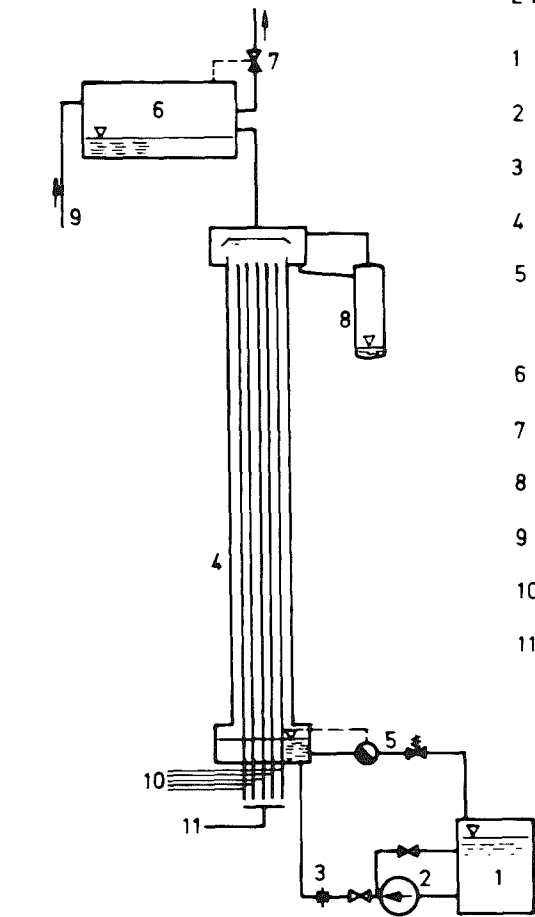
Rahmen des bestehenden Programms beantwortet werden:

- Großräumige Strömungsverteilung in einem Reaktorkern mit größerer radialer Erstreckung von Kühlkanalblockaden (Effektive lokale Durchsatzreduktion und Rezirkulation)
- Quantitative Aussagen zum unterschiedlichen Verhalten von Brennstäben und Simulator-Heizstäben beim Fluten.

Die bisherigen Ergebnisse zur Bestimmung der transienten Zweiphasenströmung in ungestörten und gestörten Bündelgeometrien fließen ein in die Überprüfung verschiedener Flutrechnenprogramme. Die das Programm abschließenden FEBA-Versuche leisten einen weiteren Beitrag hierzu.

4. Literatur

- /1/ Ihle, P., Politzky, M., Rust, K.:
FEBA-Flooding experiments with blocked
arrays. Heat transfer in partly blocked
25-rod bundle.
Hochreiter, L.E. /Hrsg./
Experimental and Analytical Modeling of LWR
Safety Experiments. 19th Nat. Heat Transfer
Conf., Orlando, Fla., July 27-30, 1980.
New York, N.Y.: ASME 1980. S. 129-38. (HTD-Vol.7)
- /2/ Rust, K., Ihle, P.:
Heat transfer and fluid flow during
reflooding of blocked arrays.
Proc. of the ANS/ASME/NRC Internat. Topical
Meeting on Nuclear Reactor Thermal Hydraulics
held at Saratoga Springs, N.Y., October 5-8, 1980.
NUREG/CP-0014 Vol.2, S. 1237-51
- /3/ Hofmann, G., Ihle, P., Rust, K.:
Influence of Coolant Channel Disturbances on Transient Two-Phase
Flow in Rod Bundles, Investigated in Reflood Experiments;
XVIII IAHR Congress, Sept. 1979, Cagliari, Italy
- /4/ Ihle, P., Rust, K.:
Einfluß der Stababstandshalter auf den Wärmeübergang
in der Flutphase eines DWR-Kühlmittelverluststörfalles.
Jahrestagung Kerntechnik 80. Reaktortagung 1980.
Berlin, 25. - 27. März 1980.
Kerntechnische Ges.e.V. Deutsches Atomforum e.V.
Eggenstein-Leopoldshafen:
Fachinformationszentrum Energie, Physik, Mathematik 1980.
S. 145 - 48.
- /5/ Ihle, P.:
Flooding experiments in blocked arrays. FEBA
Recent results and future plans.
8th Water Reactor Safety Research Information
Meeting, Gaithersburg, Md., October 27-31, 1980
- /6/ Ihle, P., Müller, St.:
Experience with steam temperature and water detection probes
for transient mist flow in hot rod bundles.
Proc. of the ANS/ASME/ARC Internat. Topical
Meeting on Nuclear Reactor Thermal Hydraulics
held at Saratoga Springs, N.Y., October 5 - 8, 1980.
NUREG/CP-0014 Vol.2, S. 970-81
- /7/ Ihle, P., Müller, St.:
Transient two-phase flow conditions in heated rod bundles.
Proc. of the American Nuclear Society European
Nuclear Society Topical Meeting. Thermal
Reactor Safety, Knoxville, Tenn., April 6 - 9, 1980.
CONF-800403/V-1 S. 419 - 26

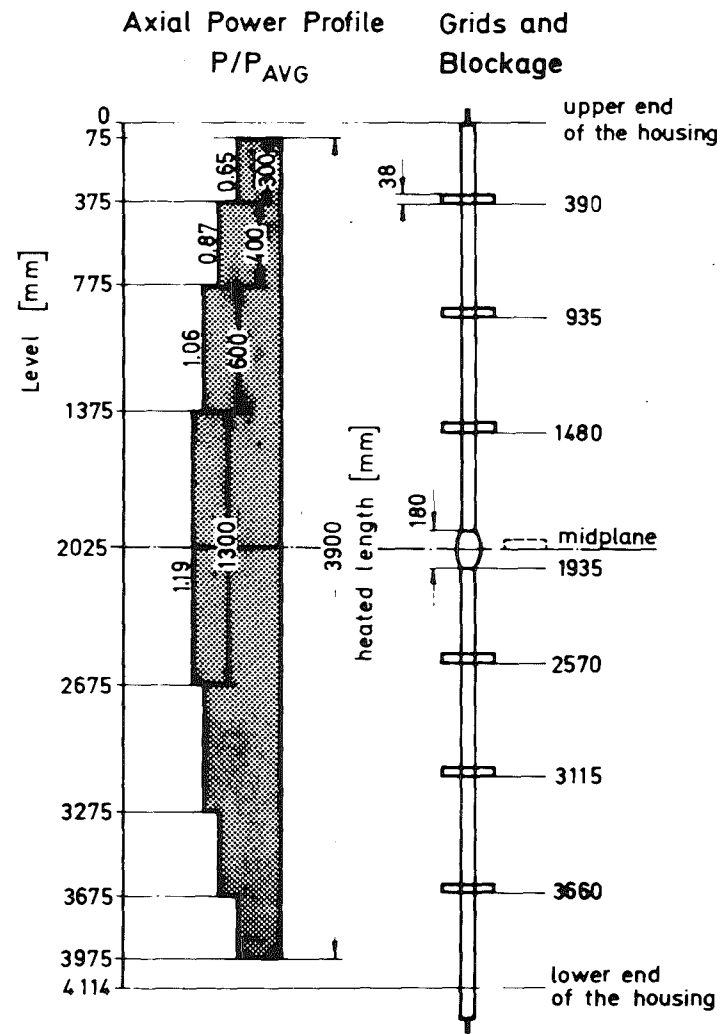


LEGEND

- 1 WATER TANK
- 2 PUMP + THROTTLE VALVE
- 3 FLOW METER
- 4 TEST SECTION
- 5 LEVEL-REGULATION + FLOODING VALVE
- 6 BUFFER
- 7 PRESSURE REGULATOR
- 8 WATER COLLECTING TANK
- 9 STEAM SUPPLY
- 10 ROD INSTRUMENTATION
- 11 ROD POWER SUPPLY

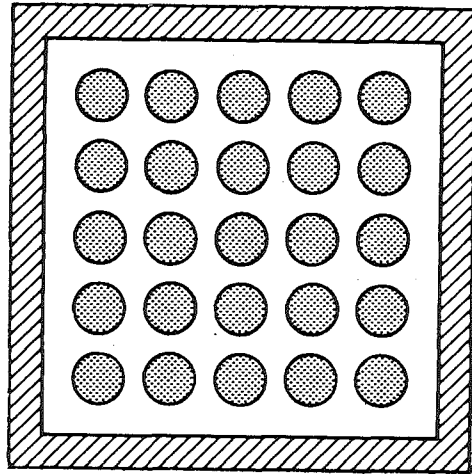


FEBA-TEST RIG
FOR FULL LENGTH ROD BUNDLES OF 5 TO 50 RODS

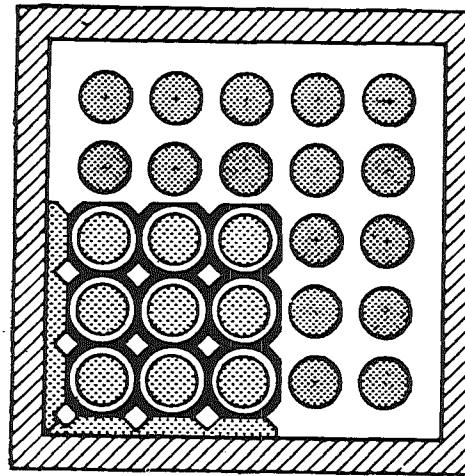


AXIAL HEATER ROD LAYOUT

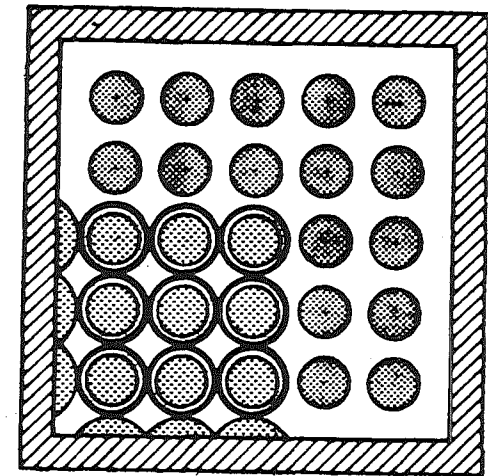
ABB. 1



Serien I + II (I mit, II ohne Abstandshalter in Mittenebene)



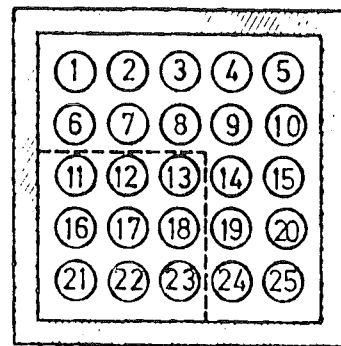
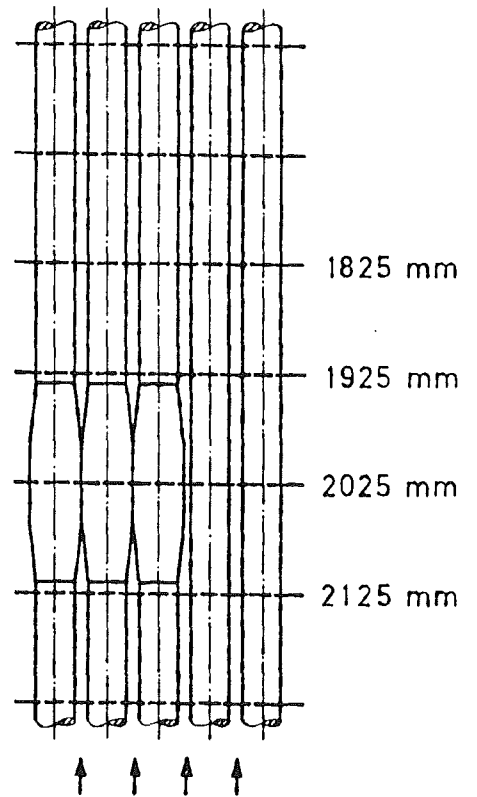
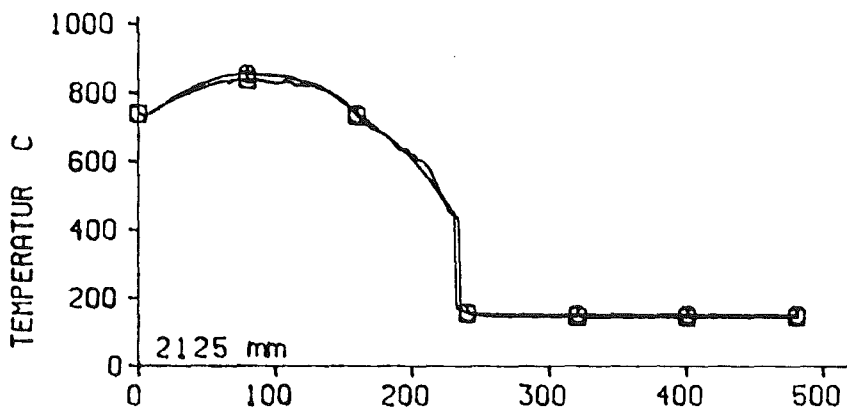
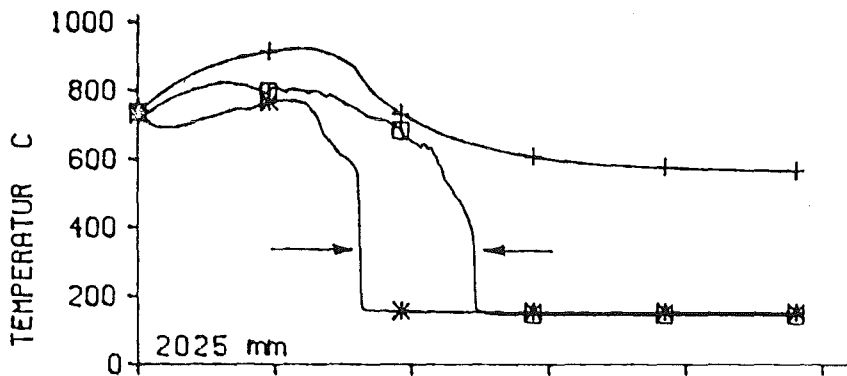
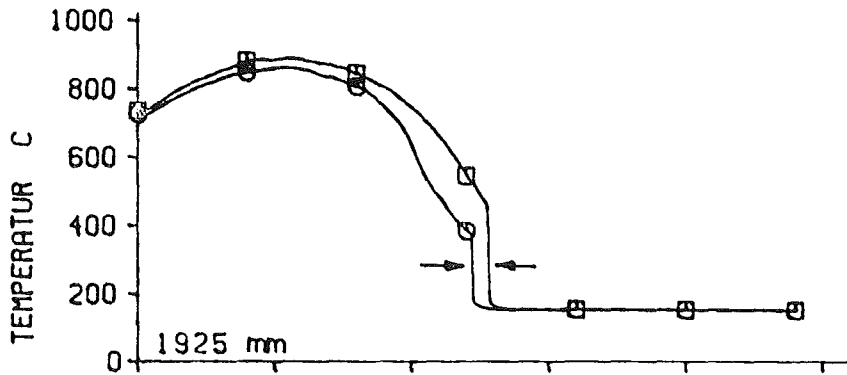
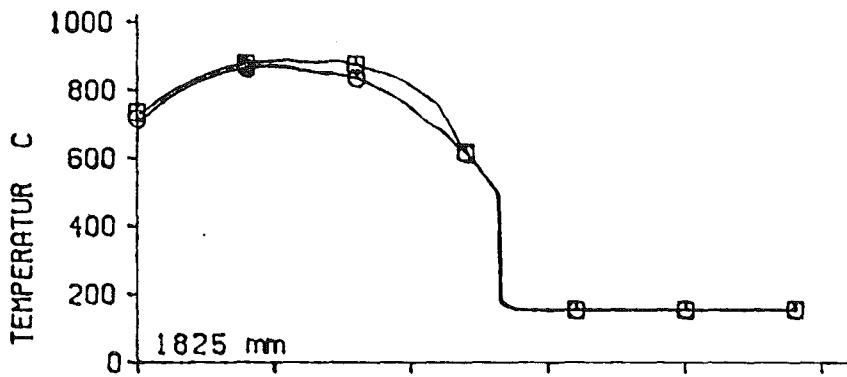
Serie III



Serie IV

Flutdaten	I	II	III	IV
Systemdruck	2, 4, 6 bar	dito	dito	dito
Flutgeschwindigkeit (in der kalten Teststrecke)	3.8, 6.0 cm	dito	dito	dito und 2.2, 10 cm/s
Max. Hüllrohrtemperatur (bei Flutbeginn)	700 - 800 °C	dito	dito	dito
Max. Bündelgehäusetemperatur (bei Flutbeginn)	600 - 700 °C	dito	dito	dito
Wassereintrittstemperatur	40 °C			
Stableistung	120 % ANS Nachwärmeleistung ab 40 s nach shut down			

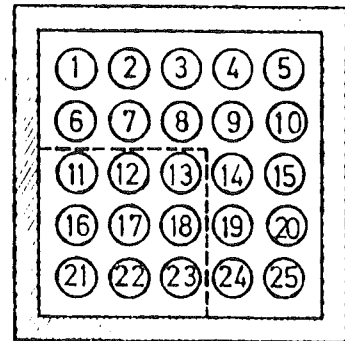
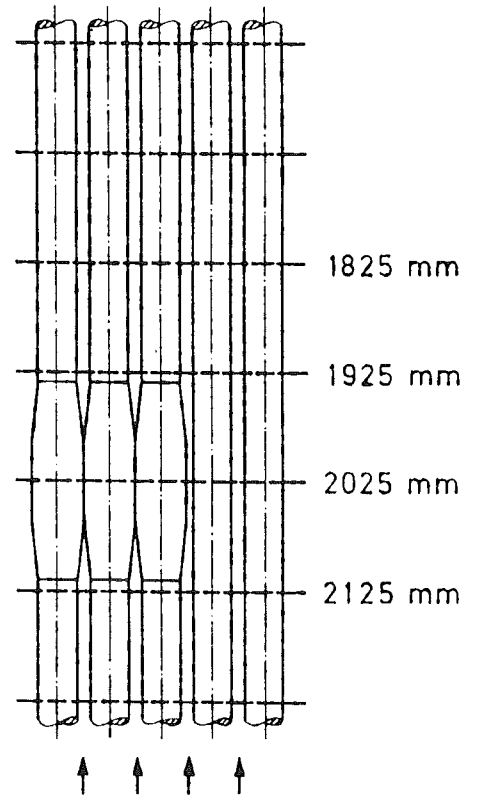
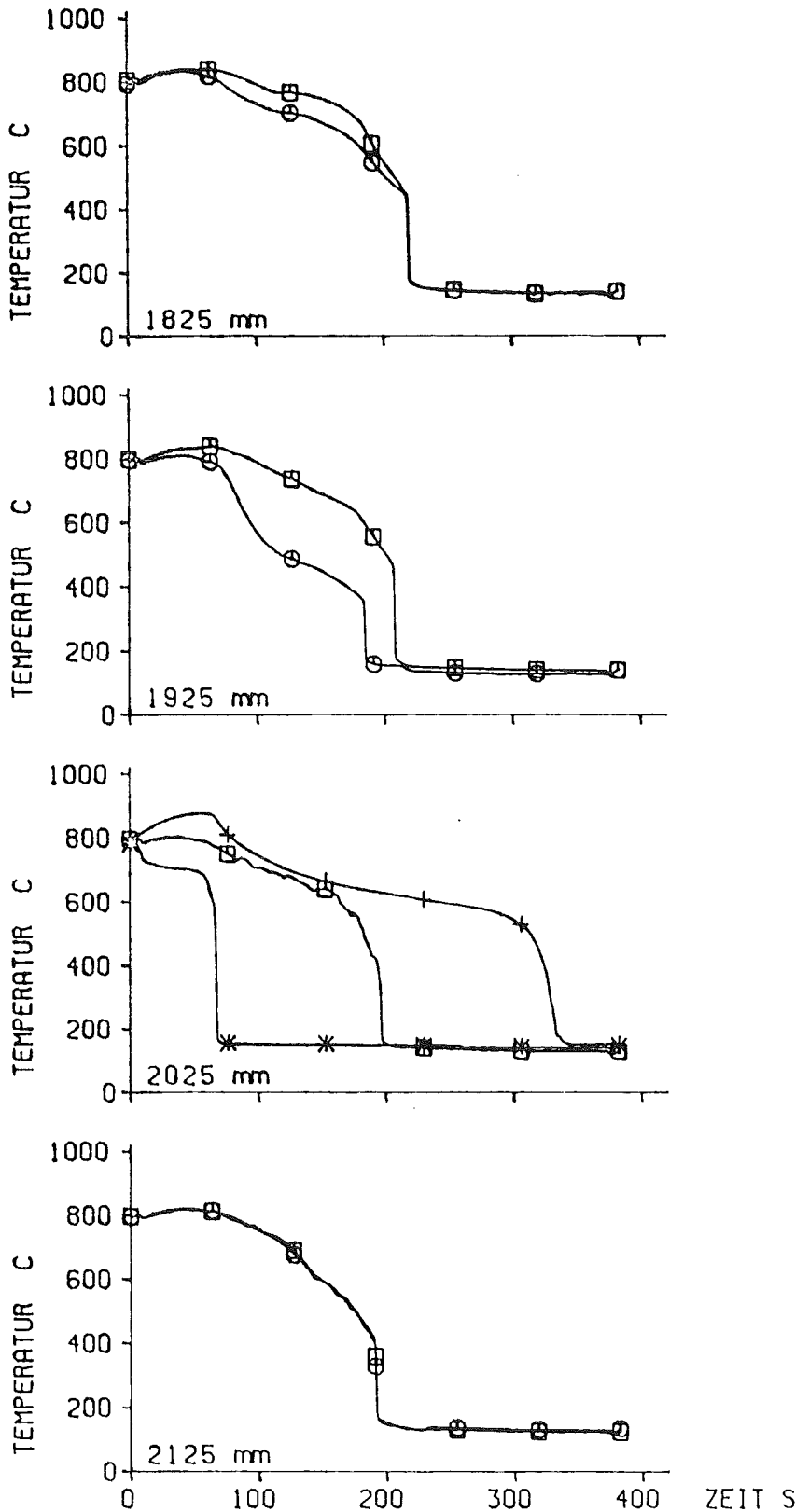




Blockade 62 %
 Flutgeschwind. 3.8 cm/s
 Systemdruck 4 bar
 Versuch Nr. 263

□ Bypassbereich
 * block. Bereich (Hülse)
 ○ block. Bereich (Hüllrohr)
 + Hüllrohr unter der Hülse

HÜLLRÖHRTEMPERATUREN IM 5X5 STABBÜNDEL 62 % KÜHLKANALBLOCKADE AN 3 X 3 STÄBEN



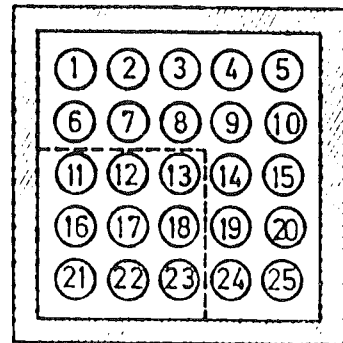
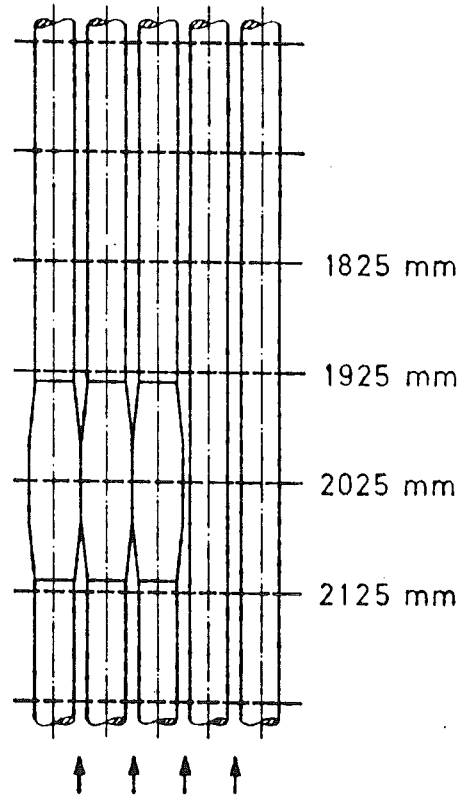
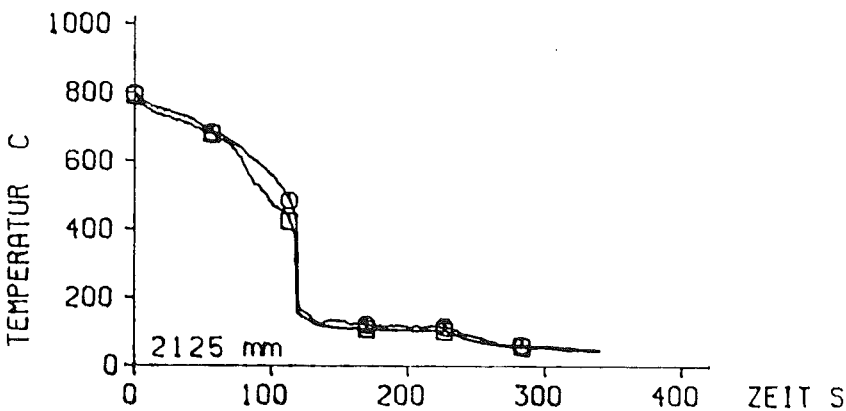
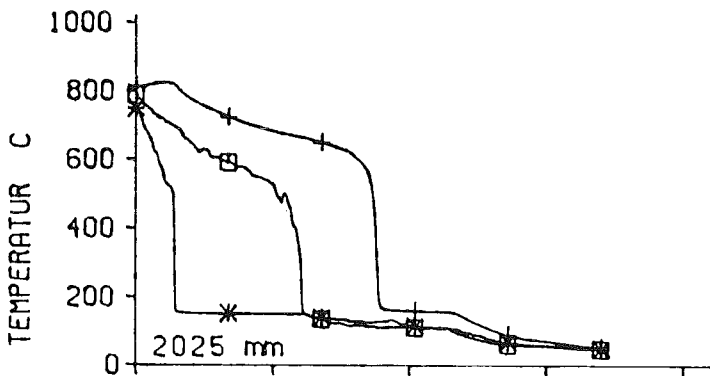
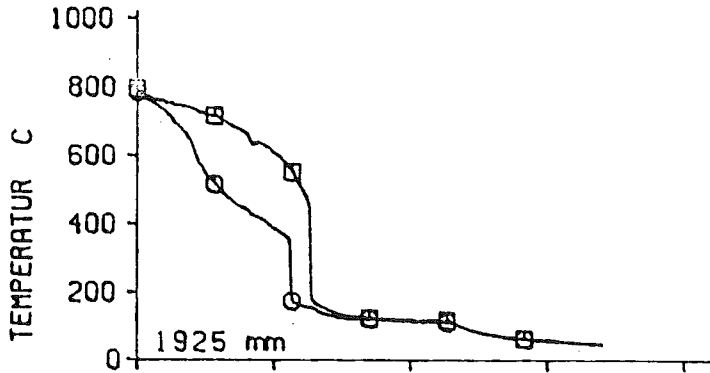
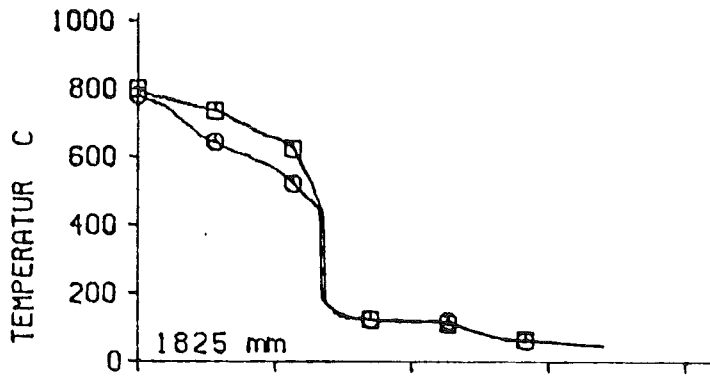
Blockade 62 %
 Flutgeschwind. 6 cm/s
 Systemdruck 4 bar
 Versuch Nr. 264

□ Bypassbereich
 * block. Bereich (Hülse)
 ○ block. Bereich (Hüllrohr)
 + Hüllrohr unter der Hülse

ABB. 4



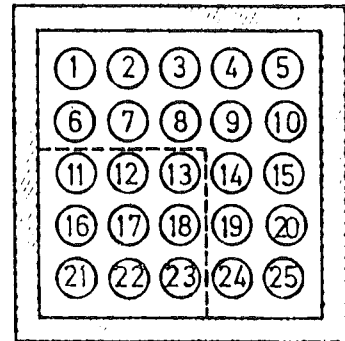
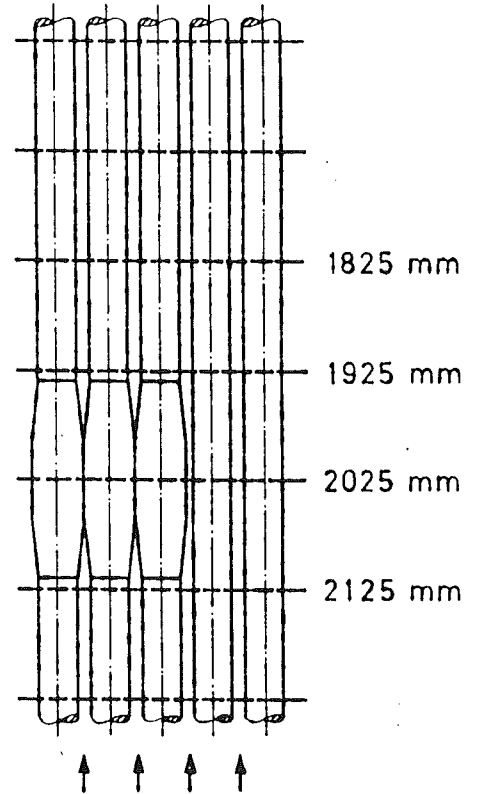
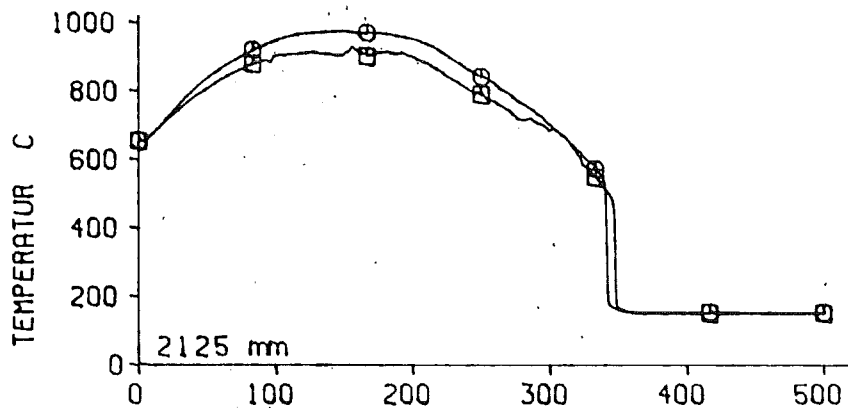
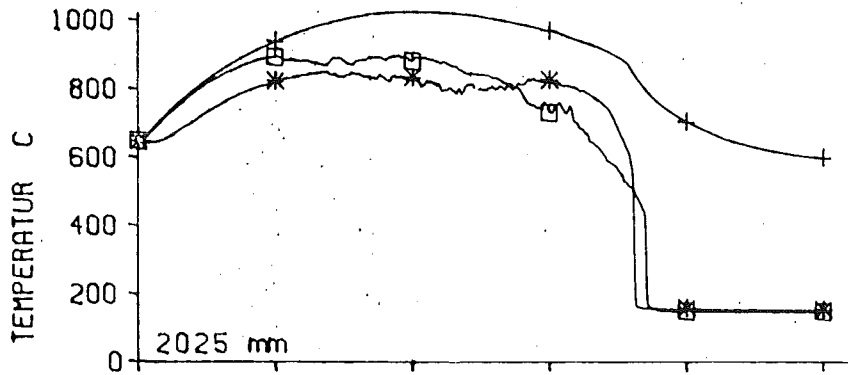
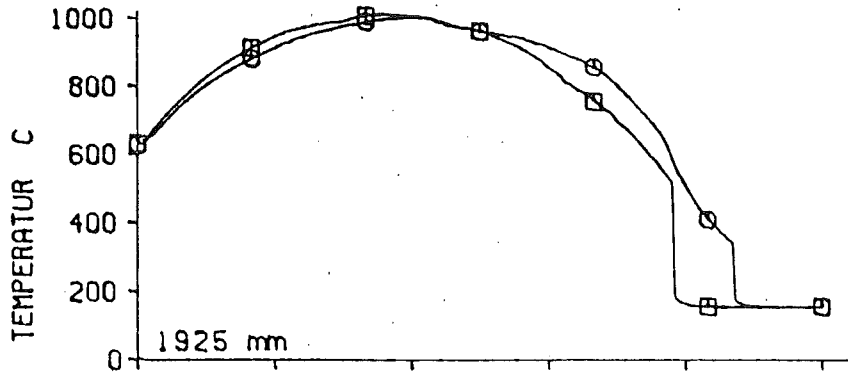
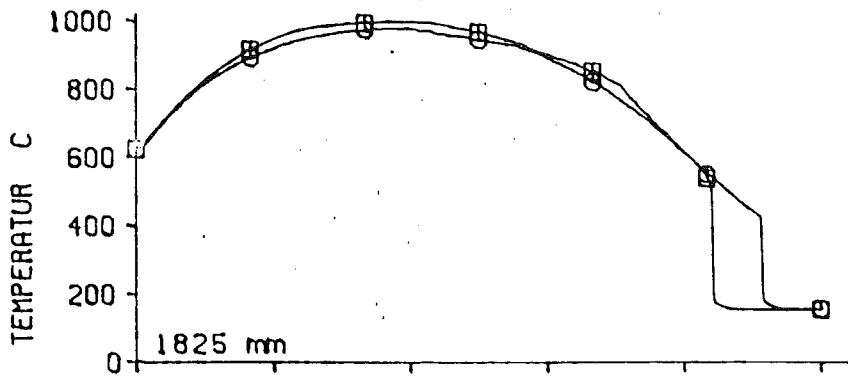
HÜLLRÖHRTEMPERATUREN IM 5X5 STABBÜNDEL
 62 % KÜHLKANALBLOCKADE AN 3 X 3 STÄBEN



Blockade 62 %
 Flutgeschwind. 10 cm/s
 Systemdruck 4 bar
 Versuch Nr. 270

□ Bypassbereich
 * block. Bereich (Hülse)
 ○ block. Bereich (Hüllrohr)
 + Hüllrohr unter der Hülse

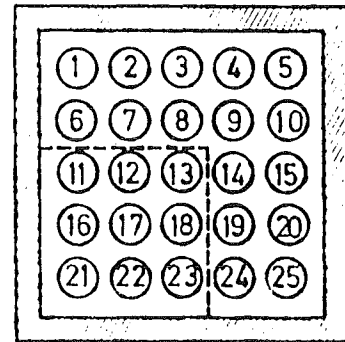
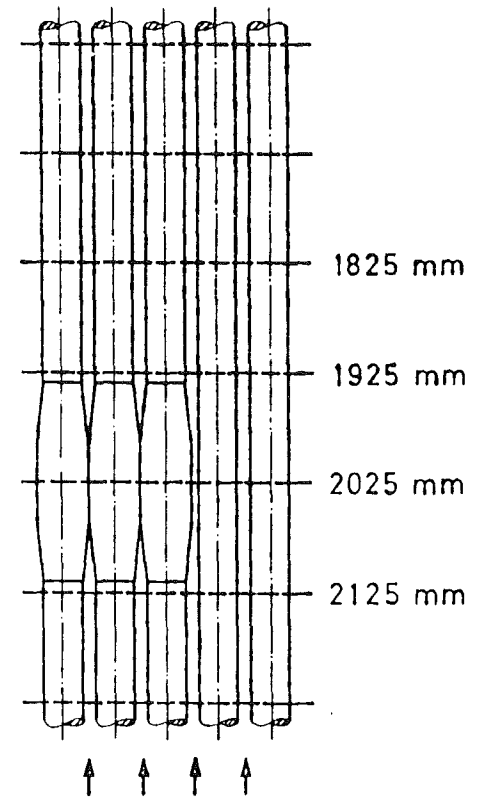
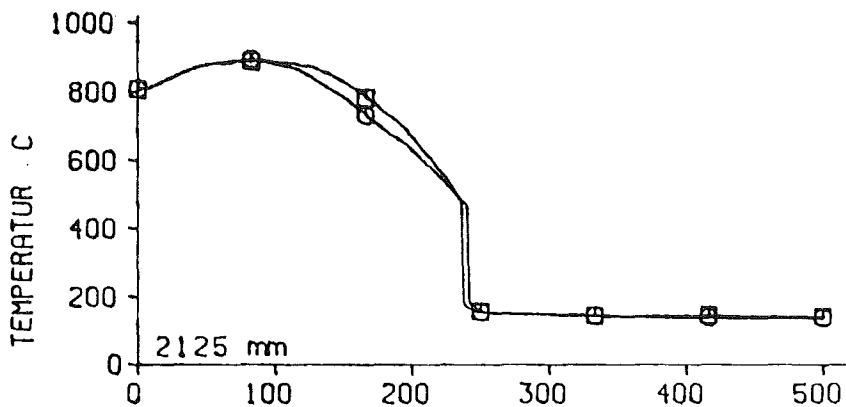
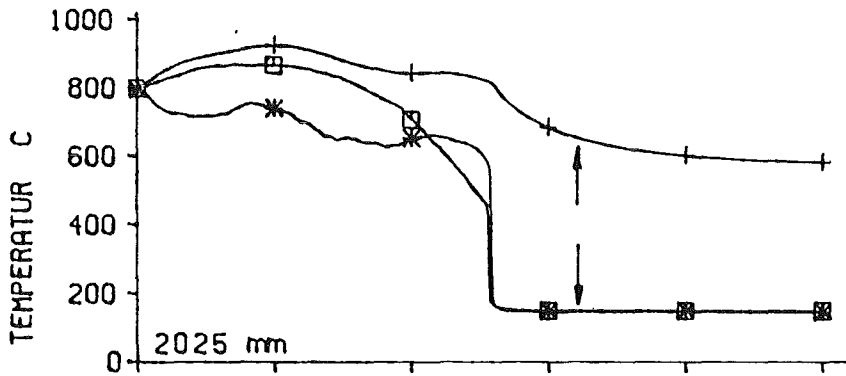
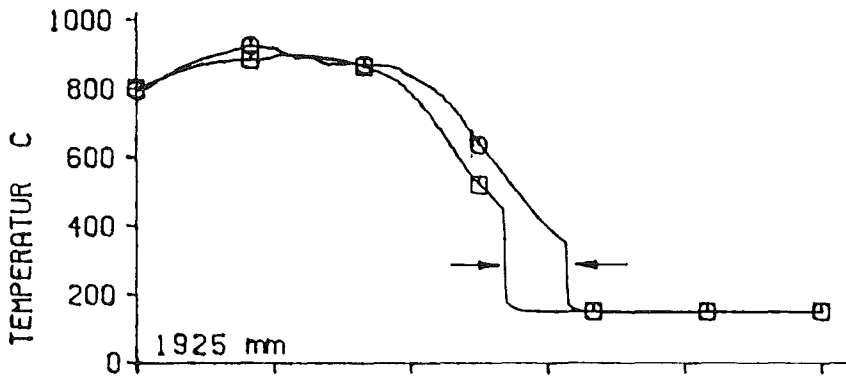
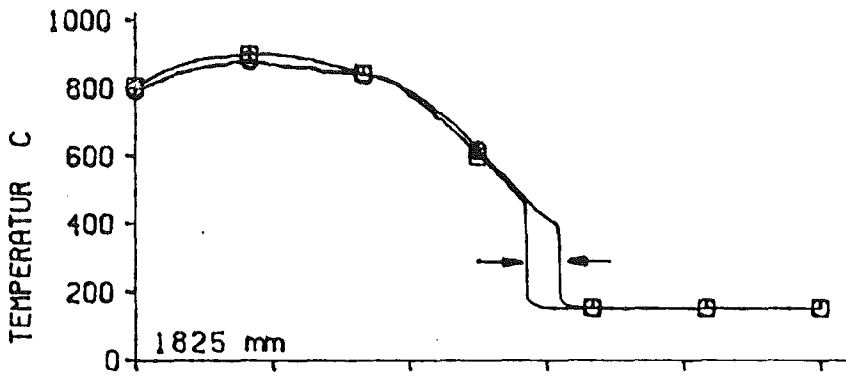
HÜLLRÖHRTEMPERATUREN IM 5X5 STABBÜNDEL 62 % KÜHLKANALBLOCKADE AN 3 X 3 STÄBEN



Blockade 62 %
 Flutgeschwind. 2.2 cm/s
 Systemdruck 4 bar
 Versuch Nr. 267

□ Bypassbereich
 * block. Bereich (Hülse)
 ○ block. Bereich (Hüllrohr)
 + Hüllrohr unter der Hülse

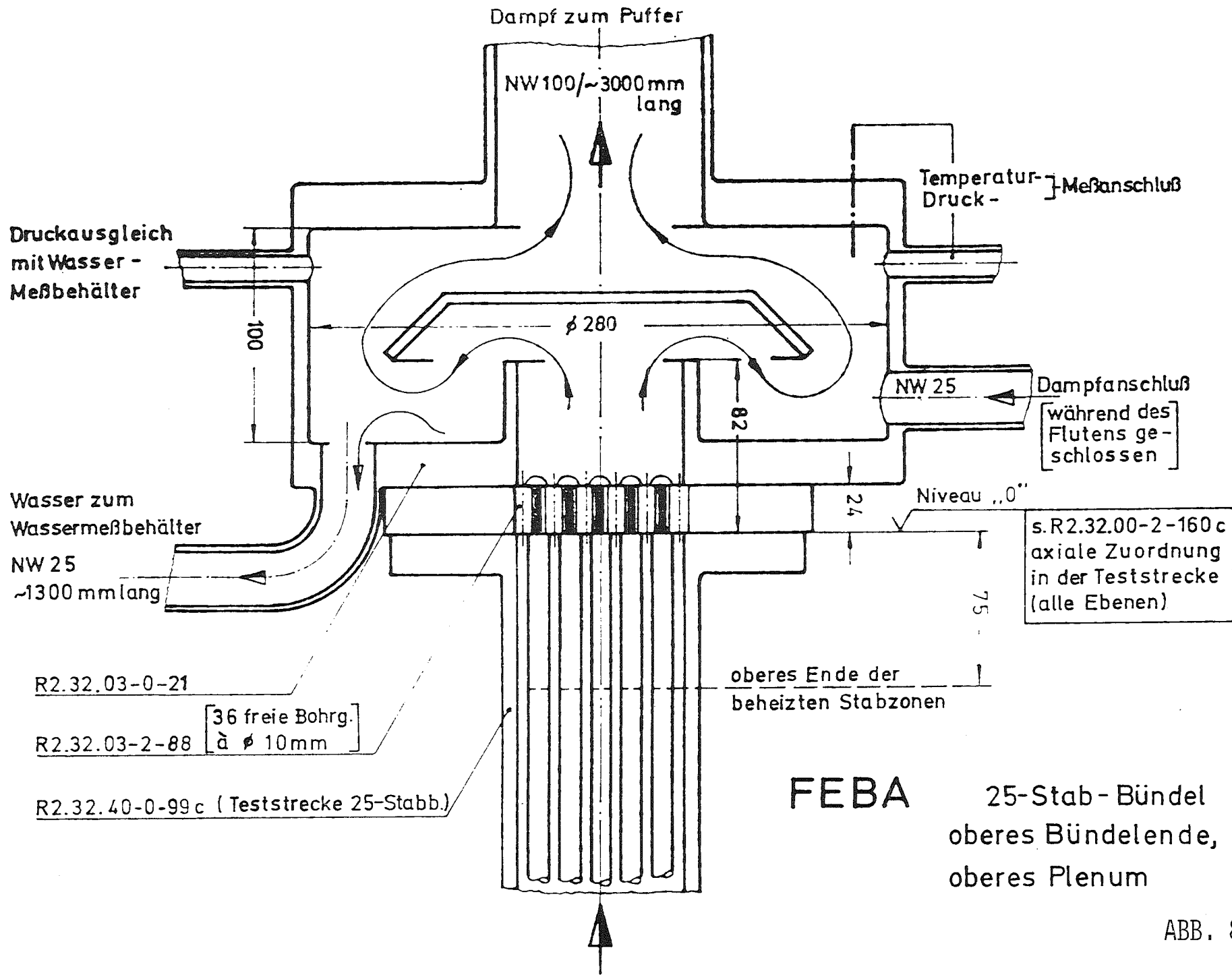
HÜLLROHRTEMPERATUREN IM 5X5 STABBÜNDEL
 62 % KÜHLKANALBLOCKADE AN 3 X 3 STÄBEN



Blockade 90 %
 Flutgeschwind. 3.8 cm/s
 Systemdruck 4.1 bar
 Versuch Nr. 239

□ Bypassbereich
 * block. Bereich (Hülse)
 ○ block. Bereich (Hüllrohr)
 + Hüllrohr unter der Hülse

HÜLLRÖHRTEMPERATUREN IM 5X5 STABBÜNDEL 90 % KÜHLKANALBLOCKADE AN 3 X 3 STÄBEN



- 4200-198 -

ABB. 8

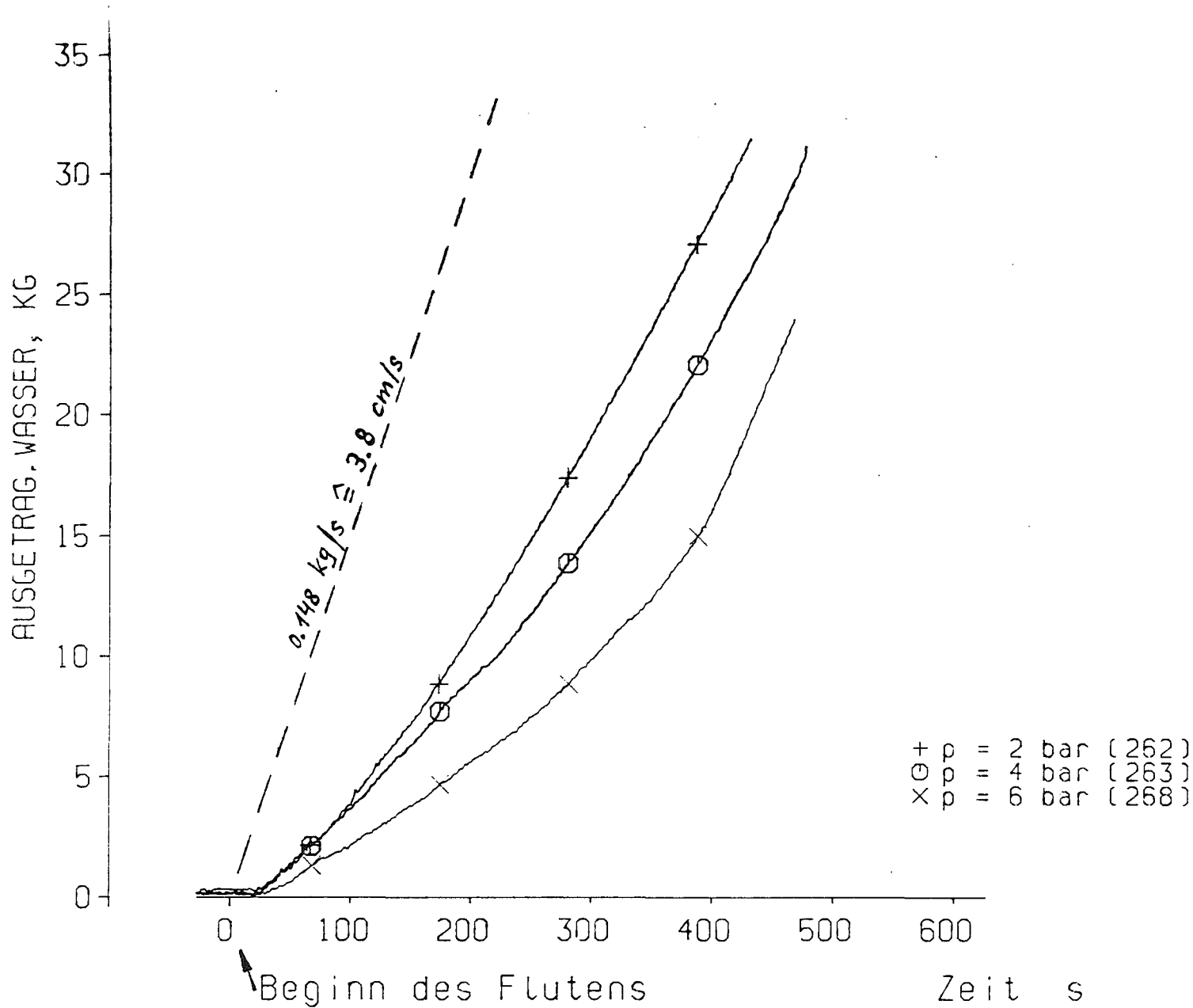
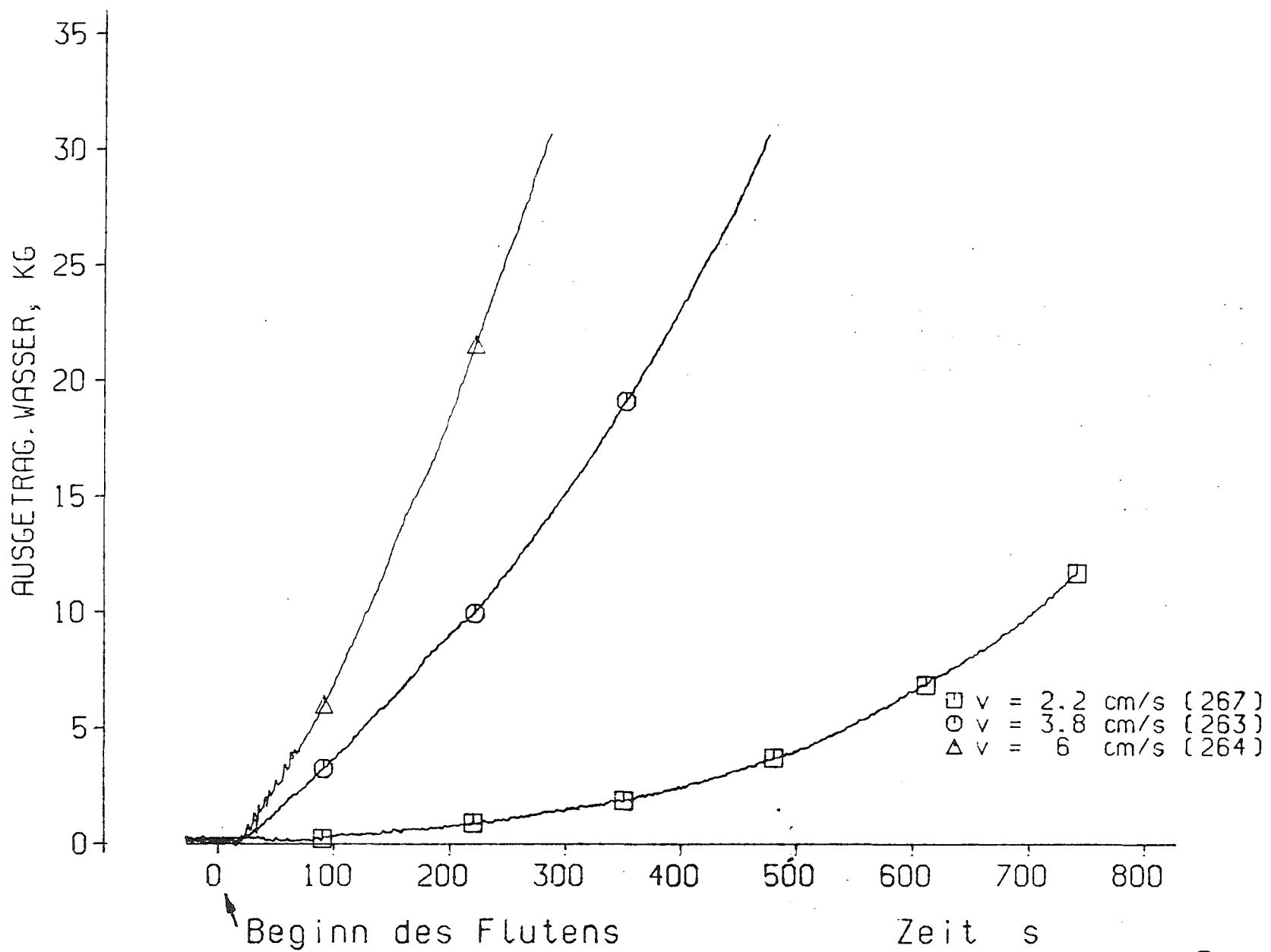


ABB. 9

Aus dem Bündel ausgetragenes Wasser $f(p)$, $v = 3.8 \text{ cm/s}$



- 4200-200 -

ABB. 10



Aus dem Bündel ausgetragenes Wasser $f(v)$, $p = 4$ bar

06.01 SICHERHEIT UND UMGEBUNGSSCHUTZ VON KKW

PNS-Teilprojekt 4300 - Ablauf und Beherrschung von LWR-
Kernschmelzenunfällen

06.01.11	Reaktions-, Freisetzungs- und Aerosolverhalten beim Kernschmelzen	4300-1
06.01.12	Untersuchungen zur Wechselwirkung von Stahlschmelzen mit Beton	4300-55

- 06.01.11 Reaktions-, Freisetzungs- und Aerosolverhalten beim
 Kernschmelzen
- 06.01.11/10A Untersuchungen zur Wechselwirkung von Spaltprodukten
PNS 4311 und Aerosolen in LWR-Containments
 (H. Bunz, M. Koyro, W. Schöck, LAF I)

Zusammenfassung

Mit dem NAUA-Code, Version Mod3, wurden Rechnungen zu standardisierten DWR-Kernschmelzenunfallabläufen durchgeführt. Als wesentliches Ergebnis wurde gefunden, daß vom Aerosolquellterm nur die insgesamt aus der Schmelze freigesetzte Masse einen signifikanten Einfluß auf die im Containment luftgetragene Masse hat. Partikelgrößenverteilung und Freisetzungsraten können in weiten Grenzen variiert werden, ohne daß sich das Ergebnis der Rechnung ändert.

Die Messungen zur Tröpfchenbildung und zum Tröpfchenwachstum bei der Kondensation von Wasserdampf am Aerosol sind abgeschlossen. Die Umformierung der primär erzeugten kettenförmigen Aggregatpartikeln zu dichtgepackten Kugeln unter dem Einfluß der Oberflächenkräfte wurde in allen Fällen beobachtet. Die daraus resultierende Vereinfachung der Modellgleichungen für alle Aerosolprozesse verbessert die Aussagekraft der Rechenergebnisse. Eine entsprechende Version Mod4 des NAUA-Codes ist in Arbeit.

1. Modelltheorie

Schwerpunkt der modelltheoretischen Arbeiten im Berichtszeitraum war die Anwendung des NAUA-Codes auf realistische Unfall-Szenarien und Containmentgeometrien. Dazu wurden umfangreiche Parameterstudien zu einem angenommenen Kernschmelzenunfall in einen deutschen Reaktor der 1300 MW-Klasse durchgeführt. Dazu kamen Serien von Rechnungen, die in Zusammenarbeit mit externen, zum Teil auch ausländischen Partnern durchgeführt wurden. Der NAUA-Code hat damit die reine Testphase verlassen und ist in die Anwendungsphase eingetreten. Die noch offenen Probleme liegen im wesentlichen auch nicht mehr im aerosolphysikalischen Teil des Programmes, sondern mehr in der Ankopplung des Programmes an die thermodynamischen Randbedingungen von ausreichend genauen thermodynamischen Daten für einen angenommenen Unfall. Dies soll später noch etwas genauer erläutert werden.

1.1. Anwendung des NAUA-Codes

Die Parameterstudien, die für die 4. Phase eines angenommenen Kernschmelzenunfalls durchgeführt wurden, dienten dem Zweck, die für den Abbau der aerosolförmigen Aktivität besonders relevanten Parameter herauszufinden, um zu klären, die Beschaffung welcher Daten mit besonderem Nachdruck verfolgt werden muß. Dabei stellte sich heraus, daß für den betrachteten Unfallablauf (hohe Freisetzung in relativ kurzer Zeit, keine Wasserdampfkondensation) die Parameter der Aerosolgrößenverteilung praktisch keinen Einfluß haben, sondern nur die Gesamtfreisetzung [1]. Dies kann sich natürlich bei anderen Szenarien wie niedriger Freisetzungsrates über längere Zeit hinweg oder generell sehr geringer Freisetzung von aerosolförmigem Material ändern. Für den aber meist betrachteten Unfallablauf, der durch den Bruch einer Hauptkühlmittelleitung mit anschließendem Versagen der Notkühlung eingeleitet wird, hat diese Aussage ihre Gültigkeit. Als Beispiel dafür kann Abb. 06.01.11/10A-1 dienen, die den Verlauf der Massenkonzentration bei einer Aerosolfreisetzung von 1000 kg mit 3 verschiedenen Anfangsverteilungen zeigt.

Während des Berichtszeitraumes wurde das NAUA-Programm an eine Reihe von externen Partnern weitergegeben. In Zusammenarbeit mit der KWU wurde das NAUA-Programm in das Programmsystem KESS integriert, um somit das Verhalten der aerosolförmigen Aktivität, eingebettet in die Gesamtstörfallanalyse, berechnen zu können. Dazu waren eine Reihe von Programmänderungen notwendig, um die notwendigen Schnittstellen zu KESS zu schaffen. Insbesondere wurde dazu eine Restart-Möglichkeit in das Programm eingebaut, die es zuläßt, die Rechnung nach jedem Zeitschritt abzubrechen und später an dieser Stelle fortzusetzen. Dadurch ist es möglich, jede Rechnung in eine Reihe von Einzeljobs zu zerlegen, was angesichts der Tatsache, daß die Rechenzeit für ein vorher noch nicht behandeltes Szenario schwer abzuschätzen ist, sehr nützlich ist. Die bereits früher durchgeführte pauschale Bilanzierung des aktiven Anteils des Aerosols wurde zu einer nuklidspezifischen erweitert, auch bezüglich der Ablagerungen, so daß jetzt nuklidspezifische Flächenbelegungen angegeben werden können.

Die GRS übernahm das NAUA-Programm, um damit das Verhalten der aerosolförmigen Aktivität in der Phase B der deutschen Risikostudie für Kernkraftwerke berechnen zu können. Der dafür bisher verwendete CORRAL-Code ist für die Anwendung auf

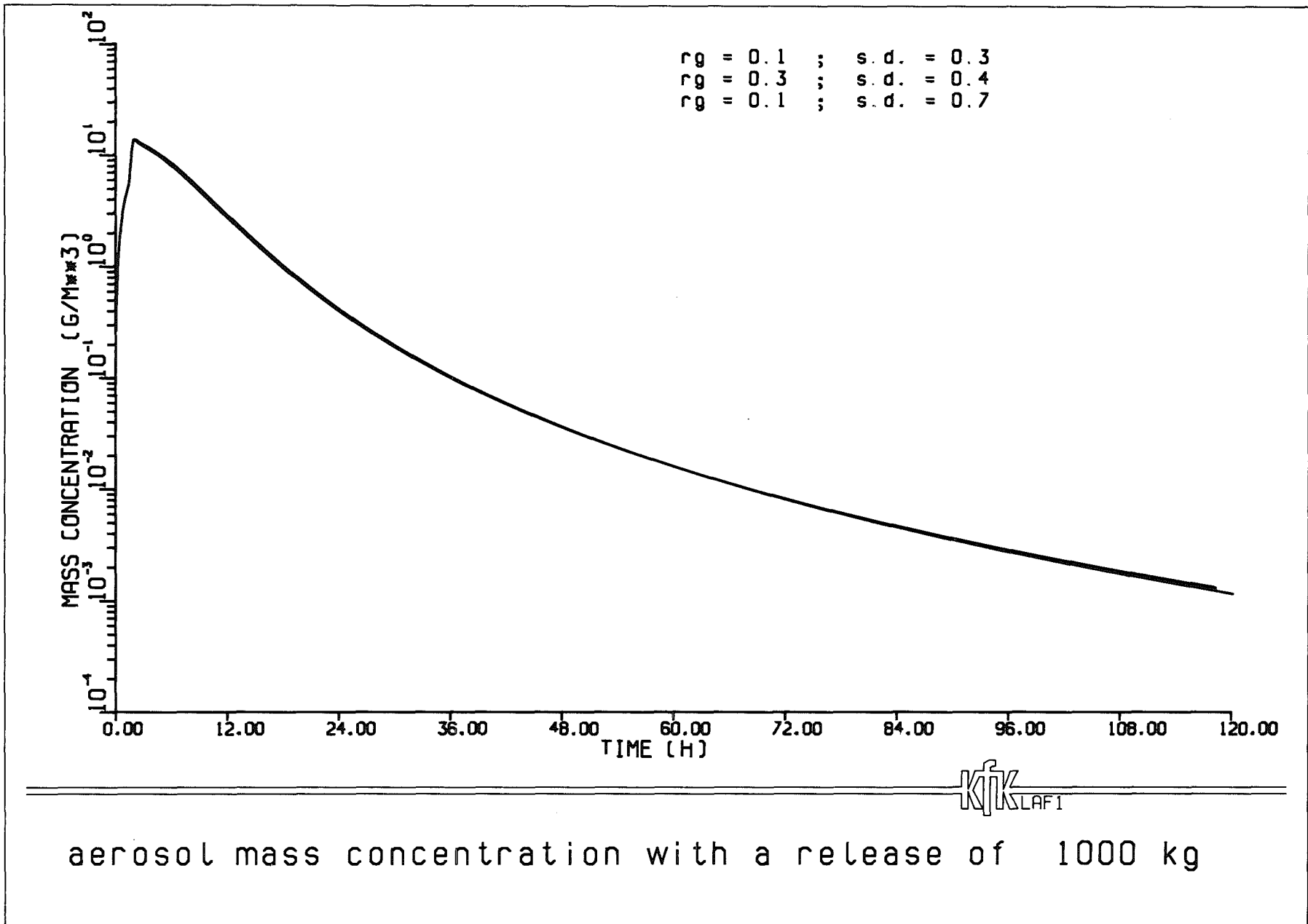


Abb. 06.01.11/10A-1: Aerosolabbau im Containment bei verschiedenen Partikelgrößenverteilungen der Aerosolquelle

Aerosolpartikeln vom Ansatz her unbrauchbar und wird deshalb in vielen Fällen zu offensichtlich falschen Ergebnissen führen, wobei keineswegs gesagt sein muß, daß die mit Corral erzielten Ergebnisse konservativ sind [2]. Um das prinzipielle Schema der Rechnungen bei der GRS nicht ändern zu müssen, wurde das NAUA-Programm insofern erweitert, als zeitabhängig effektive Abscheidungskoeffizienten berechnet werden, die dann direkt in das Codesystem der GRS eingebracht werden können.

Das Programm wurde außerdem an die Batelle-Columbus-Laboratorien übergeben. In Zusammenarbeit mit Studsvik-Energiteknik (Schweden) wurden Rechnungen für eine Risikostudie schwedischer Siedewasserreaktoren durchgeführt.

1.2. Behandlung von Dampfquellen

Ganz im Rahmen dieser überwiegend anwendungsorientierten Tätigkeiten standen auch die Arbeiten, die den Einbau realistischer Dampfquellen zum Ziel hatten. Dies ist im Gegensatz zu den früheren Rechnungen [3] zu verstehen, bei denen der kondensierbare Wasserdampf ausgehend von einer gesättigten Atmosphäre durch eine volumenhomogene Absenkung der Containmenttemperatur ermittelt wurde. Die Daten dafür wurden der Rasmussenstudie entnommen, wo diese als Temperaturverlauf für den Fall eines Containmentsprays angegeben werden. Eine derartige Annahme einer volumenhomogenen Temperaturabsenkung setzt aber eine Volumenwärmesenke voraus, wie diese etwa bei einer adiabatischen Expansion (siehe z.B. NAUA-Versuchsprogramm) gegeben ist. In der Realität aber wird die Wärmeabfuhr vornehmlich über die Wände erfolgen, wobei ein großer Teil des Wärmeflusses latent sein wird, was bedeutet, daß ein großer Teil des Wasserdampfes direkt an den Wänden kondensiert wird. Zusätzlich ist noch zu berücksichtigen, daß eine Kondensation im Containmentvolumen (etwa an den Partikeln) durch die freigesetzte latente Wärme sofort zu einer Temperaturerhöhung im Containmentvolumen führen wird, was die im Volumen kondensierbare Wasserdampfmenge noch zusätzlich begrenzt. Diese Wechselwirkung aber zwischen Volumenkondensation und Wandkondensation bzw. Wärmeabfuhr über die Wände wird bis jetzt noch in keinem Containmentcode berücksichtigt, sondern der Wasserdampfgehalt wird meist als kleiner oder gleich dem Sättigungsgehalt angenommen. Deshalb wurde zunächst ein vereinfachtes Verfahren zur Berücksichtigung realer Dampfquellen entwickelt. Dabei wird wie folgt vorgegangen:

- 1) Zu Beginn eines beliebigen Zeitschritts Δt sei eine bestimmte Übersättigung S_0 gegeben, außerdem sei die Temperatur T_0 auf der durch die Containmentcodes vorgegebenen Solltemperatur.
- 2) Die der Dampfquellstärke und den Zeitschritt Δt proportionale Dampfmenge wird der Atmosphäre zugefügt, dadurch steigt die Übersättigung auf S_1 .
- 3) Entsprechend der Übersättigung S_1 kondensiert Wasserdampf an den Partikeln, durch den Verbrauch an Wasserdampf sinkt die Übersättigung auf S_2 ab.
- 4) Durch die beim Kondensationsvorgang freigewordene latente Wärme steigt die Temperatur an. Somit wird die Übersättigung weiter auf den Wert S_3 ($< S_2$) reduziert.
- 5) Die Temperatur wird nun zwangsweise wieder auf den Wert der Solltemperatur T_1 zur Zeit $t + \Delta t$ gesenkt, die Übersättigung aber auf den Wert S_3 gehalten. Der dadurch überschüssige Dampf wird als an der Wand kondensiert angenommen.
- 6) S_3 und T_1 dienen dann als Ausgangszustand für den nächsten Zeitschritt.

Die mit diesem Ansatz durchgeführten Rechnungen ergaben einen im Verhältnis zu den früheren Rechnungen erheblich verminderten Einfluß der Kondensation auf den Partikelabbau. Es muß aber betont werden, daß es sich um einen vorläufigen Ansatz handelt. Aus diesem Grund haben Arbeiten begonnen, mit Hilfe verbesserter Containmentcodes diesen Ansatz zu verbessern oder zu ersetzen.

2. Ergebnisse der Kondensationsversuche am Aerosol

Die Messungen zur Tröpfchenbildung und Kondensationsrate bei der Kondensation von Wasserdampf an Aerosolpartikeln wurden abgeschlossen. Es wurden insgesamt 48 Kondensationsexperimente mit Platinoxidaerosol, 43 mit NaNO_3 und 17 mit UO_2 -Aerosol durchgeführt sowie einige Versuche zur Morphologie der Partikeln. Ausgewertet wurden 18 der Platinoxidaerosolversuche und alle Versuche mit NaNO_3 und UO_2 . Insbesondere die Auswertung der UO_2 -Aerosolversuche führte zu einem einheitlichen Bild der Kondensationsvorgänge, das sich auch auf die Platinoxid-aerosolversuche anwenden läßt [4, 5, 6, 7].

NaNO_3 ist eine lösliche Substanz, ihr Aerosol tritt in einer (fast) wasserdampf-gesättigten Atmosphäre immer in der Form von Lösungströpfchen auf und unterliegt

damit anderen (einfacheren) Gesetzen als die unlöslichen Metalloxidaerosole. Die NaNO_3 -Aerosole werden in diesem Bericht nicht behandelt.

2.1. Messung der Tröpfchenbildung

Über die Versuche mit Platinoxidaerosol und das Auswerteverfahren wurde in [4] berichtet. Es wurde ein Formfaktor von $f_m = 0.7$, bezogen auf den Massendurchmesser der Partikeln, gefunden. Auch weitere Experimente mit diesem Aerosol unter geänderten Randbedingungen brachten keine abweichenden Ergebnisse.

Die Partikeldurchmesser des Platinoxidaerosols waren wegen der geringen Leistung des Generators immer $< 0.1 \mu\text{m}$. Um die Kondensationsvorgänge auch an größeren für Kernschmelzen typischen Aerosolen zu untersuchen, wurde in den letzten Versuchsserien UO_2 -Aerosol verwendet. Der UO_2 -Generator, in dem das UO_2 im Lichtbogen verdampft wird, liefert wesentlich mehr Masse, so daß die Partikelgrößen einige μm betragen können (Abb. 2). Die Struktur der Aggregate ist aber dieselbe wie die des Platinoxidaerosols. Die größeren Partikeln des UO_2 -Aerosols brachten einen weiteren Vorteil, der für das endgültige Ergebnis entscheidend wurde: Die Struktur der Partikeln läßt sich mit dem Rasterelektronenmikroskop gut auflösen; für die sehr viel kleineren Platinoxidpartikeln war das meist unmöglich. Abb. 06.01.11/10A-2 ist ein Foto einer UO_2 -Aerosolprobe, die direkt am Aerosolgenerator genommen wurde. Die Partikeln haben die bekannte vernetzte Kettenstruktur wie alle hochkonzentrierten Metallrauchaerosole.

In auffälligem Gegensatz dazu steht die Form der Partikeln in Abb. 06.01.11/10A-3. Es sind ausnahmslos zusammengepreßte nahezu kugelförmige Aggregate. Entscheidend ist dabei, daß es sich um dasselbe Aerosol handelt wie in Abb. 06.01.11/10A-2, nur daß die Probe statt aus dem Generator aus dem Versuchsbehälter genommen wurde, in dem die gesättigte Wasserdampf-atmosphäre herrscht. Dieser Effekt der Kompaktierung von Aggregaten durch die Wirkung von Kapillarkräften bei der Kondensation und Wiederverdampfung von Wasserdampf ist nicht unbekannt. Überraschend war allerdings, daß sich dieser Prozeß bei unseren Experimenten nur sehr schwer unterdrücken ließ. Die Erklärung ist sicher darin zu sehen, daß bei den verwendeten hohen Temperaturen der Sättigungswasserdampfgehalt ($0,5$ bis $1,5 \text{ kg/m}^3$) außerordentlich hoch ist. Selbst sehr kleine Temperaturschwankungen führen zu Übergängen zwischen flüssiger und gasförmiger Phase, bei denen die umgesetzten Massen die des festen Aerosolanteils weit übersteigen.

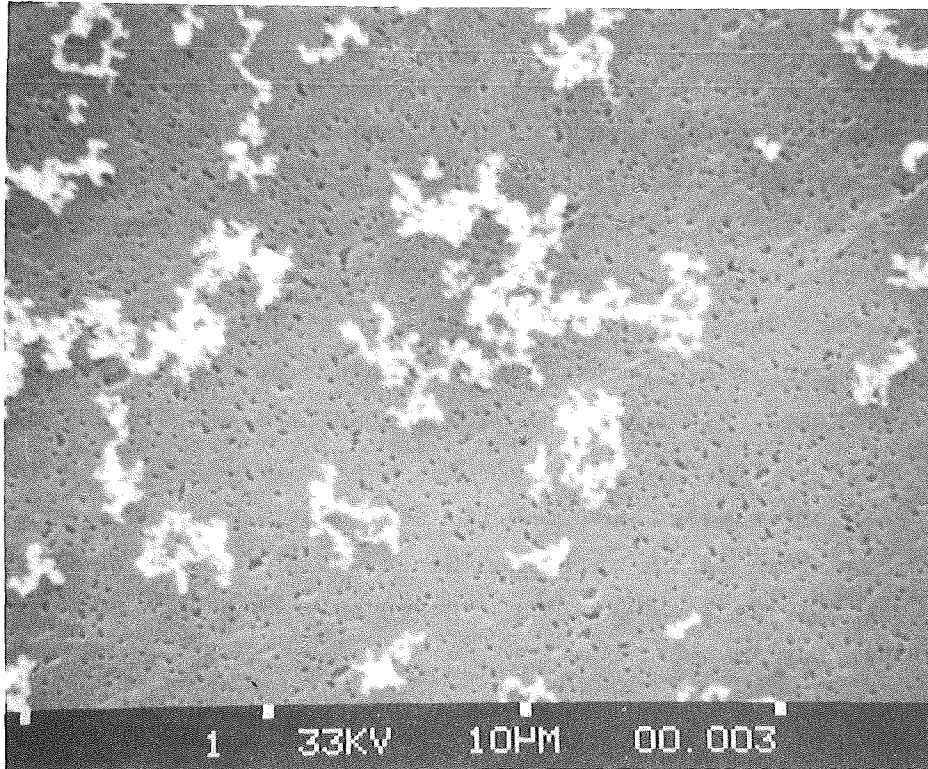


Abb. 06.01.11/10A-2: UO₂-Aerosolpartikeln vor der Kondensation

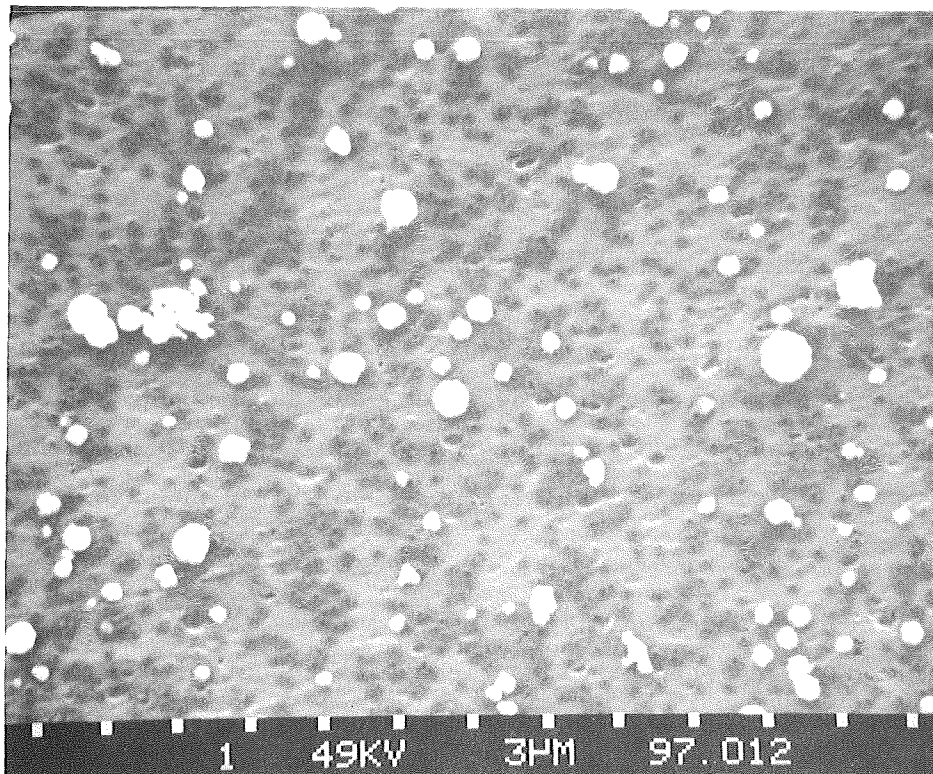


Abb. 06.01.11/10A-3: UO₂-Aerosolpartikeln nach der Kondensation

Im Hinblick auf das Aerosolverhalten im Kernkraftwerk, wo die Wasserdampf-atmosphäre sicher genügend inhomogen ist, kann davon ausgegangen werden, daß alle neu entstehenden Aggregate in kürzester Zeit zu kompaktierten Kugeln umgeformt werden. Für die mathematische Beschreibung des Aerosolverhaltens ist das eine einschneidende Erkenntnis insofern, als alle Aerosolprozeßgleichungen sofort ohne Korrektur benutzt werden können. Das Formfaktorproblem existiert nicht mehr, es genügt die Kenntnis der geometrischen Partikelgröße und der Dichte. Die Anwendung dieses Konzeptes auf die UO_2 -Kondensationsexperimente führte dann auch sofort zum Erfolg. Benutzt man als Größenparameter den geometrischen Durchmesser, so liefert das Modell ohne Korrektur für alle UO_2 -Experimente die richtigen Werte der gemessenen Tröpfchenkonzentration. Auch die Platinoxidexperimente ergaben beim Umrechnen auf geometrische Durchmesser den Wert $f_m = 1$.

Dieses auf den ersten Blick so trivial erscheinende Ergebnis hat dennoch für das NAUA-Modell besondere Bedeutung. Durch den Wegfall aller formbedingten "Form"faktoren ist die Zuverlässigkeit der Rechenergebnisse erheblich gestiegen. Das gilt sicher nicht nur für die Anwendung in NAUA, sondern auch für alle anderen Aerosole in kondensierender Atmosphäre. Wieweit dabei der erste kompaktierende Kondensationsprozeß von Bedeutung ist, muß im Einzelfall untersucht werden. Für NAUA braucht er mit Sicherheit nicht gesondert berücksichtigt zu werden.

2.2. Messung der Tröpfchenwachstumsgeschwindigkeit

Die bis hierhin gemachte Aussage, daß die in NAUA benutzte Mason-Gleichung unkorrigiert benutzt werden kann, wurde allein aus der Messung der Tröpfchenzahl gewonnen. Die Startphase des Kondensationsprozesses - die Tröpfchenbildung - wird also von der Gleichung richtig beschrieben. Diese Aussage genügt uns für unseren Anwendungszweck.

Darüberhinaus ist es aber von allgemeinerem Interesse, ob auch die darauf folgende Dynamik des Tröpfchenwachstums richtig berechnet wird. Immerhin sind die thermodynamischen Bedingungen bei unseren Versuchen sehr verschieden von denen der Wolkenphysik, für die die Mason-Gleichung ursprünglich entwickelt wurde.

Die optisch gemessenen Tröpfchendurchmesser sind sehr genau; ebenso ist die Konstanz der Tröpfchenzahl während des Kondensationsvorgangs in allen Versuchen nachgewiesen worden. Es bietet sich daher an, diese experimentellen Daten mit den Rechnungen zu vergleichen. In Abb. 06.01.11/10A-4 sind an einem Beispiel die

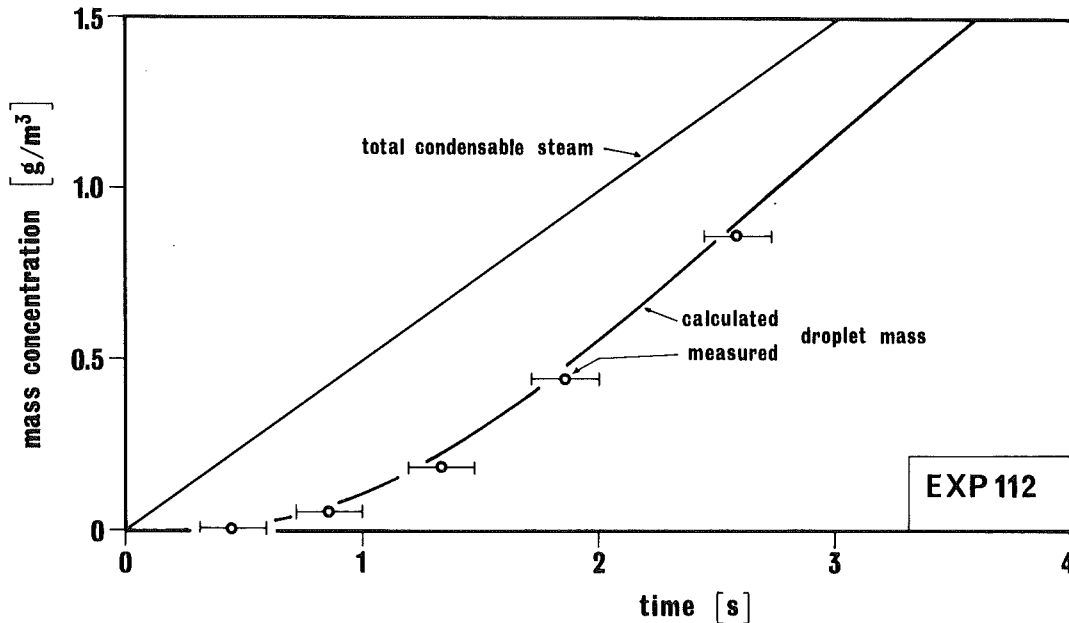


Abb. 06.01.11/10A-4: Vergleich von berechneter und gemessener Tröpfchenmassenkonzentration bei einem Expansionsexperiment

berechneten und gemessenen Massenkonzentrationen der Tröpfchen während der Kondensation gezeigt. Die gerade Linie stellt die Dampfmasse dar, die unter Berücksichtigung der Kondensationswärme und der Wärmekapazität des Systems (Luft + Wasserdampf + trockenes Aerosol + Tröpfchen) maximal kondensieren könnte. Demgegenüber ist die tatsächlich kondensierte Tröpfchenmasse etwas verzögert, besonders in der Anfangsphase der Tröpfchenbildung, zu der die notwendige Übersättigung erst aufgebaut werden muß. Mit fortschreitender Kondensation nähert sich die kondensierte Masse der maximal möglichen immer mehr an, da die Kondensationsrate an größeren Tröpfchen zunimmt. Dies wird durch die berechnete Kurve wiedergegeben. Die in Abb. 06.01.11/10A-4 ebenfalls eingetragenen Meßwerte stimmen mit der berechneten Kurve im Zeitverlauf sehr gut überein. Störend sind nur die relativ großen Fehlergrenzen in der Zeitrichtung. Das rührt daher, daß sich der Zeitnullpunkt, wo der Wasserdampfgehalt den Sättigungswert erreicht, in den Experimenten nur sehr ungenau bestimmen läßt. Die relative zeitliche Lage der Meßwerte ist andererseits sehr gut bestimmbar, was sich darin ausdrückt, daß die Meßwerte alle den gleichen zeitlichen Abstand von der berechneten Kurve haben. (Man kann daher nachträglich den Nullpunkt korrigieren und damit die Meßwerte mit der berechneten Kurve zur Deckung bringen).

Der relative berechnete Zeitverlauf ist in allen Fällen dem gemessenen gleich. D.h. daß die Mason-Gleichung auch für das Tröpfchenwachstum die richtigen Ergebnisse liefert.

Diese beiden Aussagen, daß sowohl Tröpfchenbildung als auch Tröpfchenwachstum der Mason-Gleichung folgen, sind die wichtigen experimentellen Ergebnisse unserer Messungen. Sie ermöglichen die Anwendung der Gleichung auf die Kondensation an Partikeln unter den für Kernschmelzen typischen Bedingungen hoher Temperaturen und hoher Drücke.

2.3. Bestimmung der effektiven Partikeldichte

Es wurde oben erwähnt, daß zur Beschreibung der Abbauprozesse kugelförmiger Partikel die Parameter "geometrischer Partikeldurchmesser" und "Dichte" ausreichen. In unserem Falle ist die Dichte nicht die Materialdichte des UO_2 (10.9 g/cm^3) sondern die "effektive Dichte" ρ_{eff} des Aggregates, die sich z.B. für Kugeln aus dem Verhältnis des aerodynamischen Durchmessers d_{ae} zum geometrischen d_g bestimmen läßt

$$d_{\text{ae}}^3 / d_g^3 = \rho_{\text{eff}}$$

Wegen des hohen Wasserdampfgehalts des Aerosols konnten Meßgeräte, die den aerodynamischen Partikeldurchmesser messen, bei unseren Versuchen nicht eingesetzt werden. Wohl aber ist die Bestimmung der Partikelgrößenverteilung aus den REM-Fotos (Abb. 3) und der Massenkonzentration mit Gravimetrie und Fluoreszenzmethoden möglich. Es ergab ein Mittelwert aus allen ausgewerteten Proben von $\rho_{\text{eff}} = 4.7 \text{ Mg/m}^3$. Dieser Wert stimmt gut überein mit der Dichte von verschiedenen UO_2 -Pulvern, die $\approx 4 \text{ Mg/m}^3$ beträgt.

3. Status des Modells

Das Ergebnis der Kondensationsversuche beeinflusst nicht nur die Modellgleichung für den Kondensationsprozess. In den Gleichungen für alle anderen Aerosolprozesse sind ebenfalls Formfaktoren enthalten, die die Beziehung zwischen der Basisgröße der Berechnung - in NAUA-Mod3 volumenäquivalenter Partikeldurchmesser- und der den jeweiligen Aerosolprozess bestimmenden Parameter - z.B. aerodynamischer Durchmesser, Diffusionsdurchmesser, Koagulationsquerschnitt - herstellen.

Geht man nun davon aus, daß die Partikeln immer kugelförmig sind, so läßt sich

diese verwirrende Vielfalt von Korrekturfaktoren drastisch reduzieren. Als physikalische Basisgröße bietet sich der geometrisch bestimmte Partikeldurchmesser an, er ist für Kugeln gleich dem Stokes'schen Durchmesser. Damit erübrigt sich sofort der Formfaktor bei Diffusion und Koagulation, für die Kondensation war der Wegfall des Formfaktors bereits aus den Experimenten gefolgert worden. Es bleiben von den wichtigen Aerosolprozessen noch Thermophorese und Sedimentation zu diskutieren.

Thermophorese ist beim Kernschmelzen wegen der meist geringen Temperaturgradienten an den Wänden als wenig wirksam betrachtet worden. Außerdem enthält die Thermophoresegleichung einen weiteren unbekannt Parameter in Form der thermophoretischen Grenzschicht. Es genügt auch hier der geometrische Durchmesser, Abweichungen können in die Grenzschichtdicke integriert werden.

Die Sedimentationsgeschwindigkeit wird vom aerodynamischen Durchmesser der Partikeln bestimmt. Der Zusammenhang zwischen aerodynamischem und geometrischem Durchmesser über die effektive Dichte wurde im Abschnitt 2.3 erwähnt, ebenso die Meßbarkeit der effektiven Dichte. Insgesamt führt die Verwendung des geometrischen Partikeldurchmessers zu den übersichtlichsten Verhältnissen. Man kann dann sogar den bisherigen Sprachgebrauch des volumenäquivalenten Durchmessers beibehalten, wenn man den Begriff volumenäquivalent so neu definiert, daß das geometrische Volumen der porösen Partikel gemeint ist und nicht nur das Materialvolumen. Dieser Unterschied ist in der praktischen Anwendung des NAUA-Modells für das Aerosolverhalten weniger relevant, er ist aber bei der Definition der Aerosolquelle zu beachten. Bei der Bilanzierung von Partikelgrößenverteilung, Partikelkonzentration und Gesamtmasse ist dann ebenfalls die effektive Dichte an Stelle der Materialdichte zu verwenden.

Eine neue Version Mod4 des NAUA-Codes, die alle hier aufgeführten Änderungen umfaßt, wird erstellt. Mod4 kann als endgültige Version im Hinblick auf die Modellierung der fundamentalen Aerosolverhaltensprozesse Kondensation, Koagulation, Diffusion, Sedimentation (und Thermophorese) betrachtet werden; jedenfalls im Rahmen der ursprünglichen Zielsetzung für den NAUA-Code als Aerosolcode für Kernschmelzenunfälle. Die Anwendbarkeit von NAUA auf Unfälle mit geringer Aerosolfreisetzung (TMI) muß gesondert untersucht werden.

4. Geplante Weiterarbeit

Nachdem die Berechnung des Aerosolverhaltens mit NAUA experimentell abgesichert ist, besteht das jetzt vordringliche Problem darin, die Menge des zur Kondensation am Aerosol zur Verfügung stehenden Wasserdampfes zuverlässig zu bestimmen. Dazu werden sowohl experimentelle Untersuchungen durchgeführt als auch bestehende Modelle (KESS, MARCH, CONTAIN) auf ihre Brauchbarkeit hin untersucht. Die dazu notwendige Kopplung von NAUA mit den anderen Codes wurde bereits begonnen.

Ferner muß der Einfluß von Punktereignissen während des Unfalls (Dampfexplosion, H₂-Verbrennung etc.) auf das Aerosolverhalten untersucht werden. Diese Arbeiten müssen vor der eigentlichen Gesamtverifikation des Codes durchgeführt werden.

Literatur

- [1] BUNZ, H.; KOYRO, M.; SCHÖCK, W.
Influence of the Source Term Parameters on Aerosol Behavior in Core Melt Down Accidents in LWRS
2nd CSNI Specialist Meeting on Nuclear Aerosols in Reactor Safety, Gatlinburg/Tenn., April 15-17, 1980
- [2] BUNZ, H.; KOYRO, M.; SCHÖCK, W. in
PNS Halbjahresbericht 1977/1, p 479ff, KFK 2500 (1977)
- [3] BUNZ, H.; JORDAN, S.; SCHIKARSKI, W.; SCHÖCK, W.; SCHÜTZ, W.
Aerosol Behavior in Nuclear Accidents
Nuclear Power-Option for the World, European Nuclear Conf. Hamburg May 6-11, 1979, ANS. Transactions, 31 (1979), S. 363-365
- [4] BUNZ, H.; SCHÖCK, W.
Das Verhalten von hochkonzentrierten Aerosolsystemen in kondensierender Atmosphäre
6. Jahreskongress der Gesellschaft für Aerosolforschung
Wien, 26.-28.9.1978
- [5] BUNZ, H.; SCHÖCK, W.
Measurements of the Condensation of Steam on Different Aerosols under LWR Core Melt Down Conditions
2nd CSNI Specialist Meeting on Nuclear Aerosols in Reactor Safety, Gatlinburg/Tenn., April 15-17, 1980
- [6] BUNZ, H.; SCHÖCK, W.
Beeinflussung der Partikelform durch Wechselwirkungen zwischen Aerosol und gesättigtem Wasserdampf
GAF-Tagung, "Aerosols in Science, Medicine and Technology-Physical and Chemical Properties of Aerosols", Oct. 22-24, 80, Schmallingenberg

06.01.11/12A Konstitution und Reaktionsverhalten von LWR-Materialien
PNS 4314 beim Coreschmelzen.

H. Holleck, H. Schneider, J. Biel, G. Schlickeiser

Grundlegende Untersuchungen zum Reaktions- und Freisetzungsverhalten
von Spaltprodukten und Brennstabkomponenten.

Das Ziel der Untersuchungen zur Freisetzung von Corekomponenten bei hohen Temperaturen bis hin zum Schmelzen ist es:

- 1) Grundlegende Daten zu erhalten für ein Verständnis des Reaktions- und Abdampfverhaltens von Corekomponenten bei verspäteter Notkühlung und partiellen Kernschmelzen in Abhängigkeit von der Temperatur, dem Oxidationsgrad und der Zeit.
- 2) Quantitative Daten (Grenzwerte) zu gewinnen über Flüchtigkeit von Spaltprodukten und Brennstoffkomponenten unter Berücksichtigung der Verteilung und insbesondere des Reaktionsverhaltens im Brennstoff und während möglicher Unfallabläufe.

Als Methoden werden herangezogen:

1. Thermogravimetrie zwischen 25 und 1600°C unter inerten und oxidierenden Bedingungen.
2. Verdampfungsexperimente mit Wiederkondensation an geeigneten Auffängern im Temperaturbereich zwischen 200 und 2600°C. Analyse der Niederschläge mit Röntgenfluoreszenzanalyse (RFA) oder Augerelektronenspektroskopie (AES).
3. Integrale Abdampftests im Temperaturbereich zwischen 800 und 2600°C.
4. Versuche zur Verifizierung bestimmter Befunde an bestrahlten LWR-Brennstoffen.

Bezüglich der stofflichen Seite wird zunächst das Verhalten der einzelnen Spaltprodukte und Corekomponenten in verschiedenen Oxidationszuständen, sodann jenes von möglichst realistischen Teilsystemen (Festlegung der

Teilsysteme auf Grund von Nachbestrahlungsuntersuchungen an LWR-Kernbrennstoffen) und schließlich das Gesamtsystem Fissium geprüft. Als letzter Schritt einer Verifizierung der erhaltenen Daten sind Versuche an bestrahlten Kernbrennstoffen geplant.

In diesem Bericht wird über Ergebnisse der thermoanalytischen und thermogravimetrischen Untersuchungen zum Verständnis des Abdampfverhaltens von Ru, Mo und Cs berichtet.

Die Untersuchungen wurden in inerte und oxidierender Umgebung an den Elementen und Verbindungen Ru, RuO₂, Mo, MoO₃, UO₂, Zr_y, Cs₂O, ZrO₂, CsJ und Ru_xMo_y durchgeführt. Um ein möglichst realistisches Reaktionsverhalten mitzubersichtigen, wurden die Teilsysteme (U,Ru,O), (U,Mo,Ru,O) (U,Mo,Cs,O) und (U,Mo,Cs,Zr,O) untersucht. Schließlich wurde das Gesamtsystem Fissium geprüft. Die Ergebnisse lassen sich wie folgt zusammenfassen:

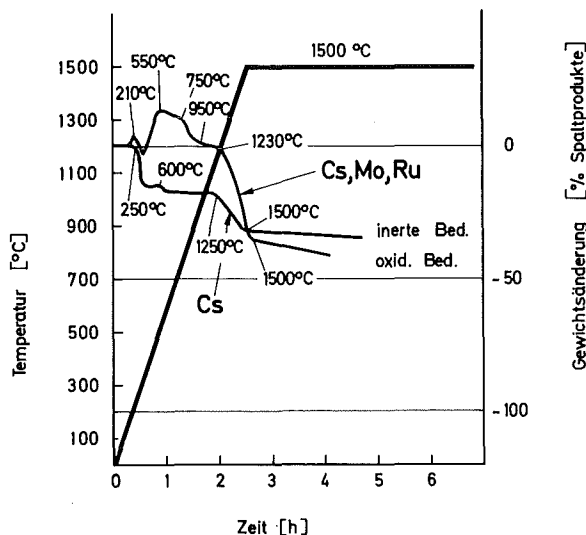
- Ru - inerte Bedingungen: kein Abdampfen als Element bis 1500°C;
- oxidierende Bedingungen: starkes Abdampfen als Oxid, jedoch nur in engem Temperaturbereich von 1360 bis 1470°C, gleiches Verhalten bei Einsatz von RuO₂ sowohl bei inerten wie auch bei oxidierenden Bedingungen;
- gleiches Abdampfverhalten aus (Mo,Ru)-Legierungen;
- gleiches Abdampfverhalten aus (UO₂,Ru) und (UO₂,Mo,Ru)-Legierungen;

- Mo - inerte Bedingungen: kein Abdampfen bis 1400°C;
- oxidierende Bedingungen: starkes Abdampfen als Oxid, ab 750°C, Abdampfgeschwindigkeit hier abhängig von Kinetik der Oxidation;
- gleiches Abdampfverhalten aus (Mo,Ru)-Legierungen;
- gleiches Abdampfverhalten aus (UO₂,Mo,Ru)-Legierungen;
- ähnliches Abdampfverhalten aus (UO_{2+x},Cs,Mo)-Legierungen und (UO_{2+x},Cs,Mo,Zr)-Legierungen).

- Cs - inerte Bedingungen: vollständiges Abdampfen bei Temperaturen $\geq 600^\circ\text{C}$;
- oxidierende Bedingungen: starkes Abdampfen ab 700°C;

- aus UO_{2+x} , Cs, Mo-Mischungen starkes Abdampfen ab $1150^{\circ}C$ unter inerten Bedingungen;
- aus UO_{2+x} , Cs, Mo-Mischungen starkes Abdampfen ab $1100^{\circ}C$ unter oxidierenden Bedingungen, dabei offensichtlich mit geringfügiger U-Freisetzung verbunden;
- Zr bzw. Zry als Reaktionspartner vermindern unter oxidierenden Bedingungen das Cs-Abdampfen aus UO_{2+x} , Cs, Mo-Mischungen und setzen den Freisetzungsbeginn auf $\sim 1200-1300^{\circ}C$ hinauf.
- CsJ, vollständiges Abdampfen unter inerten wie unter oxidierenden Bedingungen oberhalb $640^{\circ}C$.

Dieses hier beschriebene Verhalten der Elemente Ru, Mo und Cs lässt sich auch bei thermogravimetrischen Untersuchungen an Fissium nachweisen wie die Abb. zeigt.



Thermogravimetrische Analyse von UO_2 -Spaltprodukt-Proben (Fissium)

89% $UO_{2,11}$, 0,1% J, 1,15% Cs, 0,02% Se, 0,01% Sb, 0,04% Cd, 0,2% Te, 1,3% Ru, 0,02% Ag, 0,9% BaO, 1,0% CeO_2 , 3% Nd_2O_3 , 1,5% ZrO_2 , 0,02% Sn, 1% Mo, 0,5% Re.

Bei den beschriebenen Ergebnissen ist freies Abdampfen aus pulverförmigem Material möglich. Rückschlüsse auf Freisetzungsraten in defekten Kernbrennstoffen sind hieraus nicht direkt möglich. Hierauf wird im nächsten Bericht eingegangen.

Über einen möglichen Einfluß der chemischen Konstitution auf eine Dampfexplosion im LWR.

(V. Schauer)

Ziel dieser Studie war es zu beurteilen, welche Rolle der chemischen Konstitution einer Kernschmelze im Hinblick auf die Auslösung und Auswirkung einer Dampfexplosion im LWR zukommt.

Kommt eine heiße Flüssigkeit in Berührung mit einer anderen, kälteren Flüssigkeit, deren Siedepunkt beträchtlich niedriger ist als derjenige der heißen, kann es unter gewissen Randbedingungen zu einer in Millisekunden erfolgenden explosionsartigen Dampfentwicklung (Dampfexplosion) kommen. Dabei wird ein Teil der gespeicherten thermischen Energie in mechanische Energie umgesetzt. Eine Dampfexplosion läuft in folgenden Etappen ab:

- a) Grobe, durch Filmsiedeln bedingte Vorvermischung der Schmelze mit dem Wasser.
- b) Kollaps des Siedefilms durch Trigger löst Fragmentation der Schmelze und erhöhte Wärmeabgabe Schmelze/Wasser aus.
- c) Eskalation des Vorgangs Fragmentation, Wärmeabgabe bis zum Entstehen einer Druckwelle.
- d) Kohärente Feinfragmentation der Schmelze im Zuge einer Druckwelle, rasche Entspeicherung der thermischen Energie und deren Umsetzung in mechanische Energie.

Fehlt eine der o.g. Etappen, kommt es nur zum heftigen Sieden oder zu inkohärenten Dampfexplosionen, ohne ernsthafte Gefährdung des RDB.

Die Wahrscheinlichkeit, daß während des Kernschmelzens eines LWR große Massen des geschmolzenen Kerns (> 20%) in Kontakt mit dem Restwasser im unteren Plenum des RDB kommen, wurde auf eins geschätzt [1]. Auch die Eintrittswahrscheinlichkeit einer Dampfexplosion ist - schon wegen der hohen Temperaturen der Schmelze (2000 bis 3000 K) - sehr groß [1]. Die Faustke-Henry-Bedingung [2]:

$$T_B \geq T_{SK,W} = 575 \text{ K} \quad (\text{Zeichenerklärung am Ende}) \quad (1)$$

mit

$$T_B = \frac{T_S + T_W \left(\rho_{W,W} C_{W,W} \Lambda / \rho_{S,W} C_{S,W} \Lambda \right)^{1/2}}{1 + \left(\rho_{W,W} C_{W,W} \Lambda / \rho_{S,W} C_{S,W} \Lambda \right)^{1/2}} \quad (2)$$

ist hierbei immer erfüllt. Allerdings scheint der abgeschätzte Energiekonversionsfaktor niedrig zu sein [3,4].

Anhand der vorhandenen Theorien [2,5] und der in der Literatur vorliegenden Versuchsergebnisse [z.B.: 2-4,6,7] kann folgendes abgeleitet werden:

- a) Die physikalischen Voraussetzungen einer Dampfexplosion sind bis heute noch nicht vollständig bekannt. Bei scheinbar gleichen Versuchsbedingungen weist die Dampfexplosion statistischen Charakter auf.
- b) Die Kenntnisse von Stoffdaten und Zustandsgrößen für Kernschmelzen und für Wasser im weit überkritischen Bereich sind mangelhaft.
- c) Dampfexplosionen wurden erzielt mit einer Fülle verschiedener Materialien (Freon, Pentan, geschmolzene Salze, metallische und oxidische Schmelzen, Schlacken, Lava usw.). Eine eindeutige Zuordnung zwischen den jeweiligen Stoffdaten und der Eintrittswahrscheinlichkeit der Dampfexplosion läßt sich nicht feststellen.
- d) Es wäre denkbar, daß bei gleicher Stoffkombination das Ausmaß einer Dampfexplosion durch die chemische Konstitution der Schmelze (Wärmeinhalt: spezifische Wärme, Schmelztemperatur; Fragmentation Dichte, Oberflächenspannung, Zähigkeit, Zugfestigkeit, usw.) beeinflusst wird. Versuche [2-4,6,7] zeigen, daß die Auswirkung der Dampfexplosion besonders abhängt von: 1) geometrischen Größen und Art des Kontakts, 2) Triggerenergie, 3) Temperatur und Dampfgehalt des Kühlmittels, 4) Anwesenheit nichtkondensierbarer Gase, 5) Umgebungsdruck, 6) zeitlichem Ablauf der Reaktion, 7) Massen- und Volumenverhältnis Schmelze/Kühlmittel usw. Besonders fallen die niedrigen Energiekonversionsfaktoren in Versuchen im > kg-Maßstab auf. Dies läßt vermuten, daß mit zunehmender Masse die Fragmentations- und Mischvorgänge erschwert werden, so daß sukzessive, inkohärente Explosionen mit niedriger Energieumsetzung stattfinden.

- e) Die hydrodynamischen Fragmentationsmechanismen - anhand der Fragmentationszeit (t_{fr}) gemessen - hängen nur mäßig von Stoffparameter ab ($t_{fr} \propto \sigma^{-1/4} (\rho_s / \rho_w)^{1/2}$).
- f) Fände eine Teilerstarrung der Schmelze vor Eintreten eines Triggers statt, wäre die Fragmentation, wenn nicht unmöglich, so doch erheblich erschwert. Die Teilerstarrung dürfte eine plausible Erklärung für den äußerst niedrigen Energiekonversionsfaktor ($\sim 0,05\%$ [4]) für Corium A sein.

Zusammenfassend kann gesagt werden, daß nach dem heutigen Stand des Wissens die chemische Konstitution einer Kernschmelze im Hinblick auf das Eintreten und das Ausmaß einer möglichen Dampfexplosion im LWR eine untergeordnete Rolle spielt, es sei denn, daß die Schmelze vor Eintritt eines Triggers teilweise erstarrt.

Zeichenerklärung

- C = spezifische Wärme
 t_{fr} = Fragmentationszeit
T = Temperatur
 T_B = Berührungstemperatur Schmelze/Kühlmittel
 T_{SK} = Temperatur der spontanen Keimbildung
 Λ = thermische Leitfähigkeit
 ρ = Dichte
 σ = Oberflächenspannung

Indizes

- s = Schmelze
w = Wasser

Literatur

- [1] Deutsche Risikostudie für Kernkraftwerke, BMFT, Verlag TÜV-Rheinland, Köln 1979
- [2] H.K. Fauske, Trans. Am. Nucl. Soc. 15 (1972) 813
- [3] L.D. Buxton, W.B. Benedick, SAND 79 - 1399, Sandia Laboratories (Nov.1979)
- [4] L.D. Buxton, W.B. Benedick, M.L. Corradini, SAND 80 - 1324, Sandia Laboratories (Oct. 1980)
- [5] S.Y. Board, R.W. Hall, Central Electricity Generating Board, Berkeley Nuclear Laboratories, RD/BN 2850, 1974
- [6] Proceedings of 4th CSNI Spec. Meeting on FCI in Nuclear Safety, Bournemouth (April 1979)
- [7] L.S. Nelson, ANS Thermal Reactor Safety Meeting, Knoxville, TN (April 1980)

Erstarrungstemperaturen von Corium mit karbonatischem Beton US-amerikanischer Herkunft (Clinch River-Typ)

(A. Skokan, G. Reiser)

Als Ergänzung der früheren Untersuchungen zum Erstarrungsverhalten von Corium/Beton-Schmelzen [8] wurden die Erstarrungstemperaturen von Corium mit einem in den USA vielfach verwendeten Karbonatbeton (Zuschlag vom Clinch River-Typ) gemessen. Während sich die früher mitgeteilten Werte mit Karbonatbeton auf einen fiktiven Beton mit reinem Kalkzuschlag beziehen, enthält das Zuschlaggestein dieses Betons 75 Gew.% $\text{Ca}(\text{Mg},\text{Sr})\text{CO}_3$ und 5 Gew.% SiO_2 . Aus der Analyse errechnet sich ein CO_2 -Gehalt von ~ 47 Gew.%, in Übereinstimmung mit dem gemessenen Glühverlust. Entsprechend dieser Zusammensetzung konnte erwartet werden, daß die Schmelz- und Erstarrungstemperaturen einer Mischungsreihe dieses Betons mit Corium zwischen den früher ermittelten Werten für Mischungen mit rein silikatischem und rein karbonatischem Beton liegen. Diese Erwartung wurde durch die Messungen bestätigt.

Tabelle Erstarrungstemperaturen von Corium-Schmelzen mit verschiedenen Anteilen an Karbonatbeton vom Clinch River-Typ (in °C).

	Gew.% Karbonatbeton (Clinch River-Typ)					
	0	20	40	60	80	100
Corium (A+R) 1	2550		1770	1720	1830	1980
3	2060	1700	1630	1560	1680	1980
Corium (E+R) 3	1860		1610	1590	1700	1980

Oxidationszustände; 1 = $\text{UO}_2 + \text{Zr} + \text{Fe} + \text{Cr} + \text{Ni}$
 3 = $\text{UO}_2 + \text{ZrO}_2 + \text{Fe}_3\text{O}_4 + \text{Cr}_2\text{O}_3 + \text{Ni}$

[8] A. Skokan, H. Holleck, M. Peehs:
 Chemical Reactions between Light Water Reactor Core Melt and Concrete, Nucl. Technol. 46 [2], 255-262 (1979)

06.01.11/13A Materialkundliche Untersuchungen im Rahmen der
PNS 4317 BETA-Experimente

Simulation von Kernschmelzen: Voraussichtliche Auswirkung der Substitution von UO_2 durch Al_2O_3 und andere Oxide anhand abgeschätzter Eigenschaftswerte.
(A. Skokan, H. Janzer; IMF I)

1. Einleitung und Problemstellung

Ziel aller Arbeiten über die Auswirkungen des Niederschmelzens eines Reaktorkerns ist die vom Zeitverlauf her möglichst exakte Beschreibung des Unfallablaufs durch Ermittlung der Phänomenologie und der physikalisch-chemischen und thermischen Wechselwirkungen. Mit Hilfe der experimentell oder durch Abschätzung gewonnenen Daten, die in verschiedene Rechenprogramme eingespeist werden, soll die Berechnung des Quellterms für die mögliche Aktivitätsfreisetzung in die Umgebung des KKW in Abhängigkeit von der Zeit erfolgen.

Es ist selbstverständlich nicht möglich, sämtliche Parameter eines tatsächlich eintretenden Kernschmelzunfalls im Experiment, noch dazu in einem einzigen Großversuch, zu simulieren. Daher müssen in bezug auf Handhabbarkeit und Größenordnung der Simulationsexperimente Kompromißlösungen gefunden werden. Die internen nuklearen Wärmequellen einer Kernschmelze müssen durchweg durch eine nichtnukleare Nachheizung simuliert werden. Bei Experimenten in größerem Maßstab (300 kg Schmelze), wie sie in der geplanten und in der Entwicklung stehenden Anlage BETA /1/ durchgeführt werden sollen, ist zudem aus Sicherheitsgründen eine Simulation selbst des nicht angereicherten Urandioxids durch Ersatzoxide mit ähnlichen Eigenschaften unumgänglich. Als nächstliegende Lösung würde sich hier der Einsatz von abgereichertem Urandioxid anbieten, doch ist auch hierfür ein atomrechtliches Genehmigungsverfahren zu durchlaufen. Um schnell zu Ergebnissen zu kommen, kann es daher zweckmäßig sein, auch die chemische Zusammensetzung der Schmelze zu variieren. Dabei kommen als Ersatz für das Urandioxid vor allem hochschmelzende Oxide mit möglichst hoher Dichte in Betracht. In der ersten Annäherungsstufe wurde in large-scale-Vorversuchen beim KfK bisher Al_2O_3 anstelle des im Anfangsstadium hauptsächlich aus UO_2 und ZrO_2 bestehenden Oxidanteils der Kernschmelze eingesetzt /2/. Dies erfolgte vor allem im Hinblick darauf, daß das Aufschmelzen größerer Mengen des Simulationsmaterials vorteilhaft durch Thermitzündung durchzuführen ist, wobei für die aluminothermische Reaktion bereits eine bewährte Technologie und umfangreiche Erfahrungen zur Verfügung stehen.

Ziel dieser Arbeit ist es, die Auswirkungen der Simulation von UO_2 (bzw. des oxidischen Kernschmelzenanteils UO_2+ZrO_2) durch Al_2O_3 und andere geeignete Oxide anhand bekannter oder abgeschätzter Eigenschaftswerte aufzuzeigen und damit die Übertragbarkeit der Aussagen, die aus den Großversuchen gewonnen werden, auf den Ablauf eines tatsächlichen Kernschmelzenunfalles zu überprüfen. Bei abweichenden Eigenschaftswerten muß gewährleistet sein, daß bei entsprechender Berücksichtigung dieser Daten in den Rechencodes keine abweichenden Ergebnisse in bezug auf den Ablauf und die Folgen eines mit Hilfe der Rechencodes simulierten Unfallgeschehens resultieren. Dazu ist selbstverständlich auch eine geeignete analytische Formulierung des Unfallablaufes in den Rechencodes erforderlich. Es wurde bereits erwähnt, daß sich die Notwendigkeit zur chemischen Substitution von UO_2 vor allem für die Versuche zur Wechselwirkung von Kernschmelze mit Beton ergibt. Aus diesem Grunde wird in dieser Studie insbesondere auf die letzte Unfallphase, die Betondurchdringungsphase, Bezug genommen.

2. Auswahl relevanter Eigenschaften der Oxidschmelze

Aus der experimentellen Zielsetzung, das Reaktionsverhalten der Schmelze und Beton, die Form der Kaverne, und die Durchdringungsgeschwindigkeit der Schmelze im Beton über längere Zeiten bei hohen Temperaturen zu ermitteln, ist eine Reihe von Materialeigenschaften auszuwählen, die das experimentelle Ergebnis in hohem Maße beeinflussen. Als Ergebnis früherer Untersuchungen /3,4/ wurde eine modellhafte Vorstellung über das komplexe Reaktionsgeschehen erarbeitet, auf die an dieser Stelle nicht mehr eingegangen werden soll. Es müssen diejenigen Eigenschaften näher untersucht und verglichen werden, die sich auf die folgenden Wechselwirkungsprozesse auswirken:

- Mischungsverhalten zwischen Oxidschmelze und Betonschmelze;
- Erstarrungsverhalten der Schmelze;
- Oxidationsverhalten;
- Abdampfverhalten;
- Wärmetransport und Wärmeübergang.

Für das Mischungsverhalten zwischen den verschiedenen oxidischen Schmelzenanteilen und für die Erosionsrate sind die Dichte und die Viskosität sowie das Zustandsverhalten der Oxide im Liquidusbereich wichtige Parameter. Das Erstarrungsverhalten der durchmischten Oxid-schmelze wird durch die Schmelz- und Erstarrungstemperatur des Ersatzoxids sowie an den Kontaktzonen Schmelze/Beton durch das Zustandsverhalten - z.B. durch Bildung von Phasen mit hohen Schmelztemperaturen oder durch die Existenz von niedrigschmelzenden Eutektika - mit beeinflusst. Das Oxidationsverhalten wird durch den Sauerstoffpartialdruck bzw. durch die spezifische freie Bildungsenthalpie der Oxide mit bestimmt. Für das Abdampfverhalten ist der Dampfdruck des reinen Ersatzoxids zwar kein zuverlässiges Indiz, da dieser sich in komplexen Lösungen anders verhält, er ist aber der besseren Übersicht halber mit zu berücksichtigen. Der Wärmetransport schließlich wird durch die Parameter Wärmekapazität, Wärmeleitfähigkeit, Emissivität und Temperaturleitfähigkeit, der Wärmeübergang an den Grenzflächen durch die Benetzbarkeit mit beeinflusst, wobei die beiden letzten Parameter mangels verfügbarer Daten in dieser Arbeit unberücksichtigt bleiben müssen. Für die Versuchsführung bei induktiver Heizung ergibt sich schließlich noch der Einfluß der elektrischen Leitfähigkeit durch evtl. Ankopplung der oxidischen Schmelze an das elektromagnetische Feld der Spule.

3. Einfluß der Eigenschaften auf das Wechselwirkungsverhalten

Dichte: Je größer der Dichteunterschied zwischen oxidischer und metallischer Kernschmelzenfraktion ist, umso deutlicher bildet sich die horizontale Schichtung der Kernschmelze aus. Die Dichte der $(\text{UO}_2 + \text{ZrO}_2)$ -Schmelze unterscheidet sich nach einer Abschätzung von ONDRACEK /5/ nur geringfügig von derjenigen der metallischen Schmelzenfraktion. Sie nimmt jedoch mit zunehmender Betonauflösung und Durchmischung mit der spezifisch leichteren Silikatschmelze rasch ab. Ein Ersatzoxid mit einer niedrigeren Dichte simuliert also in dieser Hinsicht von Beginn an nur einen Zustand, der sich zu einem späteren Zeitpunkt ohnehin einstellen wird. Auf die Durchmischungsgeschwindigkeit der oxidischen Kernschmelze mit der silikatischen Betonschmelze wird der Einfluß des Dich-

teunterschieds zwischen diesen beiden Schmelzenanteilen angesichts der vehementen Durchwirbelung in der Schmelze als nicht gravierend eingeschätzt. Ein gewisser Einfluß könnte aber in bezug auf die Erosionsrate erwartet werden. Daher sollte die Dichte des Ersatzoxids in Anpassung an die $(\text{UO}_2+\text{ZrO}_2)$ -Schmelze möglichst hoch sein.

Schmelz- und Erstarrungstemperatur: Der Zeitpunkt der Erstarrung der oxidischen Schmelzenfraktion wird durch die Abkühlrate der Schmelze und ihre Solidustemperatur bestimmt. Eine zu hohe Solidustemperatur des Ersatzoxids würde ein zu frühes Erstarren und vom Erstarrungszeitpunkt an eine falsche Erosionsrate simulieren, da die Penetration eines heißen festen Körpers im Beton sicherlich anders verläuft als die einer turbulenten Schmelze. Bei einer zu niedrigen Solidustemperatur würde die Simulationsschmelze über den wahren Erstarrungszeitpunkt hinaus flüssig bleiben. Diese Abweichung könnte im Rechencode durch Abbruch entsprechend berücksichtigt werden. In diesem Zusammenhang muß jedoch betont werden, daß das Erstarrungsverhalten der Schmelze nicht von der Erstarrungstemperatur des reinen Ersatzoxids, sondern von der Solidustemperatur der durchmischten Schmelze bestimmt wird, die durch das chemische Zustandsverhalten des Gesamtsystems - Schmelze + Beton - gegeben ist.

Zustandsverhalten: Für die Kernschmelze/Beton-Wechselwirkung ist der Zustand des chemischen Systems Beton ($\text{CaO-Al}_2\text{O}_3\text{-SiO}_2$) - oxidische Kernschmelze ($\text{UO}_2+\text{ZrO}_2+\text{Fe-}$ und Cr-Oxide) relevant. Wird für UO_2+ZrO_2 ein Ersatzoxid verwendet, so darf sich das Zustandsverhalten in diesem neuen System in wichtigen Punkten nicht entscheidend ändern. Ähnlichkeit ist erforderlich insbesondere hinsichtlich der Existenz oder Nichtexistenz von hochschmelzenden Phasen, niedrigschmelzenden Eutektika und Mischungslücken im Liquidusbereich, da diese Punkte das Mischungs- und Erstarrungsverhalten beeinflussen. Derart komplexe Vielkomponentensysteme wie das hier relevante sind selbstverständlich vor allem in den Details relativ unbekannt. Daher empfiehlt es sich, in der Vorauswahl der Ersatzoxide auf chemische Ähnlichkeit zu UO_2 und ZrO_2 zu achten und zur Überprüfung kleinere Tests im Labormaßstab durchzuführen.

Viskosität: Im Vergleich zur silikatreichen Betonschmelze /14/ hat die oxidische Kernschmelze eine relativ niedrige Viskosität, ebenso wie Al_2O_3 und die anderen denkbaren Ersatzoxide. Geringe Unterschiede sollten sich daher nicht gravierend auswirken.

Dampfdruck: Wie bereits angedeutet, wirkt sich der Dampfdruck des Oxids nur im Zusammenwirken mit dem Lösungsverhalten der oxidischen Schmelze für Beton auf das Abdampfverhalten aus der Schmelze aus. Hohe Abdampfraten wirken sich vor allem auf die Freisetzung aus, die aber in der Versuchsanlage BETA nicht gezielt untersucht werden soll. Darüber hinaus beeinträchtigen sie verschiedene Meßvorgänge während des Versuchsablaufs, sind also unerwünscht.

Bildungsenthalpie: Hohe negative Werte bedeuten hohe Stabilität der Oxide. Für eine eventuelle thermitische Erschmelzung, z.B. durch die Reaktionswärme der Reaktion $8\text{Al} + 3\text{Fe}_3\text{O}_4 \rightarrow 4\text{Al}_2\text{O}_3 + 9\text{Fe}$, muß sichergestellt sein, daß die entsprechende Reaktion überhaupt abläuft. Die Reduktion von Fe_3O_4 durch Al ist praktikabel, weil Al_2O_3 (bei 2300 K: -540 kJ/Mol O_2) erheblich stabiler als Fe_3O_4 ist. Mit zunehmend geringerer Stabilität (= niedrigerer negativer Wert der Bildungsenthalpie) des dabei entstehenden Oxids, kann die Reduktion des Fe_3O_4 entweder nur bis zum FeO (bei 2300 K: -250 kJ/Mol O_2) oder überhaupt nicht ablaufen (auf 2300 K extrapoliert: -40 kJ/Mol O_2). Selbstverständlich muß das Ersatzoxid auch stabiler als H_2O sein (bei 2300 K: -230 kJ/Mol O_2), da es sonst durch den in der Metallschmelze gebildeten Wasserstoff reduziert würde.

Wärmeleitfähigkeit, Wärmekapazität und Emissionsgrad schließlich sind Eigenschaften, die die Abkühlrate der Schmelze mit beeinflussen und wichtige Daten für die Wärmebilanz liefern. Der Emissionsgrad wirkt sich nur auf die Abstrahlung (nach oben) aus, während die beiden ersten Parameter für den Gesamtvorgang wichtig sind.

4. Vergleich der oxidischen Kernschmelze mit Al_2O_3

4.1 Zustandsverhalten

Für die Reaktion zwischen Beton und Al_2O_3 sind die Gleichgewichtszustände in dem hinreichend bekannten ternären System Al_2O_3 -CaO-SiO₂ /6/, das die Hauptkomponenten des Betons enthält, relevant (s. Abb.1). Nahe der Verbindungslinie zwischen Al_2O_3 und der Zusammensetzung des silikatischen Betons (Beton "S") liegen ternäre Eutektika bei 1170 und 1345°C sowie eine ternäre Phase (Anorthit) mit einem Schmelzpunkt von 1553°C. Nächst der Verbindungslinie vom Al_2O_3 zum karbonatischen Beton (Beton "K") existieren Eutektika bei 1335°C; hier finden sich keine Phasen, die einen höheren Schmelzpunkt als der Beton aufweisen. Für die Wechselwirkung des Betons mit der oxidischen Kernschmelzenfraktion sind die Phasenverhältnisse näherungsweise in einem System zu betrachten, das zusätzlich zu den drei Betonhauptkomponenten auch UO_2 und ZrO_2 mit einbezieht. Dieses Fünfstoffsystem ist noch nicht systematisch untersucht worden. Von den ternären Subsystemen liegen über CaO-ZrO₂-SiO₂ und CaO-ZrO₂-UO₂ einige Daten im Subsolidusbereich vor. Die Erstarrungstemperaturen der Schnitte Kernschmelzenoxid-Beton sind bereits früher gemessen worden /3/; sie sind in Abb. 2 wiedergegeben. Nach diesen Resultaten existieren auf diesen Verbindungslinien weder für silikatischen noch für karbonatischen Beton hochschmelzende Verbindungen oder extrem niedrig schmelzende Eutektika. Sie stimmen also in dieser Hinsicht mit den entsprechenden Verbindungslinien im System Al_2O_3 -Beton in etwa überein. Abweichungen ergeben sich natürlich in den Erstarrungstemperaturen, die bei den Coderechnungen zu berücksichtigen sind.

4.2 Eigenschaften

Die für einen Vergleich relevanten Eigenschaften aller hier betrachteten Oxide sind in Tab. 1 zusammengestellt. Sie sind zum Teil der Literatur /5,7-12/ direkt entnommen, zum Teil durch Extrapolation von Literaturwerten gewonnen, und zu einem geringen Teil abgeschätzt. Letzteres trifft zu für die Dichten im flüssigen Zustand, die mittels der Ausdehnungskoeffizienten und einer zusätzlichen diskontinuierlichen Aus-

dehnung beim Übergang aus dem festen in den schmelzflüssigen Zustand nach ONDRACEK /5/ ermittelt wurden, sowie für die Viskosität beim Schmelzpunkt, die nach einer Beziehung von Andrade /13/ (vgl. /7/) abgeschätzt wurden. Die Unsicherheiten, mit denen die Daten in Tab.1 behaftet sind, sind daher für einige Materialeigenschaften teilweise sehr hoch. Diese Daten sollen hier allerdings nur für eine erste vergleichende Betrachtung dienen und sind nicht für eine Verwendung in Coderechnungen bestimmt.

Die erste Spalte der Tab. 1 enthält die Daten der oxidischen Kernschmelzenfraktion, für die hier eine Zusammensetzung von je 50 Mol-% UO_2 und ZrO_2 angenommen wurde. In der Gegenüberstellung mit den Eigenschaftswerten von Al_2O_3 zeigen sich bei einigen Materialeigenschaften erhebliche Unterschiede, die sich auf den Versuchsablauf folgendermaßen auswirken können:

- Die zu niedrige Dichte des Al_2O_3 verhindert eine realistische Simulation der ersten Minuten der Wechselwirkung und täuscht von Beginn an ein späteres Stadium vor, in dem sich durch die Durchmischung der oxidischen Kernschmelzenfraktion mit der spezifisch leichteren Betonschmelze eine niedrigere Dichte eingestellt hat. Daraus können sich Auswirkungen auf die Schichtung der Schmelze und u.U. auf die horizontale Erosionsrate im oberen Teil des Tiegels ergeben.
- Die zu niedrige Schmelztemperatur von Al_2O_3 verzögert die Erstarrung der Oxidschmelze und möglicherweise die frühzeitige Ausbildung von Krusten am Kontakt Schmelze/Beton sowie an der Oberfläche.
- Abweichungen in der Viskosität fallen kaum ins Gewicht, da die fortlaufend gelöste Betonschmelze im Vergleich zur oxidischen Kernschmelze und zu allen Simulationsoxiden eine wesentlich höhere Viskosität aufweist.
- Die höheren Werte für die Wärmekapazität und die Wärmeleitfähigkeit verändern den Wärmetransport in der Schmelze. Diese Abweichungen können im Rechencode berücksichtigt werden; Voraussetzung dafür ist allerdings die hinreichende Kenntnis der Eigenschaftswerte im schmelzflüssigen Zustand mit Fehlergrenzen, die durch Sensitivitätsrechnungen zu ermitteln sind.

- Der höhere elektrische Widerstand der Al_2O_3 -Schmelze könnte eine Änderung der Erosionsrate im Induktionsfeld zur Folge haben. Zur Überprüfung sind vergleichende Versuche im Labormaßstab durchzuführen.

Neben den in Tab. 1 aufgeführten Eigenschaften können auch andere, wie z.B. das Benetzungsverhalten zwischen Schmelze und Beton, auf die experimentellen Ergebnisse Einfluß nehmen. In Ermangelung von Daten konnten diese jedoch hier nicht berücksichtigt werden.

5. Alternative Simulationoxide

In Tab.1 sind zusätzlich zu Al_2O_3 weitere Oxide mit ihren Eigenschaftswerten aufgeführt, die alternativ als Simulationoxide in Betracht gezogen werden können. Als primäre Auswahlkriterien wurden dabei hohe Dichte und hoher Schmelzpunkt angesehen. Wenn man nur diese beiden Eigenschaften berücksichtigt, sind sämtliche hier betrachteten alternativen Simulationoxide dem Al_2O_3 vorzuziehen. Die übrigen Eigenschaftswerte sind für den festen Zustand in der Größenordnung zum überwiegenden Teil vergleichbar. Eine ganz wesentliche Rolle kommt jedoch der möglichst genauen Kenntnis der Daten im schmelzflüssigen Zustand ebenso wie der technischen Realisierbarkeit (z.B. Möglichkeit der thermitischen Zündung) und der Verfügbarkeit zu.

Unter Berücksichtigung aller genannten Kriterien scheint ZrO_2 als alternatives Simulationoxid die größten Vorteile aufzuweisen. Die Dichte der Schmelze wird damit allerdings noch nicht voll befriedigend simuliert. Eine Verbesserung in dieser Hinsicht könnte theoretisch durch Zumischung z.B. von HfO_2 erreicht werden. Die Ankopplung an das Induktionsfeld scheint mit ZrO_2 besser simuliert zu werden als mit Al_2O_3 ; die für alle Oxide angegebenen Daten für den elektrischen Widerstand sind jedoch unsicher, da sie vom festen in den flüssigen Zustand extrapoliert wurden.

Die Oxide BaO und SrO bieten keine Vorteile, da ihre Eigenschaftswerte nicht ausreichend bekannt sind.

CeO_2 ist bei den in der Schmelze herrschenden Sauerstoffpartialdrücken, d.h. im Gleichgewicht mit Fe nicht stabil, es wird je nach dem sich einstellenden Oxidationspotential zu CeO_{2-x} , d.h. im Extremfall bis zum Ce_2O_3 reduziert.

HfO_2 kommt schon aus Gründen der Verfügbarkeit nur für eine Zumischung zu anderen Oxiden (Al_2O_3 oder ZrO_2) in Betracht, um die Eigenschaftswerte gezielt zu variieren. In diesem Fall entsteht allerdings der Nachteil, daß die Daten von Mischungen nicht bekannt sind und experimentell bestimmt werden müssten.

6. Schlußfolgerungen

Die Simulation einer oxidischen Kernschmelzenfraktion durch inaktive Ersatzoxide kann im Sinne der Versuchsziele der BETA-Experimente (vgl. Abschnitt 2) zu gültigen Aussagen führen, wenn

- alle Einflüsse der Materialeigenschaften auf den Versuchsablauf analytisch formuliert werden können;
- durch Sensitivitätsstudien die erforderlichen Genauigkeiten für alle relevanten Eigenschaftswerte vorgegeben werden;
- die Materialeigenschaften von oxidischer Kernschmelze und Ersatzoxidschmelze innerhalb der geforderten Fehlerbandbreiten bekannt sind.

Ob diese Forderungen erfüllt werden können, kann erst anhand der Resultate der Sensitivitätsstudien beurteilt werden. Unter Umständen ergibt sich dabei die Notwendigkeit weiterer experimenteller Messungen von Eigenschaftswerten im schmelzflüssigen Zustand.

Eine zusätzliche Absicherung könnte dadurch erreicht werden, daß nicht nur mit Al_2O_3 , sondern auch mit anderen Simulationsoxiden Coderechnungen durchgeführt und experimentell verifiziert werden. Es wird daher angeregt, ZrO_2 als weiteres Simulationsoxid in die analytischen und experimentellen Arbeiten mit einzubeziehen. Hierzu ist als Vorarbeit die Ent-

wicklung einer unter Wahrung der sicherheitstechnischen Anforderungen technologisch handhabbaren Thermitzündung für eine Zr/Fe₃O₄-Mischung erforderlich.

Wenn die Übertragbarkeit der analytischen und experimentellen Ergebnisse von der Wechselwirkung mit Al₂O₃ auf diejenige mit ZrO₂ gezeigt werden kann, so dürfte der weitere Schritt einer Extrapolation auf die oxidische Kernschmelze besser begründet sein, zumal ZrO₂ eine Hauptkomponente der Kernschmelze ist.

7. Literatur

- /1/ Unveröffentlichter Bericht des KfK
(1979)
- /2/ D.Perinic et al.
unveröffentlichter Bericht des KfK
(1978)
- /3/ A.Skokan, H.Holleck, M.Peehs
Chemical Reactions between Light Water Reactor Core Melt and
Concrete
Nucl. Techn., 46 /2/, 255 - 262 (1979)
- /4/ M.Peehs, A.Skokan, M.Reimann
The Behavior of Concrete in Contact with Molten Corium in the Case
of a Hypothetical Core Melt Accident
Nucl. Techn., 46 /2/, 192-198 (1979)
- /5/ G.Ondracek
Unveröffentlichte Mitteilung vom 21.6.76
- /6/ E.M.Levin, C.R.Robbins, H.F.McMurdie
Phase Diagrams of Ceramists,
The American Ceramic Society, Inc. (1964), Fig. 630
- /7/ S.Nazaré, G.Ondracek, B.Schulz
Über theoretische und experimentelle Möglichkeiten zur Bestimmung der
Stoffwerte von Corium; Abschlußbericht Teil II:
KfK 2217, Okt. 1975
- /8/ Y.S.Toulukian, C.Y.Ho
Thermophysical Properties of High-Temperature Solid Materials,
Vol. 4, Part I; N.Y., 1967

- /9/ Gmelin
Handbuch der anorganischen Chemie, Bd. 39, Tl. C 1;
Hamburg, 1974
- /10/ JANAF I, II, III
Thermochemical Tables, 1965, 1966, 1967
- /11/ A.M.Alper (Ed.)
High Temperature Oxides, II; Acad. Press, N.Y. 1970
- /12/ P.T.B. Shaffer
High Temperature Materials, No. 1: Materials Index
Plenum Press, N.Y., 1964
- /13/ E.N.da C.Andrade
Phil.Mag. 17, 497 (1934)
- /14/ R.Skoutajan et al.
BMFT RS - 214 A (Mai 1979)

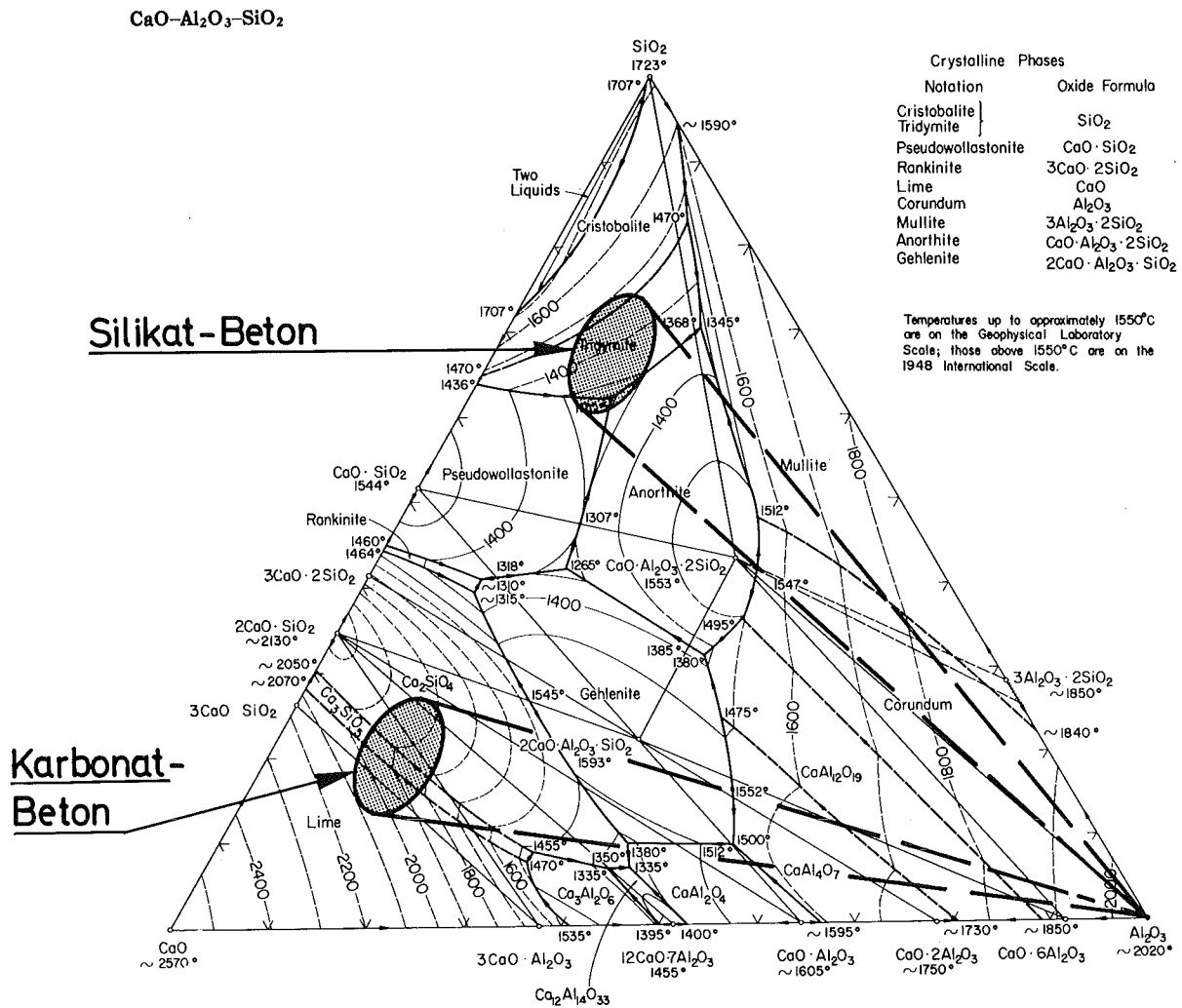


FIG. 630.—System $\text{CaO}-\text{Al}_2\text{O}_3-\text{SiO}_2$; composite.

E. F. Osborn and Arnulf Muan, revised and redrawn "Phase Equilibrium Diagrams of Oxide Systems," Plate 1, published by the American Ceramic Society and the Edward Orton, Jr., Ceramic Foundation, 1960.

(Auszug aus /6/)

Abb. 1: Zustandsdiagramm des Systems $\text{CaO}-\text{Al}_2\text{O}_3-\text{SiO}_2$ mit den angenäherten Zusammensetzungen von Silikat- und Karbonatbeton und ihren Schmelzgleichgewichten mit Al_2O_3 als Simulationsoxid.

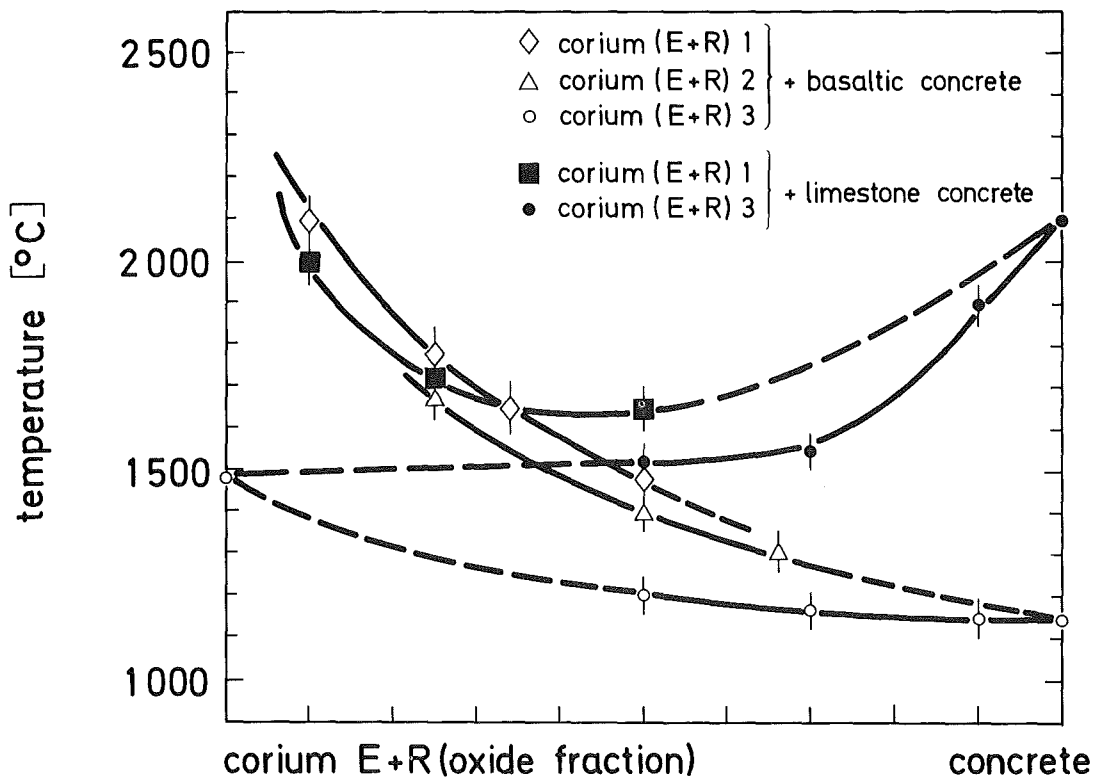
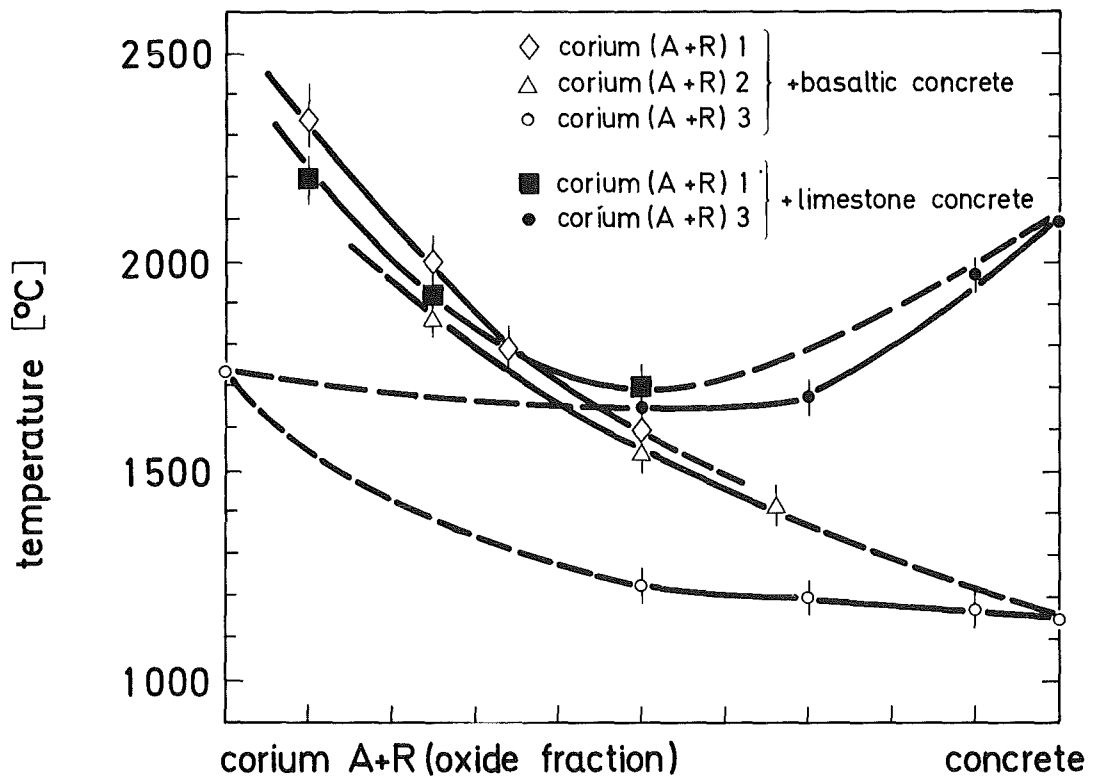


Abb. 2: Erstarrungstemperaturen von Corium/Beton-Mischungen (weiße Symbole für Silikat-, schwarze für Karbonatbeton; 1,2 und 3 bedeuten: nicht voroxidiert, teilweise voroxidiert und vollständig voroxidiert).

Tabelle 1: Vergleichende Zusammenstellung von Eigenschaftswerten der oxidischen Kernschmelzenfraktion (UO_2+ZrO_2), Al_2O_3 und anderer Oxide

	UO_2+ZrO_2	Al_2O_3	ZrO_2	BaO	SrO	CeO_2	Ce_2O_3	HfO_2
Dichte der Schmelze ¹⁾ bei 2800 K ρ [g/cm ³]	7.5	3.2	4.6	4.6	3.6	5.5	5.2	7.9
Schmelztemperatur T_s [K]	2820	2315	2950	2200	2700	2880	2440	3173
Viskosität bei T_s ¹⁾ (n.Andrade-Gl.) η [Pa·s]	5.7×10^{-3}	4.2×10^{-3}	4.1×10^{-3}	3.5×10^{-3}	3.5×10^{-3}	4.6×10^{-3}	3.5×10^{-3}	5.6×10^{-3}
Spezif. Wärmekapazität ²⁾ C_p [J/g·K]	0.59	1.46	1.26	0.42	0.59	0.50	0.65	0.54
Wärmeleitfähigkeit ²⁾ bei 2675 K λ [J/cm·s·K]	3.3×10^{-2}	16.7×10^{-2}	5.0×10^{-2}	-	-	0.8×10^{-2}	-	2.5×10^{-2}
Emissionsgrad bei ²⁾ 2300 K	0.4 - 0.9	0.4	0.6	-	-	0.9	-	0.9
Dampfdruck bei ²⁾ 2300 K P [bar]	$10^{-5} - 10^{-7}$	4×10^{-6}	5×10^{-8}	6×10^{-4}	2×10^{-4}	7×10^{-5}	8×10^{-5}	5×10^{-9}
Bildungsenthalpie bei ²⁾ 2300 K ΔG_T^0 [kJ/Mol O_2]	-690	-540	-670	-630	-670	-580 ($Ce+O_2$) -125 ($2Ce_2O_3+O_2$)	-750	-670
elektr. Widerstand ²⁾ bei 2300 K R [$\Omega \cdot cm$]	$10^{-1} - 10^0$	$10^2 - 10^3$	$10^{-1} - 10^0$	-	-	$10^{-2} - 10^{-1}$	-	$10^0 - 10^{-1}$

1) abgeschätzt

2) für den festen Zustand; z.T. extrapoliert ohne Berücksichtigung von Phasenumwandlungen

06.01.11/14A Untersuchung der Freisetzung von Spalt- und Aktivierungs-
PNS 4315 produkten beim Kernschmelzen
 (H. Albrecht, K. Nolte, H. Wild, IRCh)

Einleitung

Nach umfangreichen technischen Umbaumaßnahmen an der Schmelzanlage SASCHA, zu denen u.a. der Einbau einer neuentwickelten koaxialen Hochfrequenz-Stromdurchführung aus Keramik gehörte, konnte Ende April 1980 der Versuchsbetrieb wieder aufgenommen werden. Es ist jetzt möglich, die Anlage mit unterschiedlichen Induktionsspulen (Innendurchmesser bis zu 130 mm) zu betreiben und dabei auch dickwandige Betontiegel mit ca. 1 kg Schmelzgut einzusetzen oder in einer Kombination aus ThO_2 - und Al_2O_3 -Tiegeln Kernschmelzen bis zu einigen Kilogramm zu erzeugen. Außerdem können in diesem Maßstab jetzt auch Schmelzversuche in einer Wasserdampf-Atmosphäre mit Drücken bis zu 2,2 bar durchgeführt werden.

Nach der im Herbst 1979 abgeschlossenen Versuchsserie zur Spaltprodukt-Freisetzung in Luft (1,2,3) standen daher 1980 entsprechende Versuche unter Wasserdampf im Mittelpunkt des Arbeitsprogrammes. Neben der quantitativen Bestimmung der prozentualen Freisetzung einzelner Elemente wurde dabei auch die Größenverteilung der Aerosolpartikeln und die Verteilung einzelner Elemente auf verschiedene Teilchen-Größenklassen untersucht.

Zur Vorbereitung von Freisetzungsversuchen während der Wechselwirkung einer Kernschmelze mit Beton wurden ferner ein neues Tiegelsystem entwickelt sowie eine Filter-Wechselmaschine konstruiert, die es erlaubt, eine wesentlich größere Masse an Aerosolpartikeln zu sammeln und zu analysieren als bisher.

1. Beschreibung der Freisetzungsversuche unter Wasserdampf

In Analogie zu den früher durchgeführten Versuchen unter Luft wurden als Schmelzgut jeweils 3 kurze Brennstabprüflinge verwendet, die aus UO_2 -Pellets mit einem simulierten Abbrand von 44 000 MWd/t und einer Zircaloy-Kapsel mit einer kleinen Druckausgleichsöffnung im Deckel bestanden (4). Zur Simulation des RDB-Strukturmaterials wurden außer diesen Kapseln drei

Stahlringe (WSt. 1.4550) bzw. ein Teilstück eines Inconel-Abstandhalters eingesetzt.

Die Tiegelanordnung, die Temperaturmessung sowie die Methoden zur Sammlung und Analyse der Freisetzungserzeugnisse waren die gleichen wie in den früheren Versuchen. Der Druck der Wasserdampf-Atmosphäre betrug in allen Fällen 2,0 bar, die Werte der übrigen Versuchsparameter gehen aus Tabelle 1 hervor.

Tabelle 1: Angaben zu den Freisetzungsversuchen

Versuch	S-227	S-229	S-232	S-241	S-244	S-249
T _{max} (°C)	1950	1970	1900	2350	2200	1900
Aufheizrate (°C/min)	100	94	113	220 ^{a)}	126	175 ^{a)}
Lineare Auf- heizung bis (°C)	1700	1500	1470	2200	1300	1700
Dampfdurch- satz (l/min)	10	10	10	10	10	10
Schmelzgut- masse (g)	144	145	145	145	187	195
davon Fissium	91	91	91	91	122	122
Zircaloy	31	31	31	31	44	44
Stahl	22	23	23	23	-	-
Inconel	-	-	-	-	21	29
Nuklidaktivi- tät (µCi):						
J-131	2,5	109	-	-	30,2	24,6
Cs-134	35,3	-	14,9	-	9,0	10,9
Te-129 ^m	-	193	-	-	80,1	76,0
Ag-110 ^m	-	36	-	-	-	-
Cd-115 ^m	-	-	-	-	-	35,9
Sb-124	70,2	-	78 ^{b)}	98 ^{b)}	-	-

a) ab 1200 °C, bis 1200 °C:110 °C/min

b) bei den Versuchen S-232 und S-241 enthielt das Fissium zusätzlich Tracer von einigen schwer flüchtigen Spaltprodukten, über deren Freisetzung zu einem späteren Zeitpunkt berichtet wird.

Im Zusammenhang mit den aufgeführten Nuklid-Aktivitäten sei noch einmal kurz auf die "Philosophie" der Verwendung von schwach aktivem Fissium eingegangen (4): Fissium ist ein synthetisches Abbrandgemisch, das neben UO_2 bis zu 14 repräsentative Spaltelemente enthält. Bei den hier beschriebenen Versuchen waren es die Elemente J, Cs, Te, Se, Cd, Ag, Sn, Sb, Mo, Zr, Ru, Ba, Ce und Nd. Einige von ihnen wurden vor der Vermischung durch Neutronen-Bestrahlung aktiviert. Dadurch war es auf relativ einfache Weise möglich, die Freisetzung dieser Elemente quantitativ zu bestimmen. Aus Gründen der Meßgenauigkeit während der on-line-Messungen (ausreichende Statistik in den Gamma-Peaks bei kurzen Meßzeiten und gleichzeitiger Vermeidung von Totzeiteffekten) war jedoch eine Beschränkung auf 3-5 aktivierte Spaltelemente pro Versuch erforderlich.

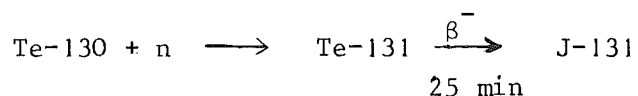
Der zeitliche Temperaturverlauf in den 6 Experimenten geht aus dem unteren Teil der Abbildungen 4315-1 bis 4315-4 hervor. Wie man sieht, wurde die Temperatur mehrfach über längere Zeitintervalle konstant gehalten; die Absicht dabei war, für diese Niveaus möglichst genaue Freisetzungsraten, d.h. die prozentuale Freisetzung pro Zeiteinheit, zu bestimmen.

Bei den angegebenen Unsicherheitsgrenzen in den Temperaturkurven handelt es sich um Schätzwerte, die sich aus der Meßgenauigkeit des Pyrometers und aus lokalen Temperaturunterschieden im Schmelzgut ergeben.

2. Ergebnisse der Freisetzungsversuche

2.1 Das Freisetzungsverhalten von Jod

Das Spaltelement Jod war in den Fissium-Pellets als inaktives CsJ vorhanden. Als Tracer wurde J-131 verwendet, das durch Aktivierung von metallischem Tellur hergestellt wurde:



Bei diesem Herstellungsverfahren liegt das später gemessene Jod also in elementarer Form vor. Die Freisetzungsergebnisse sind in der Tabelle 2 zusammengefaßt.

Tabelle 2: Angaben über die Freisetzung von Jod im Temperaturbereich
1300-1750 °C

Versuch	Temperatur (°C)	Zeitdauer (min)	Anstieg der Frei- setzung (%)		Verhalten des Schmelzgutes
			von	bis	
S-244	1300	15	< 1	7,3	kein Schmelzen
S-244	1450-1600	3,6	16	93	Inconel schmilzt
S-249	1400-1750	3,5	< 2	92	Inconel schmilzt
S-229	1500-1720	3,4	17	83	Stahl schmilzt
S-227	1480-1750	5,0	14	91	Stahl schmilzt

Bei Temperaturen bis zu ca. 1400 °C zeigte sich zunächst nur ein geringes Entweichen durch die Überdrucköffnung in den Kapseldeckeln, vgl. Abb 4315-1 und 4315-2. Im Verlauf und kurz nach dem Schmelzen des Stahls bzw. Inconels war jedoch in wenigen Minuten ein steiler Anstieg der Freisetzung auf über 80 % festzustellen. Die Ursache dafür liegt vermutlich im Auftreten von Hüllrohrschäden, die durch die Zircaloy-Oxidation und/oder die Wechselwirkung mit dem geschmolzenen Stahl bzw. Inconel zustande kommen. Eine genauere Untersuchung dieses Versagensmechanismus war bisher nicht möglich, weil sich einerseits die Zircaloy-Hüllen bei 1500 °C nicht genau genug beobachten lassen und weil andererseits während der Abkühlphase bei $T = 800 - 1100$ °C deutlich sichtbare Risse eintreten, von denen man nicht sagen kann, ob sie in ihrem Anfangsstadium nicht schon bei wesentlich höheren Temperaturen vorhanden waren.

Man muß auch berücksichtigen, daß der Versagensmechanismus und der Versagenszeitpunkt der Brennstabhülle von der Vorgeschichte der Hüllrohrbelastung sowie von den lokalen Druck- und Temperatur-Verhältnissen abhängen. Da aber die entsprechenden Einflüsse auf einen 4 m langen Brenn-

stab eines realen LWR-Cores mit den hier eingesetzten Brennstab-Prüflingen nicht ausreichend simuliert werden können, sind die Ergebnisse über die Jod-Freisetzung nur mit Einschränkungen quantitativ übertragbar. Sie sollen daher in folgender, etwas verallgemeinerter Form zusammengefaßt werden:

- a) Bis etwa 1400 °C bleibt die Jod-Freisetzung relativ gering, die Freisetzungsraten liegen in der Größenordnung von 1 % pro min. Dieser Wert kann sogar als konservativ angesehen werden, weil der für die Freisetzungsmessung benutzte Jodanteil im kalten Fissium in elementarer Form, also in einem stark flüchtigen Zustand vorlag.
- b) Im Temperaturbereich 1400 - 1700 °C steigt die Freisetzung im Gefolge des Stahl- und Inconel-Schmelzens stark an; die Freisetzungsraten liegen dabei im Bereich 10 - 60 % pro min.
- c) Bei weiterem Temperaturanstieg wird das Restinventar an Jod mit Sicherheit bis 2000 °C freigesetzt, denn im Anschluß an die Versuche S-227, S-229, S-244 und S-249 war im Schmelzgut keine Jod-Aktivität mehr feststellbar.

Ob die Freisetzungsraten gegenüber b) noch weiter ansteigen, läßt sich aufgrund der bisherigen Versuche nicht feststellen, weil dazu das meßtechnische Auflösungsvermögen nicht hoch genug war.

Im Vergleich zu früheren Experimenten in einer Luftatmosphäre ergab sich - wie die Abb. 4325-5 zeigt - im Temperaturbereich 1500 - 1700 °C für Wasserdampf eine höhere Freisetzung. Der Einfluß der Atmosphäre kann sich dabei in zweifacher Weise auswirken: (a) auf den Chemismus des Jods in dem komplexen Vielstoffsystem UO_2 /Spaltprodukte/Zircaloy-Hülle und (b) auf den Versagensmechanismus des Hüllrohres, dessen Reaktion mit beiden Atmosphären in unterschiedlicher Weise abläuft, besonders in Gegenwart von Stahl oder Inconel (5).

2.2 Das Freisetzungsverhalten von Cäsium

Das Spaltelement Cäsium ist im Fissium in Form von CsJ (71 mg pro 100 g UO₂) und von Cs₂CO₃ (305 mg pro 100 g UO₂) enthalten. Durch das angegebene Gewichtsverhältnis wird erreicht, daß das Cäsium-Inventar im Fissium entsprechend der unterschiedlichen Spaltausbeute etwa 10 mal höher ist als das Jod-Inventar. CsJ ist eine bis 1280°C stabile Verbindung, während Cs₂CO₃ schon bei 610°C zerfällt.

Der Freisetzungsverlauf des Cäsiums ist bis etwa 1600°C dem des Jods sehr ähnlich. Höchstwahrscheinlich hat auch hier der Versagensmechanismus der Zircaloy-Hülle einen starken Einfluß auf den Anstieg der Freisetzungskurve. Bei höheren Temperaturen erfolgt die Freisetzung - wie den Abbildungen 4315-2 und 4315-3 zu entnehmen ist - etwas langsamer als beim Jod. Trotzdem wird auch hier das Restinventar quantitativ freigesetzt, wenn die Temperatur der Brennstäbe für eine Zeitdauer von ca. 15 min im Bereich zwischen 1700 und 2000°C gehalten wird.

Im Vergleich zu den Befunden in Luft erwies sich die Cäsium-Freisetzung in Wasserdampf im Temperaturbereich 1470 - 1700°C als deutlich höher, vgl. Abb. 4315-6. Eine wahrscheinliche Ursache dafür ist, daß sich unter Luft in stärkerem Umfang schwerflüchtige Cs-Uranate bilden (Cs₂UO₄, CsU₂O₇, ..., Cs₂U₁₅O₄₆).

2.3 Das Freisetzungsverhalten von Tellur

Tellur war im Fissium in elementarer Form enthalten. Es wurde bei den Schmelzversuchen anhand der Nuklide Te-129 und Te-129^m nachgewiesen, die durch Aktivierung von angereichertem Te-128 hergestellt wurden. Die Ergebnisse zeigen bis zu einer Temperatur von 1800°C eine integrale Freisetzung von maximal 13 % (vgl. Abb. 4315-1 bis 4315-3), und in keinem der bisherigen Versuche wurden mehr als 35 % des Tellurs freigesetzt. Da die Siedepunkte sowohl des Elementes wie des Oxids (TeO₂) unterhalb von 1300°C liegen, ist anzunehmen, daß die Flüchtigkeit durch die Bildung von Telluriden - vorzugsweise Zr-Telluriden - reduziert wird.

Im Vergleich zum Verhalten dieses Spaltproduktes in Luft waren keine wesentlichen Unterschiede festzustellen.

2.4 Das Freisetzungsverhalten von Silber

Auch das Spaltprodukt Silber lag im Fissium in elementarer Form vor. Als Tracer diente das durch Aktivierung leicht herstellbare und gamma-spektrometrisch gut meßbare Ag-110^{m} .

Entsprechend dem bei 2212°C liegenden Siedepunkt von metallischem Silber wäre bis 2000°C eine relativ geringe Freisetzung zu erwarten gewesen. Doch schon bei 1970°C wurde nach einer Haltezeit von 4 min eine Freisetzung von 55 % registriert, vgl. Abbildung 4315-1. Dies läßt auf die Bildung einer leichter flüchtigen Verbindung schließen, wofür besonders AgJ mit einem Siedepunkt von 1506°C in Frage kommt. Die molare Konzentration von Silber im Fissium liegt um den Faktor 3,9 niedriger als diejenige von Jod. Die Bildung von AgJ könnte somit zwar die unerwartet hohe Flüchtigkeit von Ag erklären; das chemische Verhalten von Jod wird jedoch nur durch die Wechselwirkung mit weiteren Reaktionspartnern verständlich.

Bemerkenswert ist auch das andersartige Verhalten von Silber in Luft. In einer Zeit von 20 min bei 1800°C wurde in Luft ein Anteil von 10 % freigesetzt, während in Wasserdampf in nur 9 min bei Temperaturen zwischen 1500 und 1800°C bereits ca. 30 % des Silbers aus den Fissium-Pellets entwichen. Bei wesentlich höheren Temperaturen (2400 - 2600°C) wurde in Luft ein Anstieg der Freisetzung auf 45-60 % ermittelt (bei Haltezeiten von 5-8 min). Unter entsprechenden Bedingungen dürfte in Wasserdampf nach den vorliegenden Ergebnissen mit einer vollständigen Freisetzung des Silbers zu rechnen sein.

2.5 Das Freisetzungsverhalten von Cadmium und Antimon

Ähnlich wie Silber gehören auch Cadmium und Antimon zu den Spaltelementen mit einer geringen Spaltausbeute. Während Ag und Sb beim Kernschmelzen bzgl. ihrer Radioaktivität und Nachwärmeleistung eine Rolle spielen, ist Cd eher wegen seines Beitrags zur Aerosolmasse zu betrachten. Es ver-

dampft nämlich auch aus den schwarzen Steuerstäben (Zusammensetzung: Ag-In-Cd), sobald deren Hüllrohre defekt werden; Cd liefert somit in der 1. Phase der Aerosolbildung zusammen mit J, Rb und Cs den Hauptbestandteil der durch Kondensation entstehenden Feststoffe.

Wie aus Abb. 4315-3 hervorgeht, wird Cd noch früher als J und Cs quantitativ aus dem Brennstoff freigesetzt. Dies spricht dafür, daß Cd (Spkt: 765 °C) in elementarer Form entweicht, also keine Verbindungen mit niedrigem Dampfdruck gebildet werden. Dasselbe dürfte für das in den Steuerstäben enthaltene Cd gelten.

Antimon war wie Cadmium im Fissium in metallischer Form enthalten. Da der Siedepunkt von Sb bei 1750 °C liegt und die Bildung von Sb-Oxiden aus thermodynamischen Gründen unwahrscheinlich ist, kann man den Beginn der Freisetzung bei Temperaturen ≥ 1700 °C erwarten. Dies kommt auch in den Meßkurven der Versuche S-227, S-229 und S-241 zum Ausdruck, vgl. Abb. 4315-4.

Auffällig ist jedoch, daß nach einer Haltezeit von 11 min bei 2350 °C, an deren Ende aller Brennstoff geschmolzen war, die integrale Sb-Freisetzung nur knapp 30 % betrug. Das Rückhaltevermögen der Schmelze, das hier erkennbar wird, nimmt bei einer größeren Schmelzbadtiefe vermutlich noch zu, so daß die Sb-Freisetzung dann noch weiter verzögert wird.

Im Vergleich zu den früheren Versuchen war der Freisetzungsverlauf von Sb in Wasserdampf ähnlich wie in Luft, während Cd in Wasserdampf deutlich früher quantitativ freigesetzt wurde.

3. Freisetzungsraten

Für Berechnungen der Aktivitäts- und Massenfreisetzung im Rahmen von Störfall-Analysen kann man die in den Abbildungen 4315-1 bis 4315-4 dargestellten Freisetzungskurven nicht unmittelbar verwenden, da diesen Ergebnissen immer ein bestimmter, aber für viele Fälle nicht repräsentativer Temperatur/Zeitverlauf zugrunde liegt. Es liegt deshalb nahe, aus den Kurven für die einzelnen Elemente Freisetzungsraten abzuleiten, die die prozentuale Freisetzung pro Zeiteinheit darstellen, bezogen auf das jeweils noch vorhandene Restinventar.

Wenn man davon ausgeht, daß die freigesetzte Masse Δm eines Elementes bei konstanter Temperatur von der noch vorhandenen Masse m_0 , der Zeit Δt und einer als Freisetzungsrates bezeichneten Größe α abhängt, so gilt folgendes Exponentialgesetz:

$$\Delta m = m_0 (1 - e^{-\alpha \Delta t}). \quad (1)$$

Mit $m = m_0 - \Delta m$ (2)

läßt sich daraus ableiten:

$$\alpha = \frac{1}{\Delta t} (\ln m_0 - \ln m) \quad (3)$$

In den Gleichungen (1) und (3) ist α in der Dimension $[\text{min}^{-1}]$ zu verwenden, wenn Δt in min angegeben wird. Oft ist es aber praktischer, statt α eine Freisetzungsrates R mit einer Dimension $[\% \cdot \text{min}^{-1}]$ zu benutzen; in diesem Fall ist $\alpha = R/100$.

Anstelle der Größen m_0 , m und Δm für die Massenbilanz kann man zur Bestimmung von α auch das Aktivitätsinventar und die Aktivitätsfreisetzung verwenden.

Nach diesem Verfahren wurden die in Tabelle 3 zusammengestellten Freisetzungsrates ermittelt.

Die in der Tabelle auftretenden Lücken lassen sich damit erklären, daß entweder die Freisetzungsrates unterhalb der Meßgrenze lagen oder in den bisherigen Versuchen kein geeignetes Temperaturniveau für die Auswertung zur Verfügung stand.

Auf die besonderen Schwierigkeiten einer Ratesbestimmung für die Jodfreisetzung wurde bereits im Abschnitt 2.1 hingewiesen. Zur Beschreibung der Jodkurve von Versuch S-249 könnte man vereinfachend rechnen mit

$$\begin{aligned} R &= 0 && \text{für } T \neq 1700 \text{ }^\circ\text{C} \text{ und} \\ R &= 60 \% \cdot \text{min}^{-1} && \text{für } T = 1700 \text{ }^\circ\text{C}. \end{aligned}$$

Tabelle 3: Berechnete Spaltprodukt-Freisetzungsraten

T (°C)	Freisetzungsraten R (% pro min)				
	J	Cs	Te	Ag	Sb
<1400	<0.1	<0.1			
1470		6.5			
1500	} 10 - 60	} 10-40	0.7	<1	
1600					
1700					2.4
1950			2.2 ^{a)}	4.9	0.3 ^{b)}
2350					2.2

a) Mittelwert der Ergebnisse aus den Versuchen S-229 und S-249

b) Mittelwert der Ergebnisse aus S-227 und S-232

Das ergäbe für $\Delta t = 7$ min bei $T = 1700$ °C nach (1) eine 98,5 %ige Freisetzung; doch die Abdampfung während der Aufheizphase bliebe dabei völlig unberücksichtigt.

Grundsätzlich ähnlich liegen die Verhältnisse bei den Freisetzungsraten für Cäsium. Auch dort spielen die Vorgänge während des Hüllrohrversagens (und möglicherweise zusätzliche Effekte wie Pellet-Cracking) eine so starke Rolle, daß die Versuche mit Fissium vorläufig keine definierteren Aussagen zulassen als in der Tabelle 3 angegeben.

4. Vergleich der Freisetzungsergebnisse für Fissium und für Brennstoff mit echtem Abbrand

Von R.A. Lorenz et al. (6) wurden in Oak Ridge Out-of-pile-Versuche in einer Helium/Wasserdampf-Atmosphäre durchgeführt, bei denen die Freisetzung der Spaltelemente Kr, J und Cs bis zu Temperaturen von 1610 °C untersucht wurde. Der eingesetzte Brennstoff war vorher bei relativ geringer Stabileistung (im Mittel 17,5 - 23,3 KW/m) und entsprechend niedriger Zentraltemperatur bis zu einem Abbrand von

30 000 MWd/t bestrahlt worden. Einige Versuchsparameter und Ergebnisse der inzwischen abgeschlossenen Versuchsserie sind in Tabelle 4 zusammengefaßt.

Tabelle 4: Angaben zu den ORNL-Freisetzungsversuchen (6)

	Versuch			
	HT1	HT2	HT3	HT4
T_{\max} ($^{\circ}\text{C}$) ⁺⁾	1300	1445	1610	1400
Zeit bei T_{\max} (min)	10	7	3	0.33
Kr-Freisetzung (%)	2.65	11.0	17.5	7.1
J-Freisetzung (%)	0.330	4.70	25.2	3.50
Cs-Freisetzung (%)	0.224	9.64	21.9	6.11

⁺⁾ Die Aufheizung auf die angegebene Temperatur erfolgte von 800 $^{\circ}\text{C}$ in ca. 1 min, ähnlich kurz war die Abkühlphase

Bei den Ergebnissen sind besonders folgende Punkte von Bedeutung:

- a) Die Freisetzung von J und Cs steigt im Temperaturintervall 1300 - 1600 $^{\circ}\text{C}$ um ca. 2 Größenordnungen an.
- b) Im oberen Bereich dieses Intervalls besteht zwischen der Freisetzung des Spalteredelgases Kr und derjenigen von J und Cs nur ein relativ geringer Unterschied.
- c) Die integrale Freisetzung der 3 Elemente bei 1600 $^{\circ}\text{C}$ und 3 min Haltezeit liegt bei \approx 25 % des Inventars im Brennstoff.
- d) Ab ca. 1350 $^{\circ}\text{C}$ erfolgt die Freisetzung der betrachteten Elemente durch einen schnell ablaufenden Mechanismus, so daß bei einer

Verlängerung der Haltezeit von z.B. 2 min auf 10 min (bei konstanter Temperatur) die Integralwerte nicht mehr stark zunehmen. Als Ursache für den erwähnten Mechanismus wird angenommen, daß sich bei niedriger Temperatur zunächst Spaltgase an den Korngrenzen ansammeln und daß bei zunehmender Temperatur durch Vergrößerung und Vereinigung benachbarter Gasblasen Kanäle entstehen, die bis zu den Rissen in den Pellets bzw. den Hohlräumen im Brennstab reichen und so ein schnelles Entweichen der flüchtigen Spaltprodukte ermöglichen.

Bezüglich Punkt a) wurde für Fissium ein ähnlicher Sachverhalt festgestellt wie für den Brennstoff mit echtem Abbrand, vgl. Tabelle 2.

Auch hinsichtlich des schnellen Zeitverlaufs der Freisetzung, der sich in einem steilen Anstieg der Kurven von Abbildung 4315-1 bis 4315-3 ausdrückt, besteht qualitativ eine gute Übereinstimmung. Allerdings stieg die Freisetzung von J und Cs aus Fissium schnell auf 50 - 80 % an, was um einen Faktor 2-3 höher liegt als bei den ORNL-Experimenten. Ein wesentlicher Grund dafür dürfte sein, daß sich im Fissium von vornherein alle Spaltprodukte außerhalb der UO_2 -Körner befinden und insofern das gesamte J- und Cs-Inventar für eine spontane Freisetzung durch das Netzwerk von Kanälen und Rissen infrage kommt. Als weitere Ursachen sind auch die unterschiedliche Dichte, Porosität und Stöchiometrie der Pellets oder auch verschiedenartige Einflüsse des Zircaloy-Hüllrohres (innenseitige Oxidation, Gap-Weite, Größe und Lage von Austrittsöffnungen) denkbar. Bei einer Extrapolation der ORNL-Ergebnisse auf Temperaturen von 1800 - 2000 °C ist jedoch zu vermuten, daß die im Versuch HT3 ermittelte Freisetzung noch um einen Faktor 4-5 ansteigt. Damit werden im Hinblick auf einen Kernschmelzen-Unfall mit Temperaturen im Bereich von 2400 °C die Aussagen der Experimente mit Fissium (vgl. Abschnitte 2.1 und 2.2) hinreichend gut bestätigt.

Für alle schwerer flüchtigen Spaltprodukte als J und Cs gilt eine analoge Überlegung: mit zunehmender Temperatur nehmen die physikalischen und chemischen Unterschiede zwischen Fissium und echt abgebranntem Material immer mehr ab, so daß die mit Fissium ermittelten Freisetzungsergebnisse bei Temperaturen oberhalb von 2000 °C und erst recht nach der Bildung einer

flüssigen Kernschmelze in zunehmendem Umfang als realistisch anzusehen sind.

5. Aerosoluntersuchungen

Die bei den Schmelzversuchen freigesetzten Produkte sind zunächst gasförmig; sie kondensieren aber bereits innerhalb des Schmelztiegels oder im Bereich des Absaugsystems oberhalb des Tiegels. Die entstehenden Aerosolpartikeln werden dann zu einem gewissen Anteil (im Mittel <20 %) an den Wänden der Transportstrecke abgeschieden; die überwiegende Masse wird jedoch durch den Gasstrom zu den Meßfiltern transportiert.

Um nun die physikalischen und chemischen Eigenschaften der gasgetragenen Aerosolpartikeln untersuchen zu können, wurde vor den Meßfiltern eine Abzweigung in die Transportstrecke eingebaut, die zu einem beheizten 8-stufigen Kaskaden-Impaktor führte. Während der Freisetzungsversuche wurde dieser Impaktor bei einer Schmelzguttemperatur von 2000 °C für 10-30 sec beaufschlagt. Die auf den Prallblechen der einzelnen Stufen erhaltenen Niederschläge wurden anschließend ausgewogen sowie gamma-spektrometrisch und mit Hilfe des Rasterelektronen-Mikroskopes untersucht (7).

Ergebnisse: Die bei einem Versuch unter Wasserdampf auftretende Massenverteilung der Aerosolpartikeln ist in Abbildung 4315-7 dargestellt. Wie man sieht, erstreckt sich die Verteilung über einen Partikelgrößenbereich von 0.06 µm bis 0.32 µm, wobei sich diese Zahlen auf den mittleren geometrischen Teilchendurchmesser auf den Kaskadenstufen 1 und 8 beziehen.

Dieses Ergebnis unterscheidet sich deutlich von den entsprechenden Werten eines Luft-getragenen Kernschmelzen-Aerosols, für das unter ähnlichen Randbedingungen ein mittlerer geometrischer Durchmesser von 0.14 µm bzw. 1.0 µm für die Stufen 1 und 8 ermittelt wurde. Die Partikelzahlverteilung wies dabei ein Hauptmaximum bei 0.17 µm und zwei Nebenmaxima bei 0.30 und 0.73 µm auf (8).

Allerdings war es unter den bisherigen Betriebsbedingungen der Aerosolmeßgeräte (neben der Kaskade wurde in Luft auch eine Stöber-Zentrifuge eingesetzt) nicht möglich, Partikeln mit Durchmessern <0.10 µm nachzu-

weisen; deshalb kann das Auftreten solcher Partikel in Luft vorläufig nicht ausgeschlossen werden.

Trotz dieser Einschränkung läßt sich feststellen, daß die Größenverteilung des Aerosols in Wasserdampf im Vergleich zu Luft offenbar zu kleineren Partikelgrößen verschoben ist. Durch weitere Versuche ist nun noch zu klären, ob bzw. in welcher Weise diese Aussage von der Schmelzpunkt-Temperatur und der Aerosoldichte abhängt.

Ein anderer wichtiger Befund besteht darin, daß auf gleichen Kaskadenstufen bei Wasserdampf-Betrieb stets kleinere Partikeln abgeschieden wurden als bei Luft-Betrieb. Diese unterschiedliche Abscheidungscharakteristik läßt sich zwar qualitativ durch den Zusammenhang zwischen Gaseschwindigkeit, Viskosität des Gases, Partikelgröße und dem sog. Abscheidungsparameter beschreiben (7); bzgl. der praktischen Anwendung bedeutet das aber, daß bei einer Änderung der Versuchsparameter in vielen Fällen eine neue Kalibrierung der Kaskadenstufen erforderlich ist.

Parallel zur Bestimmung der Partikelgröße wurde auch die Verteilung einzelner Elemente auf die verschiedenen Teilchen-Größenklassen untersucht. Eine Größenklasse ist dabei durch das Partikelspektrum auf einer einzelnen Kaskadenstufe definiert.

Die Abbildungen 4315-7 und 4315-8 lassen erkennen, daß die leichtflüchtigen Elemente J und Cs vorzugsweise auf den Kaskadenstufen abgeschieden wurden, auf denen die Aerosolpartikeln mit kleinem Durchmesser zu finden waren, in Luft bei $< 0.3 \mu\text{m}$ und in Wasserdampf bei $\leq 0.13 \mu\text{m}$. Die schwerer flüchtigen Spaltelemente traten dagegen bevorzugt zusammen mit den größeren Partikeln auf, in Luft bei $d > 0.5 \mu\text{m}$ und in Wasserdampf bei $d \geq 0.13 \mu\text{m}$.

Dieser Befund läßt sich aufgrund der Thomson-Gleichung verstehen, welche besagt, daß zur Kondensation bei einem bestimmten Dampfdruck p ein kritischer Durchmesser d_{kr} überschritten werden muß, da sonst die Partikel wieder verdampft:

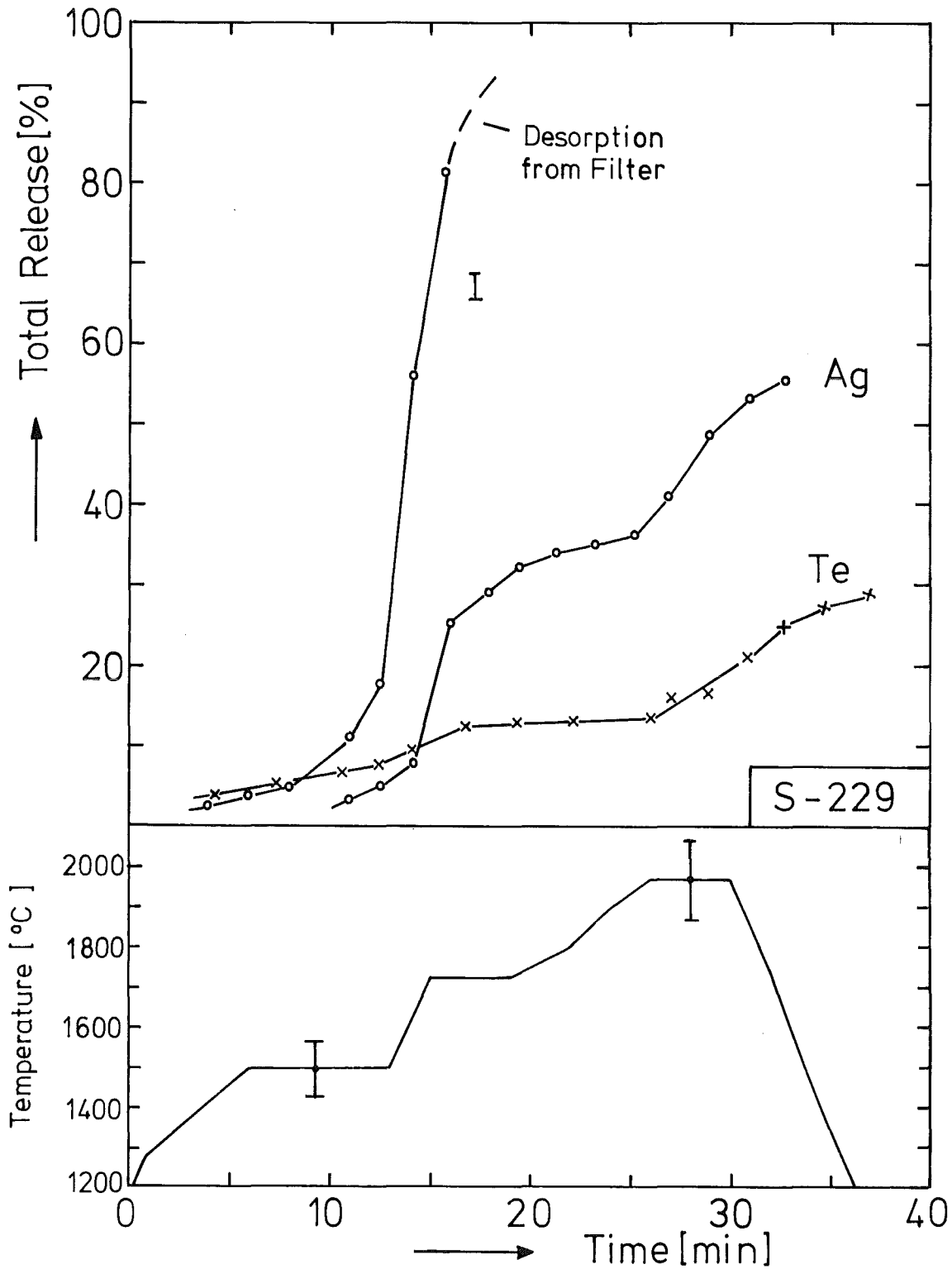
$$d_{kr} \sim \frac{1}{\ln p}$$

Es ist jedoch bemerkenswert, daß sich diese Gesetzmäßigkeit auf dem Kaskadenimpaktor nachweisen läßt, obwohl die Aerosolpartikeln nicht direkt am Ort der Kondensation, sondern etwa 1 m davon entfernt gesammelt wur-

den und auf dem Transportweg bereits Koagulations- und Abscheidungsprozesse stattgefunden haben.

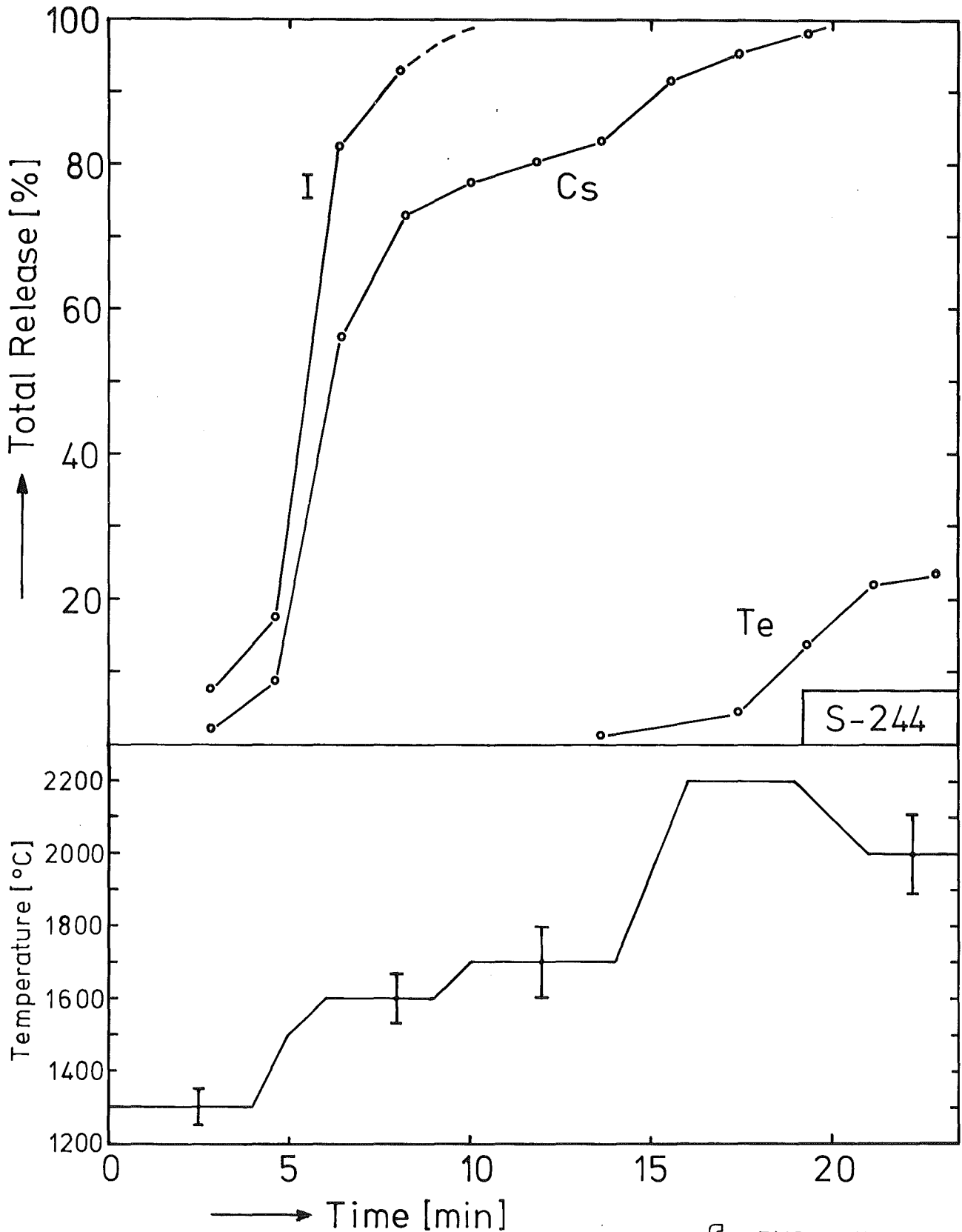
Literatur

- (1) PNS-Halbjahresbericht 1978/2, KfK-2750 (1979) 4300-24
- (2) Albrecht, H., Matschoß, V., Wild, H.: Experimental investigation of fission and activation product release from LWR fuel rods at temperatures ranging from 1500 - 2800 °C. IAEA Specialists' Meeting on " Behavior of Defected Zirconium Alloy Clad Ceramic Fuel in Water Cooled Reactors ", Chalk River, Canada, September 17-21, 1979
- (3) Albrecht, H., Matschoß, V., Wild, H.: Untersuchungen zur Aktivitätsfreisetzung beim LWR-Kernschmelzen, Jahrestagung Kerntechnik 1980, Berlin, 25.-27. März 1980, Tagungsbericht, pp. 315-318.
- (4) Schreibmaier, J., Matschoß, V., Albrecht, H., Mack, A.: Herstellung von Kernbrennstoff mit simuliertem Abbrand (Fissium) an der Anlage FIFA, KfK-2991, Juni 1980.
- (5) Hagen, S., Politis, C. in: Jahreskolloquium 1976 des Projektes Nukleare Sicherheit, KfK-2399 (Nov. 1976) p. 167.
- (6) Lorenz, R.A., Collins, J.L., Malinauskas, A.P., Osborne, M.F., Towns, R.L.: Fission Product Release from Highly Irradiated LWR Fuel Heated to 1300 - 1600 °C in Steam, NUREG/CR-1386 (ORNL/NUREG/TM-346), Nov. 1980.
- (7) Albrecht, H., Wild, H.: Wasserdampf und Luft als Trägergas beim Betrieb eines Kaskadenimpaktors zur Untersuchung Nuklearer Aerosole, Conf. on Aerosols in Science, Medicine and Technology, Physical and Chemical Properties of Aerosols, Schmollenberg, 22.-24.10.1980
- (8) Albrecht, H., Matschoß, V., Wild, H.: Release of Fission and Activation Products During Light Water Reactor Core Meltdown, Nucl. Technology 46 (1979) 559



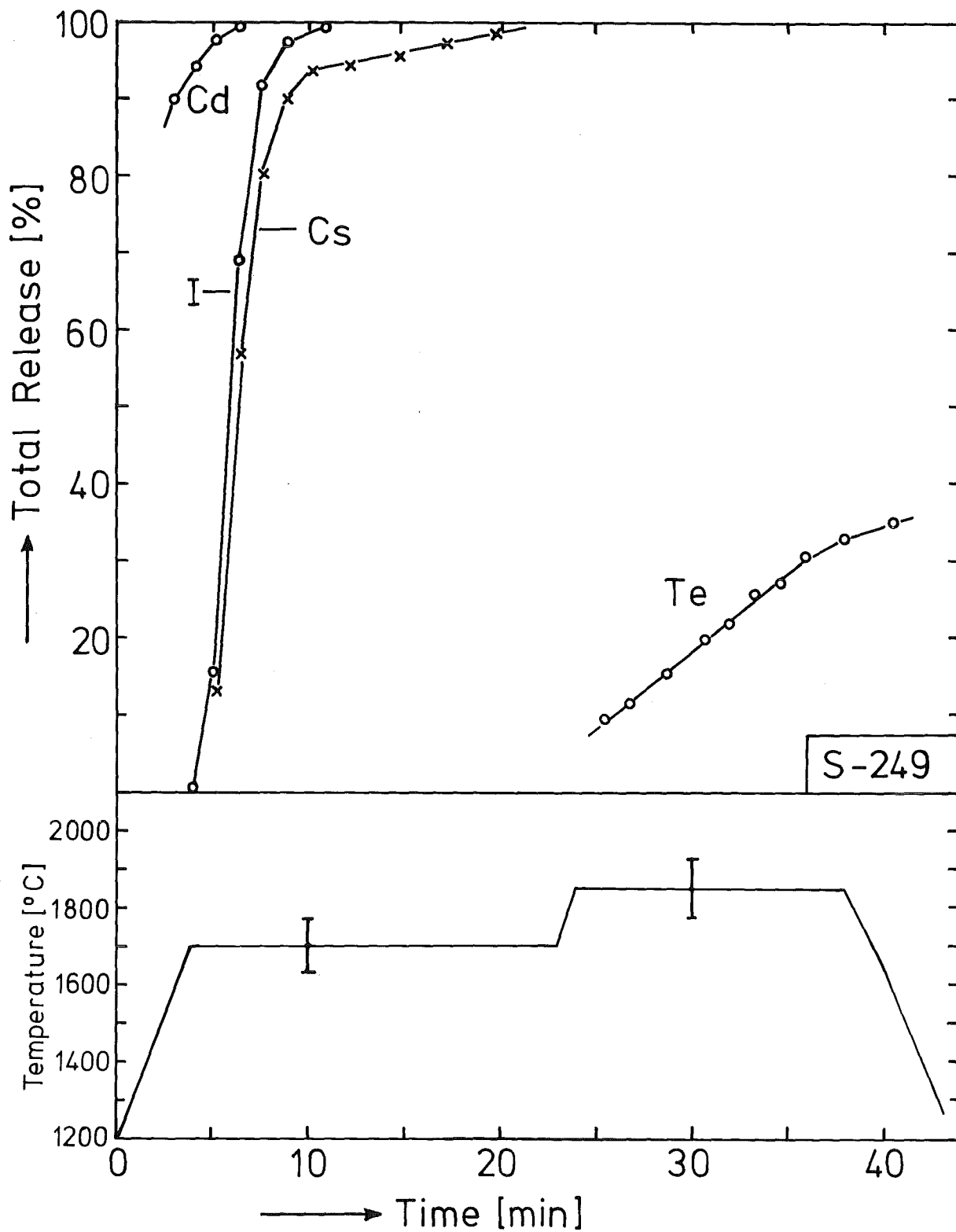
KIK PNS-4315

Release of Iodine, Silver, and Tellurium in Steam (2 bar)



KfK PNS-4315

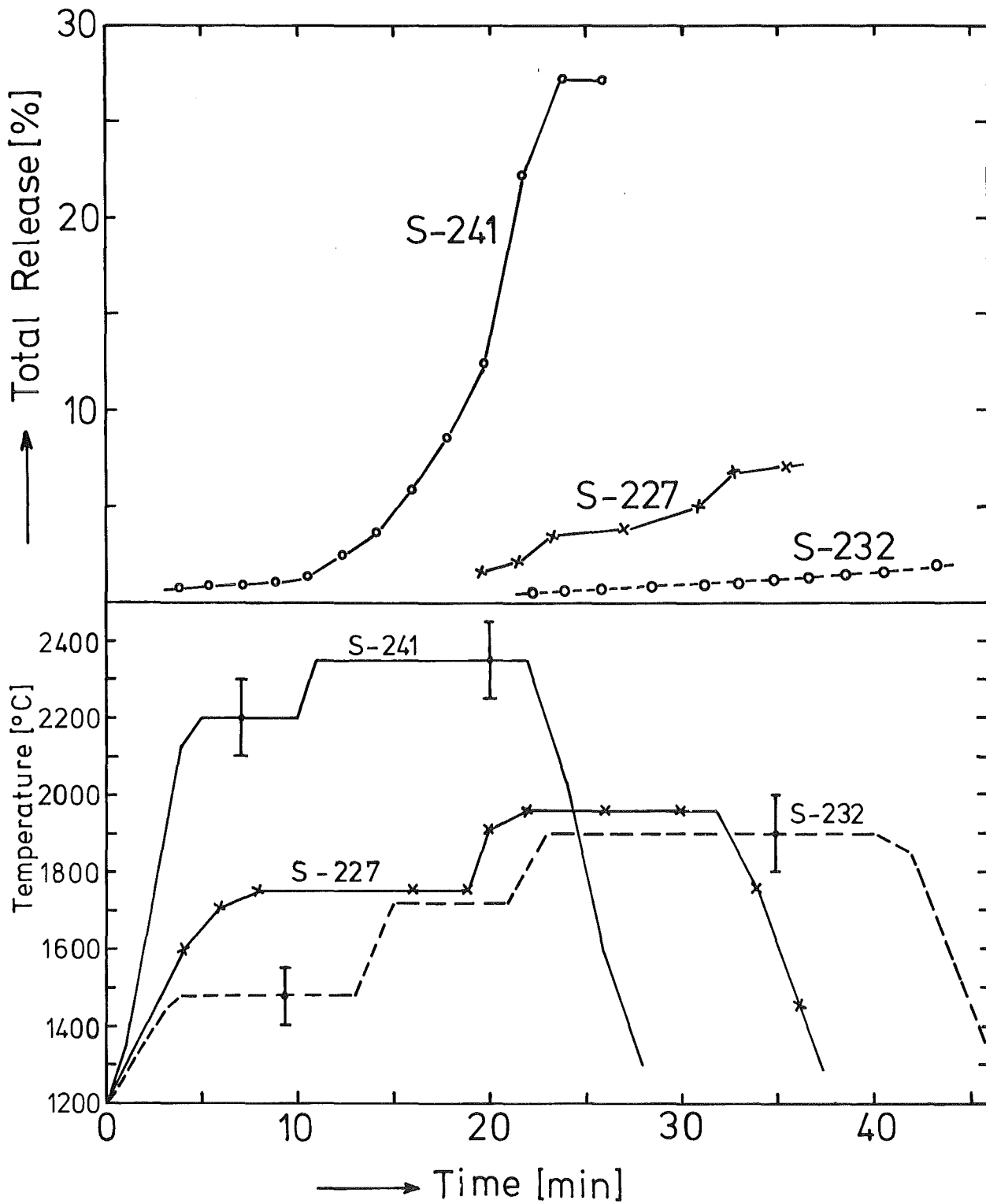
Release of I, Cs, and Te in Steam (2 bar)



S-249

KfK PNS-4315

Release of Cd, I, Cs, and Te in Steam (2 bar)



KIK PNS-4315

Release of Antimony in Steam (2 bar)

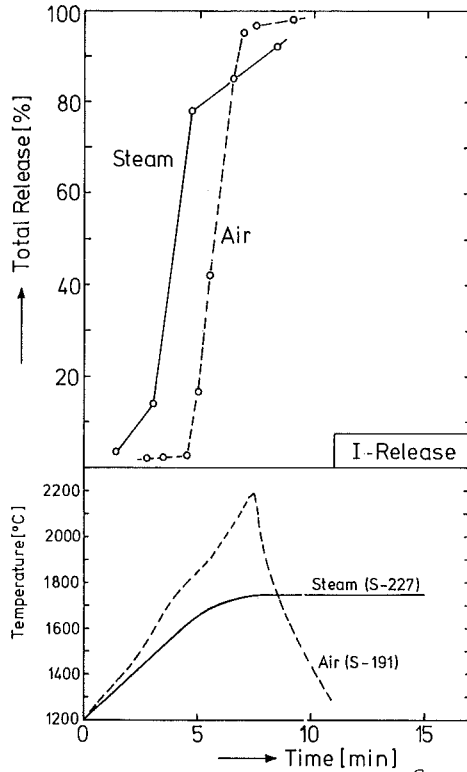


Abb. 4315-5:
Vergleich der Jod-Freisetzung
in Wasserdampf und Luft (2 bar)

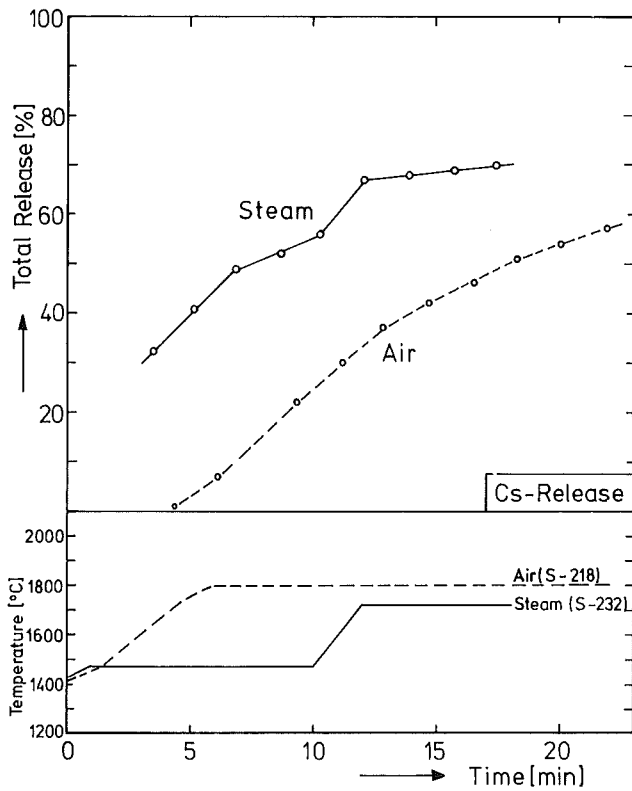
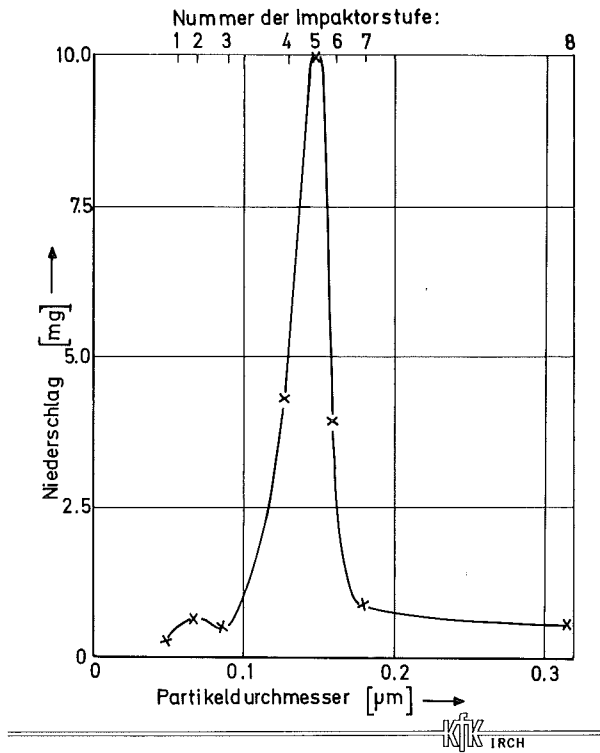
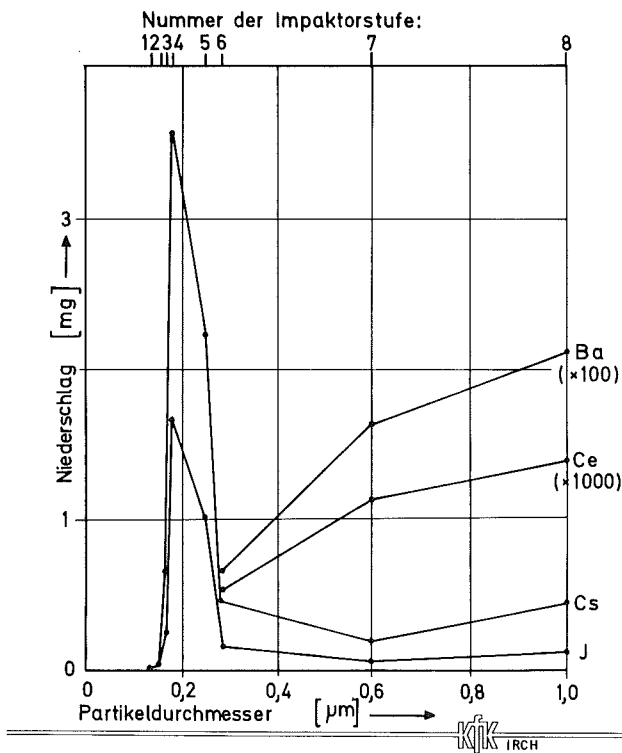


Abb. 4315-6: Vergleich der Cäsium-Freisetzung in Wasserdampf und Luft
(jeweils 2 bar)



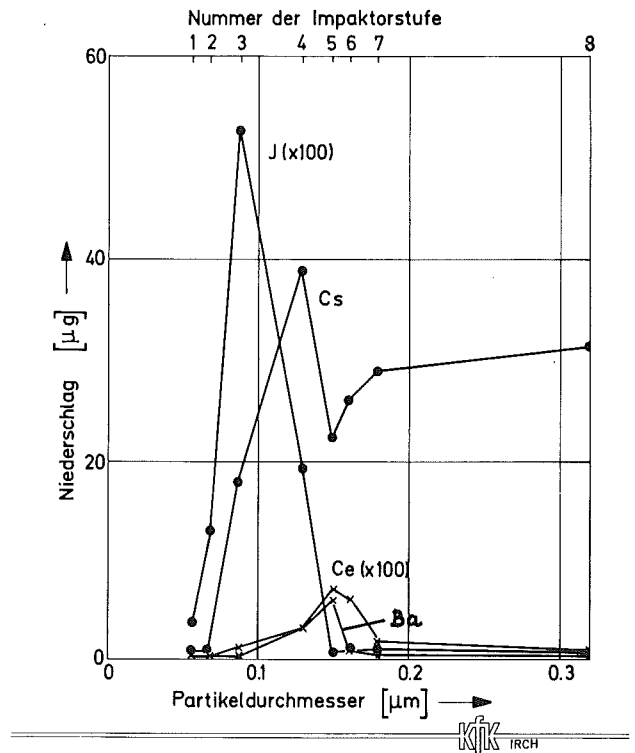
Massenverteilung auf den kalibrierten Stufen des Kaskadenimpaktors in Wasserdampf

Abb. 4315-7



Niederschlag von Spaltprodukten auf den kalibrierten Stufen des Kaskadenimpaktors in Luft

Abb. 4315-8



Niederschlag von Spaltprodukten auf den kalibrierten Stufen des Kaskadenimpaktors in Wasserdampf

Abb. 4315-9

06.01.12 Untersuchungen zur Wechselwirkung von Stahlschmelzen mit Beton

06.01.12/09A Ausbreitung von Stahlschmelzen im Beton

PNS 4325 (S. Hagen, A. Grünhagen, H. Malauschek, K.P. Wallenfels,
R. Döbele, A. Hinz, W.D. Klotz, N. Paroth, G. Prokott,
R. Töpfer, IT)

Einleitung

Die Auswirkungen der Wechselwirkung zwischen Kernschmelze und Reaktorbeton sollen in einem Programmsystem beschrieben werden, in dem der bei KfK in Entwicklung befindliche WECHSEL-Code einen wesentlichen Baustein darstellt. Für die Bereitstellung experimentell abgesicherter Ausgangsdaten und die Überprüfung der Aussagekraft der Programme sind Versuche zum Verhalten von Stahlschmelzen in Beton vorgesehen. Um die Stahlschmelzen von ca. 300 kg auf den erforderlichen Temperaturen von 2000 °C halten zu können, wird die induktiv beheizte BETA-Anlage aufgebaut. Die Schmelze befindet sich in dieser Anlage in einem Tiegel aus dem zu untersuchenden Beton.

Für die Erprobung der prinzipiellen Anwendbarkeit der induktiven Heizmethode, der Betontiegel, der Meßhaube und der verschiedenen Meßtechniken wurden und werden Vorversuche durchgeführt.

In diesem Bericht wird über die Erprobung der Tiegelmessungstechnik berichtet. Am Tiegelbeton wurden bis jetzt Messungen mit Ni/CrNi-Thermoelementen, Feuchtefühler, Ultraschall-Pulsecho-Detektoren und die Tiegelquerschnittsvermessung erprobt. Diese Methoden haben die Bestimmung der Schmelzfrontausbreitung, der Temperaturverteilung und des Feuchteverhaltens im Beton zum Ziel.

Bei den bis jetzt durchgeführten Vorversuche wurde die Schmelze im allgemeinen mit dem Thermitverfahren erzeugt. Hierbei wurden 64,5 oder 100 kg Thermit im Tiegel gezündet. Die zylindrischen Tiegel hatten eine Kaverne von 40 cm (19 cm) Durchmesser und 50 cm (50 cm) Höhe. Ihre Außenmaße betragen 60 cm (28 cm) Durchmesser und 100 cm (70 cm) Höhe.

Der kleinere Tiegeltyp (Abmessungen in Klammern) wurde nur bei den Versuchen zur Erprobung der induktiven Heizung verwendet (Remscheid-Versuche). Die Zusammensetzung des Betons und die weiteren Daten in den Vorversuchen sind in Tabelle 1 + 2 gegeben.

Positionierungsmethoden

Für die Messung der Geschwindigkeit, mit der sich die Schmelzfront im Beton ausbreitet, müssen die Detektoren an definierten Positionen im Beton eingebracht werden. Die Fixierung der Detektoren muß so stabil sein, daß sie durch den Betoniervorgang der relativ großen Tiegel ihre Lage nicht ändern. Trotzdem soll das Verhalten der Schmelzfront durch die Maßnahmen zur Detektorfixierung möglichst nicht beeinflusst werden, Insbesondere dürfen wegen der später induktiven Heizung keine metallisch leitenden Materialien verwendet werden.

Die erste von uns erprobte Methode bestand in der Verwendung von Betonprismen. Die Detektoren können relativ zur Prismenwandung wegen der hier vorliegenden kleinen Abständen genau positioniert werden, Die stabilen Prismen können im Tiegel selber wieder ausreichend genau an der Tiegelform fixiert werden, so daß ihre Lage sich beim Betoniervorgang nicht verändert.

Bei der Verwendung von Prismen traten aber bei den US-Versuchen Schwierigkeiten auf. Es zeigte sich bei den Versuchen US2, US3 und US4 (Abb. 7) ein bevorzugtes Eindringen der Schmelze im Bereich des Prismenbetons. Dieses bevorzugte Eindringen nahm von Versuch US2 zum Versuch US4 zu und erreichte am Tiegel US4 im Prismenbereich gut die doppelte Eindringtiefe wie im zentralen Bereich des Tiegels.

Sucht man nach Gründen für das unterschiedliche Eindringen in Tiegel- und Prismenbeton, so sind folgende Unterschiede zu beachten. Für die Prismen war aus Herstellungsgründen nur die feinste Kornart des Zuschlags verwendet worden. Dies kann aber nicht der entscheidende Unterschied gewesen sein. Bei einem Schmelzversuch an einem Probetiegel wurde für Prisma und Tiegel der identische Beton verwendet. Trotzdem trat bei diesen Versuchen ein deutlich bevorzugtes Eindringen der Schmelze in das Prisma auf. Der Unterschied war hier größer als bei den US-Tiegeln.

Weitere Unterschiede zwischen den vier US-Versuchen bestanden in der Zementart und der Aushärtungszeit des Prismas. Der Tiegel US1 war aus Portlandzement hergestellt worden, die restlichen aus Hochofenzement (Prisma und Tiegel jeweils aus dem gleichen Zement). Vergleicht man den Unterschied in der Eindringtiefe mit der Zeit zwischen der Herstellung der Prismen und dem Einbau der Prismen in die Tiegel, so zeigt sich, daß das bevorzugte Eindringen um so größer war, je weniger Zeit zwischen Herstellung des Prismas und Herstellung des Tiegels verstrichen war (US1: 7 Tage; US2: 4 Tage; US3/US4: 3 Tage; Probetiegel: 1 Tag).

Die bei den US-Tiegeln und dem Probetiegel gefundene Abhängigkeit des bevorzugten Eindringens in das Prisma konnte an später mit Hochofenzementtiegeln und -prismen nicht reproduziert werden. Die beim Einbau 1, 4, 7 und 14 Tage alten 5 x 5 cm großen Prismen zeigten alle kein bevorzugtes Eindringen gegenüber dem Tiegel beim Schmelzversuch (M4). Auch bei Versuchen mit 2 x 2 cm starken Prismen (M3) war schon kein Unterschied in der Eindringtiefe mehr gefunden worden.

Bei den angegebenen Kontrollversuchen waren die Prismen aber mit großer Sorgfalt gerüttelt worden, um die gleiche Dichte, wie im Tiegel zu erreichen. Wir nehmen daher an, daß bei den US-Versuchen die Prismen infolge einer unterschiedlichen Dichte und Struktur durch das damit verknüpfte unterschiedliche Porensystem beim Aufheizen einen veränderten Feuchtetransport und damit das bevorzugte Eindringen gezeigt haben.

Die zuletzt erwähnten Versuche lassen den Schluß zu, daß bei sorgfältiger Herstellung der Prismen kein Unterschied in dem Eindringverhalten zwischen Tiegel- und Prismenbeton vorliegt. Bei den Untersuchungen zum unterschiedlichen Eindringverhalten haben wir Positionierungsmethoden erprobt, die die Menge des Prismenbetons im Schmelzbereich stark reduzieren. Hierfür wurde das Prisma derart verkürzt, daß es mit seinem vollen Querschnitt sicher nicht mehr in den Schmelzbereich hineinragte. Um Blasenbildung unter dem bei der Herstellung in die Tiegelform hineinhängenden Prisma zu vermeiden, wurde das Prisma dachförmig angeschrägt (Abb. 1A und 1B).

Aus dem Prisma ragen dann die Detektoren frei hervor (Abb. 1A) oder werden in schlanken Betonfingern von 2 x 2 cm Querschnitt geführt (Abb. 1B). Diese sollten ein seitliches Verbiegen der Detektoren verhindern. Bei den frei herausragenden Detektoren muß man beachten, daß eine leichte seitliche Verbiegung nur eine verschwindend geringe Änderung des Abstands vom Kavernenboden bedingt, solange die seitliche Verschiebung klein gegen die herausragende Länge bleibt.

Für eine Meßanordnung, bei der sich die Thermoelemente alle in einer Ebene befinden, wurden Techniken erprobt, die Prismen ganz zu vermeiden. Bei der ersten Methode (Abb. 1C) wurden die Thermoelemente zwischen zwei 10 mm starken Quarzstäben verspannt. Die Thermoelemente waren durch Anlöten eines Verlängerungsdrahtes so präpariert, daß die empfindliche Meßstelle sich in der gewünschten Mittellage zwischen den Stäben befand. Durch einen weiteren dünnen Quarzstab von 4 mm Dicke, wurde die Verschiebung der gespannten Drähte senkrecht zur Spannrichtung verhindert.

Bei der zweiten Methode (Abb. 1D) wurde die Längsstabilität der Thermoelemente ausgenutzt. Ein seitliches Verschieben der Detektoren wurde durch das gegenseitige Abstützen der Detektoren mit Quarzstäben von 4 mm Stärke verhindert. Das flächenförmige Gebilde wurde durch Spannfäden in der Meßebe gehalten.

Schließlich wurde eine Methode erprobt, die es gestattet die Detektoren in räumlicher Anordnung in dem Beton zu positionieren. Hierfür werden Quarzstabgestänge verwendet, bei denen die Quarzstäbe gegenseitig und mit den Detektoren verklebt sind. Die Thermoelemente werden in diesen Gestängen als Einzeldetektoren verklebt oder in Form des Doppeldetektors eingebracht. Der Doppeldetektor besteht aus einem Betonwürfel von 2 cm Kantenlänge, in dem das Thermoelement zusammen mit einer V2A-Elektrode im Abstand von 1 cm eingegossen ist. Diese Elektrode wird zusammen mit dem Mantel des Thermoelements als Feuchtefühler benutzt.

Die genaue Positionierung der Detektoren im Quarzstabgestänge wird durch einen Justierrahmen erreicht. In diesem Rahmen werden die Detektoren in die gewünschte Lage gebracht und dann mit den Quarzstangen verklebt. Für die Messungen im Bodenbereich des Tiegels wird das Quarzglasgestänge starr an einem Querbalken in der Tiegelform befestigt. Im Wandbereich des Tiegels dagegen, wird das Quarzstabgestänge durch Fäden verspannt. Der genaue Abstand zum Tiegelkern wird dabei durch Distanzstäbe aus Quarz gewährleistet.

Die Quarzstabgestänge stellen eine optimale Positionierungsmethode dar. Mit ihnen können die Detektorpositionen genau fixiert werden, Ihr Einfluß auf das Eindringen der Schmelze in den Beton ist zu vernachlässigen, weil Quarz dem silikatischen Kieselzuschlag chemisch ähnlich ist.

Schmelzfrontausbreitung

Für die Messung der Schmelzfrontausbreitung haben wir 3 verschiedene Methoden angewendet. Für die kontinuierliche Messung wurde die Laufzeit eines Ultraschallpulsechos bestimmt. Werden die Thermoelemente von der Schmelzfront erreicht, so reagieren sie mit einem sehr steilen Anstieg der Temperatur und versagen. Die Feuchtefühler antworten mit Kurzschluß, wenn sie von der Schmelzfront getroffen werden.

Ultraschall-Pulsecho-Methode

Die Ultraschall-Pulsecho-Methode nützt die Tatsache aus, daß ein Ultraschallwellenzug am Übergang zu einem Medium mit unterschiedlicher Impedanz $Z = \rho \cdot c$ (ρ = Dichte; c = Schallgeschwindigkeit) reflektiert wird. Verschiebt sich die Grenzfläche, so ändert sich damit die Laufzeit des Ultraschallimpulses von Sender- zu Empfängerkopf.

Für die Messung der Schmelzfrontgeschwindigkeit befinden sich Sender und Empfänger am Boden des Tiegels (Abb. 2B). Die Ultraschallimpulse mit einer Zentralfrequenz von 0,3 MHz werden von der Grenzfläche zwischen flüssigem Stahl und Beton reflektiert. Mit vordringender Schmelzfront verkürzt sich die Laufzeit des Ultraschallpulses.

Der Ultraschallpuls wird periodisch ausgesandt (ca. 200 Hz), Das empfangene Ultraschallsignal wird auf einem Oszillographen dargestellt und zusammen mit der Versuchszeit von einer automatischen Kamera registriert. Die Veränderung der Laufzeit macht sich in der Verschiebung Δt des reflektierten Impulses auf dem Oszillographenschirm bemerkbar. Vernachlässigt man die Änderung der Schallgeschwindigkeit durch die sich erhöhende Temperatur, so gilt für die Eindringtiefe

$$\Delta L = \frac{c}{2} \Delta t$$

Bei den vier Vorversuchen US1-US4 konnte so die Schmelzfrontausbreitung auf der Achse gemessen werden. Die Ergebnisse sind in Abb. 2A dargestellt. In den Tiegeln US1 und US4 hat die Eindringgeschwindigkeit über ca. 100 sec einen gleichbleibenden Wert von 0,5 bzw. 0,45 mm/sec. Bei den Versuchen US3 und US2 dagegen nimmt die Eindringgeschwindigkeit deutlich ab: Von 0,6 mm/sec auf 0,4 mm/sec beim Tiegel US3 und von 0,3 mm/sec auf 0,15 mm/sec beim Tiegel US2. Die Eindringdauer liegt beim Versuch US3 bei ca. 150 sec und ist am längsten mit ca. 200 sec bei der niedrigsten Eindringgeschwindigkeit von Versuch US2. Die Eindringtiefe in axialer Richtung nimmt nur langsam mit abnehmender Eindringgeschwindigkeit ab (53 mm aus 41 mm). Die vorhandene Wärmemenge wird schneller oder langsamer zum Aufschmelzen des Betons verbraucht. Beim langsamen Eindringen geht ein größerer Anteil der Wärmemenge im wesentlichen durch Strahlung verloren.

Unsere Erklärung für die geringere Eindringgeschwindigkeit bei den Tiegeln US2 und US3 ist ein größerer Feuchtigkeitsgehalt dieser Tiegel. Obwohl von der Herstellung her die Wassermenge aller Tiegel gleich sein sollte, zeigte sich besonders beim Versuch US2 ein stärkeres Austreten von Wasser. Ebenfalls ergaben die Messungen mit den Feuchtefühlern einen deutlich höheren Feuchtigkeitsgehalt beim Tiegel US2 als beim Tiegel US4.

Die Ultraschallmessung gibt nicht nur Aussagen über die Bewegung der reflektierenden Fläche, sondern auch über deren Aufbau.

Diese Information kann aus den Reflexionskoeffizienten gewonnen werden. Er ist als Quotient von reflektierter (A_R) zur auffallend Amplitude (A_O) definiert, und ist mit den Impedanzen der Materialien vor (Z_A) und hinter (Z_B) der Grenzfläche wie folgt verknüpft;

$$R = \frac{A_R}{A_O} = \frac{Z_B - Z_A}{Z_A + Z_B}$$

Ist die Impedanz der reflektierenden Schicht Z_B sehr viel größer als diejenige der durchlaufenen Schicht, so stimmen die Amplituden von reflektiertem und auffallendem Impuls hinsichtlich Größe und Vorzeichen überein. Ist $Z_B \ll Z_A$ so hat die reflektierte Amplitude das entgegengesetzte Vorzeichen.

Bei den durchgeführten Versuchen zeigte sich, daß der Ultraschallimpuls nach Zündung seine negative Amplitude beibehielt. Vor Versuchsbeginn ist die Kaverne mit dem locker geschütteten Thermitpulver aufgefüllt. Dessen Impedanz ist sehr viel kleiner als die Impedanz des Betons. Wir erhalten also eine negative Amplitude für den reflektierten Impuls. Nach Zündung des Thermits bleibt die Amplitude des reflektierten Impulses negativ. Dies deutet darauf hin, daß der Ultraschall nicht an der sich am Boden der Kaverne ablagernden Eisenschmelze direkt reflektiert wird. Die Impedanz des Eisens ist viel höher als die vom Beton und daher müßte der Reflexionskoeffizient positiv sein. Die auch nach der Zündung negative Amplitude hängt wahrscheinlich mit dem Aufbau einer Schicht sehr geringer Impedanz zusammen, die sich zwischen Eisenschmelze und Beton aufbaut und im wesentlichen von dem Dampf gebildet wird, der aus dem Beton entweicht.

Thermoelementmessungen der Schmelzfrontausbreitung

Für die Temperaturmessung wurden Ni/CrNi-Thermoelemente mit Inconelmantel von 1 mm Durchmesser verwandt. Die Thermoelemente hatten eine isolierte Meßstelle und benutzten MgO als Isolationsmaterial. Die Thermoelemente wurden mit den beschriebenen Positionierungsmethoden in den Tiegel eingebracht.

Die Abb. 3A zeigt ein Beispiel für den Temperaturanstieg beim Vorversuch US4 im Bereich der von der Schmelzfront erreicht wurde. Das Eintreffen der Schmelzfront bewirkt ein Versagen des Thermoelements, da die Temperatur der Schmelze weit über dem Schmelzpunkt des Thermoelementmaterials liegt. Durch die schlechte Wärmeleitfähigkeit des Betons bedingt, bildet sich vor der Schmelzfront im Beton ein steiler Temperaturgradient heraus, der in der Anfangszeit des Eindringens bei über $1000\text{ }^{\circ}\text{C}/\text{mm}$ liegt. Dies ermöglicht eine genaue zeitliche Fixierung für das Eintreffen der Schmelzfront.

Die jeweils 2 Kurven für den Temperaturanstieg in einem bestimmten Abstand vom Kavernenboden rühren von Thermoelementen her, die symmetrisch zur Tiegelsachse einen Abstand von 95 mm hatten. Der gleichmäßige Abstand der Ankunftszeiten spricht dafür, daß die Eindringgeschwindigkeit der Schmelze bei diesem Versuch vom Anfang bis zum Ende praktisch gleich blieb. Dies macht sich auch in dem gleichmäßig steilen Anstieg der Temperatur für alle Ankunftszeiten bemerkbar.

Bei den BETA-Experimenten wird die Schmelze induktiv mit einer Leistung von 1,7 MW geheizt. Um die Auswirkungen der dabei auftretenden Lorentzkräfte zu untersuchen, wurden Vorversuche bei der Firma AEG-Elotherm in Remscheid mit induktionsbeheizten Schmelzen durchgeführt. Bei diesen Versuchen wurde die Funktionsfähigkeit der Thermoelementmessungen in Feldern bis zu ca. 100 Gauss nachgewiesen. Die Abb. 4 zeigt die Eindringtiefe der Schmelze als Funktion der Zeit für Thermit-Versuche, die mit verschiedenen starke Felder zusätzlich beheizt wurden. Für reine Thermitheizung (R6) erhalten wir eine Eindringgeschwindigkeit von 0,4 mm/sec. Bei einer Umrichterleistung von ca. 200 KW (R9) erhöht sich die Eindringgeschwindigkeit auf 0,86 mm/sec und bei ca. 500 KW (R8) auf 1,15 mm/sec.

Feuchtefühlermessungen der Schmelzfrontausbreitung

Die Feuchtefühler nutzen den Kehrwert des elektrischen Wechselstromwiderstandes des Betons als Maß für die Feuchtigkeit. Erreicht die Eisenschmelze den Feuchtefühler, so werden seine Elektroden kurzgeschlossen und der Detektor reagiert mit einem abrupten Anstieg des Signals. In Abb. 3A sind zusätzlich die Signale für 3 Feuchtefühler angegeben.

Man sieht, daß die Ergebnisse der Feuchtefühler gut mit denjenigen der Thermoelemente übereinstimmen.

Messung der Temperaturverteilung

In dem Betonbereich der nicht mehr von der Schmelze erreicht wird, nehmen die zeitlichen Änderungen der Temperaturen mit dem Abstand von der erstarrten Schmelzfront stark ab. Dies ist durch die geringe Wärmeleitfähigkeit bedingt. Als Beispiel sind in Abb. 3B die Temperaturverläufe im Bodenbereich des Tiegels US2 wiedergegeben. In 60 mm Abstand vom Kavernenboden, d.h. in ca. 10 mm von der erstarrten Schmelze stellt sich das Maximum von 700-800 °C erst nach ca. 2000 sec ein. In diesem Abstand macht sich noch das ungleichmäßige Eindringen der Schmelze vor den beiden Prismen bemerkbar. Ab 100 mm Abstand war der Temperaturverlauf in den jeweiligen Meßpositionen praktisch gleich. In 100 mm wird das Maximum von 350 °C erst nach 10000 sec erreicht. Die immer flacheren Maxima im Abstand von 150, 250 und 440 mm bilden sich erst nach 20000, 30000 und > 50000 sec.

Feuchtigkeitsverlauf

In Abb. 5 ist als Beispiel der Feuchteverlauf an Positionen mit verschiedenem Abstand vom Kavernenboden wiedergegeben. Das Feuchteverhalten hat an allen Positionen einen ähnlichen Verlauf. Durch die ansteigende Temperatur am Meßort und der Umgebung wird die Feuchtigkeit freigesetzt, erreicht am Meßort ihr Maximum und danach beginnt der Beton wieder auszutrocknen. Die Halbwertsbreite dieser zeitlichen Feuchtepeaks nimmt stark mit dem Abstand vom Kavernenboden zu. Sie steigt von wenigen Sekunden auf viele Stunden.

Liegt die Meßposition im Bereich der von der Schmelze erreicht wird, so wird die Abnahme des Signals durch den Kurzschluß des Detektors unterbrochen. Außerhalb des aufgeschmolzenen Bereiches erhalten wir zwei Arten von Kurvenverläufe. Bis zu einem Abstand von 200 mm nimmt die Feuchtigkeit beim Trocknen auf Werte ab, die weit unter der ursprünglichen Feuchtigkeit liegen.

In Entfernungen über 200 mm erfolgt das Austrocknen sehr viel langsamer. Am Ende der Meßzeit (nach einem knappen Tag) lagen die Feuchtwerte immer noch über denjenigen vor Beginn des Versuchs. Der Vergleich mit dem Temperaturverlauf an den Meßpositionen zeigt, daß für Entfernungen über 200 mm die maximale Temperatur unter 100 °C bleibt. Das starke Austrocknen hängt also mit dem Verdampfen des im Beton freiwerdenden Wassers zusammen. Dies zeigt sich auch an der Tatsache, daß die Lage des Maximums, die Zeit, zu der das Austrocknen beginnt, durch die Temperatur an dieser Position bestimmt wird.

Tiegelschnittvermessung

Um den Endzustand der Schmelzfrontausbreitung untersuchen zu können, werden die Tiegel nach Durchführung der Versuche mit einer Diamantsäge in Längsrichtung getrennt. Auf die Schnittflächen werden Meßmarken geklebt und der gegenseitige Abstand dieser Meßmarken genau vermessen. Die Schnittflächen werden dann photographiert. Durch die Meßmarken ist es möglich die Tiegelquerschnitte bei beliebiger Vergrößerung genau zu vermessen, da der Vergrößerungsmaßstab aus dem Photo zu entnehmen ist. Verzerrungen der Photos durch nicht planparallele Aufnahmen werden mathematisch korrigiert. Die Vermessung der Photos erfolgt mit einem graphischen Tablett, mit dessen Hilfe die Koordinaten des jeweiligen Meßpunktes über ein Terminal direkt in die zentrale Rechanlage des KfK eingegeben und dort verarbeitet werden.

Abb. 7 und 8 zeigen Photographien der Querschnitte von einigen der untersuchten Tiegel. Bei allen Versuchen sieht man eine klare Trennung zwischen der metallischen und oxidischen Phase. Die Eisenschicht von etwa 10 cm Dicke ist von den erstarrten oxidischen Anteilen der Schmelze überlagert. Während im Eisenbereich nur einige, weit auseinanderliegende Hohlräume auftreten, hat der oxidische Bereich über den ganzen Querschnitt eine stark poröse Struktur.

Eiseneinschlüsse kann man in den Querschnitten bis in den oberen Bereich erkennen. Die Ausdehnung dieser Einschlüsse ist im allgemeinen kleiner als 1 cm. Sie treten bevorzugt am Rand auf. In deutlich größerer Anzahl sind im erstarrten Oxid nicht aufgeschmolzene Kieselsteine zu finden.

Dies zeigt, daß das Aufschmelzen des Betons im Zementgestein beginnt, angeschmolzene Kieselsteine in die oxidische Schmelze geschwemmt werden und die Temperatur im flüssigen Oxid so schnell sinkt, daß die Kieselsteine nicht mehr geschmolzen werden.

Unterhalb des Eisens findet man bei allen Tiegeln über längere Bereiche deutlich ausgebildete Spalte variabler Breite. Daß diese Spalte besonders ausgeprägt im seitlichen Bereich sind, deutet auf den Einfluß der Kontraktion des Eisens beim Abkühlen hin.

Der Beton ist gegen das Eisen durch eine schwarze Schicht begrenzt. Diese Schicht wird aus angeschmolzenem Beton gebildet. Die Unterkante dieser Schicht, d.h. der Übergang zum Beton, verläuft im allgemeinen glatter als die Unterkante des Eisens. Sie macht die starken Schwankungen des Eisens nicht mit. Die schwarze Schicht hat am Rand eine Stärke von 3-5 mm und wird in der Mitte des Tiegels teilweise dicker, besonders an Stellen an denen das Eisen nicht soweit in den Beton eingedrungen ist.

An der Grenze zwischen Oxid und Beton fehlt diese Schicht. Der geschmolzene Beton löst sich hier wahrscheinlich in der oxidischen Schmelze schneller auf. An den Querschnitten ist zu erkennen, wie in der Höhe des Eisens die Außenkante der schwarzen Schicht in die Außenkante des Oxids übergeht.

Außerhalb der schwarzen Schicht ist ein Bereich stark dehydrierten Betons vorhanden. Er macht sich durch Ausbröckeln beim Schneiden des Tiegels bemerkbar. Anschließend findet man eine Schicht mit rötlicher Färbung, die durch die Verfärbung der Kieselsteine hervorgerufen ist. Der zwischen den Kieseln befindliche Zementstein hat eine hellgraue Farbe mit Tendenz zu einem gelblichen Ton. Es folgt eine dunkelgraue Schicht. In diesem Bereich wird der Farbton durch die Farbe des Zementsteins dominiert. Der Rest des Tiegels zeigt die normale hellgraue Verfärbung.

In Abb. 6 sind die Verläufe der schwarzen Schicht aus einigen Tiegelquerschnitten zusammengestellt. Die schwarze Schicht, als Grenzfläche gegen die Eisenschmelze, kann als Maß für die Eindringtiefe im Bodenbereich herangezogen werden. Das unterschiedliche Eindringen der Schmelze im Prismenbereich der US-Versuche ist schon im Abschnitt über die Positionierungsmethode diskutiert worden. Vergleicht man das Eindringen im axialen Bereich der Tiegel, so fallen die starken Schwankungen bei den Versuchen US2 und US3 auf. Die Eindringtiefen bleiben hier teilweise stark hinter den Werten von US1 und US4 zurück. Wir finden also für die Eindringtiefe die gleiche Tendenz, wie für die Eindringgeschwindigkeit bei den Ultraschallmessungen.

Bei den US-Tiegeln und den Tiegeln M1-M4 waren die äußeren 4-5 cm der Tiegel aus feinkörnigem Addimentbeton hergestellt worden. Dies war notwendig gewesen um die 10 Lagen Glasfaser-Gittergewebe in diesem Bereich mit Beton ausfüllen zu können. Die dritte Gruppe (M2A, M4A, M5A) hatte diese Addimentbetonschicht nicht. Bei diesen Tiegeln wurde im gesamten Bereich der Beton der angegebenen Zusammensetzung verwendet.

Vergleicht man die Eindringtiefen miteinander, so findet man ein deutlich stärkeres Eindringen bei den Tiegeln, die nicht die Addimentschicht hatten. Besonders weit dringt die Schmelze beim Tiegel M4A ein. Bei diesem Tiegel fehlt die äußere Glasfaser-Kunstharz-Beschichtung. Analog wie bei den US-Versuchen führen wir auch hier das unterschiedliche Eindringverhalten auf den Feuchtigkeitseinfluß zurück.

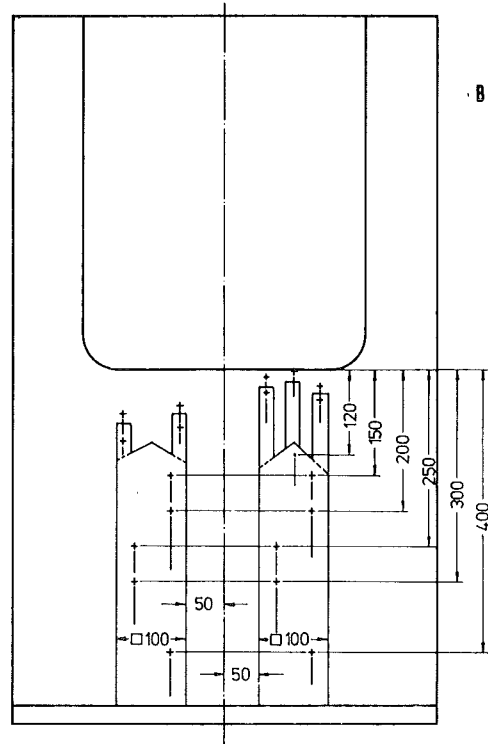
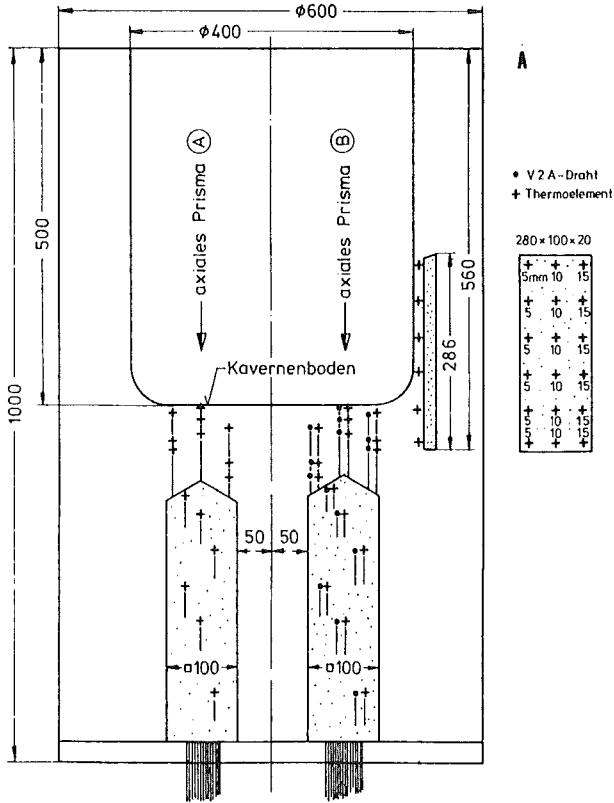
Die feinkörnige Addimentschicht stellt eine Sperre für die Feuchtigkeitsbewegung dar. Der Tiegel M4A hat keine äußere Beschichtung und damit keine Dampfsperre für das aus der Tiegelwandung austretende Wasser. Dies kann sich schon beim Austrocknen des Tiegels während der Abbindezeit des Zements bemerkbar machen. Ferner kann das während des Versuches durch das Aufheizen des Betons entstehende Wasser unbehindert seitlich entweichen. Die Stärke der sich unter dem flüssigen Eisen ausbildende Dampfschicht, die isolierende Wirkung hat, wird damit geringer sein. Die Tiegel M2A und M5A unterscheiden sich durch die Trockenzeit. Der Tiegel M2A war 101 Tage und der Tiegel M5A 41 Tage getrocknet worden.

Tabelle 1: Durchgeführte Versuche mit 100 cm x 60 cm \emptyset - Tiegel

Bezeichnung	Zement	Korngröße	Außenschicht	Bewehrung	Beschichtung	Alter
US1	PZ350F	16	Addiment	10/20x20	Keine	8 W
US2	HOZ360L	16	Addiment	10/20x20	Keine	8 W
US3	HOZ360L	16	Addiment	10/20x20	Keine	8 W
US4	HOZ360L	16	Addiment	10/20x20	Keine	8 W
M1	HOZ35L	16	Addiment	10/20x20	Keine	50 T
M2	HOZ35L	16	Addiment	10/20x20	Keine	26 T
M3	HOZ35L	16	Addiment	10/20x20	Keine	33 T
M4	HOZ35L	16	Addiment	10/20x20	Keine	36 T
M5	HOZ35L	16	Addiment	10/20x20	10 Lagen	110 T
M6	HOZ35L	32	Keine	3/100x100	Keine	106 T
M7	HOZ35L	32	Keine	3/100x100	10 Lagen	124 T
M 2A/PZ	PZ35F	16	Keine	Keine	10 Lagen	56 T
M 2A/HOZ	HOZ35L	16	Keine	Keine	10 Lagen	101 T
M 4A	HOZ35L	32	Keine	3/100x100	Keine	42 T
M 5A	HOZ35L	32	Keine	3/20x20	10 Lagen	41 T

Tabelle 2: Zusammensetzung des Betons mit verschiedener maximaler Korngröße

Zement	330 kg/m ³	363 kg/m ³
Wasser	195 kg/m ³	195 kg/m ³
Sand 0-2	670 kg/m ³	758 kg/m ³
Kies 2-8	360 kg/m ³	506 kg/m ³
Kies 8-16	415 kg/m ³	541 kg/m ³
Kies 16-32	360 kg/m ³	-



Abstand der Doppeldetektoren zum Kavernenboden (mm)

100	50	10	40
60	80	30	20

• V2A Draht ϕ 1
• TE NiCrNi ϕ 1

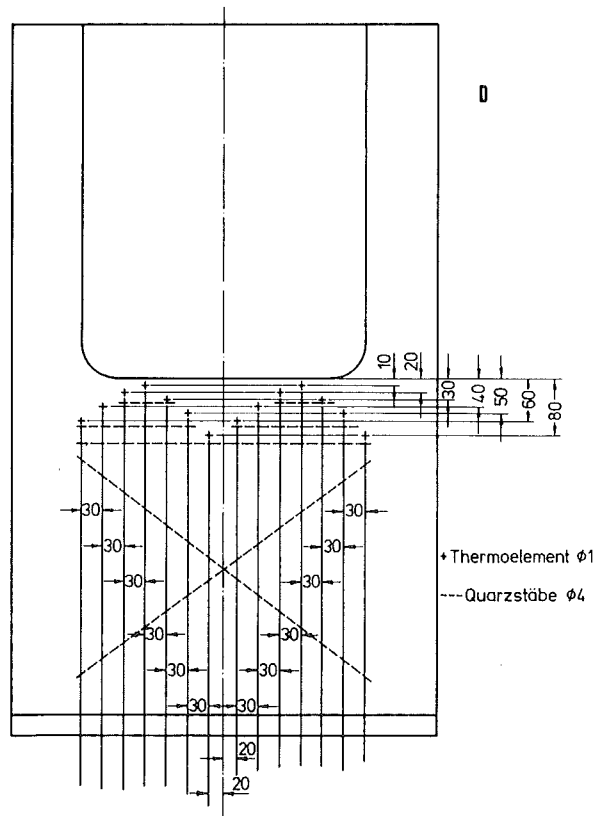
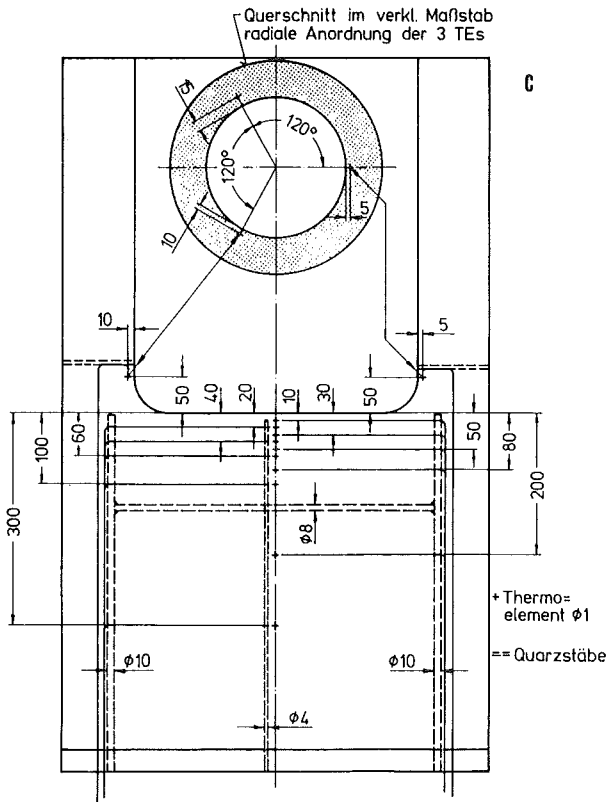


ABB. 4325-1

POSITIONIERUNGSSKIZZEN FÜR DIE VERSUCHE M2, M3, M5 UND M6
ALS BEISPIELE FÜR DIE VERSCHIEDENEN POSITIONIERUNGSMETHODEN.

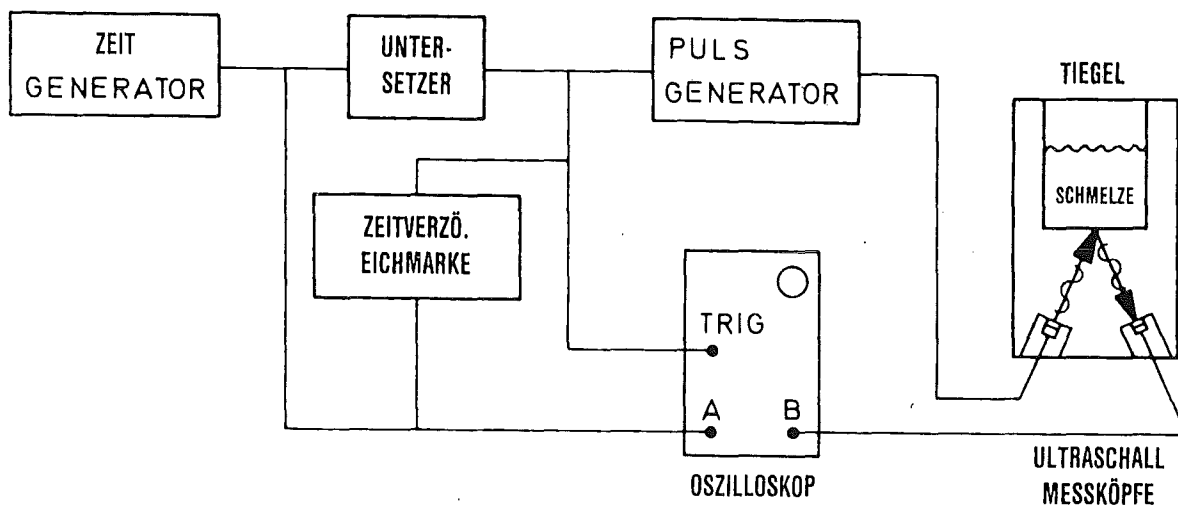
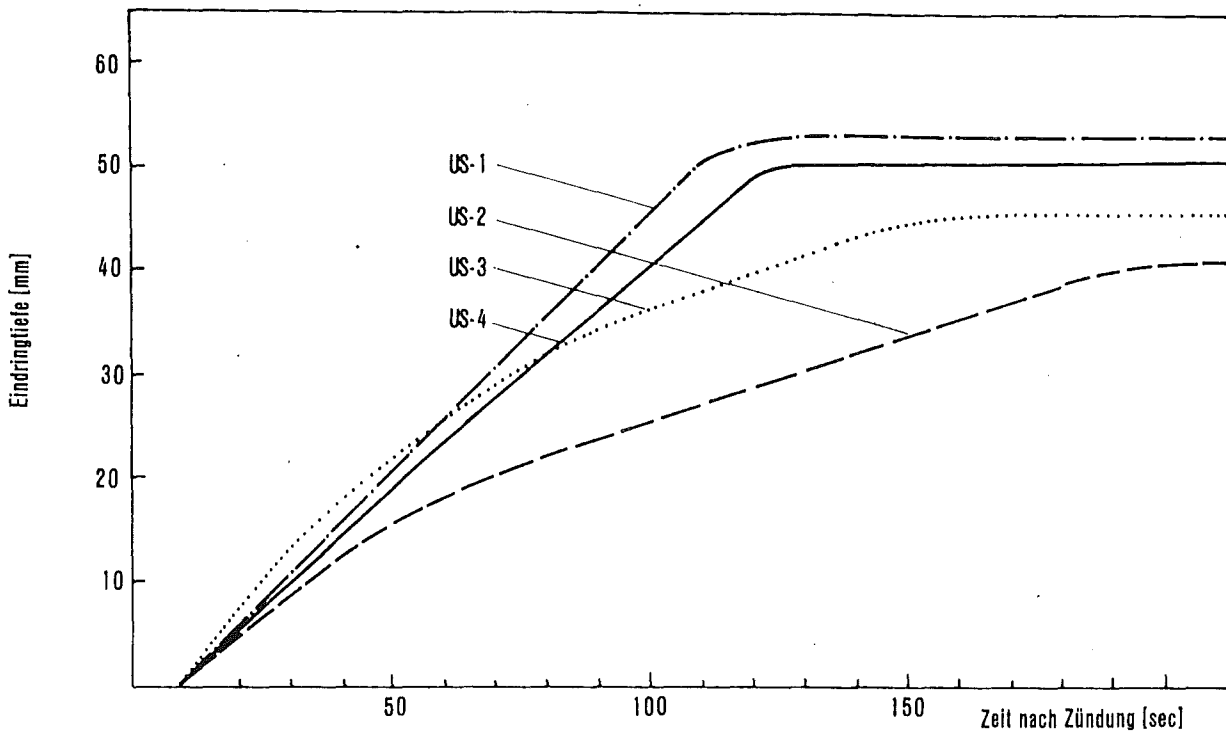
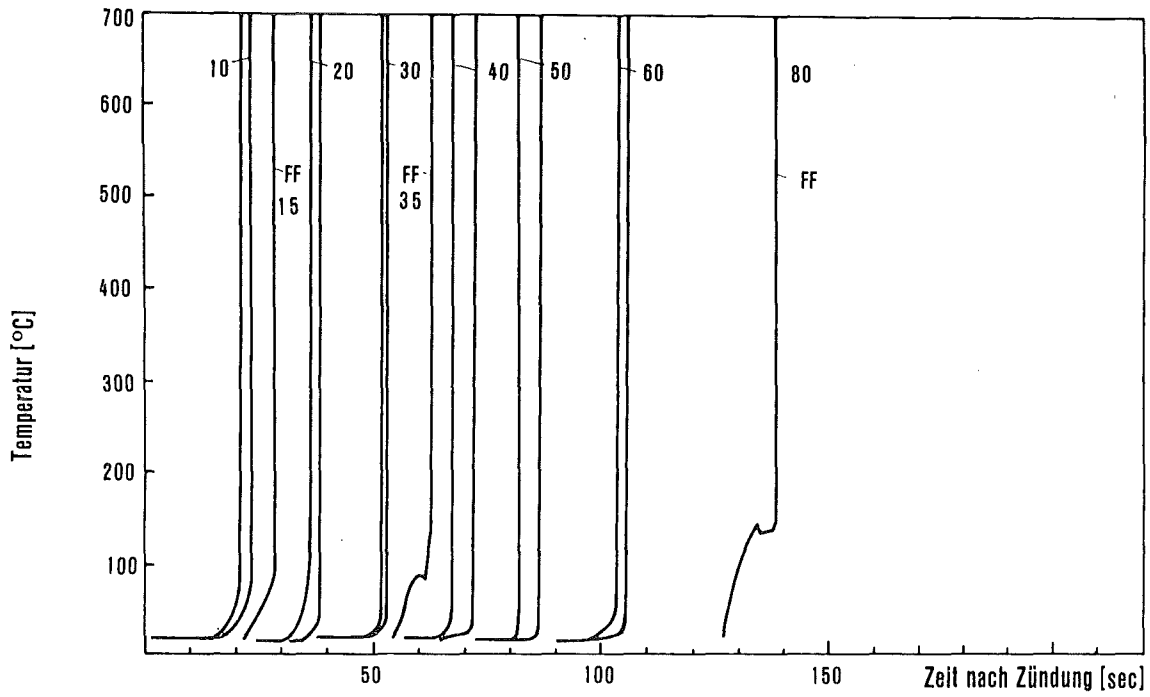
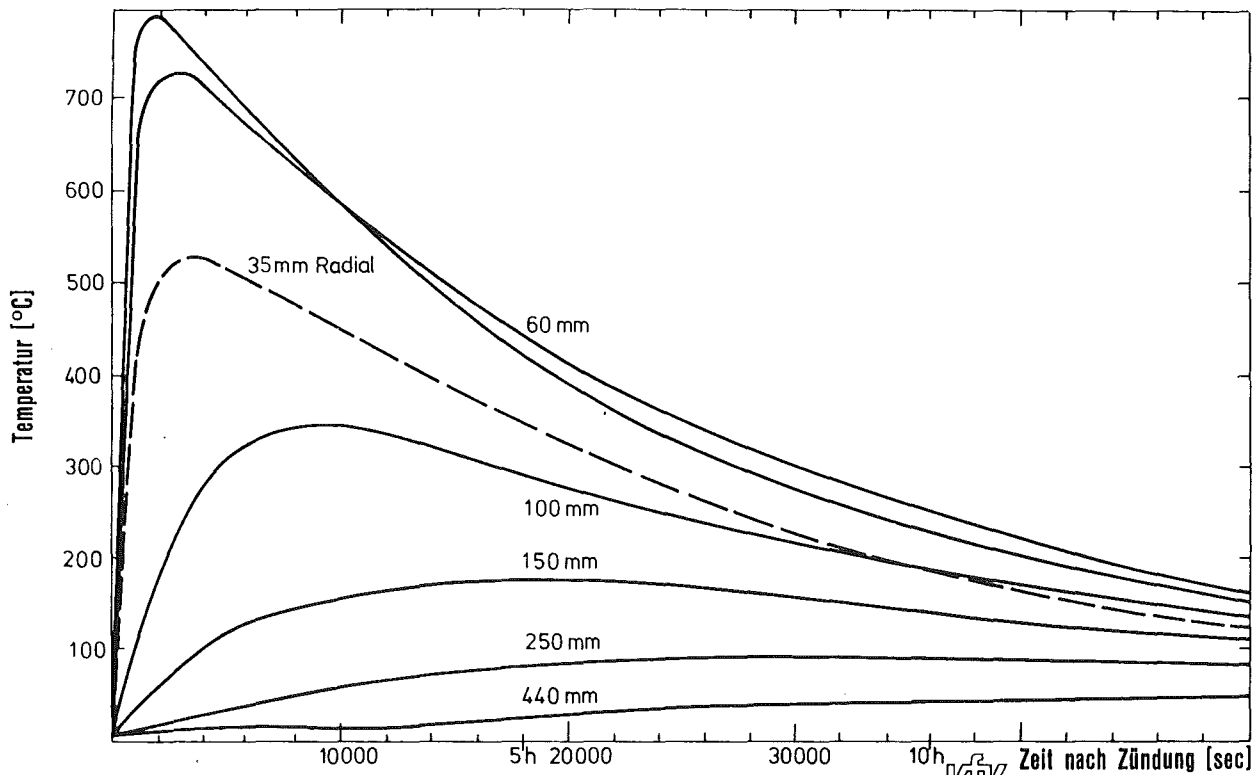


ABB. 4325-2

SCHEMATISCHE DARSTELLUNG DER ULTRASCHALL-PULSECHO-METHODE UND
ZUSAMMENSTELLUNG DER MESSERGEBNISSE FÜR DIE VERSUCHE US1-US4.



PNSL  IT



PNSL  IT

ABB. 4325-3

TEMPERATURVERLAUF IM AUFGESCHMOLZENEN BEREICH UNTERHALB DES KAVERNENBODENS BEIM VERSUCH US4 UND IM NICHT GESCHMOLZENEN BODENBEREICH DES VERSUCHES US2.

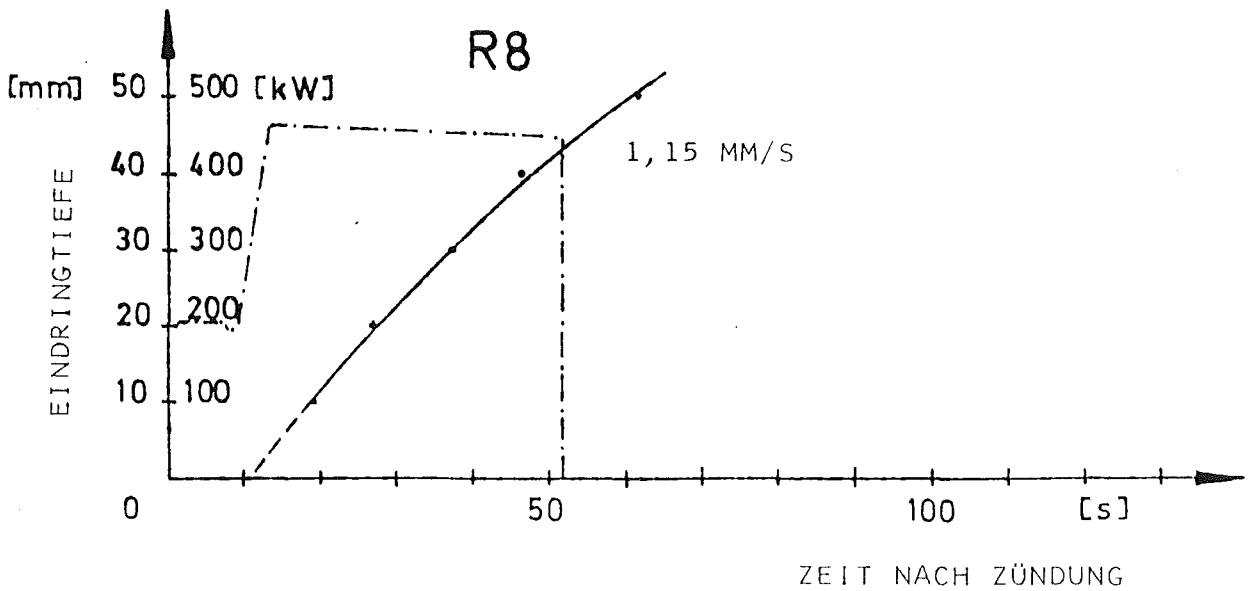
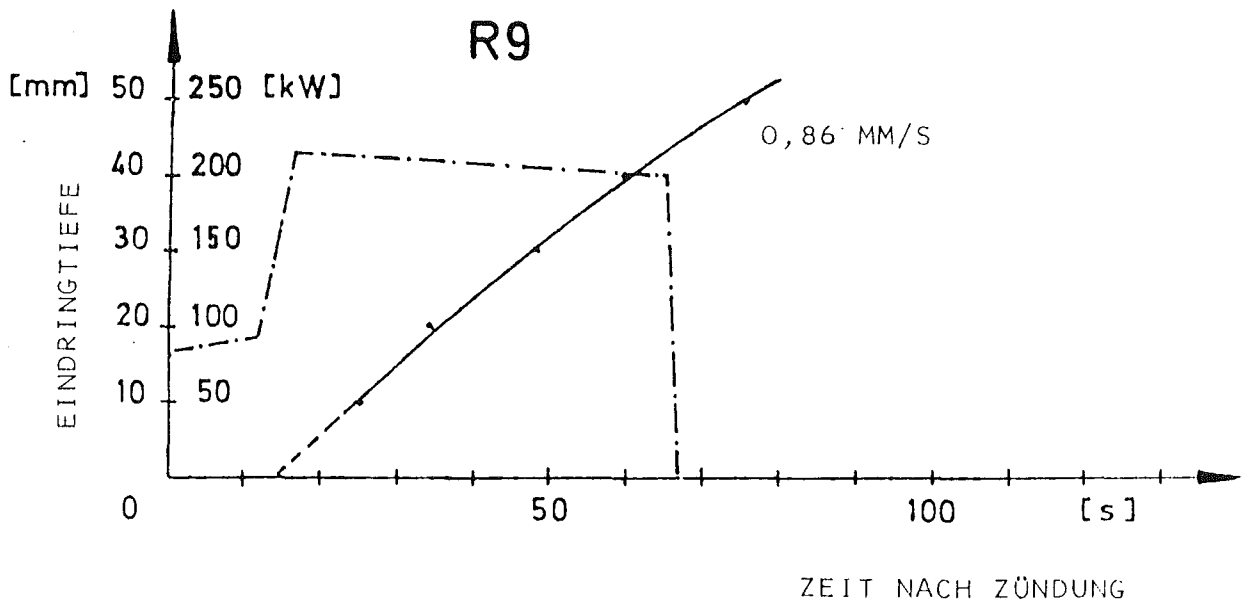
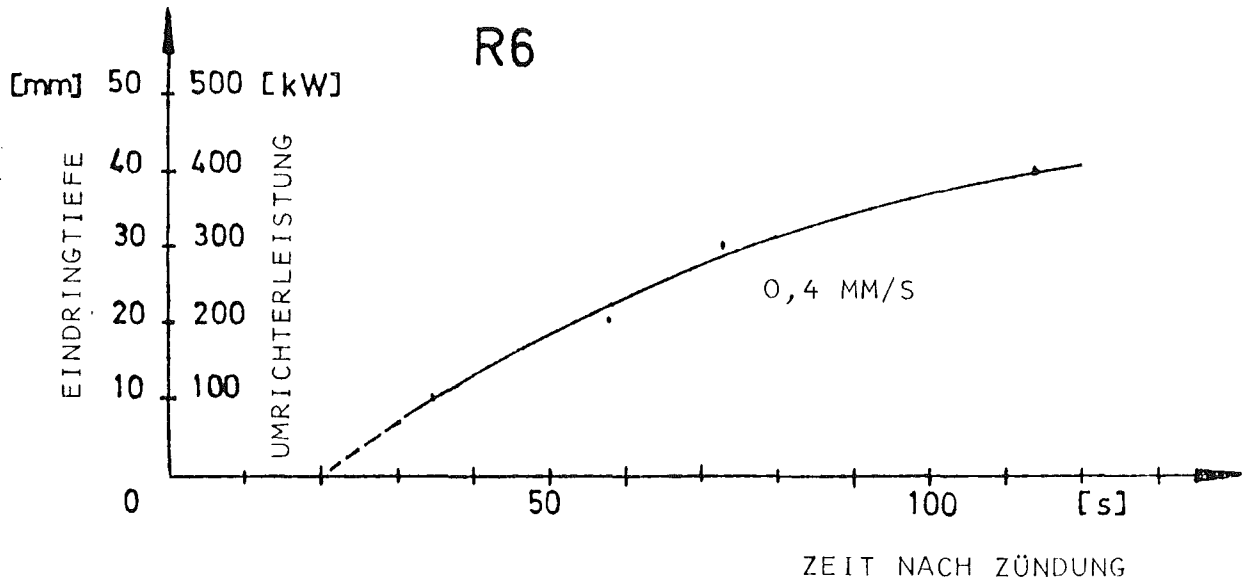


ABB.: 4325 - 4

ZEITABHÄNGIGE VERTIKALE EINDRINGTIEFE BEI THERMITSCHMELZVERSUCHEN IN UNTERSCHIEDLICH STARKEN INDUKTIONSFELDERN.

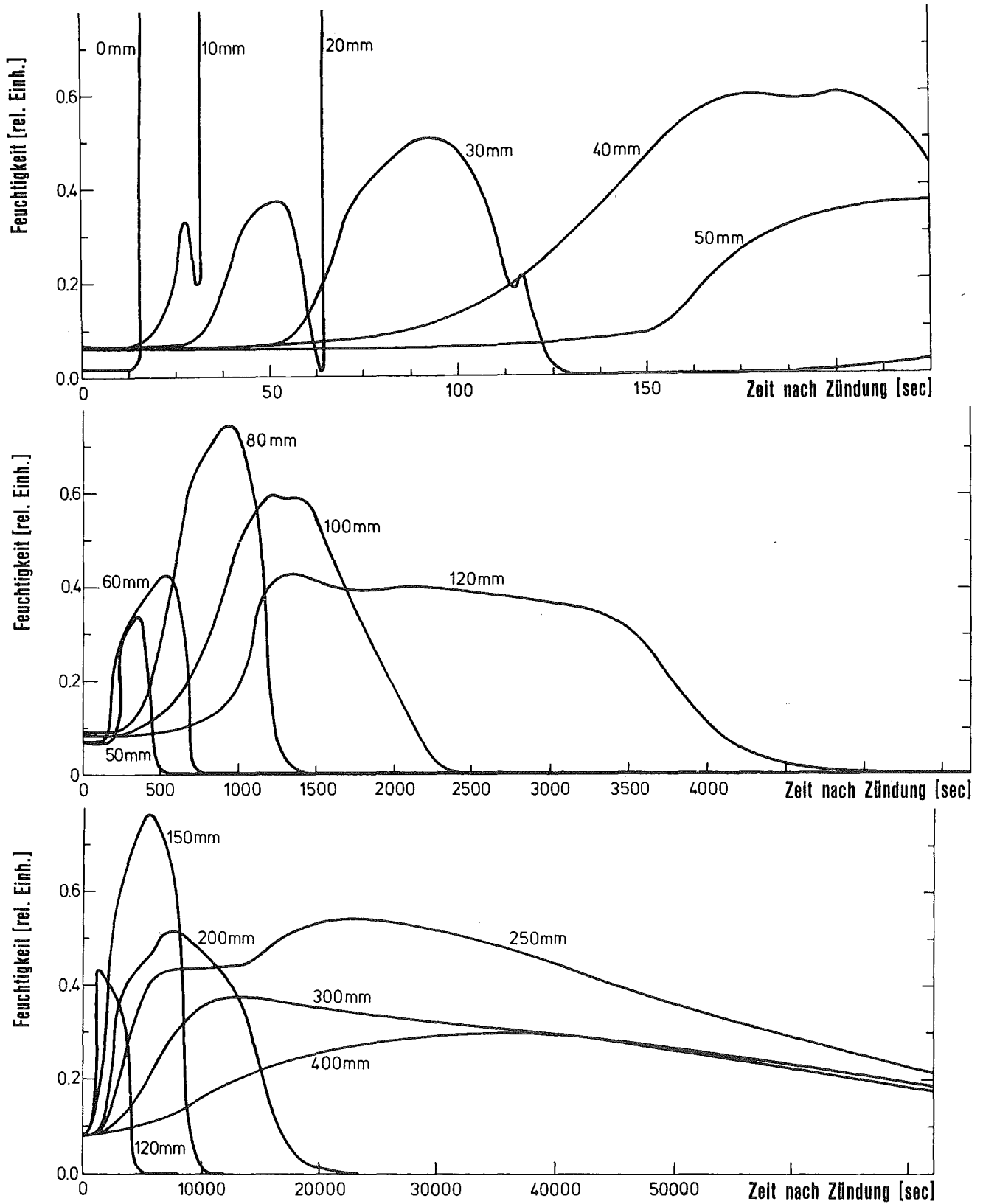


ABB. 4325-5

FEUCHTEVERLAUF IN VERSCHIEDENEN ABSTÄNDEN VOM KAVERNEN-
BODEN BEIM VERSUCH M3.

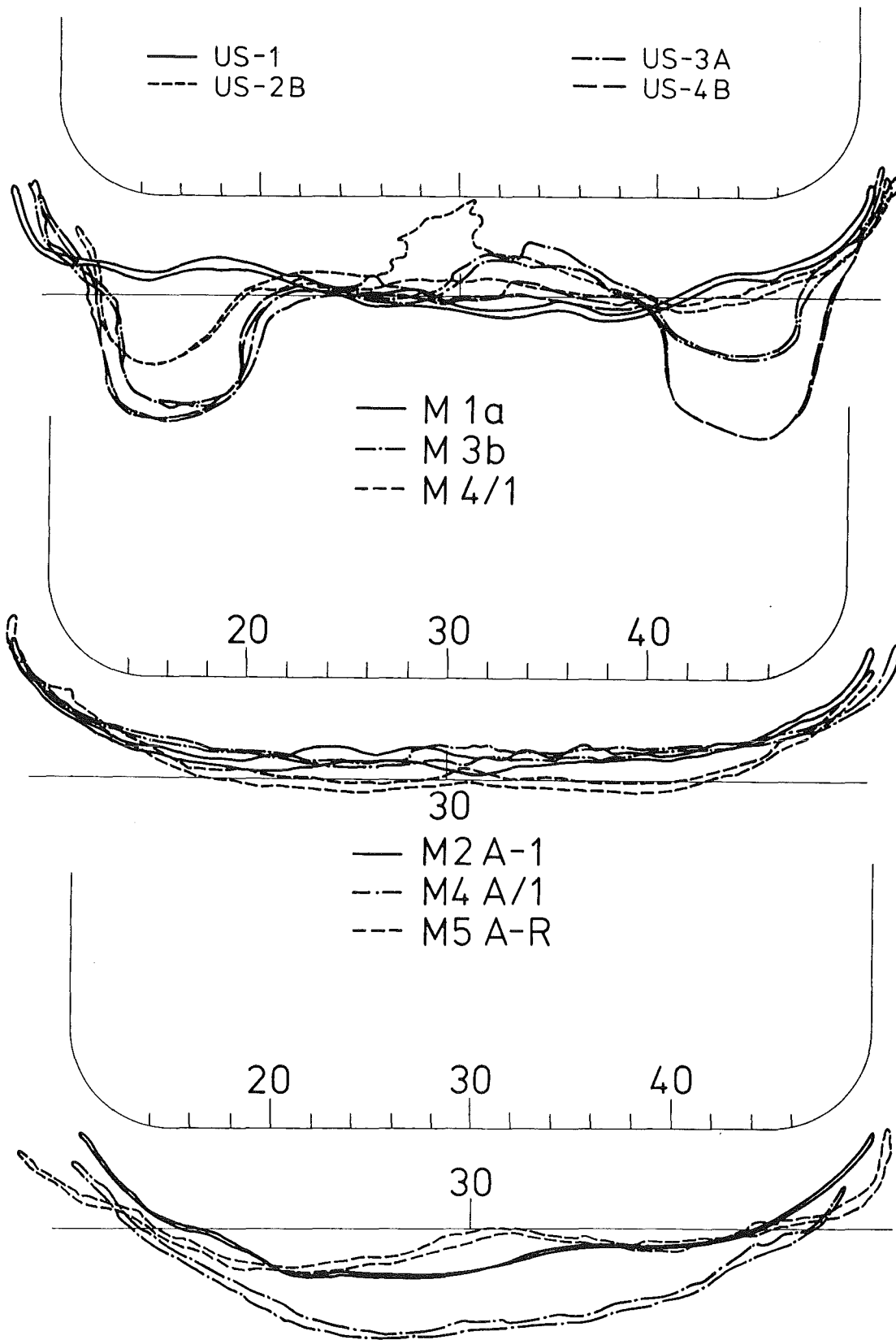
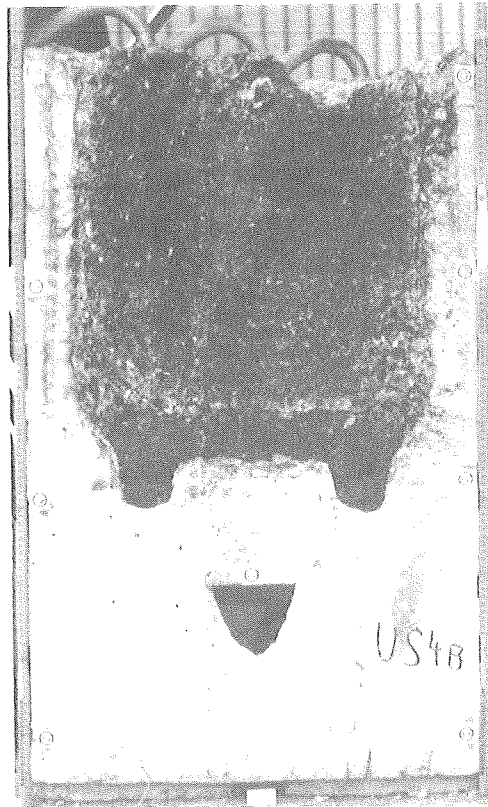
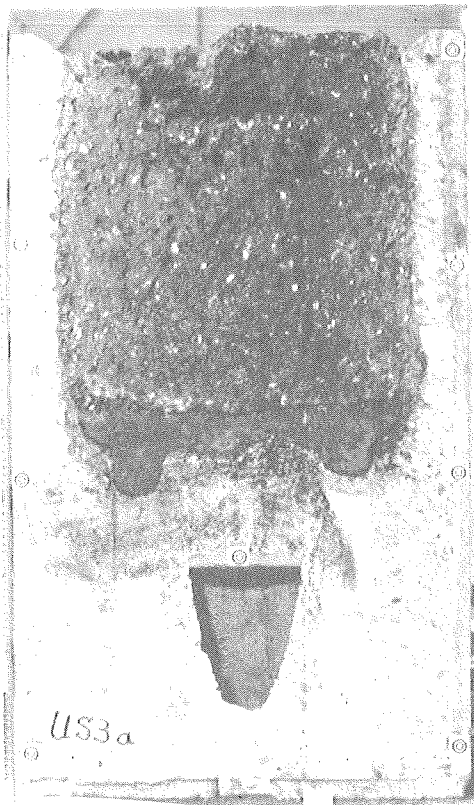
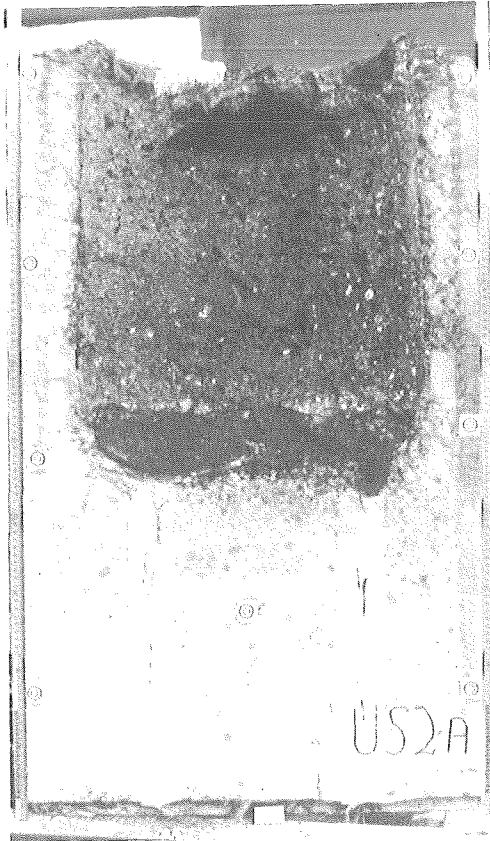
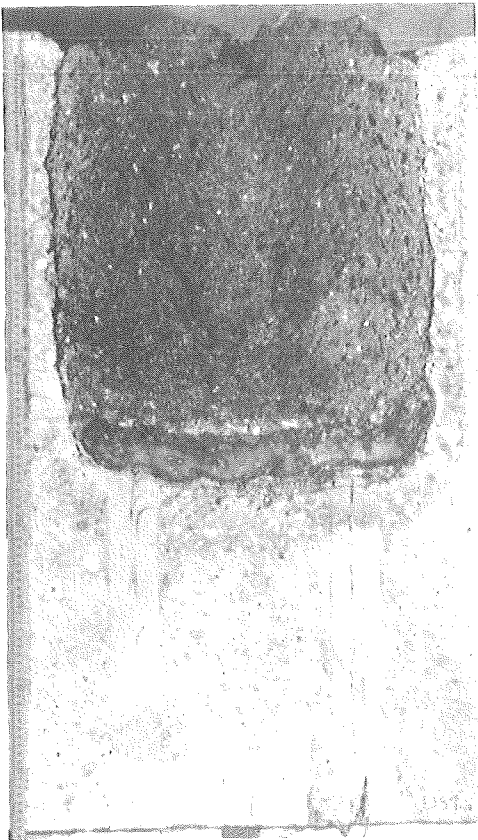


ABB. 4325-6

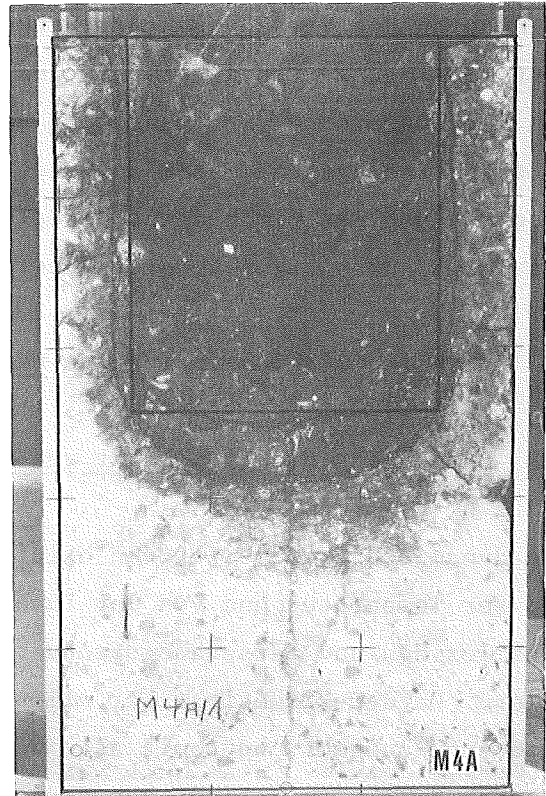
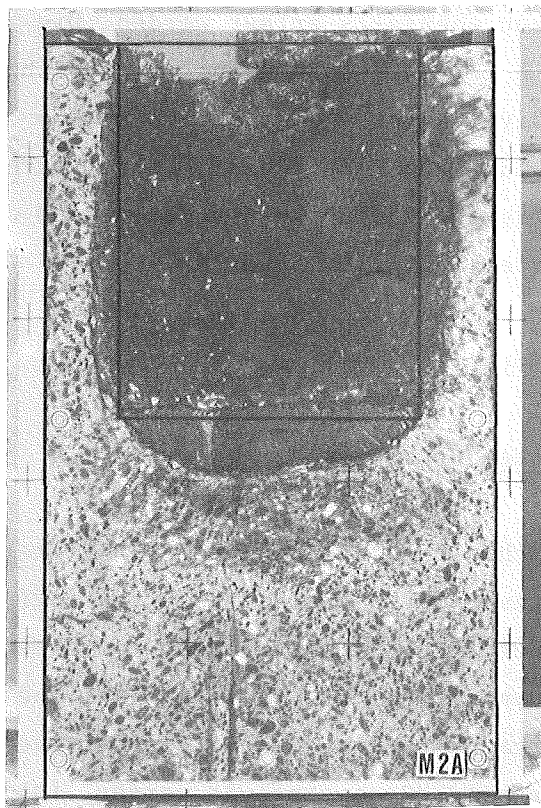
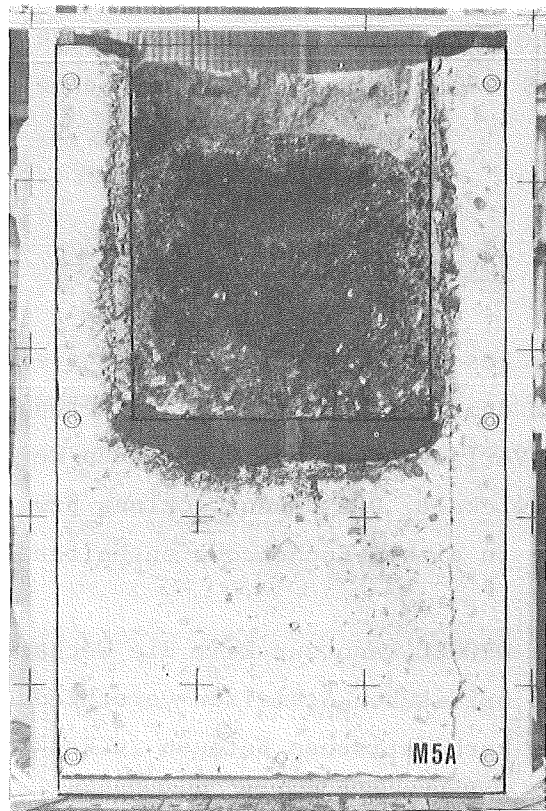
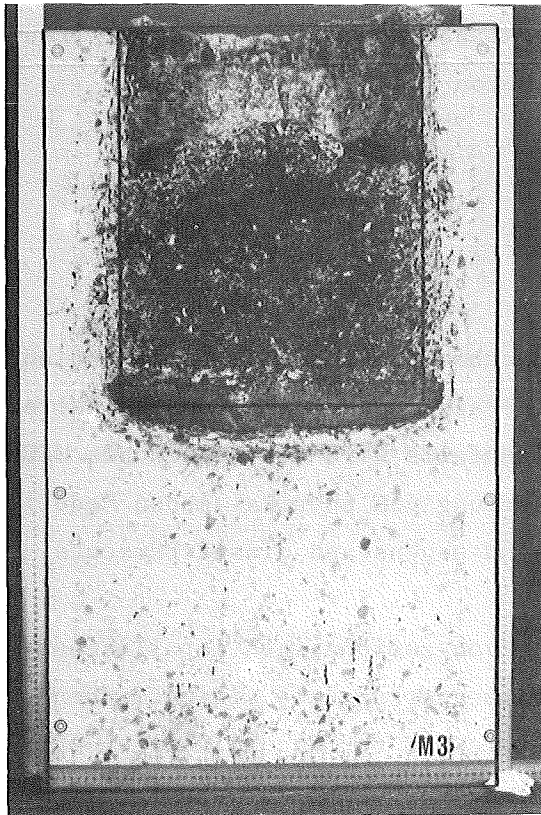
VERGLEICH FÜR DEN VERLAUF DER SCHWARZEN SCHICHT BEI VERSUCHEN DER US- UND M-SERIE. ALS HILFSLINIE IST DER ABSTAND IN 50 MM VOM KAVERNENBODEN ANGEGEBEN.



ktk

ABB. 4543-7

ÜBERSICHT DER TIEGELSCHNITTE FÜR DIE VERSUCHE US1 - US4



ktk

ABB. 4523-8: BEISPIELE FÜR TIEGELSCHNITTE DER M-SERIE

06.01.12/12 A Hydrodynamische und thermische Modelle zur Wechselwirkung
PNS 4331 einer Kernschmelze mit Beton
 (M. Reimann, S. Stiefel)

1. Vorbemerkung

Zur Beschreibung der Ausbreitung einer Kernschmelze im Reaktorfundament und der damit verbundenen Gasfreisetzung nach Versagen des Reaktordruckbehälters im Verlauf eines hypothetischen Kernschmelzunfalls wird der Rechencode WECHSL entwickelt. Die Neuentwicklung bzw. Verbesserung von physikalischen Modellen, die in diesem Rechencode enthalten sind, sind Gegenstand dieses Berichts.

Mit WECHSL kann zur Zeit die Wechselwirkung von zweiphasigen metallischen und oxidischen Schmelzen verschiedener Zusammensetzung mit silikatischen und karbonatischen Betonen in Reaktorgeometrie und für die begrenzten Abmessungen von Simulationsversuchen (BETA-Versuchsanlage) berechnet werden, so lange beide Phasen der Schmelze flüssig vorliegen. Das Einsetzen der Krustenbildung an den Berandungen der Schmelze kann ebenfalls erfaßt werden. Die zur Zeit implementierten physikalischen Modelle lassen jedoch nicht die Berechnung von Vorgängen nach der Ausbildung von massiven Krusten oder nach dem Einfrieren einer ganzen Phase zu. Die Entwicklung von Modellvorstellungen zur Beschreibung des Eindringens eines verfestigten Regulus in den Beton sind das Thema zukünftiger theoretischer und experimenteller Arbeiten.

2. Modellentwicklungen für den WECHSL-Code

2.1 Berechnung der Viskosität von oxidischen Schmelzen

Die dynamische Viskosität von oxidischen Schmelzen kann sich in Abhängigkeit von der Temperatur und von der Zusammensetzung der Schmelze aus Brennstoff, Metalloxiden und Zersetzungsprodukte des Betons über mehrere Zehnerpotenzen ändern. Da der Viskosität bei allen fluiddynamischen Prozessen maßgebliche Bedeutung zukommt und somit alle Wärmeübergangsmodelle, die mit konvektiven Vorgängen gekoppelt sind, von dieser Transportgröße beeinflußt werden, ist die ausreichend genaue Berechnung in Abhängigkeit von Schmelzenzusammensetzung und Temperatur unabdingbar.

Von Skoutajan et al. /1/ wurde ein umfangreiches experimentelles Programm zur

Messung der Viskosität von Mischungen aus Corium (A+R) mit erschmolzenem Beton im Temperaturbereich zwischen 1300 °C - 1600 °C durchgeführt. Als Berechnungsgrundlage für magmatische Schmelze stand das Programm VISRHO /2/ zur Verfügung.

In VISRHO wird die Viskosität durch

$$\eta = \exp \left\{ \sum_{i=1}^n \chi_i D_i \right\} \quad (1)$$

berechnet, wobei n die Anzahl und χ_i der molare Anteil der oxidischen Komponenten ist. Die Koeffizienten D_i werden in /2/ für Silikatanteile zwischen 35 Mol · % und 85 Mol · % in fünf Konzentrationsabstufungen zwischen 1200 °C und 1800 °C angegeben. Die Abhängigkeit von der absoluten Temperatur T kann durch

$$D_i = a_i + \frac{b_i}{T} \quad (2)$$

ausgedrückt werden, wobei die Konstanten a_i , b_i aus den in VISRHO angegebenen Tabellen ermittelt werden können. Da keine Angaben für UO_2 und ZrO_2 vorliegen, werden die Konstanten für TiO_2 auf diese Stoffe angewandt, weiter wurden für die Berechnung der Viskosität von Kernschmelzen neben SiO_2 die Stoffe FeO , CaO und Al_2O_3 herangezogen. Die Bildung von $CaAlO_4$ wird ebenfalls berücksichtigt. Zwischen den Konzentrationsabstufungen von SiO_2 werden die Koeffizienten D_i linear interpoliert. Die Grenzwerte für reines Corium wurden so gewählt, daß der Wert von Ondracek et al. /3/ am Schmelzpunkt ($T = 2675$ K) reproduziert werden kann. Die andere Grenze für reines SiO_2 wurde an in /2/ angegebene Versuchswerte angepaßt.

Wie in /1/ angegeben, liefert VISRHO Ergebnisse, die erheblich unter den Meßpunkten liegen. Eine wesentlich bessere Wiedergabe der Experimente kann erzielt werden, wenn zwischen Liquidus- und Solidustemperatur der oxidischen Schmelze die Bildung von Kristallen der hochschmelzenden Anteile UO_2 , ZrO_2 und CaO vorausgesetzt wird. Für derartige Schmelzen gilt für eine Temperatur T zwischen Liquidus (T_l) und Solidus (T_s) näherungsweise

$$\frac{\eta_{l/s}}{\eta} = \frac{1 + 0.5 \Gamma}{(1 - \Gamma)^4} \quad (3)$$

mit

$$\Gamma = (\psi_{UO_2} + \psi_{ZrO_2} + \psi_{CaO}) \frac{T_e - T}{T_e - T_s} \quad (4)$$

wobei ψ der Gewichtsanteil des entsprechenden Stoffes an der gesamten Schmelze ist.

Tabelle 06.01.12/12 A-1 gibt die Zusammensetzungen der Betone in Gew.- % wieder. Die Berechnungen wurden mit dem in /1/ angegebenen Reaktorbeton (Beton "A" in Tabelle 1) und - um den Einfluß von Änderungen der Betonzusammensetzung zu zeigen - mit dem silikatreichen Beton "B" durchgeführt.

	SiO ₂	CaO	Al ₂ O ₃	FeO
Beton A	73.1	17.3	8.3	1.3
Beton B	87.2	11.5	0.0	1.3

Tabelle 06.01.12/12 A-1: Zusammensetzung der erschmolzenen Betone in Gew.-%

Der Vergleich der Berechnungen mit den Messungen von Skoutajan et al. /1/ wird in den Abb. 06.01.12/12 A-1 bis Abb. 06.01.12/12 A-4 durchgeführt. Die Meßwerte liegen zum überwiegenden Anteil in dem durch die Fälle A und B aufgespannten Bereich. Die Änderung der Steigung in dem $\log\eta-1/T$ -Diagramm der berechneten Kurven wird durch die Unterschreitung der Liquidustemperatur hervorgerufen. Bei reinem Beton und bei 10 % Corium/90 % Beton fanden die Messungen oberhalb der entsprechenden Liquidustemperatur statt, während bei 30 % Corium/70 % Beton und bei 50 % Corium/50 % Beton die Messungen zwischen Liquidustemperatur und Solidustemperatur im Gültigkeitsbereich der Gleichung (3) durchgeführt wurden. Insgesamt kann festgestellt werden, daß das modifizierte VISRHO-Programm in der Lage ist, die Viskosität von Corium-Betonmischungen sowohl in der Größenordnung als auch in der Tendenz richtig zu berechnen.

Bei den Simulationsversuchen in der BETA-Versuchsanlage wird die oxidische Coriumschmelze durch den oxidischen Anteil einer Thermiterschmelze, im wesentlichen also durch Al₂O₃, ersetzt. Deshalb ist im Rahmen der Versuchsauswertung die Viskositätsberechnung von Al₂O₃-SiO₂-Mischungen von Bedeutung. In /2/ wurden Meßwerte der dynamischen Viskosität derartiger Mischungen aus der Literatur in einer Tabelle zwischen reinem Al₂O₃ und reinem SiO₂

im Temperaturbereich zwischen 1900 °C und 2350 °C zusammengestellt; diese Werte liegen durchwegs oberhalb der Liquidustemperatur. Der Vergleich in Abb. 06,01.12/12 A-5 zeigt, daß auch für derartige Mischungen die Viskosität gut berechnet werden kann.

2.2 Blasenaufstiegsverhalten und Void

Im ebenen Bereich der Schmelzkaverne bildet sich ein Gasfilm mit zellförmiger Struktur aus, von dem sich Gasblasen ablösen. Die aufsteigenden Gasblasen induzieren turbulente Bewegungen im Schmelzbad, so daß bei ausreichendem spezifischen Gasmassenstrom \dot{m}/A die thermische Konvektion unterdrückt und das Schmelzbad ideal gerührt wird. Zum anderen legen die im Schmelzbad aufsteigenden Gasblasen den Void der Schmelze fest, wodurch ein Anstieg des Schmelzbadspiegels bewirkt wird. Damit wird die Betonoberfläche, die durch die Schmelze angegriffen wird, vergrößert. Zur quantitativen Erfassung dieses Sachverhalts muß zunächst die Größe und Aufstiegs- geschwindigkeit der Gasblasen ermittelt werden.

Der mittlere äquivalente Kugelradius r_{eq} der ablösenden Gasblasen steht mit der Wellenlänge λ , die aus der Taylor-Theorie folgt, im Verhältnis

$$r_{eq} = \frac{\lambda}{4} = 2.74 a \quad (5)$$

wobei a die Laplace-Konstante ist.

Für das Aufstiegsverhalten der Blasen ist die Reynolds-Zahl

$$Re_l = \frac{\rho_l r_{eq} u_b}{\eta_l} \quad (6)$$

ein maßgeblicher Parameter. Bei kleinen Reynolds-Zahlen (kleine Blasen oder große kinematische Zähigkeit der Flüssigkeit η_l/ρ_l) stehen die Auftriebskräfte mit den Reibungskräften im Gleichgewicht:

$$\frac{4\pi}{3} r_{eq}^3 g \Delta \rho = \int \pi r_{eq}^2 \frac{\rho_l u_b^2}{2} \quad (7)$$

wobei $\Delta \rho$ die Dichtedifferenz zwischen Flüssigkeit und Gas ist und \int der Reibungsbeiwert der aufsteigenden Blase. Aus Gl. (7) folgt für die Aufstiegs- geschwindigkeit

$$u_b = \frac{8 g \Delta \rho r_{eq}}{3 \rho_l \int} \quad (8)$$

Für sehr kleine Blasen, die hier außer Acht gelassen werden können, kann der Reibungsbeiwert für eine feste Kugel (Stokes' Strömung) angewendet werden. Für höhere Reynolds-Zahlen kann der Reibungsbeiwert, wie von Levich /4/ vorgeschlagen, doppelt so hoch wie für Stokes'sche Strömung angesetzt werden zu

$$J = \frac{24}{Re_e} \quad (9)$$

und die Blasenauftstiegsgeschwindigkeit ergibt sich zu

$$u_{b1} = \frac{1}{g} g \frac{\Delta \rho}{\rho_e} r_{eq}^2 \nu^{-1}. \quad (10)$$

Mit zunehmendem Blasenradius oder abnehmender Viskosität steigt die Aufstiegs geschwindigkeit bis zu einem kritischen Wert an. Bei Überschreitung dieses kritischen Werts ändert sich das Aufstiegsverhalten der Blasen vollständig.

Die kalottenförmigen Blasen beginnen zu oszillieren und steigen entlang von Zick-Zack- oder Schraubenlinien auf. Die Geschwindigkeit in Abhängigkeit von äquivalentem Kugelradius nimmt zunächst bis auf einen Minimalwert ab, um dann kontinuierlich anzusteigen. Mendelson /5/ konnte dieses komplizierte Verhalten durch eine einzige Gleichung wiedergeben, wobei im wesentlichen die Beschleunigungskräfte mit den Gravitations- und Kapillarkräften ins Gleichgewicht gesetzt werden. Nach Einführung der dimensionslosen Eötvös- und Weber-Zahl

$$Eö = \frac{g \rho_e r_{eq}^2}{\sigma} \quad (11)$$

$$We = \frac{r_{eq} \rho_e u_b^2}{\sigma} \quad (12)$$

ist das Ergebnis

$$We = Eö + 1. \quad (13)$$

Für die Blasenauftstiegsgeschwindigkeit folgt

$$u_{b2} = \left(g r_{eq} + \frac{\sigma}{\rho_e r_{eq}} \right)^{1/2} \quad (14)$$

Für große Blasen können die Kapillarkräfte vernachlässigt werden und es gilt

$$u_{b2}^* = (g r_{eq})^{1/2}. \quad (15)$$

Die effektive Blasenauftiegs geschwindigkeit wird durch

$$u_b = \min(u_{b1}, u_{b2}) \quad (16)$$

bestimmt.

Ein Vergleich von experimentellen Daten aus der Arbeit von Habermann und Morton /6/ mit den berechneten Werten wird in Abb. 06.01.12/12 A-6 durchgeführt.

Der maximal mögliche äquivalente Blasenradius wird von Levich /4/ zu

$$r_{eq \max} = \frac{\sigma}{u_b^2} \left(\frac{12}{\rho_g \rho_l^2} \right)^{1/3} \quad (17)$$

angegeben. Beim Überschreiten dieser maximalen Größe zerfällt die Blase in kleinere Blasen.

Die vorangegangenen Betrachtungen bezogen sich auf das Aufstiegsverhalten einer einzelnen Blase in ruhender Flüssigkeit. Wenn jedoch Blasenschwärme aufsteigen, wird die Aufstiegs geschwindigkeit auf u_{bs} reduziert. Le Clair und Hamielec gaben in /7/ ein Diagramm des Quotienten u_{bs}/u_b in Abhängigkeit des Void-Anteils ϵ der Flüssigkeit mit der Reynolds-Zahl der Einzelblase als Parameter an. Dieses Diagramm kann durch die Beziehung

$$\frac{u_{bs}}{u_b} = (1 - \epsilon)^n \quad (18)$$

angenähert werden, wobei der Exponent n von Re_b abhängt.

Nach Einführung der spezifischen Gasgeschwindigkeit

$$v_g = \frac{(\dot{m}/A)}{\rho_g} \quad (19)$$

kann der Void-Anteil, die spezifische Gasgeschwindigkeit und die Aufstiegs geschwindigkeit eines Blasenschwarms nach Nicklin /8/ durch

$$\frac{v_g}{\epsilon} = u_{bs} + v_g \quad (20)$$

verknüpft werden und der Void-Anteil kann iterativ ermittelt werden.

2.3 Wärmeübergang zwischen den Schichten der Schmelze

Wehrle untersuchte in /9/ den Wärmeübergang zwischen geschichteten Flüssigkeiten unter dem Einfluß von aufsteigenden Gasblasen. Zwischen geschichteten Flüssigkeiten ohne Gasdurchströmung wird Wärme durch freie Konvektion ausgetauscht. Haberstroh und Reinders/10/ erstellten ein theoretisches Modell für diesen Fall, das auf dem Wärmetransport durch eine einzelne von unten beheizte Schicht basiert. Für diesen Fall gilt

$$Nu = 0,0535 \left\{ Gr Pr \right\}^{1/3} Pr^n. \quad (21)$$

Nimmt man in jeder Schicht ein ungerade symmetrisches Temperaturprofil an, so wird Wärme zwischen der Metallschicht (Index m) und der (Oxidschicht (Index o) ausgetauscht nach

$$(Q/A)_{i,0} = \left\{ \frac{2}{\left(\frac{1}{h_m^* k_m}\right)^{3/4} + \left(\frac{1}{h_o^* k_o}\right)^{3/4}} \right\}^{4/3} |T_m - T_o|^{4/3} \quad (22)$$

wobei T_m und T_o die Temperaturen und k die Wärmeleitfähigkeiten der Schichten sind. Die Größen

$$h_{m,o}^* = 0,0535 \cdot 2^{4/3} \left\{ \frac{g \beta_{m,o}}{\nu_{m,o}} \right\}^{1/3} Pr_{m,o}^{0,417} k_{m,o} \quad (23)$$

(β : thermischer Ausdehnungskoeffizient, ν : kinematische Zähigkeit)

sind mit den Wärmeübergangskoeffizienten $h_{m,o}$ durch die Definitionsgleichung

$$h_{m,o} = h_{m,o}^* |T_{m,o} - T_i|^{1/3} \quad (24)$$

verknüpft.

Wehrle wertete seine Modellexperimente, in denen Silikonöl/Wasser (kleine Dichtedifferenz) und Silikonöl/Woodmetall als Flüssigkeitspaarungen verwendet wurden, durch Bestimmung des Faktors

$$\gamma = (Q/A)_i / (Q/A)_{i,0} \quad (25)$$

aus. Der Faktor γ legt die Verbesserung des Wärmeübergangs durch die Gasblase im Vergleich mit seiner thermischen Konvektion fest. Die Versuchsergebnisse können durch

$$\gamma = 1 + 608 \left(\frac{v_g}{u_b} \right) Ar^{-0.43} \quad (26)$$

approximiert werden (v_g : spezifische Gasgeschwindigkeit, u_b : Aufstiegs-
geschwindigkeit der Blasen, $Ar = (\rho_m - \rho_o)/\rho_o$: Archimedes-Zahl).

Abb. 06.01.12/12 A-7 gibt den Vergleich der experimentellen Daten mit Gl.(26) wieder. Der Gültigkeitsbereich von Gl. (26) ist auf die Existenz einer ausgeprägten Trennfläche zwischen den Flüssigkeiten beschränkt. Sobald Emulsions-
effekte auftreten, wird der Wärmeübergang weiter erhöht. Im untersuchten Bereich der spezifischen Gasgeschwindigkeit trat die Auflösung der Phasengrenze durch Emulsionseffekte jedoch nur bei geringen Dichteunterschieden auf.

2.4 Berücksichtigung der thermischen Grenzschicht an der Berandung der Schmelze beim Wärmeübergang an den Beton

Für das Gasfilmmodell /11, 12/ ist das Temperaturgefälle $T_i - T_{d0}$ von entscheidender Bedeutung für den Wärmeübergang von der Schmelze an den Beton, wobei T_i die Temperatur der der Betonoberfläche zugewandten Schmelzenberandung ist und T_{d0} die Erweichungstemperatur an der Oberfläche des abschmelzenden Betons. Bei Flüssigkeiten mit hoher Wärmeleitfähigkeit und geringer Viskosität (niedrige Prandtl-Zahl, Metall) unterscheidet sich die Berandungstemperatur T_i nur wenig von der Flüssigkeitstemperatur T_m , bei Flüssigkeiten mit geringer Wärmeleitfähigkeit und hoher Viskosität (hohe Prandtl-Zahl, Oxid) können jedoch erhebliche Unterschiede zwischen T_i und T_{d0} auftreten. Um die Wechselwirkung einer zweiphasigen Schmelze mit Beton möglichst realistisch zu beschreiben, ist eine Grenzschichtanalyse speziell für stark geneigte und senkrechte Flächen (Gebiet der oxidischen Schmelze) notwendig. Die Ergebnisse dieser Analyse können auch in erster Näherung auf die ebenen und schwach geneigten Bereiche angewendet werden, in denen bei der zweiphasigen Schmelze die metallische Phase mit dem Beton in Wechselwirkung steht.

Die vollständige Grenzschichtanalyse für laminaren Gasfilm und laminare Grenzschicht an der senkrechten Wand wurde bereits in /12/ mitgeteilt.

Es wurden sowohl Rechnungen für sublimierende Trockeneisplatten in Wasser und in Wasser/Glyzerin-Mischungen als auch Rechnungen an senkrechten Betonwänden, die durch Metall- und Oxidschmelzen angegriffen werden, durchgeführt. In diesem Bericht soll ein Verfahren aufgezeigt werden, wie die Grenzschicht-einflüsse in guter Näherung berücksichtigt werden können.

Einem Vorschlag von Lock /13/ zufolge verhalten sich die Dicken der hydrodynamischen Grenzschichten zwischen zwei Flüssigkeiten nach

$$\frac{\delta_{h1}}{\delta_{h2}} = 0.844 \left(\frac{\mu_1}{\mu_2} \right)^{2/3} \left(\frac{\rho_2}{\rho_1} \right)^{1/3} \quad (27)$$

wenn die Flüssigkeit 1 mit endlicher Geschwindigkeit strömt und die Flüssigkeit 2 in Ruhe ist. Nimmt man weiter an, daß im Gasfilm das Verhältnis von thermischer und hydrodynamischer Grenzschichtdicke konstant ist, und entnimmt man weiter aus der Grenzschichtliteratur, daß in der Flüssigkeit das Verhältnis von hydrodynamischer und thermischer Grenzschichtdicke nach

$$\frac{\delta_{he}}{\delta_{te}} \sim Pr^{1/2} \quad (28)$$

berechnet werden kann, so folgt für das Verhältnis der thermischen Grenzschichtdicke und damit für das Verhältnis der Nusselt-Zahlen in Gasfilm und Flüssigkeit

$$\frac{\delta_{te}}{\delta_{tg}} = 1.236 Pr_e^{-1/2} \left(\frac{\mu_e}{\mu_g} \right)^{2/3} \left(\frac{\rho_g}{\rho_e} \right)^{1/3} \quad (29)$$

Ein Vergleich der Ergebnisse der vollständigen Grenzschichtanalyse mit der Näherungsgleichung (29) wird in Abb. 06.01.12/12 A-8 durchgeführt. Die Berandungstemperatur der Schmelze T_i berechnet sich mit Gl. (29) zu

$$T_i = \frac{T_e + \left(\frac{\delta_{te}}{\delta_{tg}} \right) \frac{k_g}{k_e} T_{d0}}{1 + \left(\frac{\delta_{te}}{\delta_{tg}} \right) \frac{k_g}{k_e}} \quad (30)$$

Wie schon in /12/ ausgeführt, können die Ergebnisse für den integralen Wärmeübergang von absublimerenden Trockeneisplatten in Wasser/Glyzerin Mischungen mit gutem Ergebnis dann wiedergegeben werden, wenn die nach Gl. (30) berechnete Berandungstemperatur T_i im gesamten Bereich laminarer und turbulenter Gasfilmströmung angewendet wird und wenn bei turbulenter Gasfilm der Reibungsbeiwert zur Schubspannungsübertragung an die Flüssigkeit nach

$$f_{TP} = 7.25 \cdot 10^{-3} Pr_e^{0.41} \quad (31)$$

berechnet wird.

2.5 Einsetzen der Krustenbildung

Aus der Ausbildung von thermischen Grenzschichten folgt, daß die Temperatur an der Berandung der Schmelze niedriger ist als im Inneren der Schmelze. Deshalb werden die Berandungstemperaturen zuerst unter die Erstarrungstemperatur der Schmelze abfallen, wodurch Krustenbildung einsetzt. Die Ausbildung von Krusten ist an sich ein transienter Vorgang. Da jedoch die Schmelzbadtemperaturen langsam absinken, wächst die Krustendicke nur sehr langsam an und es ist die Annahmegerechtfertigt, daß die durch konvektive Prozesse aus der Schmelze abgeführte Wärme

$$(Q/A) = h_{conv} (T_{bulk} - T_{sol}) \quad (32)$$

(T_{sol} : Erstarrungstemperatur) durch stationäre Wärmeleitung durch die Kruste geht

$$(Q/A) = \frac{k}{\delta_{crust}} (T_{sol} - T_{sur}) \quad (33)$$

Von der Krustenoberfläche wird die Wärme durch Konvektion und/oder Strahlung an die Umgebung abgeführt:

$$(Q/A) = h_{sur} (T_{sur} - T_{\infty}). \quad (34)$$

Somit kann die unbekannte Oberflächentemperatur durch

$$T_{sur} = T_{\infty} + \frac{h_{conv}}{h_{sur}} (T_{bulk} - T_{sol}) \quad (35)$$

und für die Krustendicke folgt

$$\delta_{crust} = \frac{k}{h_{conv}} \frac{T_{sol} - T_{sur}}{T_{bulk} - T_{sol}} \quad (36)$$

Unmittelbar nach dem Einsetzen der Krustenbildung wird der konvektive Wärmetransport durch die Gasphase bestimmt, da z.B. die Gasblasen die Schmelzenberandung noch ungehindert durchbrechen. Es wird angenommen, daß erst nach der Ausbildung einer massiven Kruste von etwa 1 cm Dicke der Einfluß der Gasphase abgeschwächt wird. Steigt die Krustendicke weiter an, so erfolgt allmählich ein Übergang von durch die Gasphase angeregter Konvektion zu freier Konvektion in der Schmelze.

3. Berechnungen mit WECHSL für den Kernschmelzenunfall

Im Berichtszeitraum wurden zahlreiche Berechnungen mit dem WECHSL-Code für den hypothetischen Kernschmelzenunfall in deutschen DWR-Standard-Anlagen durchgeführt und deren Ergebnisse veröffentlicht /14, 15, 16/. Nach diesen Rechnungen haben die Betonzerstörungsdaten und die Erstarrungstemperatur der Metallschmelze einen entscheidenden Einfluß auf den Unfallablauf. Es ergibt sich die Tendenz, daß die Metallschmelze umso länger flüssig bleibt, je mehr sich die Erstarrungstemperatur der Metallphase an die Oberflächentemperatur des Betons bei seiner Zerstörung annähert. Bei silikatischem Beton und dem Erstarrungsverhalten einer CrFeNi-Schmelze mit sich ändernder Zusammensetzung wurde nach etwa 3 1/2 Stunden Wechselwirkung vollständige Erstarrung des Metall gefunden. Mit geringfügig reduzierter Erstarrungstemperatur bleibt die Metallschmelze langfristig flüssig.

Die Unterdrückung der Erstarrung der Metallphase stellt eine konservative Betrachtungsweise des Kernschmelzunfalls dar. Durch die Erstarrung würde die Durchströmung des Schmelzsees durch die freigesetzten Gase und demnach auch die Bildung von brennbaren Gasen (H_2 , CO) unterdrückt. Dadurch würde allerdings auch die Rührwirkung der Gasblasen unterbunden und die Wärmeabfuhr aus der noch flüssigen oxidischen Schmelze insgesamt verschlechtert. Ein erneutes Aufschmelzen der Metallphase kann nach dem derzeitigen Kenntnisstand nicht ausgeschlossen werden. Das Einfrieren der Metallschmelze verhindert demnach zumindest für einige Zeit die Produktion von brennbaren, unkondensierbaren Gasen und verlangsamt den Druckaufbau im Sicherheitsbehälter .

Für den Fall, daß die Schmelze langfristig flüssig bleibt, sind nach 42 Stunden Wechselwirkung in vertikaler Richtung etwa 3,5 m Beton aufgeschmolzen und der Radius der Schmelzkaverne hat sich von 3,2 m zu Beginn der Wechselwirkung auf etwa 5,0 m vergrößert. Es wird bei den Standard-DWR-

Anlagen vorausgesetzt, daß der Sumpfwassereinbruch erfolgt, wenn der maximale Kavernenradius auf 3.8 m angewachsen ist, was knapp 3 Stunden nach Beginn der Wechselwirkung der Fall ist.

Aus der Betonzersetzung und der Reduktion der Gase in der Metallschicht strömt ein Gemisch aus H_2 , H_2O , CO , CO_2 wechselnder Zusammensetzung in den Sicherheitsbehälter ein. Nach dem Sumpfwassereinbruch wird dem Containment auch noch Wasserdampf in großen Mengen zugeführt. Die Ergebnisse aus WECHSL in Verbindung mit dem Containment-Code COCMEL der KWU weisen darauf hin, daß der in der Deutschen Risikostudie angesetzte Berstdruck des Sicherheitsbehälters von 8,5 bar nach etwa 3 1/2 Tagen erreicht würde. Ohne den Sumpfwassereinbruch würde der Berstdruck erst nach wesentlich längeren Zeiträumen überschritten.

In der Risikostudie wurde ein Zeitraum von 28 Stunden bis zum Containmentversagen angegeben. Dieser Wert folgt aus sehr konservativen Annahmen, während dem hier vorgestellten Ergebnis best-estimate-Betrachtungen zugrunde liegen.

Literatur

- /1/ R. Skoutajan et al.: "Durchführung von Viskositätsmessungen an oxidischen Corium-Beton-Schmelzen" Abschlußbericht RS-219A, Batelle-Institut, Frankfurt/Main, Mai 1979
- /2/ D.A. Powers, A.W. Frazier: "VISRHO: A Computer Subroutine for Estimating the Viscosity and Density of Complex Silicate Melts" SAND76-0649, Sandia Labs., Albuquerque, N.M., June 1977
- /3/ S. Nazaré, G. Ondracek, B. Schulz: "Über theoretische und experimentelle Möglichkeiten zur Bestimmung der Stoffwerte von Corium" KFK 2217, Kernforschungszentrum Karlsruhe, Oktober 1975
- /4/ V.G. Levich: "Physicochemical Hydrodynamics" New York 1962
- /5/ H.D. Mendelson: A.I.Ch.E.J. 13(1967) p.250
- /6/ W.F. Haberman, R.K. Morton: "An Experimental Investigation of the Drag and Shape of Air Bubbles Rising in Various Liquids" Report 802, David W. Taylor Basin, September 1953
- /7/ B.P. LeClair, A.E. Hamielec: "Strömung durch Teilchenansammlungen" in: Kinetik metallurgischer Vorgänge bei der Stahlherstellung, Verlag Stahleisen, Düsseldorf 1972
- /8/ D.J. Nicklin: Chem.Eng.Sci. 17(1962) p.693

- /9/ H. Werle: "Modellexperimente zum Kernschmelzen" in: PNS-Halbjahresbericht 1978/2, KFK 2750, Oktober 1979
- /10/ R.D. Haberstroh, R.D. Reinders: Int.J.Heat Mass Transf. 17(1974) p.307
- /11/ H. Alsmeyer, L. Barleon, J. Koster, I. Michael, U. Müller und M. Reimann: "Ein Modell zur Beschreibung der Wechselwirkung einer Kernschmelze mit Beton" KFK 2395, Kernforschungszentrum Karlsruhe, Oktober 1977
- /12/ M. Reimann, H. Alsmeyer: "Hydrodynamische und thermische Modelle zur Wechselwirkung einer Kernschmelze mit Beton" in: PNS-Halbjahresbericht 1978/2, KFK 2750, Oktober 1979
- /13/ R.C. Lock: Quart.Journ.Mech.Appl.Math. 4(1951)1 p.42
- /14/ M. Reimann: "The Erosion Behavior of Different Types of Concrete Interacting with a Core Melt" ANS/ENS Topical Meeting, Thermal Reactor Safety, Knoxville, Tenn., April 7 - 11, 1980
- /15/ M. Reimann, K. Hassmann: "Analyse des Ablaufs hypothetischer Kernschmelzenunfälle" PNS-Jahreskolloquium 1980, Kernforschungszentrum Karlsruhe, November 1980
- /16/ K. Hassmann, M. Reimann: "Release of Gases and Their Influence on Containment Integrity During a Hypothetical Core Melt Down Accident" Workshop on the Impact of Hydrogen on Water Reactor Safety, Albuquerque, N.M., January 1981

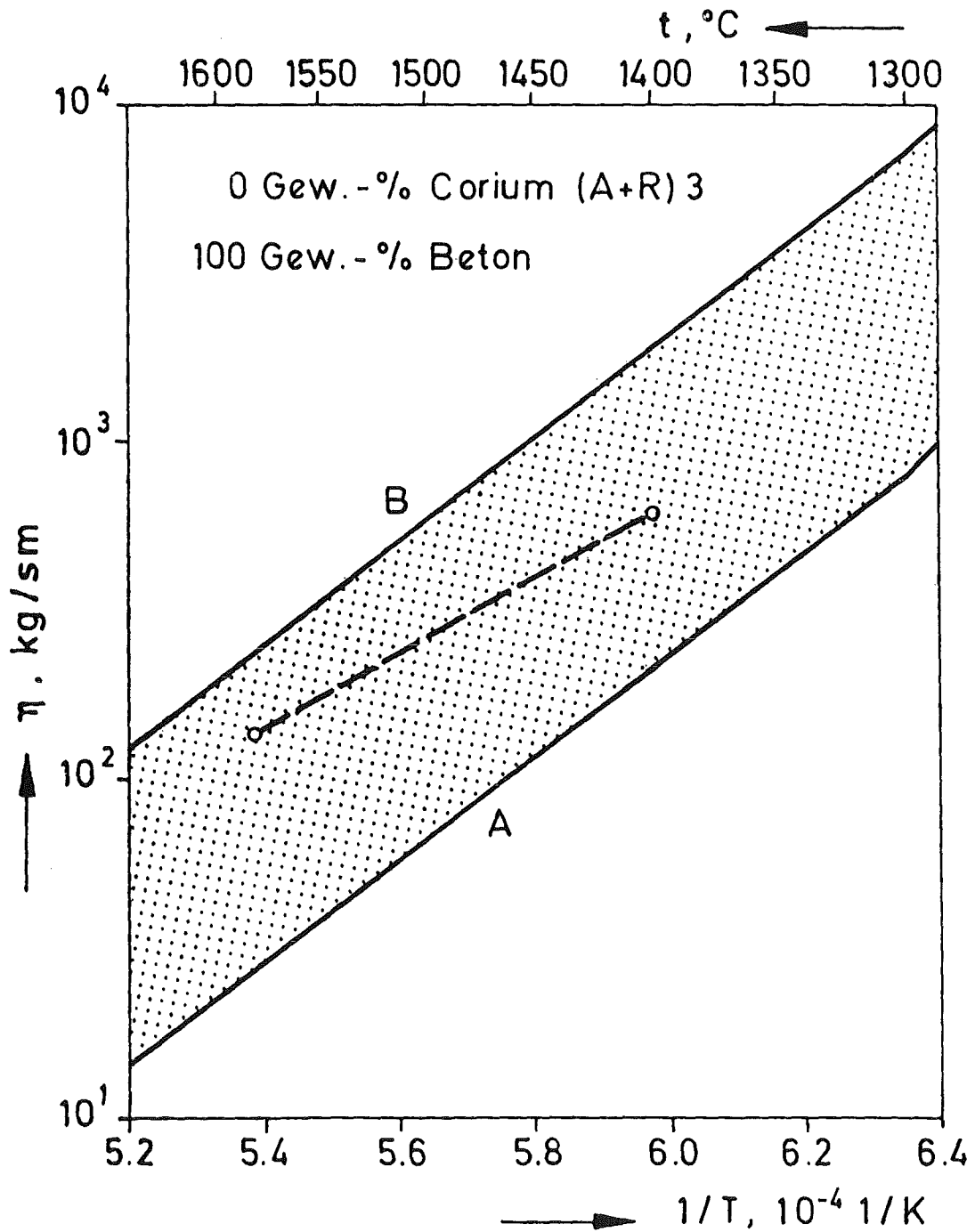


Abb. 06.01.12/ 12A - 1: Vergleich zwischen gemessenen und berechneten Viskositätswerten (0 % Corium, 100 % Beton)

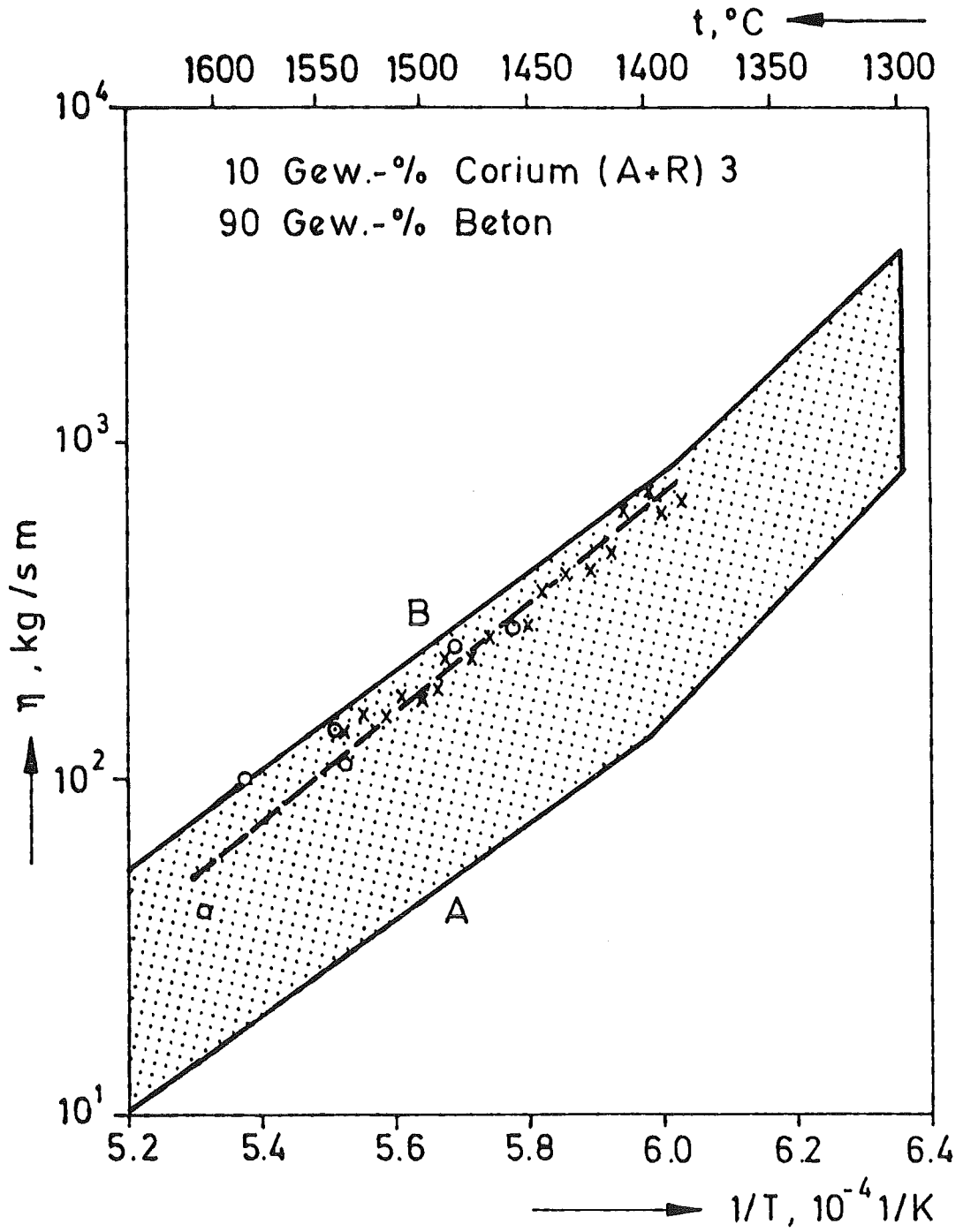


Abb. 06.01.12/ 12A - 2: Vergleich zwischen gemessenen und berechneten Viskositätswerten (10 % Corium, 90 % Beton)

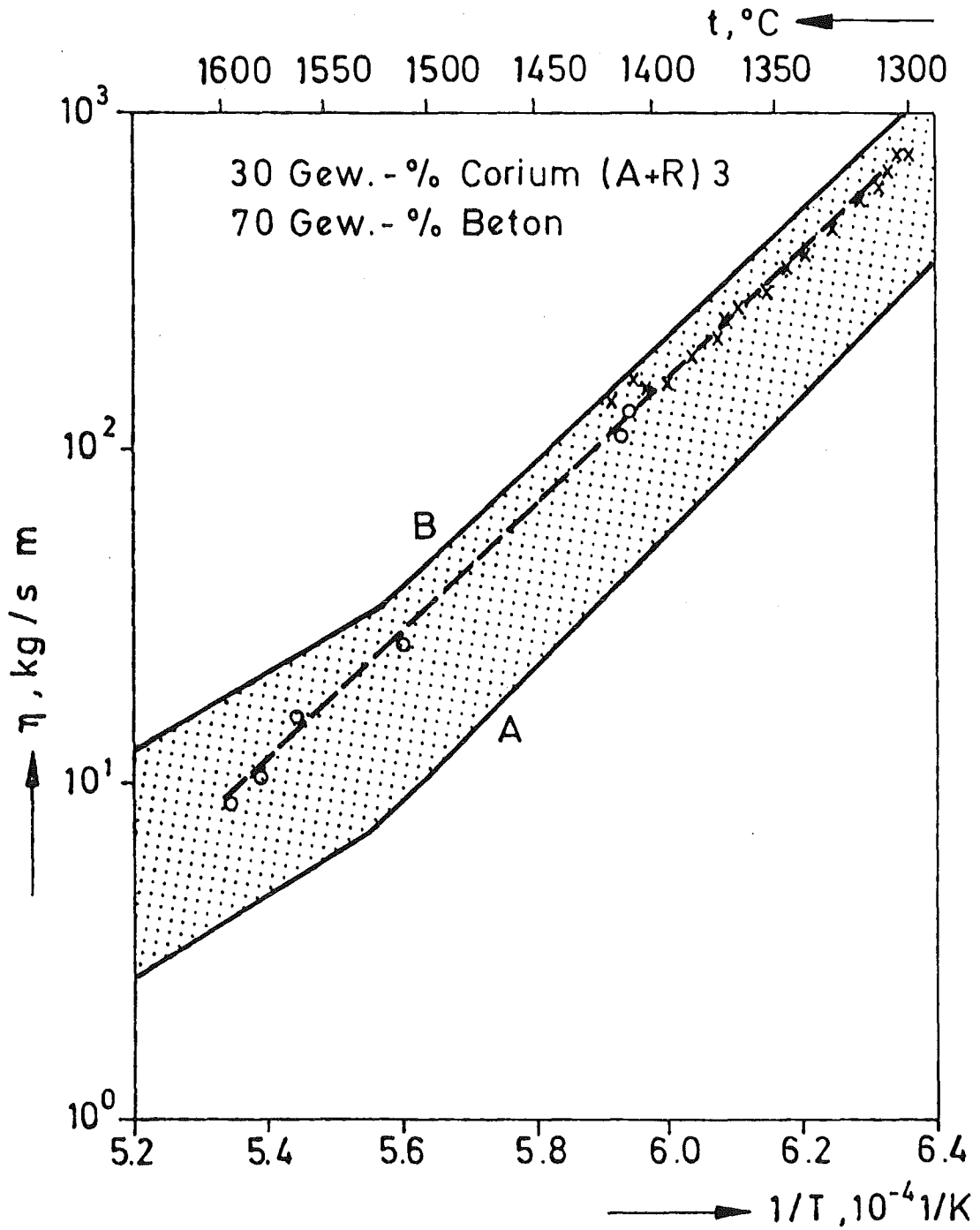


Abb. 06.01.12/ 12A - 3: Vergleich zwischen gemessenen und berechneten Viskositätswerten (30 % Corium, 70 % Beton)

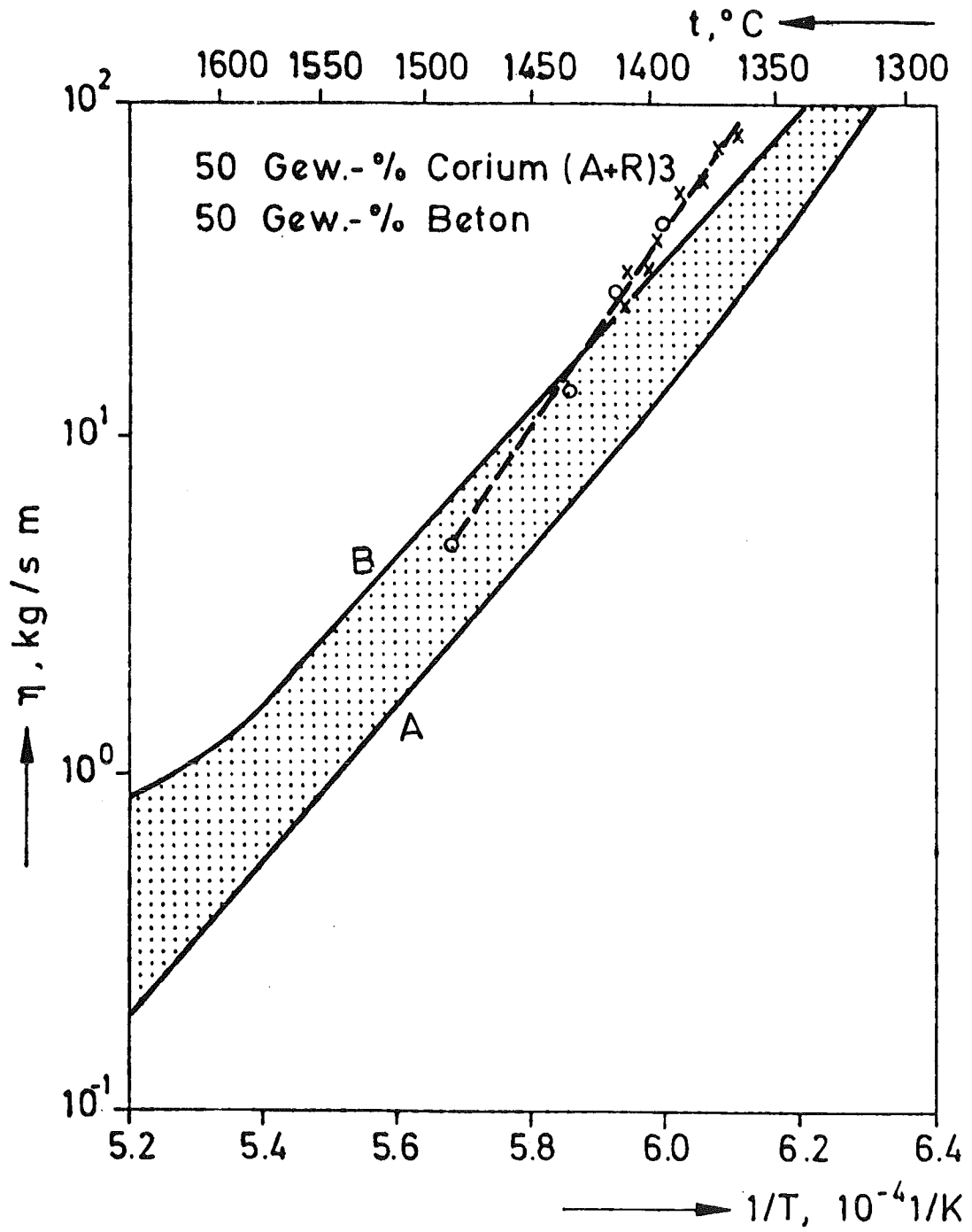


Abb. 06.01.12/ 12A - 4: Vergleich zwischen gemessenen und berechneten Viskositätswerten (50 % Corium, 50 % Beton)

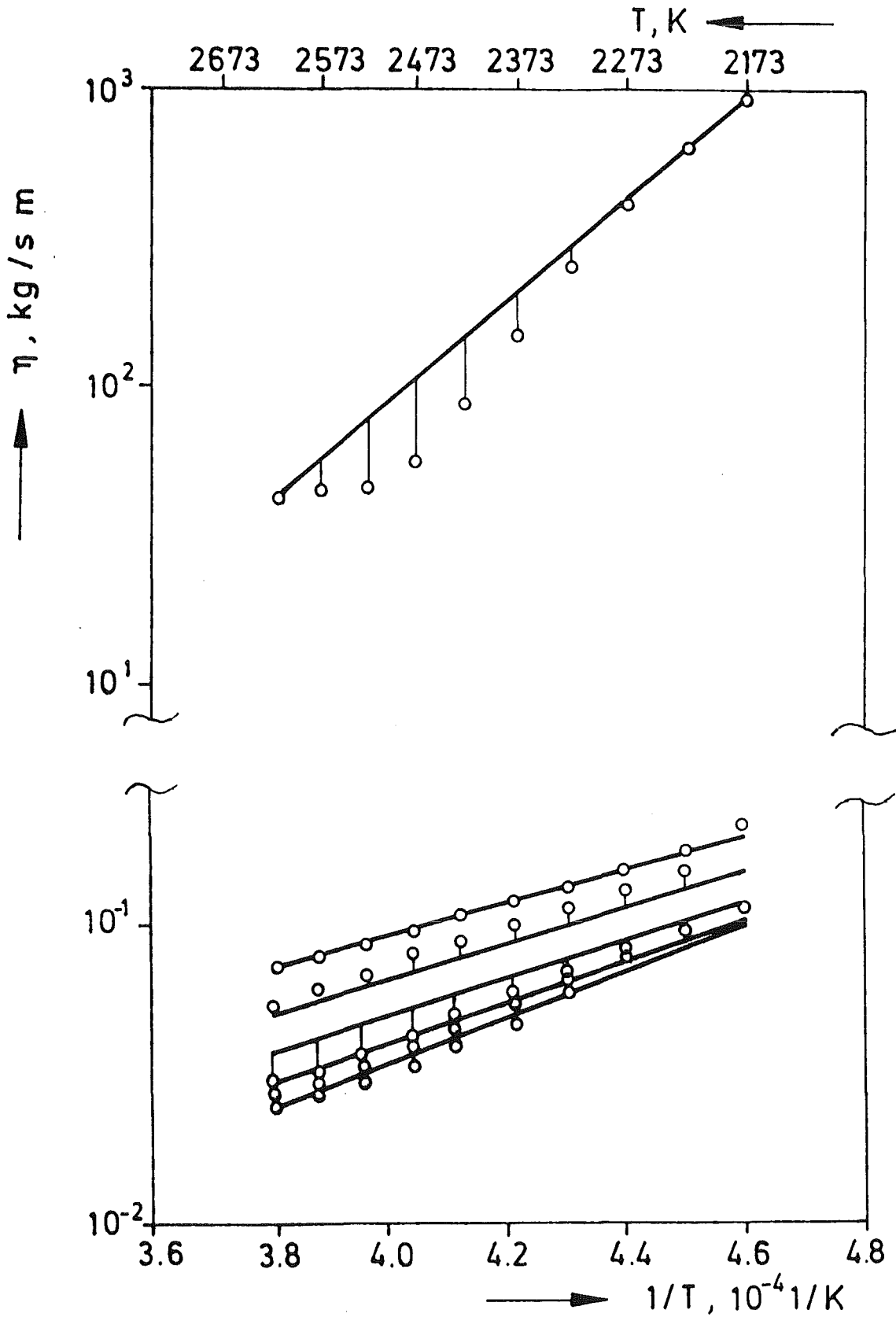


Abb. 06.01.12/ 12A - 5: Vergleich zwischen gemessenen und berechneten Viskositätswerten für $\text{Al}_2\text{O}_3/\text{SiO}_2$ - Mischungen (von unten ansteigend 0, 10, 20, 30, 40, 100 Mol-% SiO_2)

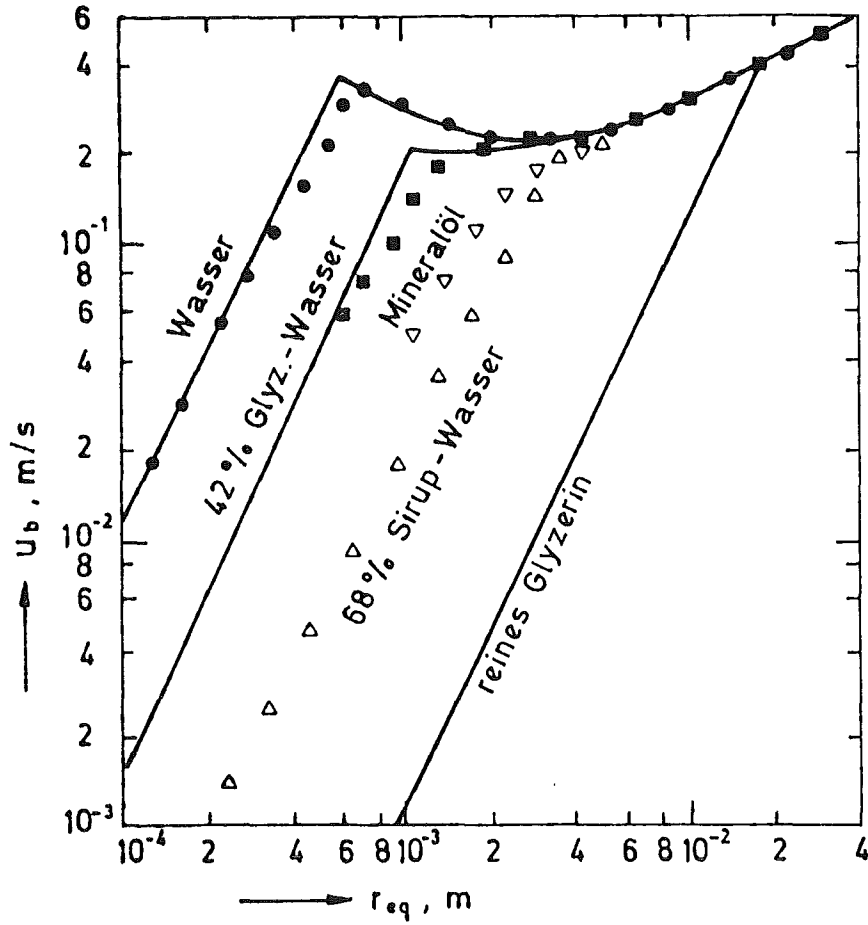


Abb. 06.01.12/ 12A - 6: Vergleich der experimentellen Daten /6/ für die Blasenauftiegs geschwindigkeit in ruhenden Flüssigkeiten mit den Berechnungen

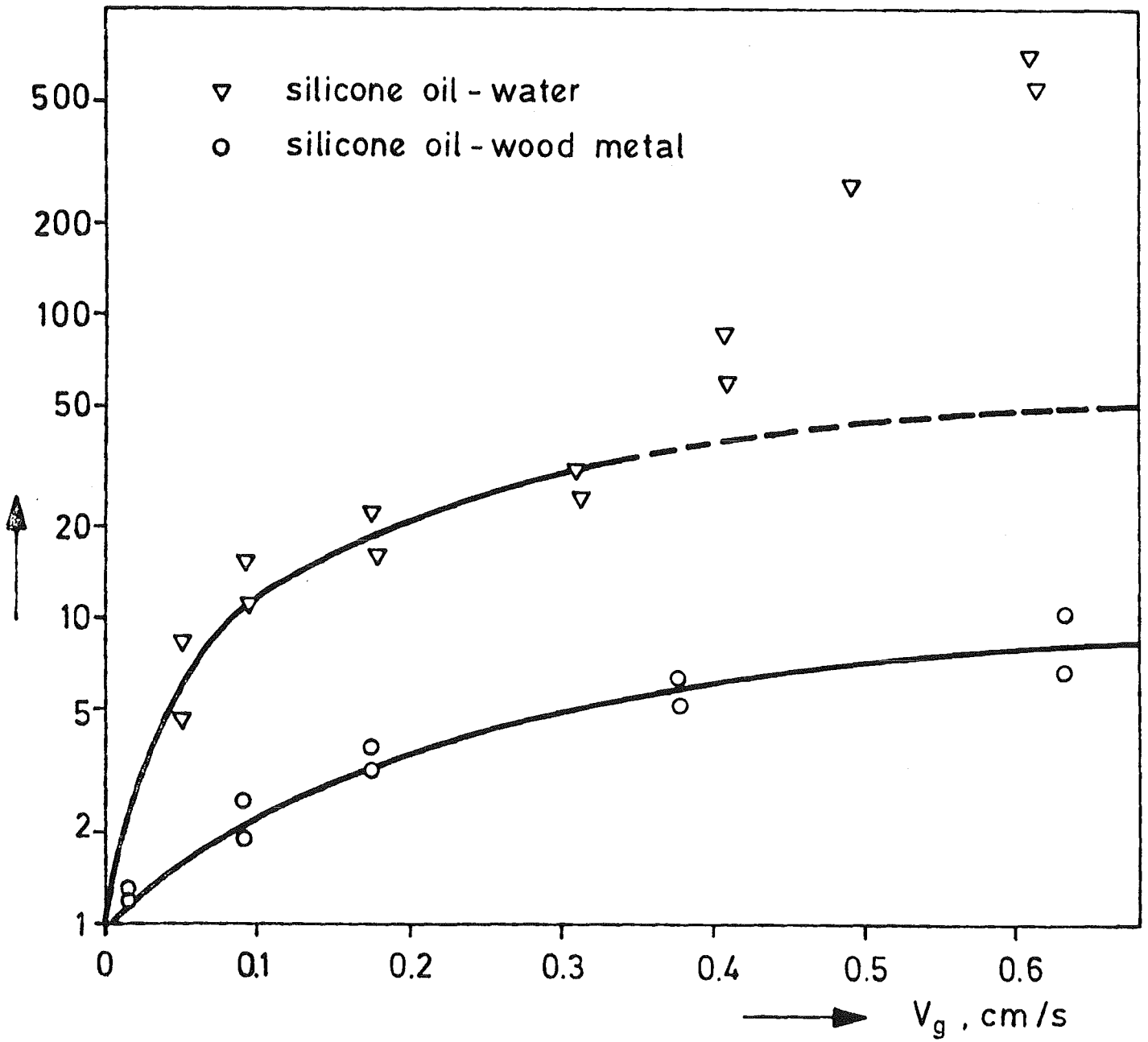


Abb. 06.01.12/ 12A - 7: Vergleich der von Werle /9/ ermittelten Versuchswerte mit der Approximationsgleichung (26)

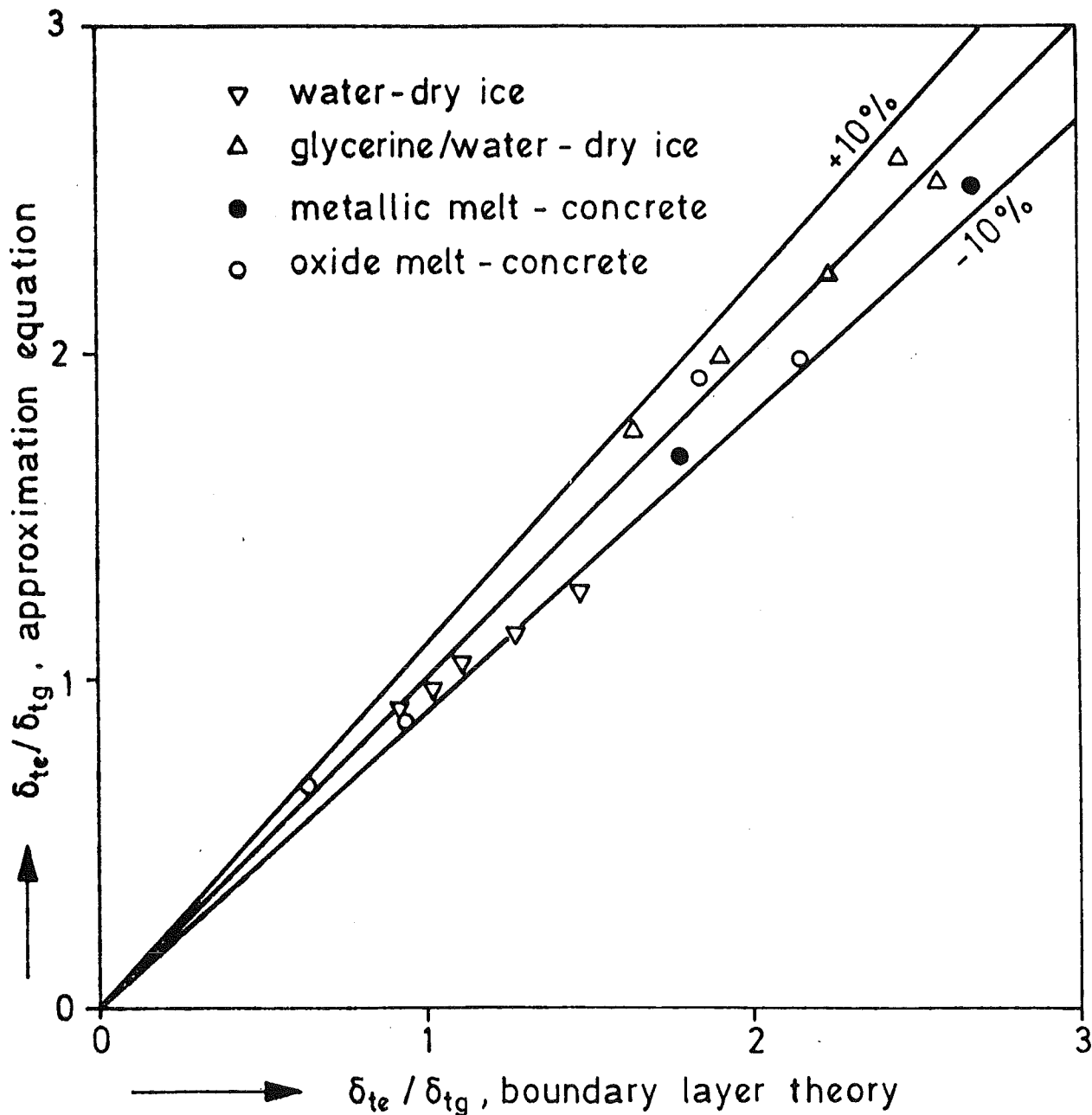


Abb. 06.01.12/ 12A - 8: Vergleich der Ergebnisse von Grenzschichttheorie und Näherungsgleichung (29)

06.01.12/13 A Modellentwicklung zur analytischen Beschreibung von
PNS 4334 Kernschmelzenunfällen
 (H. Alsmeyer, K. Dres)

1. Modellexperimente zur Wechselwirkung einer Kernschmelze mit Beton

1.1 Problemstellung

Die Beschreibung der vierten Phase eines Kernschmelzenunfalls macht die Kenntnis der Wechselwirkung der Kernschmelze mit dem Reaktorbeton erforderlich. Dabei kommen den Vorgängen an der Kontaktfront der Kernschmelze zum Beton besondere Bedeutung zu, da sie Wärmeübergang, Eindringgeschwindigkeit der Schmelze und schließlich wegen der Gasfreisetzung aus dem Beton den Druckaufbau im Containment bestimmen. Ergänzend zu den in den BETA-Experimenten vorgesehenen Untersuchungen zu diesen Fragestellungen, die weitgehend unter Verwendung der Originalmaterialien durchgeführt werden, werden im Rahmen dieses Vorhabens Modellexperimente mit Simulationsmaterialien ausgeführt. Diese haben das Ziel, die dominierenden physikalischen Prozesse an der Schmelzfront des Beton zu erkennen und zu quantifizieren, um damit die Entwicklung und Überprüfung von theoretischen Modellen für den Rechencode WECHSL zu ermöglichen. Die Verwendung geeignet gewählter Modellstoffe im Experiment gestattet dabei die Sichtbarmachung der wesentlichen Strömungsprozesse und die meßtechnische Erfassung einzelner Effekte, die bei Originalsubstanzen nur schwer zugänglich sind.

Bisher durchgeführte Experimente mit Originalmaterialien haben gezeigt, daß die Betonzerstörung bei hohen Schmelzentemperaturen dominant durch thermische Zersetzung (Gasfreisetzung und Erschmelzen der Zuschlagstoffe) erfolgt, wogegen Ribbildung und Abplatzen des Beton hinsichtlich der Schmelzfrontausbreitung von untergeordneter Bedeutung sind. Daher wird in den hier beschriebenen Modellexperimenten stets das thermische Verhalten des Beton und der Schmelze simuliert. Hinsichtlich der Stoffeigenschaften der Schmelze sind vor allem metallische und oxidische Phasen zu unterscheiden, die im Modellexperiment durch Flüssigkeiten niedriger oder hoher Prandtl-Zahlen darstellbar sind.

Die Wärmeübergangsprozesse im Verlauf eines Kernschmelzenunfalls sind entsprechend den Temperaturbereichen zu klassifizieren. In der Hochtemperatur-

phase ist die gesamte Schmelze flüssig. Hier treten maximale Wärmeströme und entsprechend die höchste Betonzerstörungsgeschwindigkeit auf. Mit Absinken der Schmelztemperaturen setzen Erstarrungsprozesse der Schmelze, zunächst in Form von Krusten im Bereich der Schmelzfront, ein. Damit verbunden ist eine Reduktion der Abschmelzrate des Betons. Stabilität von Krusten, Wärmeströme und Dauer dieses teilerstarrten Zustandes sind heute weitgehend unbekannt. Auch eine vollständig erstarrte Schmelze kann noch in den Beton eindringen, wenn die Temperatur des erstarrten Regulus über der Schmelz-/Erweichungstemperatur des Betons liegt. Hier sind insbesondere Modellvorstellungen zum Abströmen verflüssigter Betonbestandteile zu entwickeln.

Vor allem die Hochtemperaturphase der Kernschmelze/Beton-Wechselwirkung stand bisher im Mittelpunkt der Arbeiten, die im KfK und bei anderen Institutionen betrieben wurden. Die im Rahmen dieses Vorhabens entwickelten Modellvorstellungen wurden, ausgehend von der Annahme der Ausbildung eines Dampffilmes zwischen Kernschmelze und Beton, durch Modellexperimente mit absublimierenden Trockeneisplatten in Kontakt mit Flüssigkeiten unterschiedlicher Prandtl-Zahlen gestützt. Modellvorstellungen und Modellexperimente erlauben, in Anlehnung an die Beschreibungsweisen des Filmsiedens, die Berechnung des Wärmestromes an den Beton in Abhängigkeit von Temperatur und Stoffeigenschaften von Schmelze und Beton. Die Verwendung dieser Modelle im Rechencode WECHSL weist gute Übereinstimmung mit bisher verfügbaren Experimenten auf /1/, bedarf aber der Bestätigung durch weiterführende Experimente, wie sie z. B. in BETA geplant sind.

1.2 Modifizierung der Modellexperimente

Im Hinblick auf eine weitergehende Entwicklung von Modellvorstellungen zum Wärmeübergang unter Einschluß von Erstarrungsprozessen in der Schmelze ist eine Änderung der Materialien im Modellexperiment erforderlich. Dabei ist angestrebt, den Beton durch einen 2-komponentigen Simulator anzunähern, dessen eine Komponente die Zuschlagstoffe darstellt. Von einem in dieser Weise veränderten Simulator kann auch eine Aussage darüber erwartet werden, ob die Vorstellungen zur Ausbildung des Gasfilmes zwischen Schmelze und Beton in der Hochtemperaturphase hinreichend sind, oder ob die inhomogene Struktur des Betons eine Modifizierung oder Ergänzung bestehender Vorstellungen erfordert.

Eine nach den genannten Gesichtspunkten hergestellte Platte als Betonsimulator zeigt Bild 1. Die Platte ist aufgebaut aus einer Matrix von Trockeneis,

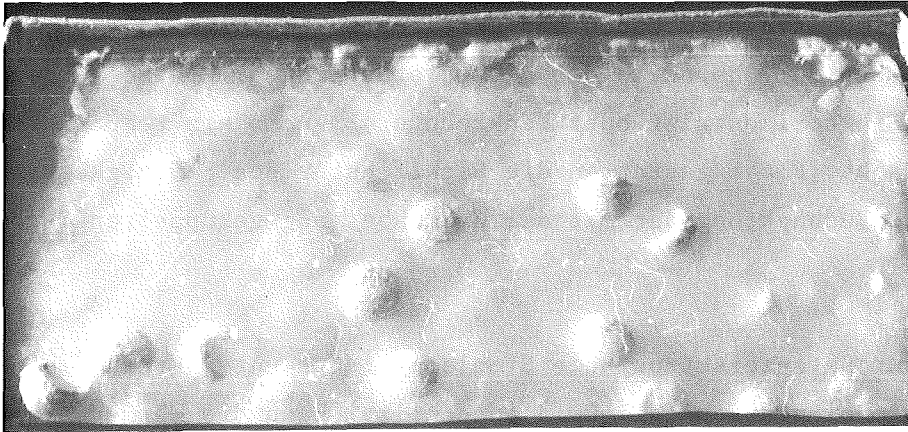


Bild 1: Betonsimulator, bestehend aus einer CO_2 -Matrix mit eingelagerten Undekan-Kugeln.

in die Kugeln aus Undekan eingelagert sind. Dabei stellt das Trockeneis den Zementanteil des Betons dar, der bei der thermischen Wechselwirkung mit der heißen Kernschmelze das in ihm gebundene Wasser als großen Dampfstrom freisetzt. Die Sublimation des Trockeneises vom Modellkörper erfolgt bei $-79\text{ }^\circ\text{C}$. Die Undekan-Kugeln, hier mit einem Durchmesser von 20 mm, simulieren die silikatischen Zuschlagstoffe, die unter den hohen Temperaturen erschmelzen. Undekan hat eine Schmelztemperatur von $-25\text{ }^\circ\text{C}$ bei einer Flüssigkeitsdichte von $0,74\text{ g/cm}^3$. Mit diesem Simulator können daher mit Wasser oder ähnlichen Flüssigkeiten je nach Wahl der Badtemperatur Wärmeübergangsmessungen und Beobachtungen der Strömungsformen mit oder ohne Krustenbildung ausgeführt werden.

Zur Herstellung des Betonsimulators wird folgendes Verfahren eingesetzt: Gefrorene Kugeln aus Undekan werden als Schüttung in eine Rechteschale eingebracht und mit einem engmaschigen Sieb abgedeckt, das das Aufsteigen der Kugeln während des Herstellungsprozesses verhindert. Auf das Sieb wird Trockeneis in einer solchen Menge geschichtet, daß das Porenvolumen der Kugelschüttung mit Sicherheit ausgefüllt werden kann. Die so vorbereiteten Materialien werden auf die mit flüssigem Stickstoff kühlbare Fläche in einen Druckbehälter gestellt. Nach Verschließen des Behälters steigen Druck und Temperatur des Trockeneises entsprechend der Sublimationskurve des CO_2 an, bis bei 5,2 bar und $-56,6\text{ }^\circ\text{C}$ Verflüssigung des Trockeneises einsetzt. Ist die Schale mit dem Undekan durch das abtropfende verflüssigte CO_2 gefüllt, wird durch Einschalten der Flüssig-Stickstoff-Kühlung das CO_2 in der neuen Geometrie wieder verfestigt. Nach vollständigem Erstarren, gekennzeichnet durch Abfallen des Behälterdruckes deutlich unter 5 bar, kann der Betonsimulator mit der Rechteschale entnommen werden.

Die Simulator-Platte wird unten und seitlich sorgfältig isoliert, damit Wärmeübergang nur an der Oberseite der Platte stattfindet. Die so vorbereitete Platte wird in horizontaler oder senkrechter Lage in ein temperiertes Flüssigbad eingebracht. Dabei gestatten die Sichtfenster des Flüssigkeitsbehälters die visuelle Beobachtung der mit dem Wärmeübergang gekoppelten Strömungsprozesse.

Da analog zur Betonzersetzung die Simulatorplatte unter Freisetzung großer Gasmengen (im Simulationsfall CO_2) abschmilzt, kann die Wärmeübergangsmessung auf eine Gasmengenstrommessung reduziert werden. Der Gesamtwärmestrom an die Platte setzt sich zusammen aus einem Anteil für die CO_2 -Sublimation und einem Anteil, der zum Erschmelzen des Undekans verwendet wird. Bei quasistationären Bedingungen gilt demzufolge für die Wärmestromdichte

$$\dot{q} = u(\epsilon \cdot \rho_{\text{CO}_2} \cdot \Delta h_{\text{CO}_2} + (1-\epsilon) \rho_{\text{UD}} \cdot \Delta h_{\text{UD}}). \quad (1)$$

Damit ist u die Fortpflanzungsgeschwindigkeit der Schmelzfront, ϵ der Volumenanteil des CO_2 (= Porenanteil der Kugelschüttung), ρ die Dichte und Δh die Summe von latenter und fühlbarer Wärme, die bis zum Abströmen in die jeweilige Komponente des Simulationsmaterials eingebracht wird. Der erste Summand bezeichnet die Wärme zur Sublimation des CO_2 , der zweite Summand die Wärme zum Erschmelzen des Undekans. Der der Messung unmittelbar zugängliche flächenspezifische CO_2 -Mengenstrom ist gegeben durch

$$\dot{m}_{\text{CO}_2} = u \cdot \epsilon \cdot \rho_{\text{CO}_2}.$$

Damit geht (1) über in

$$\dot{q} = \dot{m}_{\text{CO}_2} \left(\Delta h_{\text{CO}_2} + \frac{1-\epsilon}{\epsilon} \frac{\rho_{\text{UD}}}{\rho_{\text{CO}_2}} \cdot \Delta h_{\text{UD}} \right). \quad (2)$$

Nach dieser Gleichung kann bei bekannter Porosität der Undekan-Schüttung der Wärmeübergang an die Platte aus dem Experiment bestimmt werden.

Die Messung des CO_2 -Stromes im Modellexperiment erfolgt in der Weise, daß der Versuchsbehälter nach Einlegen der Simulatorplatte in das Flüssigkeitsbad gasdicht verschlossen und der freigesetzte CO_2 -Gasstrom nach Abscheidung von Flüssigkeitstropfen und Wasserdampf zeitabhängig durch ein Rotameter gemessen wird.

Im Berichtszeitraum wurden der Herstellungsprozeß der Simulatorplatten erfolgreich erprobt, die Versuchsanordnung zur Wärmestrommessung beim Abschmelzen

der Platten aufgebaut und in Betrieb genommen, sowie erste Experimente mit dem verbesserten Simulationsmaterial ausgeführt.

1.3 Abschmelzen ohne Krustenbildung

Die ersten Experimente mit dem verbesserten Betonsimulator wurden mit Wasser als Modellflüssigkeit durchgeführt. Wegen der niedrigen Prandtl-Zahl von Wasser ist der Einfluß der thermischen Grenzschicht im Flüssigkeitsbad auf den Wärmeübergang vernachlässigbar. Diese Verhältnisse entsprechend daher dem Verhalten der metallischen Phase einer Kernschmelze.

Bild 2 zeigt Gasfreisetzung und Gasabströmen von einer horizontalen Simulatorplatte in einem Wasserbad von 10 °C. Die Platte ist 28 cm lang und 14 cm breit.

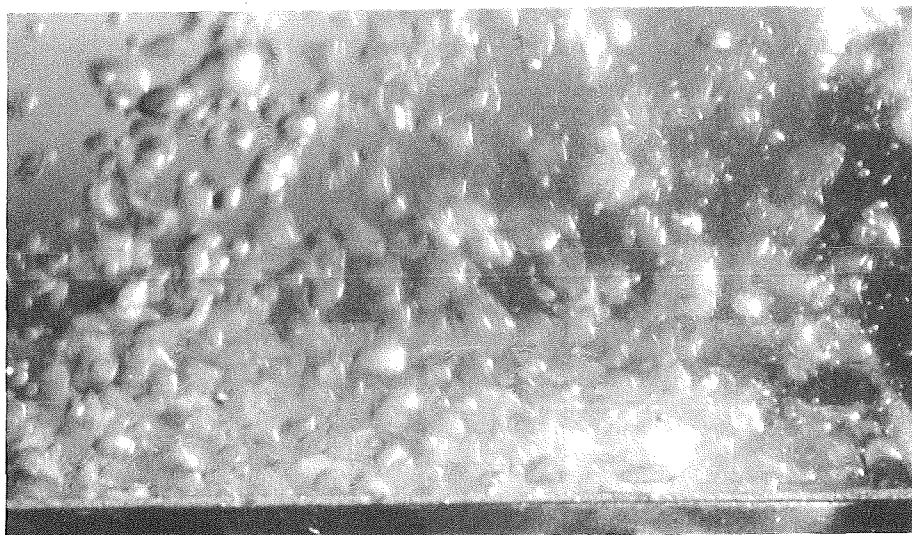


Bild 2: Strömungsvorgänge an einem abschmelzenden, horizontalen Betonsimulator; Badflüssigkeit: Wasser von 10 °C.

Man blickt unter etwa 30° Neigung auf die Oberfläche der Platte. Die Strömungsvorgänge entsprechen im wesentlichen den Prozessen, wie sie bereits an reinen CO₂-Platten beobachtet wurden. Der freigesetzte große Gasvolumenstrom bestimmt Strömungsvorgänge und Wärmeübergangsprozesse. Das freigesetzte Gas bildet zwischen Platte und Badflüssigkeit einen im wesentlichen geschlossenen Gasfilm aus, von dem sich die Gasblasen, ähnlich wie bei Filmsiedeprozessen, ablösen und im Wasserbad aufsteigen. Die Regelmäßigkeit dieser Vorgänge ist wegen der "Inhomogenität" des Betonsimulators nicht so deutlich ausgeprägt wie bei reinen Trockeneisplatten. Doch stimmen Blasenabstände und Blasendurchmesser im Mittel mit den durch die Laplace-Konstante bestimmten Größen aus der Filmtheorie überein. Eine untergeordnete Rolle beim Strömungsverhalten spielt das erschmelzende Undekan als Simulator für den silikatischen Zuschlagstoff.

Das im Wasser nicht lösliche erschmolzene Undekan wird infolge der durch Blasenablösung induzierten turbulenten Strömungsvorgänge in kleinen Tropfen mit etwa 1 mm Durchmesser von der Plattenoberfläche abgerissen und in das Wasserbad eingetragen, wo es sich an der Oberfläche als Film abscheidet. Im Kernschmelzenfall begünstigt die erwähnte feine Tropfenverteilung der Silikatbestandteile deren Lösung in der oxidischen Phase, die über der metallischen Schmelze geschichtet ist.

Sind in die Oberfläche des horizontalen Betonsimulators große Undekan-Kugeln eingebettet, so ist der Gasfilm stellenweise unterbrochen, und man beobachtet direkten Kontakt zwischen Undekan und Badflüssigkeit. Damit verbunden ist ein im Vergleich zu reinem Trockeneis erhöhter Wärmeübergang.

Das Abschmelzen einer senkrechten Simulatorplatte zeigt Bild 3. Versuchsflüssigkeit ist Wasser von 15 °C. Auch hier bestimmt das abströmende Gas die Strömungs- und Wärmeübergangsprozesse. Das CO₂ strömt längs der Platte nach oben ab in Form eines nahezu geschlossenen Gasfilmes, der erst am oberen Plattenende abreißt. Im unteren Drittel der Platte, über einem Bereich von etwa 8 cm, ist der Gasfilm laminar. Daher ist die Struktur der abschmelzenden Platte mit den eingelagerten Undekan-Kugeln gut erkennbar. Im oberen Bereich der Platte ist der Gasfilm turbulent. Dies führt zu einem erhöhten Wärmeübergang und entsprechend höherem Abschmelzen in diesem Bereich. Diese Beobachtungen sind in Übereinstimmung mit den Ergebnissen der Versuche an reinen Trockeneisplatten. Das von der Plattenoberfläche erschmelzende Undekan wird zusammen mit dem Gasfilm nach oben geschleppt. Die im oberen



Bild 3: Strömungsvorgänge am senkrechten Betonsimulator im Wasserbad von 15 °C.

Bild erkennbaren kleinen Gasblasen werden von der Oberfläche des Wasserbades in die Badflüssigkeit eingetragen, entstehen also nicht an der Simulatorplatte. Erste Abschätzungen des Wärmeüberganges lassen gegenüber dem reinen Trockeneis einen erhöhten Wärmestrom erwarten.

1.4 Abschmelzen bei gleichzeitiger Krustenbildung

Durch Wahl geeigneter Badmaterialien und Temperaturen können die Krustenbildung und deren Rückwirkung auf den Wärmeübergang am Betonsimulator studiert werden. Mit Wasser als Simulationsflüssigkeit beobachtet man das Entstehen stabiler Eiskrusten an der Grenzfläche einer horizontalen Simulatorplatte zum Bad bei etwa 5°C Badtemperatur. Da diese Temperatur mit der bei reinem Trockeneis beobachteten Temperatur gut übereinstimmt, kann auf analoge Strömungs- und Wärmeübergangsvorgänge geschlossen werden.

Bild 4 zeigt den Blick auf eine horizontale Simulatorplatte, etwa 20 Minuten nach Versuchsbeginn, bei einer Badtemperatur von $4,3^{\circ}\text{C}$. Über der abschmelzenden Platte hat sich eine Eiskruste ausgebildet, die bis auf eine endliche Zahl von

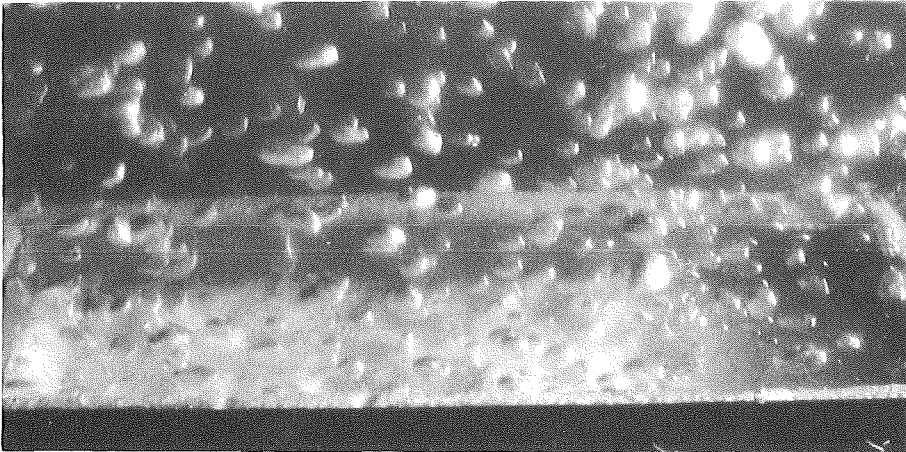


Bild 4: Horizontales Abschmelzen des Betonsimulators unter Wasser bei gleichzeitiger Eiskruste an der Trennfläche Platte / Flüssigkeitsbad.

Löchern geschlossen ist. Durch die Löcher entweicht das von der Zersetzung des Betonsimulators freigesetzte Gas sowie das Undekan. Die Zahl der Löcher in der Eiskruste ist wesentlich geringer als die Zahl der Blasenzentren an einer Plattenoberfläche ohne Kurstenbildung. Dies korrespondiert mit der geringeren Gasfreisetzungsrate, entsprechend dem verminderten Wärmeübergang bei Krustenbildung. Die Verringerung des Wärmeüberganges ist in erster Linie auf den hohen Wärmewiderstand der Kruste (Wärmeübergang nur durch Leitung) zurückzuführen, wogegen die Rührwirkung der Gasblasen noch groß genug ist, die bis auf eine dünne Grenzschicht örtliche Temperaturkonstanz im Wasserbad auch senkrecht zur abschmelzenden Platte aufrecht zu erhalten.

Zwischen Plattenoberfläche und Eiskruste existiert ein dünner Gasspalt. Es wird vermutet, daß sich die Kruste nur an wenigen Stellen auf der Platte abstützt. Der erhöhte Wärmeübergangswiderstand von Kruste und Gasspalt bewirkt, daß die Schmelzfront des Simulators als annähernd glatte Kontur verläuft. Das ohne Krustenbildung beobachtete schnellere Erschmelzen großer Undekan-Kugeln durch direkten Flüssigkeitskontakt (Lochfraß) tritt hier nicht auf.

Das Erschmelzen einer senkrechten Simulatorplatte im Wasserbad zeigt Bild 5a. Die Blickrichtung ist durch das Wasserbad senkrecht auf die Platte, die Badtemperatur ist konstant 4,6 °C. Nach Einbringen der Platte beginnt die Krustenbildung im unteren Bereich der Platte, in dem die Gasströmung laminar ist und schreitet von da aus nach oben fort, bis nach etwa 15 Minuten die Plattenoberfläche von einer völlig geschlossenen Eiskruste bedeckt ist. Entsprechend

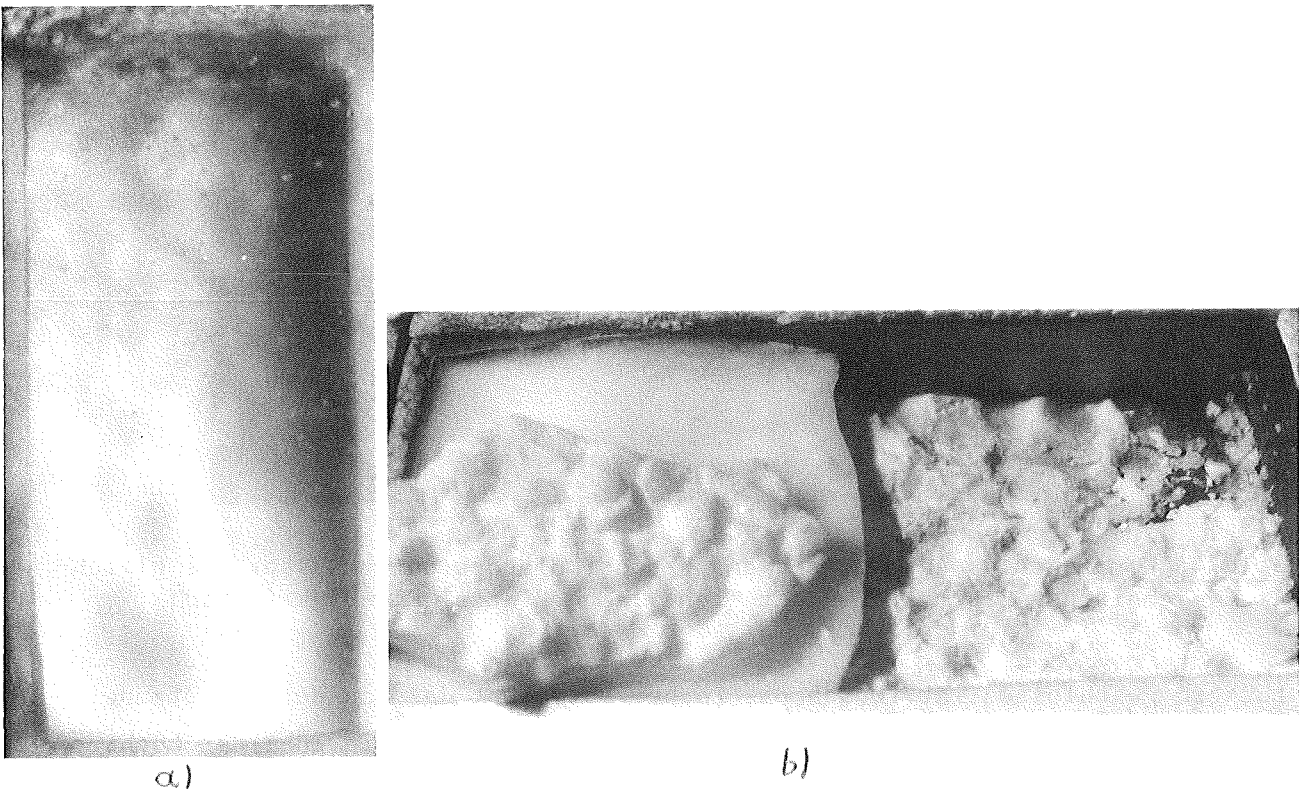


Bild 5: Krustenbildung bei senkrechtem Abschmelzen

- a) Betonsimulator im Wasserbad
- b) teilweise erschmolzener Betonsimulator und aufgebrochene Eiskruste

der Krustenbildung reduzieren sich Wärmeübergang und Gasfreisetzung. Das beim Aufschmelzen des Simulators freigesetzte Gas und das flüssige Undekan strömen im senkrechten Spalt zwischen Kruste und Platte aufwärts und treten an der Plattenoberkante in das Wasserbad ein. Auch hier führt die Krustenbildung zu einer Vergleichmäßigung der Schmelzkontur.

Bild 5b zeigt den Betonsimulator und die Eiskruste nach Abbruch des Versuchs. Auf der rechten Bildseite erkennt man die Oberfläche der Simulatorplatte, von der die Eiskruste abgelöst wurde. Die Oberfläche weist nur geringe Vertiefungen an den Stellen auf, wo Undekan-Kugeln eingelagert sind. Die Unterseite der Eiskruste im linken Bildteil entspricht einem Abdruck von der Simulatorplatte. Dies bedeutet, daß der Gasspalt zwischen Simulator und Eiskruste sehr dünn ist. Die Oberseite der Eiskruste ist gegenüber der Unterseite nur leicht gewellt; die Krustendicke nimmt von 12 mm an der Plattenunterkante auf 5 mm an der Oberkante ab.

1.5 Fortführung der Untersuchungen

Die geschilderten Experimente an Betonsimulatoren mit und ohne Krustenbildung im Flüssigkeitsbad geben wichtige Hinweise auf das thermische Verhalten von Beton. Die Modellversuche sollen durch detailliertere und quantitative Untersuchungen mit verschiedenen Modellflüssigkeiten und bei Variation der Flüssigkeitstemperatur ergänzt werden. Die Experimente mit Krustenbildung werden vor allem im Hinblick auf die Erstellung von physikalischen Modellen zu Krustenwachstum und Krustenstabilität bei einem Kernschmelzenunfall fortgeführt.

2. Datenerfassung für BETA-Versuchsanlage

Die Datenerfassung für die BETA-Versuchsanlage wurde so geplant, daß alle wesentlichen Meßsignale, einschließlich der Leistungsmessung der Induktionsheizung, von einer zentralen Einheit erfaßt und zur späteren detaillierten Auswertung gespeichert werden. Zur Lösung dieser Aufgabe wurde ein rechnergeführtes Datenerfassungssystem konzipiert und die Aufgabenbeschreibung für ein Datenerfassungsprogramm entsprechend den speziellen Versuchsanforderungen der BETA-Versuche erstellt. Dieses System wurde Mitte 1980 hard- und softwaremäßig vom Hersteller ausgeliefert.

Es besteht aus einem PDP11/23-Prozeßrechner als zentraler Rechen- und Steuereinheit, einem Analog-System mit 195 Analog-Differenzeingängen, einer digitalen Magnetbandstation, zwei Plattenlaufwerken als Daten- und Programmspeicher sowie drei verschiedenen alphanummerischen Ein-/Ausgabegeräten. Alle Meßwerte werden auf die Analogeingänge (Meßbereich ± 80 mV, Auflösung 14 Bit entsprechend 10 μ V) geführt und mit einer maximalen Frequenz von 10 Messungen je

Kanal und Sekunde abgefragt. Ausgewählte Kanäle werden während des Versuchs zeitabhängig graphisch dargestellt oder in physikalischen Einheiten ausgedruckt. Softwaremäßig implementiert ist z. Z. die Temperatureingabe von NiCr-Ni und WRe3-WRe25 Thermoelementen. Andere Signale werden in mV ausgegeben. Die Meßwerte können zusätzlich auf das Überschreiten von Grenzwerten überprüft werden. Damit ist während des Experiments die Überwachung bestimmter Kontrollmeßstellen möglich, die für die Versuchsführung (Dauer der Nachheizphase, Größe der induktiven Leistungseinspeisung) wesentliche Informationen liefern. Die Spezifikation der Kanalbelegung, Grenzwerte und Auswertart erfolgt vor Versuchsbeginn. Alle Versuchsdaten werden zur späteren detaillierten Auswertung auf IBM-kompatiblen Magnetband gespeichert.

Für das gelieferte Datenerfassungssystem wurden die notwendigen Eignungstests mit Erfolg durchgeführt. Es wurde für die derzeitig laufenden BETA-Vorexperimente (Thermitversuche) bereitgestellt.

Literatur:

- /1/ M. Reimann, K. Hassmann:
Analyse des Ablaufes hypothetischer Kernschmelzenunfälle;
Jahreskolloquium 1980 des Projektes Nukleare Sicherheit, Nov. 1980,
KfK 3070, S. 167-193

06.01. SICHERHEIT UND UMGEBUNGSSCHUTZ VON KKW

PNS-Teilprojekt 4400 - Verbesserung der Spaltproduktrückhal-
tung und Reduktion der Strahlenbelastung

06.01.14 Abluftfilterung an Reaktoren

4400-1

- 06.01.14 Abluftfilterung an Reaktoren
- 06.01.14/08A Bestimmung der Iodkomponenten in der Abluft von
PNS 4414 Siedewasserreaktoren
 (H. Deuber; LAF II)

1. Einleitung

Mit der Fortluft aus kerntechnischen Anlagen abgegebenes Radioiod trägt über Ingestion und Inhalation zur Strahlenexposition der Bevölkerung im wesentlichen durch die Schilddrüsendosis bei. Die für den Ingestionspfad berechneten Schilddrüsendosen liegen in Abhängigkeit von den örtlichen Bedingungen um ca. 2 bis 3 Größenordnungen über den für den Inhalationspfad berechneten.

In den heute üblichen Verfahren ¹⁾ zur Berechnung der Ingestionsdosis durch mit der Fortluft kerntechnischer Anlagen abgegebenes Radioiod werden drei physikalisch-chemische Radioiodkomponenten berücksichtigt: elementares (I_2), schwebstoffförmiges und organisches (CH_3I) Iod. Diese Iodkomponenten tragen über den für die Ingestionsdosis entscheidenden Weide-Kuh-Milchpfad in sehr unterschiedlichem Maße bei. Denn die Ablagerungsgeschwindigkeiten der genannten Iodkomponenten verhalten sich bei Weidepflanzen etwa wie 100 : 10 : 1 (Fall-out). Eine realistische Berechnung der Ingestionsdosis läßt sich also nur bei Kenntnis der Anteile der Iodkomponenten vornehmen.

Die Bestimmung der Radioiodkomponenten in der Fortluft von Kernkraftwerken kann wegen der niedrigen Konzentrationen nur mit diskriminierenden Iodsammlern durchgeführt werden, in denen eine selektive Abscheidung der Radioiodkomponenten an Schwebstofffiltern bzw. Iod-Sorptionsmaterialien erfolgt ²⁾. Bei Sammelperioden von 1wöchiger Dauer läßt sich diese Bestimmung meistens mit ausreichender Genauigkeit durchführen.

Über Messungen mit diskriminierenden Iodsammlern in der Kaminfortluft von Druckwasserreaktoren während eines Zeitraums von 1 Jahr (DWR 2) bzw. 2 Jahren (DWR 3) wurde bereits berichtet ^{2, 3)}. Der Anteil des schwebstoffförmigen ¹³¹I war vernachlässigbar klein (< 1 %), der des elementaren und organischen ¹³¹I 37 % bzw. 63 % (DWR 2) und 57 % bzw. 43 % (DWR 3). Diese Anteile ergaben sich bei Berechnung aus den mittleren Abgaberaten der ¹³¹I-Komponenten.

Der vorliegende Bericht umfaßt entsprechende Messungen in der Kaminfortluft eines Siedewasserreaktors (SWR 3) während eines Zeitraums von 1 Jahr.

2. Experimentelles

Aufbau und Betrieb der diskriminierenden Iodsammler entsprachen weitgehend dem, der in ²⁾ beschrieben wurde. (Die Sammelperioden entsprachen ebenfalls 1 Woche.) Die Nachweisgrenze lag bei ca. 10^{-14} Ci ¹³¹I/m³. Die Messungen wurden in Zusammenarbeit mit dem Betreiber der Anlage durchgeführt.

3. Betrieb des Siedewasserreaktors (SWR 3)

Der Reaktor war während der Sammelperioden 15 bis 28 zur Revision abgeschaltet. Außerdem war er in den Sammelperioden 41 bis 43 außer Betrieb. Während der übrigen Sammelperioden war er, abgesehen von kurzzeitigen Abschaltungen, in Betrieb.

4. Ergebnisse und Diskussion

Die während der einzelnen Sammelperioden in der Kaminfortluft des SWR 3 festgestellten ¹³¹I-Konzentrationen und Anteile der ¹³¹I-Komponenten sind in den Tab. 1 und 2 sowie in den Abb. 1 bis 4 wiedergegeben. Schwebstoffförmiges ¹³¹I ist in diesen Darstellungen nicht berücksichtigt, da dessen Anteile meistens sehr klein waren (s.u.).

Aus den Tab. 1 und 2 und den Abb. 1 bis 4 geht folgendes hervor:

- a) Die ¹³¹I-Konzentration lag meistens zwischen 10^{-14} und 10^{-12} Ci/m³. Nach Beginn der Revision (Sammelperiode 15) nahm die ¹³¹I-Konzentration praktisch kontinuierlich ab.

- b) Der Anteil des elementaren ^{131}I war teils größer, teils kleiner als der des organischen ^{131}I . Während der Revision nahm der Anteil des elementaren ^{131}I praktisch kontinuierlich zu.

Die während der einzelnen Betriebsphasen festgestellten mittleren Abgaberaten, Abgaben und Anteile der ^{131}I -Komponenten gehen aus Tab. 3 hervor. (Die Betriebsphasen außerhalb der Revision werden als Leistungsbetrieb bezeichnet.) Es ist folgendes zu erkennen:

- a) Die ^{131}I -Abgaberaten waren vor der Revision höher, nach der Revision niedriger als während der Revision.
- b) Der Anteil des elementaren ^{131}I war während des Leistungsbetriebs niedriger als während der Revision. Während aller Betriebsphasen war der Anteil des elementaren ^{131}I (Mittelwert: 20 %) niedriger als der des organischen ^{131}I (Mittelwert: 77 %). Der Anteil des schwebstoffförmigen ^{131}I war in allen Betriebsphasen sehr gering (Mittelwert: 3 %).

Der für die Ingestionsdosis entscheidende Anteil des elementaren ^{131}I in der Kaminfortluft des SWR 3 ist nach den beschriebenen Messungen also deutlich niedriger als die entsprechenden Werte bei den beiden untersuchten Druckwasserreaktoren.

Die Messungen mit diskriminierenden Iodsammlern werden in der Kaminfortluft und in einzelnen Abluftströmen eines anderen Siedewasserreaktors fortgesetzt.

5. Zusammenfassung

Während eines Zeitraums von einem Jahr ergab sich, bei Berechnung aus den mittleren Abgaberaten, ein Anteil des für die Ingestionsdosis entscheidenden elementaren ^{131}I von ca. 20 % in der Kaminfortluft eines Siedewasserreaktors. Dieser Wert ist bedeutend niedriger als der entsprechende mittlere Wert bei Druckwasserreaktoren (ca. 50 %).

6. Literatur

- 1) Der Bundesminister des Inneren,
Allgemeine Berechnungsgrundlagen für die Bestimmung der Strahlenexposition durch Emission radioaktiver Stoffe (1977).

- 2) H. Deuber, J.G. Wilhelm,
Bestimmung der physikalisch-chemischen Komponenten des
Radioiods in der Kaminabluft von Kernkraftwerken,
KfK-Ext. 30/78-1 (1978).

- 3) H. Deuber,
Bestimmung von Iodkomponenten in der Abluft kerntech-
nischer Anlagen,
KfK 2743, S. 4 (1979), KfK 2923, S. 14 (1980).

Tab. 1: ^{131}I -Konzentration und Anteil der ^{131}I -Komponenten in der Kaminfortluft des SWR 3

Zustand der Luft: schwebstoffgefiltert, teilweise iodgefiltert

Sammel- periode a)	^{131}I -Konzentration b,c) [Ci/m ³]	Anteil der ^{131}I -Komponenten c) [%]	
		elem. ^{131}I	org. ^{131}I
1	-	-	-
2	-	-	-
3	1,0 (-13)	53	19
4	1,1 (-12)	63	31
5	1,1 (-12)	54	28
6	2,7 (-12)	42	48
7	1,6 (-11)	8	85
8	2,5 (-12)	20	78
9	5,0 (-13)	29	66
10	1,2 (-12)	6	92
11	1,7 (-13)	42	48
12	2,5 (-13)	45	55
13	3,7 (-13)	53	38
14	7,7 (-12)	5	94
15	1,5 (-12)	14	80
16	5,2 (-12)	26	74
17	3,4 (-12)	29	70
18	1,5 (-12)	43	55
19	6,6 (-13)	61	39
20	3,0 (-13)	52	48
21	1,1 (-13)	58	42
22	1,2 (-13)	66	34
23	2,2 (-13)	74	26
24	-	-	-
25	-	-	-
26	-	-	-

a) Sammelperioden 15 -28: Revision
(Sammelperioden-Nummer identisch mit Wochen-Nummer)

b) 1,0 (-13): $1,0 \cdot 10^{-13}$ usw.

c) - : Nachweisgrenze (ca. 10^{-14} Ci/m³) unterschritten

Tab. 2: ^{131}I -Konzentration und Anteil der ^{131}I -Komponenten in der Kaminfortluft des SWR 3

Sammel- periode	^{131}I -Konzentration [Ci/m ³]	Anteil der ^{131}I -Komponenten [%]	
		elem. ^{131}I	org. ^{131}I
27	-	-	-
28	-	-	-
29	-	-	-
30	1,6 (-14)	-	100
31	3,8 (-14)	100	-
32	-	-	-
33	1,3 (-13)	-	100
34	-	-	-
35	-	-	-
36	-	-	-
37	-	-	-
38	2,4 (-14)	100	-
39	1,7 (-14)	-	100
40	-	-	-
41	-	-	-
42	1,5 (-13)	100	-
43	3,6 (-13)	10	90
44	7,8 (-13)	7	93
45	2,0 (-13)	21	79
46	3,9 (-14)	-	100
47	7,3 (-14)	-	60
48	-	-	-
49	4,4 (-14)	-	54
50	-	-	-
51	-	-	-
52	-	-	-

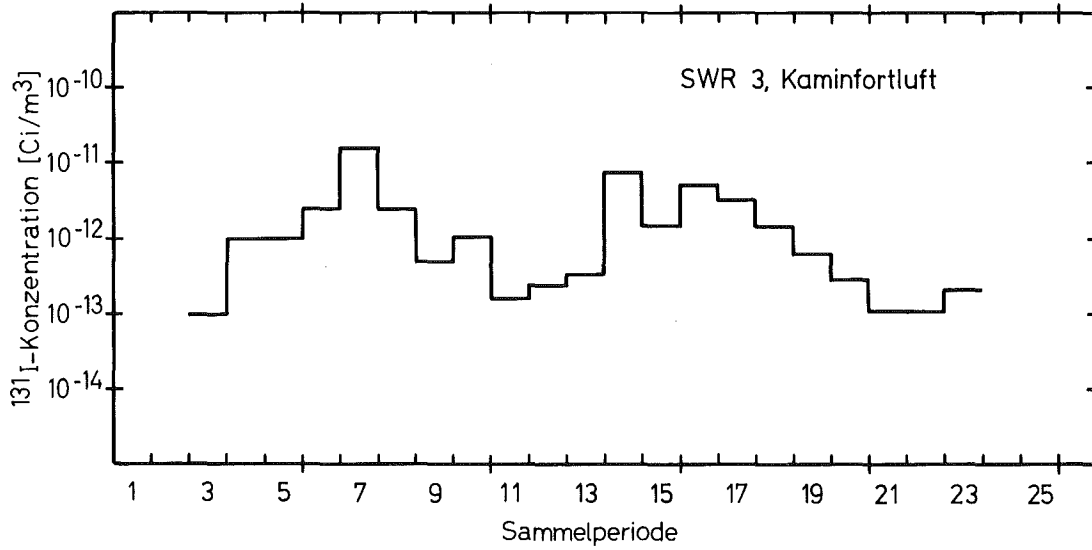
Tab. 3: ^{131}I -Abgaberaten, ^{131}I -Abgabe und Anteil der ^{131}I -Komponenten in der Kaminfortluft des SWR 3

Betriebszustand	^{131}I -Abgaberate [pCi/s]	^{131}I -Abgabe a) [mCi]	Anteil der ^{131}I -Komponenten [%] b)	
			elem. ^{131}I	org. ^{131}I
Leistungsbetrieb vor Revision	195	1,4	16	79
Revision	101	0,5	31	68
Leistungsbetrieb nach Revision	11	< 0,1	11	87
Leistungsbetrieb und Revision c)	102	1,9	20	77

a) berechnet mit einem mittleren Durchsatz der Kaminfortluft von 250.000 m³/h

b) berechnet aus den (mittleren) Abgaberaten der ^{131}I -Komponenten

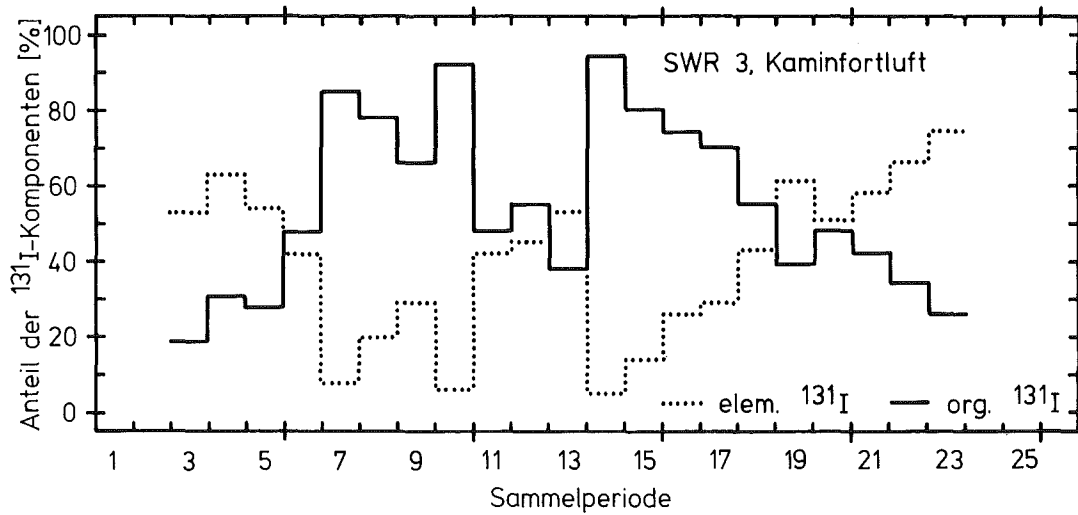
c) gesamter Meßzeitraum (1 Jahr)



KfK LAF II D8029

Zeitlicher Verlauf der ^{131}I -Konzentration

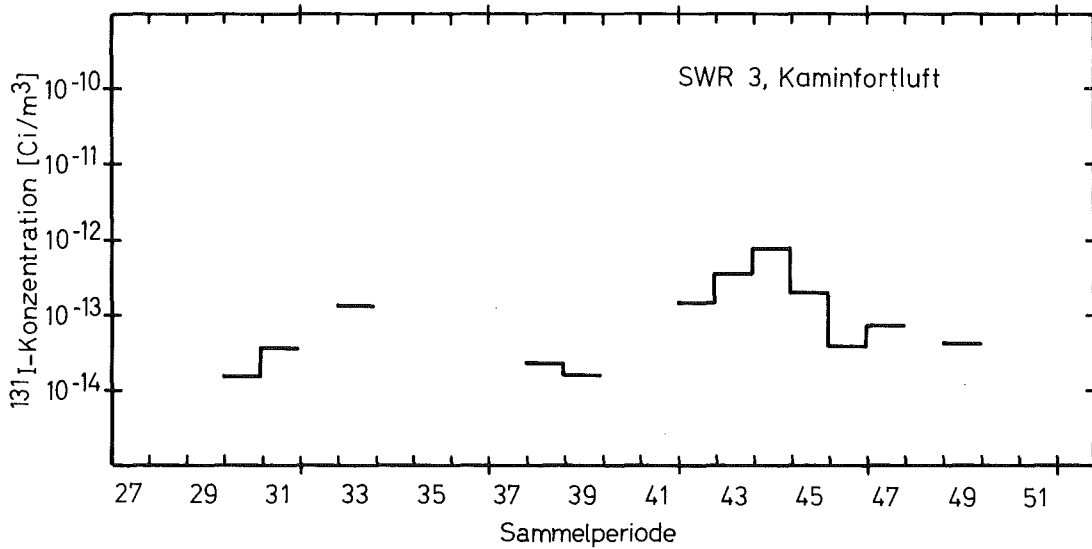
Abb. 1:



KfK LAF II D8030

Zeitlicher Verlauf des Anteils der ^{131}I -Komponenten

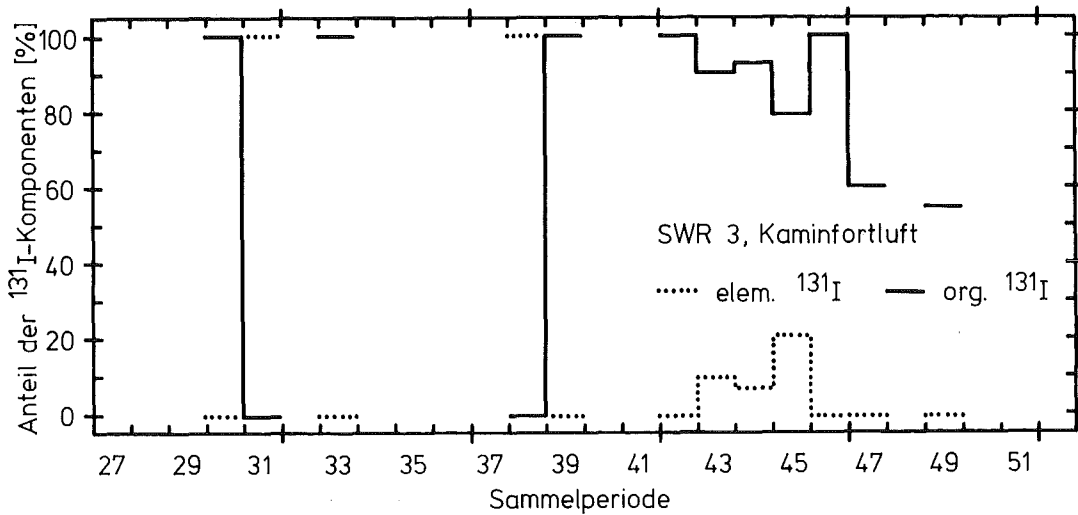
Abb. 2:



KfK LAF II D8042

Zeitlicher Verlauf der ^{131}I -Konzentration

Abb. 3:



KfK LAF II D8043

Zeitlicher Verlauf des Anteils der ^{131}I -Komponenten

Abb. 4:

06.01.14/09A Entwicklung und Verbesserung von Abluftfiltern für
PNS 4415 Störfallbedingungen

Entwicklung von Abluftfiltern für schwere Unfälle
einschließlich Kernschmelzen

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

Untersuchungen zum Sicherheitsbehälterverhalten zeigen, daß nach Kernschmelzenunfällen im Sicherheitsbehälter Drücke auftreten können, die, je nach Unfallmodell und Sekundärmaßnahmen wie z. B. extreme Kühlung, über dem Auslegungsdruck bzw. sogar über dem theoretischen Berstdruck liegen. Der Druckanstieg ist relativ langsam (mehrere Tage bis zum Erreichen des Berstdruckes) und im wesentlichen durch die Reaktionsrate der Schmelze mit dem Beton bestimmt. Hierbei ergeben sich je nach den Annahmen zum Unfallmodell bestimmte, näherungsweise konstante Gasbildungsraten je nach Betonzusammensetzung und dem Kontakt des Sumpfwassers mit der Schmelze. Die vorstehende Betrachtung schließt Einzelereignisse wie die H₂-Deflagration, die zu kurzzeitigen Druckspitzen führen, nicht ein.

In Abb. 1 ist der Zusammenhang zwischen Zeit und Druck für verschiedene Unfallbedingungen dargestellt. Die Ausgangsdaten wurden ¹⁾ entnommen. Der Fall 1 entspricht dem Druckverlauf bei Vorliegen einer Kernschmelze im Sicherheitsbehälter und einer Fundamentplatte aus einem deutschen Beton durchschnittlicher Zusammensetzung sowie Sumpfwassereinbruch und führt nach zwei Tagen zum Auslegungsdruck von 6 bar. Die Gasbildungsrate beträgt ca. 3.800 Nm³/h und entspricht damit dem Volumenstrom, der durch ein Abluftfilter abzugeben ist, um den Druck nicht über 6 bar ansteigen zu lassen. Das Filtersystem muß nach zwei Tagen in Betrieb genommen werden. Betrachtet man den Fall einer Fundamentplatte aus deutschem Beton und einen Unfallablauf ohne Sumpfwassereinbruch, so ergibt sich eine Gasbildungsrate von 1.200 m³/h und hiermit nach 6,5 Tagen der Auslegungsdruck von 6 bar (Fall 2).

Dem Fall 3 wurde ein sehr trockener, karbonatarmer Beton zugrunde gelegt. Dieser führt nur noch zu einer Gasbildungsrate von 700 m³/h und damit erst nach 12 Tagen zum Auslegungsdruck.

Nach Ermittlung der erforderlichen Volumenströme wurden die Temperaturerhöhungen in den Abluftfiltern ermittelt unter der Annahme folgender luftgetragener Anteile des Kerninventars:

- 20 % der Halogene,
- 10 % der leichtflüchtigen Spaltprodukte als Aerosole und
- 0,1 % der schwerflüchtigen.

Eine Reduktion durch "wash out" und "plate out" wurde nicht berücksichtigt, da es sich um Grenzbetrachtungen zur Machbarkeit von Filtersystem für extreme Unfallbedingungen handelt.

Aus Abb. 2 ergeben sich Temperaturerhöhungen der genannten Filterabluft von ca. 60 bis zu ca. 160°C zwischen Fall 1 und 3. Bei einer angenommenen Temperatur der Sicherheitsbehälterabluft von 100°C ergeben sich Maximaltemperaturen bis zu 260°C. Diese Werte können mit Molekularsieben zur Iodabscheidung über lange Betriebszeiten (> 100 h) beherrscht werden.

Die Anteile der Temperaturerhöhung am Schwebstofffilter und am Iodfilter verhalten sich ca. wie 4 : 1, d. h. die größte Aufheizspanne der Abluft tritt unter den vorliegenden Annahmen im Schwebstofffilter auf. Im Fall 2 wird im Maximum im Schwebstofffilter eine Aufheizung um 90°C erreicht. Diese Temperaturerhöhung führt zu einer Zulufttemperatur für das nachgeschaltete Iodfilter von ca. 190°C.

Zusätzlich wurde ein Fall 0 mit 15.000 m³/h Volumenstrom gerechnet. Hierbei ergibt sich bei einem Inbetriebnahmezeitpunkt von 1,25 Tagen nach Unfalleintritt eine Temperatur der Filterabluft von max. 120°C. Damit kann gezeigt werden, daß unter der Annahme eines ungestörten Ventilatorbetriebes sogar Aktivkohle eingesetzt werden könnte. Jedoch ist bei Ausfall der Ventilatoren mit Entzündung der Aktivkohle innerhalb weniger Minuten zu rechnen.

Die abgeschiedenen Spaltprodukte geben ihre Zerfallsleistung als Strahlung an die Filterkomponenten ab. Daher werden diese nicht nur durch Temperatur, sondern in hohem Maße durch Strahlung belastet. Diese kann z. B. für Dichtungen, Vergußmassen und ähnliche Materialien zu hohe Werte erreichen. Deshalb wurde in einer Abschätzung sowohl die Strahlenbelastung der Schwebstofffilter als auch der Sorptionsfilter ermittelt. Da die Geometrie der Filteranordnung nicht als gegeben vorausgesetzt werden kann, und die Verteilung der Aktivität damit ebenfalls nicht genau definiert werden kann, ist bei den Abschätzungen nur die

Größenordnung zu betrachten.

Bei einer angenommenen luftgetragenen Iodfreisetzung von 10 % des Coreinventars und der Annahme, daß die β -Leistung zu 100 %, die γ -Leistung wegen der großen Reichweite nur zu 10 % in Wärme- und Strahlung umgesetzt wird, ergeben sich für das Sorptionsfilter Dosisleistungen im Maximum von einigen 10^7 rad/h. Das führt nach 30 Tagen zu einer Integraldosis von einigen 10^9 rad (Abb. 3).

Die Abschätzungen für das Schwebstofffilter führten entsprechend zu Dosisleistungen von ca. $5 \cdot 10^7$ rad/h und nach 30 Tagen zu einer immer noch wesentlich ansteigenden Gesamtdosis (wegen der längeren Halbwertszeit einiger Spaltprodukte) von einigen 10^{10} rad. Die leichtflüchtigen Spaltprodukte nach Tab. 1 sind nach dem Kriterium der Halbwertszeit (kurzlebige kleiner 10 min wurden vernachlässigt) und der Wärmeleistung ausgewählt worden. Isotope mit Wärmeleistungen < 100 W im Gleichgewichtscore wurden ebenfalls weggelassen. Die Auswahl der in die Betrachtung einbezogenen Isotope erfolgte nicht nach radiologischen Merkmalen.

Die Abb. 4 zeigt den zeitlichen Verlauf der Dosisleistung und integralen Dosis der Schwebstofffilter.

Arbeiten zum Wasserstoffproblem

Durch die Reaktion des metallischen Teiles der Kernschmelze mit dem im Beton gebundenen Wasser sowie mit Kühlmittel bildet sich Wasserstoff im Sicherheitsbehälter. Zusätzlich reagiert der im zerstörten Beton vorhandene Anteil an Baustahl ebenfalls unter Wasserstoffbildung. Der Wasserstoff reagiert unter Unfallbedingungen mit dem verfügbaren Sauerstoff der Atmosphäre zu H_2O . Anschließend steigt der Wasserstoffpartialdruck an. Hohe Wasserstoffgehalte können zur HI-Bildung im Sicherheitsbehälter führen sowie beim Betrieb eines Abluftfilters zur Umsetzung des im Filter bereits abgeschiedenen Iodes zu HI und anschließender Desorption. Die Abscheidungseigenschaften von HI sind nicht ausreichend bekannt. Nachdem Untersuchungen zur Iod-Desorption durch H_2 durchgeführt wurden (im Rahmen der Nachweisgrenze war bis $160^\circ C$ und 8 % H_2 keine Desorption erkennbar), wurde in diesem Berichtszeitraum das Abscheidungsverhalten von HI an Iod-Sorptionsmaterialien überprüft. Zuerst wurden verschiedene Darstellungsmethoden für HI ausprobiert. Die Reaktion $KI + H_3PO_4$ führt zur besten Ausbeute an HI und wurde im weiteren zur Herstellung von radioaktiv markiertem HI benutzt.

Es wurden Abscheidungsversuche in Luft und Stickstoffatmosphäre bei 30 und 80°C durchgeführt. Die rel. Luftfeuchte betrug jeweils 70 %. In der ersten Serie wurden Betten aus Silber-Zeolithen direkt angeströmt; bei der zweiten Serie waren jeweils 2 Betten DSM 11, das speziell zur Abscheidung von elementarem Iod dient, vorgeschaltet. Die Abscheidungsprofile lassen eine Umsetzung von HI mit Luft- bzw. Restsauerstoff an dem Sorptionsmaterial erwarten.

Als Tendenz ist zu erkennen, daß mit steigender Temperatur die Abscheideleistung zunimmt und unterhalb von 80°C keine ausreichende Rückhaltung erreicht werden kann. Die Reaktionsmechanismen sind noch zu klären.

In der Tab. 2 sind die Versuchsergebnisse angegeben.

Arbeiten über Schwebstofffilter

Für die Schwebstofffilter ergeben sich unter den genannten Bedingungen die größten Temperaturerhöhungen und die höchsten Werte der Strahlenbelastung. Daher sind Schwebstofffilter aus Glasfaserpapieren mit organischen Verguß- und Dichtungsmaterialien sowie organischen Bindern nicht mit genügender Sicherheit einsetzbar. Wenn man mit dem Ventilatorausfall rechnet, ist auch das Glasfaserpapier selbst, das ab ca. 350°C erweichen kann (je nach verwandter Glassorte), nicht sicher einsetzbar.

Deshalb wurde auf der Grundlage der Arbeiten zum Tropfenabscheider mit Metallfaserfließ kleineren Faserdurchmessers der erste Prototyp eines Ganzmetall-Schwebstofffilters gebaut. Er wurde mit mehreren Lagen Metallfasern in Rahmen bestückt und im Prüfkanal des LAF mit Uranin getestet. Der Uranin-Generator erzeugte ein Partikelspektrum mit einem Partikeldurchmesser von 0,1 µm im Häufigkeitsmaximum. Der Prototyp wurde mit 20 cm/s senkrecht zur Faserrichtung angeströmt und erreichte Abscheidegrade von 99,95 %. Das entspricht nahezu S-Filterqualität, sogar bei der um den Faktor 8 höheren Anströmgeschwindigkeit. Der Druckabfall betrug bei diesen Versuchen 120 mmWS.

Diese Arbeiten werden zur Optimierung mit anderen Mattenstrukturen auf Metall- und Keramikfaserbasis fortgesetzt. Hierbei soll sowohl die Masseneinspeicherfähigkeit als auch die Abreinigungsfähigkeit solcher Kombinationen untersucht werden. Ebenso wird mit keramischen Filtermaterialien ein weiteres Einsatzgebiet der Hochtemperaturfilter abgedeckt, das z. B. für Veraschungsanlagen eingesetzt werden könnte. Hier ergeben sich Temperaturbereiche bis zu ca. 1.000°C, begrenzt nur durch die Materialfragen.

Tab. 1: In den Rechnungen eingesetzte Isotope

Die Leistung bezieht sich auf eine Reaktorleistung von 3000 MW_{th} nach 3 Jahren Betriebszeit, 100 s nach Abschaltung

Isotope	Halbwertszeit	β-Leistung	γ-Leistung
(Halogene)			
I 130	12,36 h	$5,6 \cdot 10^{-2}$	$1,6 \cdot 10^{-1}$
I 131	8,04 d	$8,8 \cdot 10^4$	$1,7 \cdot 10^5$
I 132	2,38 h	$3,4 \cdot 10^5$	$1,6 \cdot 10^6$
I 133	20,8 h	$4,1 \cdot 10^5$	$6,0 \cdot 10^5$
I 134	52,0 min	$5,5 \cdot 10^5$	$2,1 \cdot 10^6$
I 135	6,59 h	$3,6 \cdot 10^5$	$1,3 \cdot 10^6$
leichtflüchtige Isotope			
Se 81 ^m	18,0 min	$5,71 \cdot 10^2$	$7,5 \cdot 10^{-1}$
Se 83	22,4 min	$1,2 \cdot 10^4$	$6,9 \cdot 10^4$
Rb 88	17,8 min	$9,2 \cdot 10^5$	$4,2 \cdot 10^5$
Rb 89	15,2 min	$5,3 \cdot 10^5$	$1,4 \cdot 10^6$
Sr 89	50,5 d	$3,2 \cdot 10^5$	$4,6 \cdot 10^3$
Sr 90	28,5 yr	$9,6 \cdot 10^3$	-
Sr 91	9,5 h	$4,4 \cdot 10^5$	$5,0 \cdot 10^5$
Sr 92	2,71 h	$1,7 \cdot 10^5$	$9,5 \cdot 10^5$
Ru 103	39,35 d	$3,6 \cdot 10^4$	$2,7 \cdot 10^5$
Ru 105	4,44 h	$1,5 \cdot 10^5$	$2,4 \cdot 10^5$
Ru 106	368,0 d	$2,5 \cdot 10^3$	-
Te 127	9,35 h	$9,0 \cdot 10^3$	$3,8 \cdot 10^4$
Te 129	69,6 min	$7,1 \cdot 10^4$	$2,8 \cdot 10^4$
Te 131	25,0 min	$3,1 \cdot 10^5$	$1,5 \cdot 10^5$
Te 133	12,5 min	$2,7 \cdot 10^5$	$9,0 \cdot 10^5$
Te 133 ^m	55,4 min	$5,2 \cdot 10^5$	$1,1 \cdot 10^4$
Te 134	41,8 min	$1,3 \cdot 10^5$	$5,4 \cdot 10^5$
Cs 134	2,06 yr	$2,5 \cdot 10^4$	$2,5 \cdot 10^5$
Cs 137	30,1 yr	$1,2 \cdot 10^4$	-

Tab. 2: Abscheideverhalten von HI an Silber-Molekularsieben sowie DSM 11

Versuchs-Nr.	Trägergas L = Luft S = Stickstoff	Temperatur (°C)	Abscheidegrad integral in %					
			1	2	3	4	5	6
1	S	30	78,5	80,6	82,0	83,5	-	-
2	S	80	84,5	99,8	99,99	99,992	-	-
3	L	30	61,3	69,6	74,4	78,1	-	-
4	L	80	99,2	99,3	99,3	99,3	-	-
			DSM 11					
5	S	30	80,7	84,9	87,3	89,2	90,6	91,9
6	S	80	75,0	95,3	99,7	99,86	99,86	99,86
7	L	80	97,3	99,5	99,6	99,6	99,6	99,6

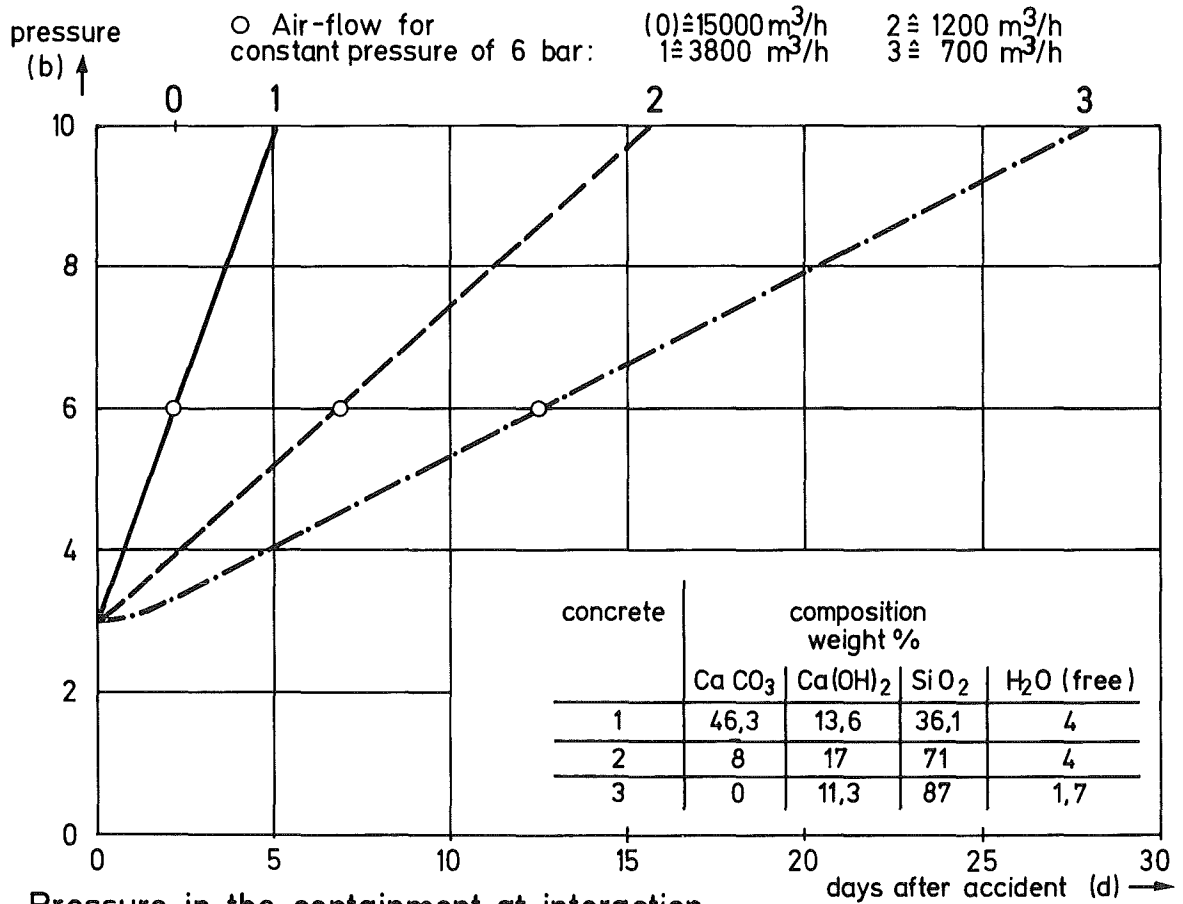
Feuchte : 70 %

Verweilzeit: 0,1 s/Bett

radioaktiv markiertes HI mit einer Beladung von ca. 1 mg/g Sorptionsmaterial

Literatur

- 1) M. Reimann, IRB/KFK.
The erosion behavior of different types of concrete interacting with a core melt.
Proc. Thermal Reactor Safety, April 6-9, 1980, Knoxville, Tenn.,
p. 197 - 204.



Pressure in the containment at interaction of concrete and melt as a function of time (calculated by M.Reimann IRB/KfK with „Wechsl“)

Abb. 1

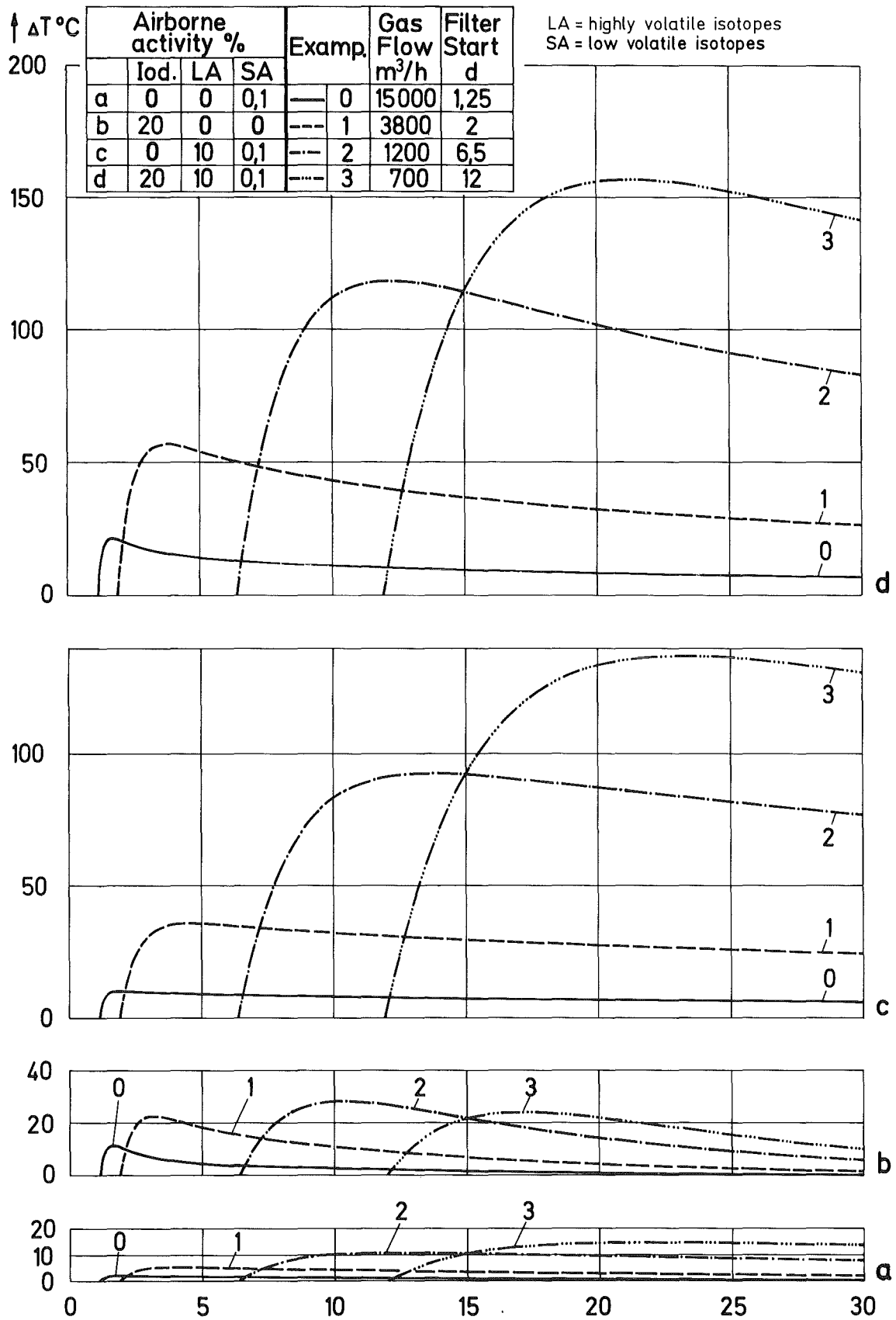


Abb. 2: Temperature rise of exhaust air filter system after an accident as a function of time

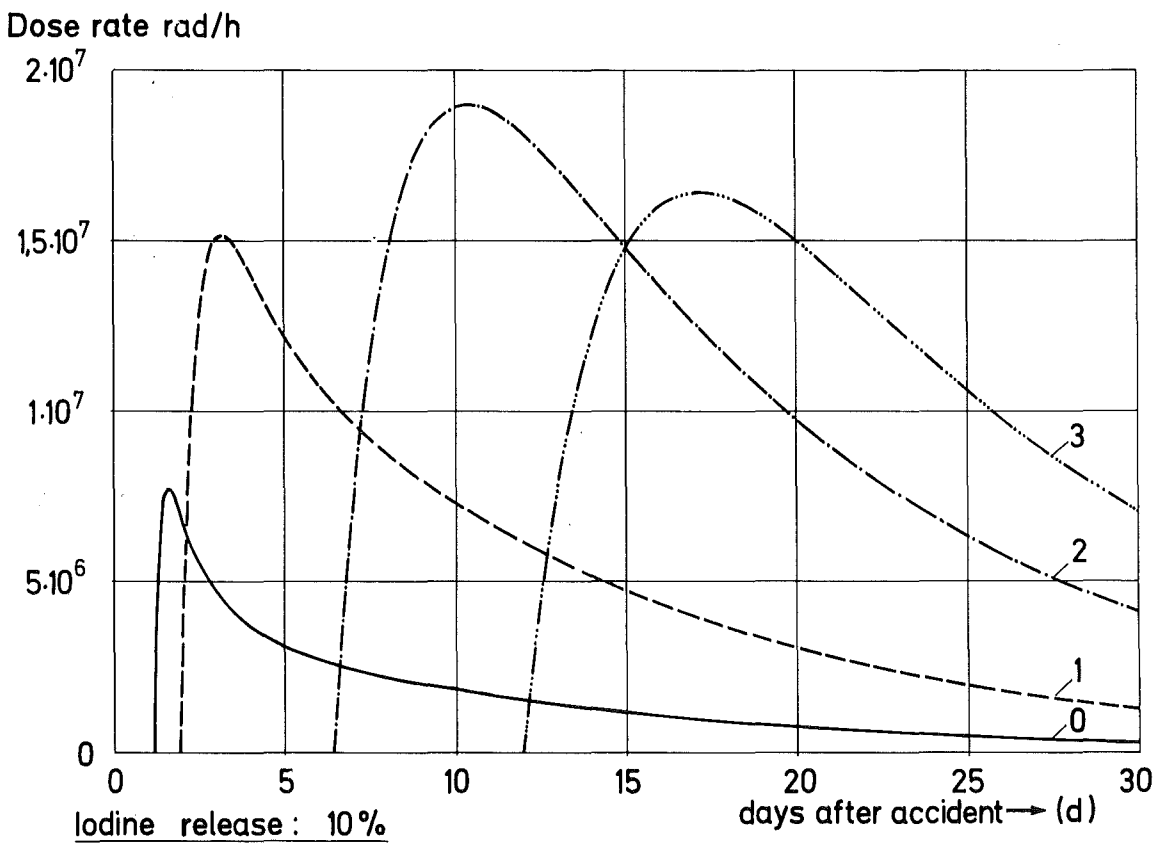
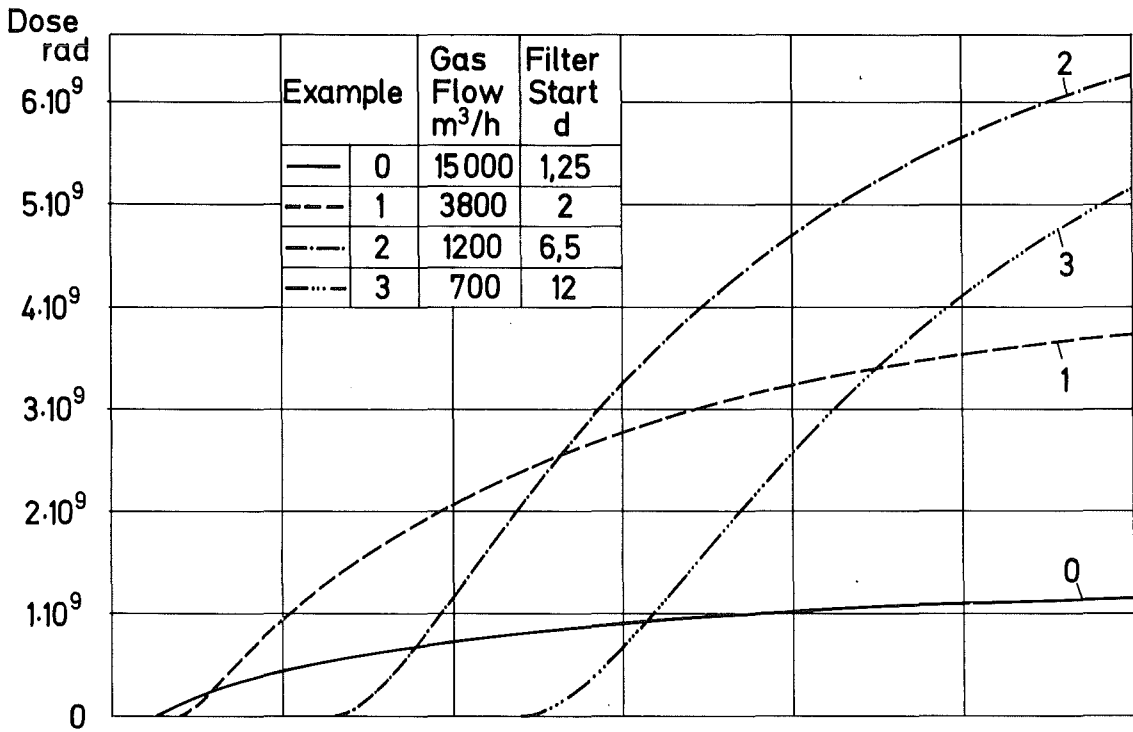


Abb. 3: Dose and Dose rate of the iodine filter after an accident as a function of time

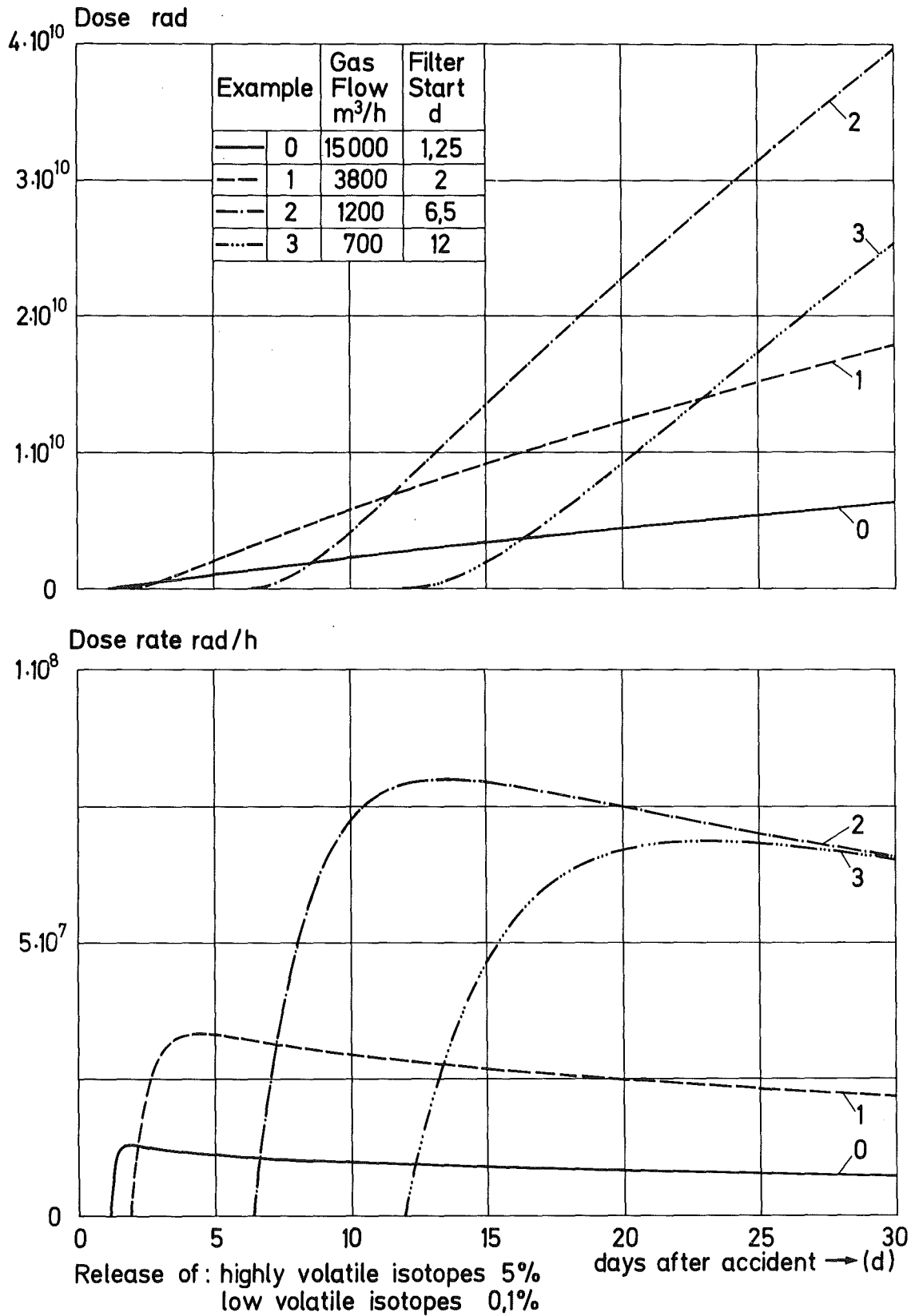


Abb. 4: Dose and Dose rate of the HEPA filter after an accident as a function of time

Differenzdruckbelastbarkeit und Abscheidegradprüfung unter simulierten Störfallbedingungen

(V. Rüdinger, T. Tran Anh; LAF II)

1. Experimentelle Untersuchungen zur mechanischen Belastbarkeit von Schwebstofffiltern der Klasse S

1.1 Einleitung

Die industrielle Entwicklung von Schwebstofffiltern der Klasse S orientierte sich bisher weitestgehend an den Bedingungen des bestimmungsgemäßen Betriebes von KKW bzw. an den Erfordernissen der Reinraumtechnik. Die bei schweren Störfällen an die Abluftfilterung zu stellenden Anforderungen infolge hoher Temperaturen und Strahlendosen, verbunden mit hohen Konzentrationen an Tropfen- und Feststoffaerosolen und erheblichen mechanischen Belastungen, sind mit den derzeit verfügbaren Schwebstofffilterelementen nicht zu erfüllen bzw. sind ihre Belastungsgrenzen nicht ausreichend bekannt.

Zur Frage der Belastbarkeit gegenüber erhöhtem Differenzdruck waren im 3. und 4. Quartal 1979 mit handelsüblichen Filterelementen Tests am Los Alamos Scientific Laboratory (LASL) durchgeführt worden. Diese Versuche zeigten ¹⁾, daß selbst unter Raumluftbedingungen nicht immer die für den bestimmungsgemäßen Betrieb geltenden Forderungen der KTA-Regel 3207 (Entwurf) erfüllt werden. Über weitere Ergebnisse dieser Untersuchungen, die im Berichtszeitraum ausgewertet wurden, wird im folgenden berichtet.

1.2 Versuche zur Belastbarkeit vorbeladener Filterelemente

Es ist anzunehmen, daß sich die im Laufe der Betriebszeit wachsende Beladung der Filterelemente mit Staub auf die mechanische Belastbarkeit auswirken wird. Als erster Schritt zur Untersuchung dieser Frage wurden Hochtemperaturfilter (Typ DM) mit NaCl- bzw. Polystyrollatexteilchen auf 1000 Pa Druckverlust bei Nennvolumenstrom vorbeladen und in der Anlage des LASL getestet. In Tab. 1 sind die Mittelwerte der Testergebnisse zusammengefaßt.

Als Folge der Beladung sinkt die Belastbarkeit um etwa 10 %. Von besonderer Bedeutung ist jedoch der Befund, daß bei den beladenen Filtern bereits deutlich vor Schadenseintritt große Staubmengen ausgetragen werden.

Da ein Austrag radioaktiver Aerosole die Umgebungsbelastung erhöht, könnte anstelle des ersten sichtbaren Schadens der Eintritt dieses Ereignisses als Kriterium für die Belastbarkeit gewählt werden. Ggf. müßten deshalb die zwischen 0,04 und 0,12 bar Differenzdruck liegenden Belastbarkeitswerte nach unten korrigiert werden.

1.3 Belastbarkeitsversuche bei hoher relativer Luftfeuchte

Bei Kühlmittelverluststörfällen ist mit einer Beaufschlagung der Filterelemente mit Luft hoher relativer Feuchte zu rechnen. Gleichzeitige mechanische Beanspruchungen infolge hoher Strömungsgeschwindigkeiten sind nicht auszuschließen. Ein erster orientierender Versuch wurde durchgeführt mit dem Ziel, die Versuchstechnik zu erproben und erste Informationen über das Filterverhalten zu gewinnen.

Vor Versuchsdurchführung wurde die Luft der etwa 30 m³ großen Vorfilterkammer und des Strömungskanals zum Filter mit Wasserdampf gesättigt. Während der Belastungsdauer von etwa einer Sekunde bis zum Schadenseintritt wird das Testfilter mit gesättigter Luft beaufschlagt, denn die konkurrierenden Vorgänge von Temperaturerhöhung und Druckanstieg gleichen sich weitgehend aus. Anschließend überwiegt der Einfluß der Temperaturerhöhung, so daß die relative Feuchte dann schnell abnimmt.

Hieraus folgt, daß eine blow-down-Anlage i. a. nicht zur Prüfung der Belastbarkeit unter hoher Luftfeuchte geeignet ist, denn einerseits sind die Beanspruchungszeiten auf etwa 1 Sekunde beschränkt. Außerdem ist die genaue Regelung einer konstanten relativen Luftfeuchte wegen der Veränderung des thermodynamischen Zustands der Luft während der Transienten praktisch nicht möglich.

Der orientierende Versuch ergab einen Schadenseintritt bei 0,09 bar Differenzdruck. Die Beaufschlagung mit Wasserdampf-gesättigter Luft führt demnach zu einer Verminderung der Belastbarkeit um etwa 15 %. Da sowohl die Filtervorbeldung als auch die Beaufschlagung mit Luft hoher Feuchte zu niedrigeren Belastbarkeitswerten führen, sollten beide Effekte gemeinsam untersucht werden.

1.4 Schadensursachen

Während des Belastungsvorgangs wurde das Verhalten der Testfilter von der Abströmseite her hochgeschwindigkeitskinematographisch registriert.

Die Analyse der Schadensverläufe mit Hilfe dieser Filme gibt Hinweise auf die Schadensursachen und auf Schwachstellen der verschiedenen Bauarten. Hier sind, nach den bisherigen Ergebnissen, drei Bereiche hervorzuheben: die Fixierung des Filterpapierpacks im Rahmen, die Stabilität des Packs und die Festigkeit des Filterpapiers selbst.

Üblicherweise werden die Faltenpacks der Schwebstofffilter rundum mit Hilfe einer Kunststoffmasse mit dem Gehäuse vergossen. Die Elastizität dieser Vergußmasse garantiert die gleichmäßige Verteilung der in das Gehäuse einzuleitenden Kräfte und verhindert örtliche Belastungsspitzen. Das Schwebstofffilter dieser Bauart (Typ DH) zeigte die höchste Belastbarkeit der ersten Testserie.

In diesem Rahmen wurden auch zwei Filtertypen (DM und C) für den Einsatz bei Temperaturen bis etwa 300°C untersucht. Bei Typ DM waren das obere und untere Ende der Faltung in Silikonmasse eingebettet. Das so hergestellte Faltenpack wurde dann in das Metallgehäuse geschoben und mit einem umlaufenden Streifen Silikonkleber auf der Anströmseite am Gehäuse befestigt. Bei Typ C waren die beiden Enden der Faltung in eine keramische Masse eingebettet. Diese Einheit wird dann in das Gehäuse geschoben und die Hohlräume zwischen den vier Seitenflächen mit Glaswolle fest ausgestopft. Es sind in erster Linie die Reibungskräfte, die das Faltenpack im Gehäuse fixieren. Zusätzlich war auf der Abströmseite ein Querstab angeordnet, der als Stütze dienen kann.

Bei den Belastbarkeitstests versagte die letztgenannte Bauart bereits bei einem Differenzdruck von 0,04 bar, wobei das Pack praktisch unbeschädigt aus dem Gehäuse gepreßt wurde. Abb. 1 zeigt das nach dem Test verbleibende leere Filtergehäuse.

Angeregt durch Hinweise in der Literatur ²⁾ wurde das Filterpack durch Einbau eines kräftigen Gitters auf der Abströmseite stabilisiert. Der Belastbarkeitstest zeigte eine Verbesserung. Es trat jedoch mit dem Aufreißen der Faltungsenden ein anderes Schadensereignis ein und zwar bereits bei einem Differenzdruck von 0,07 bar.

Auch beim zweiten Hochtemperaturfilter (Typ DM) war die Fixierung des Packs im Rahmen unzureichend. Es beulte sich bei etwa 0,1 bar Differenzdruck stark aus und riß dabei quer auf. Das Pack wurde auch hier praktisch als Einheit aus dem Rahmen gepreßt. Abb. 2 zeigt ein solches Filter nach dem Test.

Diese bisher durchgeführten Tests mit handelsüblichen Schwebstofffiltern zeigten, daß die Fixierung der Filterpapierpacks in den Rahmen, insbesondere bei den Hochtemperaturfiltern, eine Schwachstelle darstellt, die die mechanische Belastbarkeit auf Differenzdrucke unter 0,1 bar begrenzt. Verbesserte Konstruktionen müssen eine elastische Einbettung mit hoher Wärmebeständigkeit und Zeitstandfestigkeit gewährleisten.

Aus Experimenten zur Druckwellenbeanspruchung ist bekannt, daß die mechanische Belastbarkeit mit zunehmender Tiefe der Faltung ansteigt und mit wachsendem Querschnitt des Rahmens absinkt^{2, 3)}. Beide Faktoren beeinflussen die Stabilität des Faltenpacks ebenso wie die Dichte der Faltung und die Art der Abstandshalter.

Im Rahmen des ersten Versuchsprogramms wurden auch Schwebstofffilter in der sogenannten Doppelfaltung getestet. Bei dieser Bauart werden relativ dünne Filterpacks, die Faltungstiefe liegt je nach Fabrikat etwa zwischen 20 und 40 mm, in Form eines fortlaufenden W im Gehäuse angeordnet. Bei den Filtern dieses Typs wurden die Packs im Bereich der Vergußflächen abgesichert und zwar bereits bei einem Differenzdruck von etwa 0,07 bar. Dies kann auf die geringe Faltungstiefe zurückgeführt werden, während bei den Filtern der konventionellen Bauart mit 280 mm etwa die 10fache Faltungstiefe vorliegt. In Abb. 3 sind die abgesicherten Filterpacks neben den senkrecht verlaufenden Metallschienen gut zu erkennen.

Als übliche Größe der Filtergehäuse haben sich die Abmessungen 610 x 610 mm eingebürgert, so daß sich eine Verkleinerung schwer realisieren läßt. Auch hinsichtlich der Länge der Dichtflächen und Anzahl der Filterzellen erscheint eine Verkleinerung der Filterzellen nicht sinnvoll. Um die Stabilität des Packs und damit die mechanische Belastbarkeit dennoch zu erhöhen, müssen Konstruktionen gefunden werden, bei denen das Filterpack durch geeignete Einbauten entlastet wird. Da auch die Abstandshalter zu erheblichen Beschädigungen bei der Drucktransienten führen können⁴⁾, muß ihre Formgebung bzw. Ausführungsart verbessert werden.

Wenn die Einbettung des Filterpapierpacks optimal gelöst und das Pack selbst gut abgestützt ist, dann wird die mechanische Belastbarkeit lediglich durch die Festigkeit des Filterpapiers begrenzt. Bei den Filtern des Typs DH ist die Fixierung des Packs (nur bis 130°C einsetzbar) gut gelöst. Hier tritt der erste Schaden durch Herausreißen von Papierstückchen auf. Abb. 4 zeigt ein Filter dieses Typs, das nur wenig über den Schadens- eintritt hinaus belastet worden war. Die schadhafte Stellen sind als schwarze Streifen erkennbar.

Es wurde beobachtet, daß die Schäden vorwiegend dort auftraten, wo bei der Herstellung der Faltung Kanten entstanden sind. Abb. 5 zeigt einen Ausschnitt aus Abb. 4 (unten halb links), der dieses verdeutlicht. An der oberen und unteren Verlängerung des Risses sind solche Faltkanten erkennbar. Die REM-Analyse solcher Stellen zeigte Beschädigungen. In Abb. 6 ist eine solche auseinanderklaffende Bruchstelle in der Glasfaserstruktur des Filterpapiers dargestellt.

Die Verbesserung der Stabilität des Filterpapiers könnte beispielsweise über die Einarbeitung eines Stützgewebes erreicht werden oder durch ein anderes Faltungsverfahren, bei dem eine Schädigung des Glasfaserpapiers vermieden wird.

Die Analyse der Schäden und Schadensverläufe der bisherigen Versuche zeigt drei Möglichkeiten zur Erhöhung der mechanischen Belastbarkeit auf. Es muß die Fixierung des Packs im Rahmen bei den Hochtemperaturfiltern wesentlich verbessert werden. Die Stabilität des Packs selbst ist zu erhöhen und schließlich ist die Festigkeit des Filterpapiers zu verbessern bzw. Vorschädigungen des Papiers bei der Herstellung der Filter zu vermeiden.

Im Rahmen einer weiteren Versuchsserie am LASL sollen u. a. erste verbesserte Prototypen getestet werden. Bei diesen Prototypen wurden, gestützt auf die Ergebnisse und Erfahrungen der ersten Versuchsserie, vor allem Modifikationen zur Erhöhung der Stabilität des Packs vorgenommen.

2. Planung einer Versuchsanlage zur Prüfung der Belastbarkeit von Schwebstofffiltern unter erhöhtem Differenzdruck

2.1 Einleitung

Aufgrund ihrer Auslegung sind mit der Anlage des LASL nur Tests bei Umgebungstemperatur möglich, bei Beanspruchungsdauern von einigen Sekunden. Der Vorversuch bei 100 % rel. Feuchte hat gezeigt, daß die Feuchte nicht genau eingestellt und nicht konstant gehalten werden kann, so daß bei Beaufschlagung mit Luft hoher Feuchte lediglich Beanspruchungszeiten von etwa einer Sekunde möglich sind. Die realistische Simulierung von Störfallbedingungen erfordert den Bau einer entsprechend konzipierten Anlage.

2.2 Anforderungen

Die laufenden Arbeiten konzentrieren sich auf die Weiterentwicklung von Schwebstofffilterelementen für KKW mit dem Ziel, hohe mechanische Belastbarkeit unter erhöhtem Differenzdruck bei gleichzeitiger Einwirkung hoher Luftfeuchte und/oder hoher Luftfeuchte zu erreichen. Neben den Entwicklungsarbeiten ist langfristig auch die Frage der Qualitätssicherung zu berücksichtigen. Es sollen deshalb auch Verfahren zur Typprüfung von Serienfiltern erarbeitet und mit der zu bauenden Anlage angewandt werden. Ausgehend von diesen Zielsetzungen wurden die Anlagenspezifikationen erarbeitet, deren wichtigste Daten in Tab. II zusammengefaßt sind.

Es werden dabei drei Betriebsbereiche unterschieden. Für die Entwicklungsarbeiten wird ein möglichst hoher Differenzdruck gefordert. Mit Rücksicht auf die Anlagenkosten beschränkt man sich dabei auf den halben Standardquerschnitt. Beim Typ-Prüfverfahren steht die Prüfung des Filterelementes in Originalgröße im Vordergrund. Die maximale Belastung muß dann auf etwa 0,3 bar Differenzdruck begrenzt werden. Für Entwicklungsarbeiten bei hohen Temperaturen ist wiederum der halbe Querschnitt der Standardgröße ausreichend. Da die Anlage im Prinzip drucklos gefahren wird, können über 100°C keine hohen relativen Luftfeuchten eingestellt werden. Hinsichtlich dieser Betriebsbedingungen sind ergänzende Untersuchungen am Prüfstand TAI FUN ⁵⁾ erforderlich, der allerdings keine sehr hohen Differenzdrucke zuläßt.

Neben diesen Leistungsdaten sind noch die folgenden allgemeinen Anforderungen an die Anlage zu stellen. Im Interesse einer rationellen Entwicklungsarbeit sind die Belastbarkeitstests durch strömungstechnische Untersuchungen zu ergänzen. Aus diesem Grund ist ein separater Experimentierplatz für solche Arbeiten vorzusehen. Die zweite Forderung betrifft die Flexibilität der Anlage. Die Einbaustelle für das Testfilter muß so gestaltet sein, daß einerseits ein schneller Wechsel möglich ist, und daß auch andere Komponenten von KKW-Lüftungsanlagen wie Klappen, Tropfenabscheider, Vorfilter oder Iodfilter getestet werden können. Weiterhin soll die Möglichkeit bestehen, auch Störfallfilterkomponenten für andere nuklearer Anlagen einzubauen und zu testen.

Die Analyse des Filterverhaltens während der Belastungsphase erfolgt hochgeschwindigkeitskinematographisch.

2.3 Vergleich unterschiedlicher Anlagenkonzepte

Um die günstigste Lösung für eine Versuchsanlage zur Prüfung der Belastbarkeit von Filterelementen bei erhöhtem Differenzdruck zu finden, wurde in Zusammenarbeit mit der Universität Karlsruhe eine Konzeptstudie durchgeführt. In einem ersten Schritt wurden aus verschiedenen Lösungsmöglichkeiten drei Grundanordnungen, die in Abb. 7 zusammen dargestellt sind, entwickelt und bewertet.

Bei der ersten Varianten, die im Prinzip der Anlage des LASL entspricht, wird Preßluft zunächst in einem Windkessel gespeichert und während des Versuchs kontrolliert über die Meßstrecke und durch das Testfilter abgeleitet. Über eine einfache Grobfilterung wird der Luftstrom in die Atmosphäre abgeleitet.

Bei der zweiten Alternativen werden Kolbenverdichter und Windkessel durch einen Radialverdichter ersetzt, wodurch im Prinzip ein Dauerbetrieb ermöglicht wird. Der Luftstrom wird gleichfalls gereinigt in die Atmosphäre abgegeben.

Bei der dritten Lösung wird das Gasmedium im Kreislauf geführt. Es ist gleichfalls ein Radialverdichter vorgesehen, der allerdings für Temperaturen bis 350°C ausgelegt sein muß.

Diese drei Konzepte wurden näher untersucht und bewertet. Die wichtigsten Argumente sind in Tab. III zusammengestellt.

Betrachtet man die Anlagenkosten und die Aufwendungen für die Infrastruktur, insbesondere für die Bereitstellung der elektrischen Leistung, so stellt die Kreislaufanlage die kostengünstigste Lösung dar. Darüber hinaus besitzt sie sehr gute Regelungseigenschaften und verursacht keine nennenswerte Wärme- und Dampfbelastung der Umgebung. Die Kreislaufanlage ist somit den anderen Anlagenkonzepten weit überlegen. Diese Lösung wurde deshalb ausgewählt und in einem weiteren Schritt genauer untersucht.

2.4 Konzept einer Kreislaufanlage

Ausgehend vom Bewertungsergebnis der drei Lösungsvarianten wurde in einem weiteren Schritt die Planung der Kreislaufanlage etwas weiterentwickelt. Das vereinfachte Schema dieser Anlage ist in Abb. 8 dargestellt.

Die Anlage besteht aus einem Versorgungsteil und drei parallelen Kanälen. Das Kernstück des Versorgungsteils bildet der Heißgasradialverdichter mit einer Antriebsleistung von etwa 1 MW. Nach dem Verdichter ist eine Befeuchtungseinrichtung vorgesehen, wobei ein kleiner Dampferzeuger in Frage kommt oder eine Düse in der Wasser fein vernebelt wird, das im heißen Kanalabschnitt vor dem Kühler sehr schnell vollständig verdampft. Hierauf folgt der für den Betrieb bei niedrigen bis mittleren Temperaturen erforderliche Kühler. Ein Mischer an dessen Ausgang sorgt für die Homogenisierung von Temperatur und Feuchte der Luft über den Querschnitt. In der Rücklaufleitung werden der Heizer zur Temperaturregelung und die für den Hochtemperaturbetrieb erforderliche Kühleinrichtung angeordnet. Wegen der dabei möglichen hohen Temperaturdifferenzen zwischen Luft und Kühlmedium ist die hier skizzierte einfache Wärmetauscheranordnung evtl. noch zu modifizieren.

Zur Vorbereitung eines Tests wird der Luftstrom so lange über den by-pass-Strang geführt, bis die jeweiligen Sollwerte von Temperatur und relativer Feuchte erreicht sind. Diese Phase soll maximal 15 min dauern. Anschließend wird der Gasstrom, durch koordiniertes Schließen der Klappe im by-pass-Strang und Öffnen der Klappe nach der Meßstrecke, über das Testfilter geleitet. Dabei wird über eine definierte Druckrampe ein bestimmter Differenzdruck angefahren. Das Verhalten des Testfilters wird während des Belastungsvorgangs hochgeschwindigkeitskinematographisch registriert, um eine Auswertung hinsichtlich Versagensbelastung, Schadensformen und Schadensverläufen zu ermöglichen. Nach der Teststrecke ist eine Einrichtung zur Gasreinigung vorgesehen, die als letzte Stufe Schwebstofffilter der Klasse S enthält, zum Schutz des Verdichters und des Testfilters.

Ein dritter Strang ist für strömungstechnische Untersuchungen vorgesehen, die lediglich unter Raumluftbedingungen durchgeführt werden.

Die Realisierung der hohen Luftfeuchte (97 % \pm 3) stellt besonders hohe Anforderungen an die Auslegung des Prüfstandes. Dem vorliegenden Konzept entsprechend wird die Anlage zunächst mit trockener Luft angefahren. Nach Erreichen der Betriebstemperatur erfolgt die Befeuchtung durch Versprühen

von entsalztem Wasser mit Hilfe von Zweistoffdüsen. Da die Düsen vor dem Kühler angeordnet sind und das Wasser in die heiße Verdichteraustrittsluft eingesprüht wird, wird es in der erforderlichlich kurzen Zeit von etwa 100 ms vollständig verdampfen. Der anschließend durchströmte Niedertemperaturkühler wirkt als Taupunktkühler. Danach sind ein Tropfenabscheider und ein Mischer angeordnet. Bis auch der Sollwert der relativen Feuchte erreicht ist, wird der Luftstrom über den by-pass-Strang geführt, in dem der Strömungswiderstand des Testfilters durch eine einstellbare Drossel simuliert wird. Die Regelung der relativen Feuchte soll wegen der höheren Genauigkeit von Hand mit Hilfe der Dosierventile der Zerstäubungseinrichtung erfolgen.

Die genaue Messung der relativen Feuchte ($\pm 1 - 2 \%$), insbesondere im Bereich von 90 bis 100 % r. F., wird unter den vorliegenden Betriebsbedingungen schwierig. Es sollen deshalb verschiedene Methoden erprobt und das günstigste Verfahren ausgewählt werden.

Nach Erreichen der Sollwerte wird der Luftstrom auf das Testfilter geleitet. Hierbei tritt eine Drosselung ein, die theoretisch zu einem Absinken der relativen Feuchte, die am Ausgang des Taupunktkühlers auf 100 % einstellbar ist, führt. Um vor dem Testfilter möglichst nahe am Sättigungspunkt zu sein, muß auf geringen Druckverlust geachtet werden. Nach dem vorliegenden Planungsstand ist mit einer Absenkung um höchstens 1 - 2 % r. F. zu rechnen. Durch Realgaseffekte, die zu einer Temperaturerniedrigung führen, könnte dieser Abfall verringert werden, so daß die o. g. Spezifikation sicher erfüllt werden kann.

Der Drosselvorgang im Testfilter führt zu einer weiteren starken Absenkung der relativen Feuchte. Deshalb kann, außer im Taupunktkühler, an keiner Stelle des Kreislaufes Wasserdampf auskondensieren. Die dabei notwendige Temperaturkonstanz wird durch die Thermostatisierung des Leitungssystems gewährleistet. Um nach Abschluß eines Versuches Kondensation infolge Abkühlung zu vermeiden, wird die Anlage mit Frischluft gespült.

Ausgehend von dieser Lösung wurde ein erster Entwurf zur Aufstellung der Anlage entwickelt. Das Hauptkanalsystem mit Wärmetauschern, Befeuchtung, by-pass-Strang, Teststrecke und Gasreinigung sollen ebenerdig aufgebaut werden. Eine Draufsicht der Anlage, aus der die Lage dieser Komponenten ersichtlich ist, enthält Abb. 9. Der Radialverdichter wird zusammen mit

dem Antriebsaggregat in einer Grube unter dem NT-Wärmetauscher angeordnet, was sowohl raumsparend als auch schalltechnisch vorteilhaft ist. Die Meßstrecke für strömungstechnische Untersuchungen soll über dem Hauptkanalsystem auf einer Bühne verlaufen.

2.5 Ausblick

In einem weiteren Schritt sind die Komponenten auszulegen und ausschreibungsreife Unterlagen zu erarbeiten. Parallel dazu wird die Planung für den erforderlichen Hallenbau durchgeführt und Vorbereitungen zum Bau der Anlage getroffen. Die geplante Prüfanlage bildet eine dringend benötigte Ergänzung zu den drei bisher in USA, Frankreich und im Kernforschungszentrum Karlsruhe bestehenden Anlagen zur Prüfung von Filterkomponenten unter extremen Bedingungen.

Literatur

- 1) Rüdinger, V.
unveröffentlichter Bericht des KfK, 1980
- 2) Anderson, W.L.; Anderson, L.
Effect of Shock Overpressures on High Efficiency Filter Units.
Proc. 9th US AEC Air Cleaning Conference, CONF-660 904, 1966, S. 79-95.
- 3) Gregory, W.S.; et.al.
Investigation on HEPA-Filters Subjected to Tornado Pressure Pulses,
Initial Structural Testing. LA-7202-MS, Los Alamos Scientific Laboratory, 1978.
- 4) Gregory, W.S.; et.al.
Investigation of Air Cleaning Response to Accident Conditions.
Proc. 16th DOE Nuclear Air Cleaning Conference, San Diego, 1980.
- 5) Dillmann, H.-G.; Brüderle, F.; Wilhelm, J.G.
Der technische Filterprüfstand in Karlsruhe, Seminar on Iodine Filter
Testing, Vol. 1, p. 353; C.E.C., V/559/74, Luxemburg, 1974.

Tab. I: Belastbarkeitstests mit unbeladenen und vorbeladenen Filterelementen des Typs DM

	Differenzdruck [bar]
Schadenseintritt unbeladen	0,105
Schadenseintritt vorbeladen	0,095
starker Staubaustrag vorbeladen	0,077

Tab. II: Anforderungen an die Versuchsanlage zur Prüfung der Differenzdruckbelastbarkeit von Schwebstofffiltern

	Betriebsbereich		
	hoher Differenzdruck	voller Filterquerschnitt	hohe Temperatur
Differenzdruck am Testfilter [bar]	0,05 - 0,7	0,03 - 0,3	0,03 - 0,35
Anströmfläche [m ²]	0,17	0,34	0,17
Anteil des Standardquerschnitts [%]	50	100	50
Gastemperatur [°C]	40 - 90	40 - 90	100 - 350
max. rel. Feuchte [%]	97 ± 3	97 ± 3	-
Strömungsgeschwindigkeit im Filterquerschnitt [ms ⁻¹]	40	32	32
Beanspruchungsdauer[s]	> 1000	> 1000	> 1000
Versuchsdauer [h]	< 1	< 1	< 1

Tab. III: Vergleichende Beurteilung der drei Anlagenkonzepte

	offene Anlage mit Windkessel	offene Anlage mit Radialver- dichter	Kreislaufanlage mit Radialver- dichter
1. Luftversorgung	Windkessel Kolben- kompressor	Radialverdichter	Heißgasradialver- dichter
Investitionen	700 TDM	220 TDM	260 TDM
Anschlußleistung	600 KW	1000 KW	1000 KW
2. Versuchsdauer	1000 s	Dauerbetrieb	Dauerbetrieb
3. Luftbefeuchtung	Dampferzeuger	Dampferzeuger	Wasser einsprühen
Kapazität	1,5 Mp/h, 5,0 Mp-Speicher	18 Mp/h	70 Kp/h
Anschlußleistung	800 KW	11000 KW	< 2 KW
4. Lufterhitzer	elektr., katalyt. Verbrennung v. H ₂ , LPG	elektr., katalyt. Verbrennung v. H ₂ , LPG	entfällt, Ver- dichtungswärme wird genutzt
Anschlußleistung	2000 KW	2000 KW	-
5. Regelbarkeit			
rel. Luftfeuchte	nicht ausreichend	sehr schwierig	gut
Temperatur	sehr schwierig	schwierig	sehr gut
6. Umgebungsbelastung			
Wärme	hoch (4 MW)	hoch (12 MW)	gering (1 MW)
Wasserdampf	sehr hoch (5 Mp)	sehr hoch (15 Mp/h)	~ 0

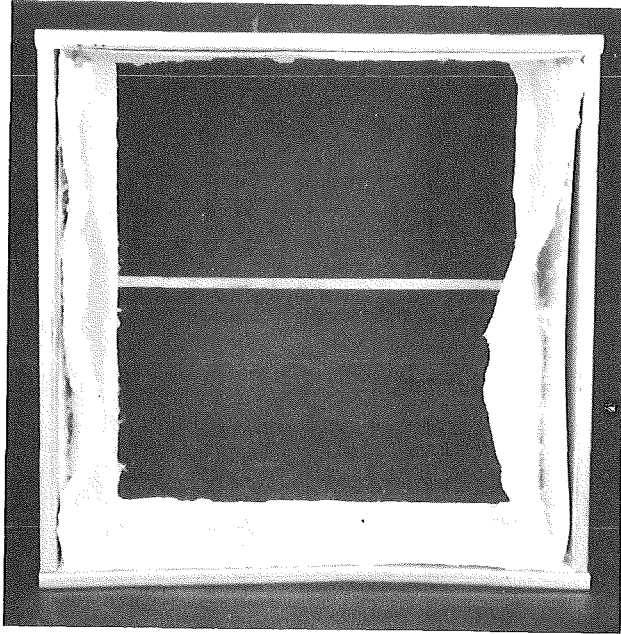


Abb. 1: Filter des Typs C nach dem Belastbarkeitstest

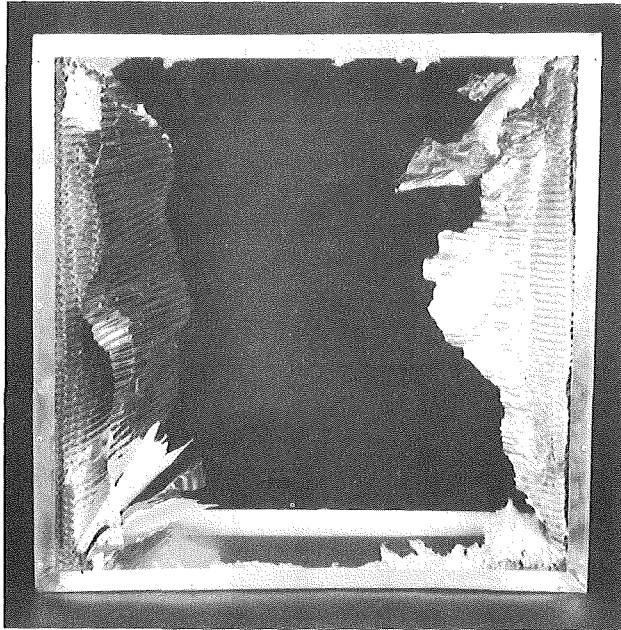


Abb. 2: Filter des Typs DM nach dem Belastbarkeitstest

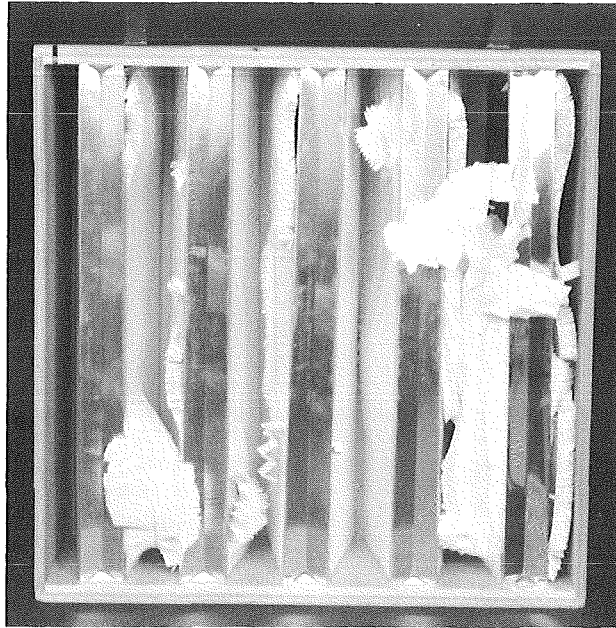


Abb. 3: Abgescherte Faltenpacks eines Schwebstofffilters

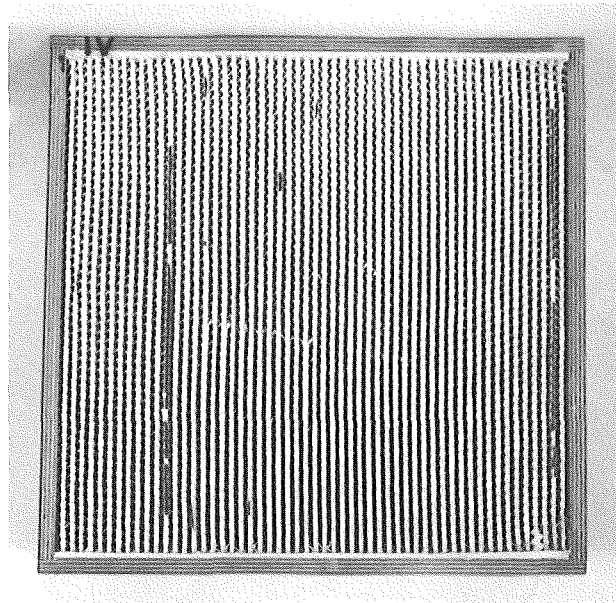


Abb. 4: Beschädigte Faltungsenden, Filtertyp DM

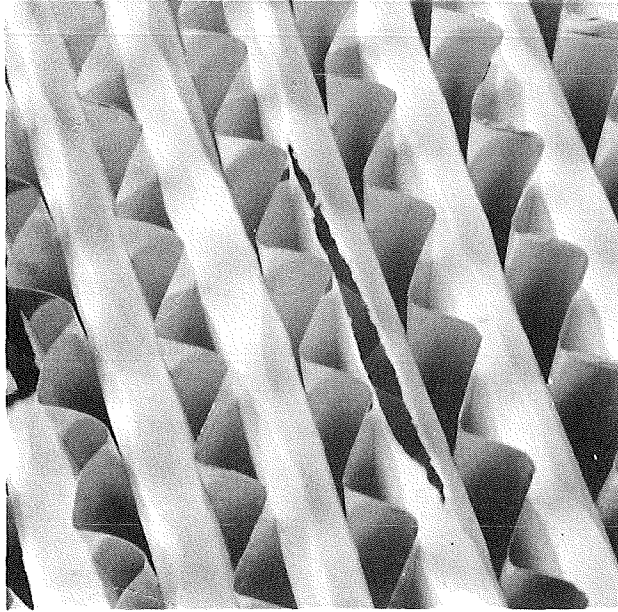


Abb. 5: Rissentstehung an den Kanten der Faltung (Ausschnitt aus Abb. 4)

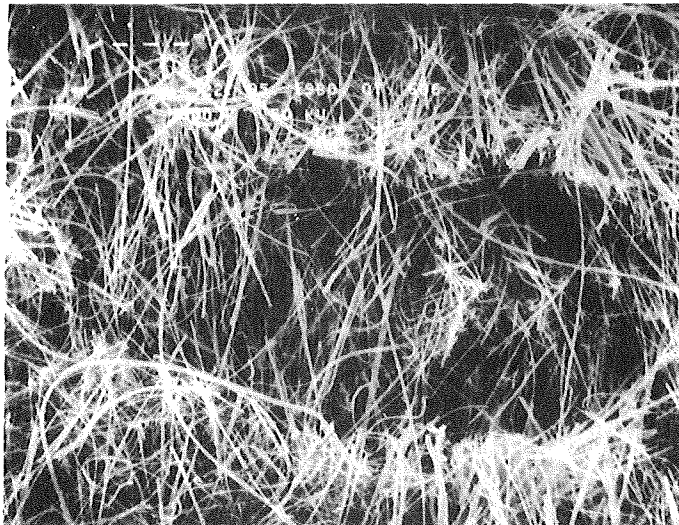
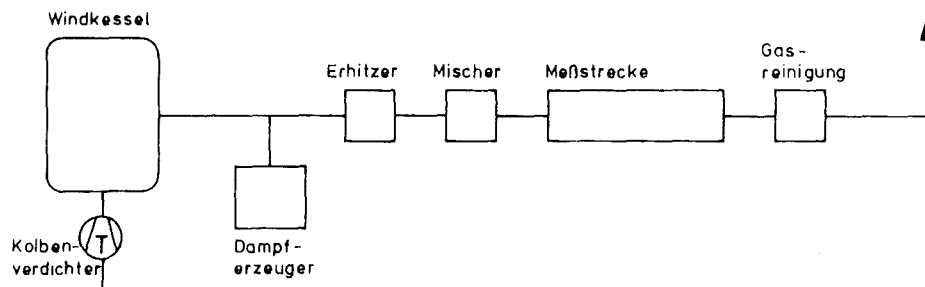
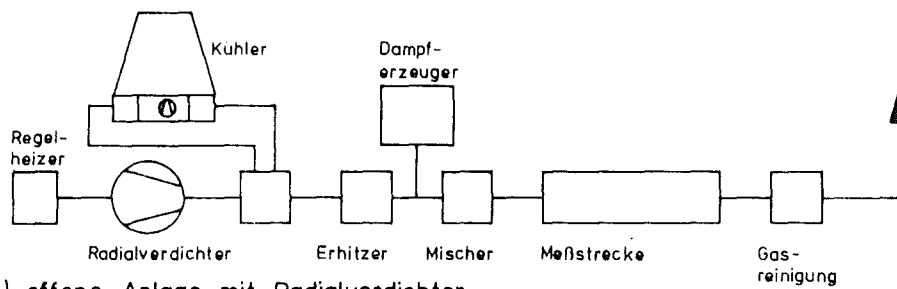


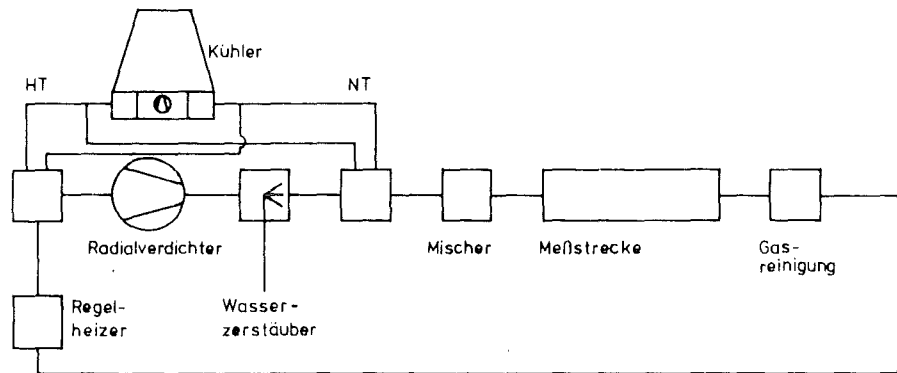
Abb. 6: Bruchstelle im Glasfaserpapier



a) offene Anlage mit Windkessel



b) offene Anlage mit Radialverdichter



c) geschlossene Anlage mit Heißgasradialverdichter

Abb. 7: Drei Grundkonzepte für eine Versuchsanlage zur Prüfung der Belastbarkeit von Filterelementen gegenüber erhöhtem Differenzdruck

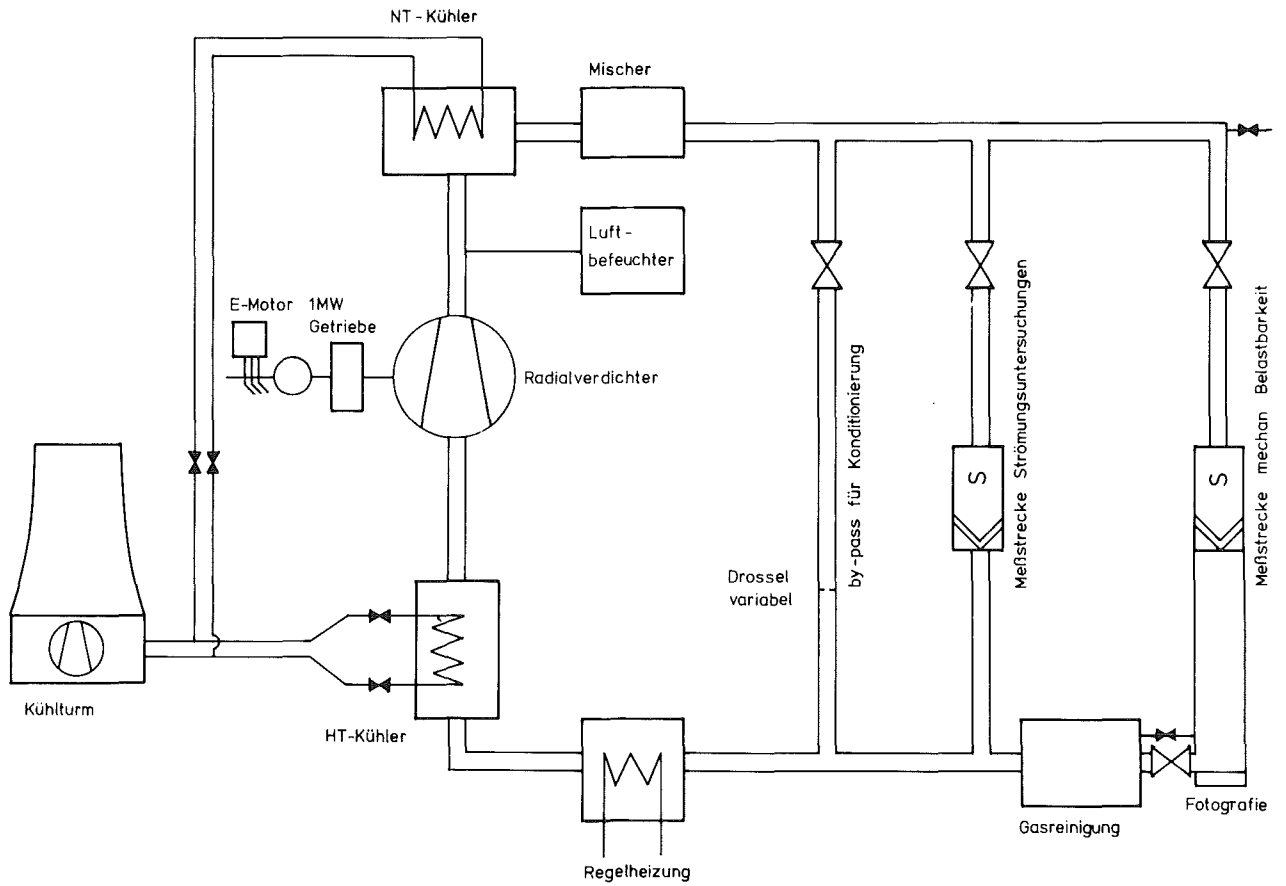


Abb. 8: Vereinfachtes Schema der Kreislaufanlage zur Prüfung von Filterelementen gegenüber erhöhtem Differenzdruck

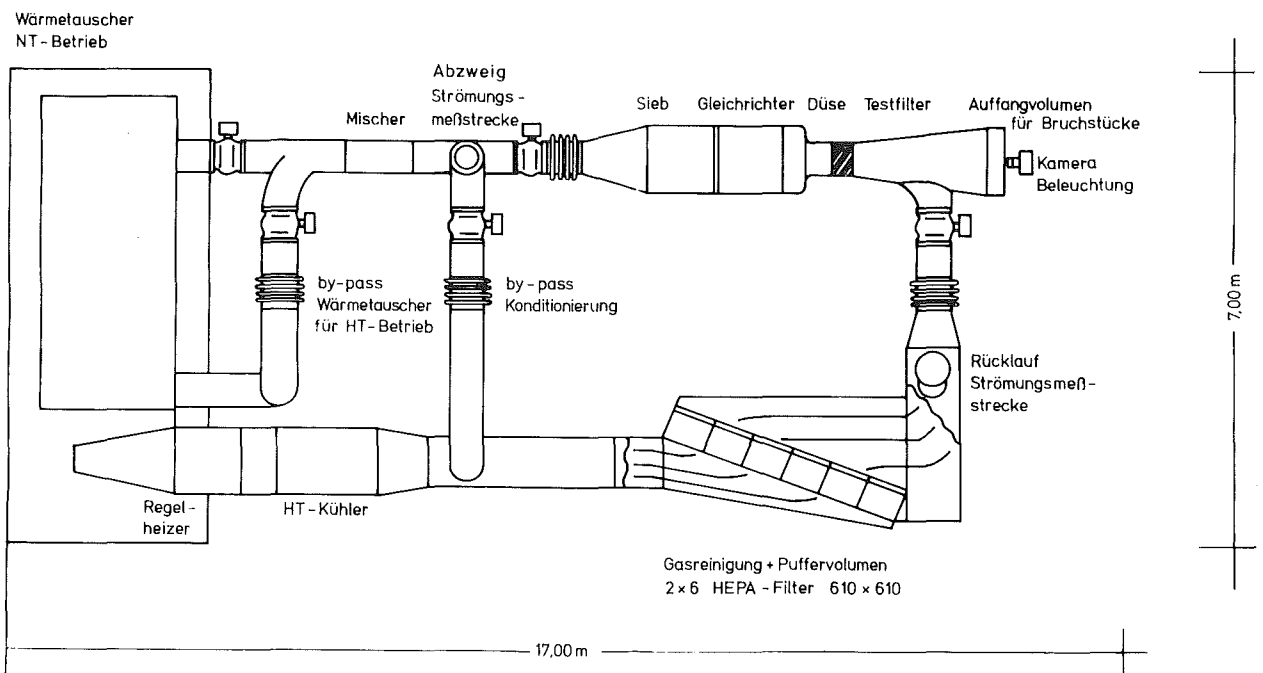


Abb. 9: Aufbau der Anlage (Draufsicht)

06.02. SICHERHEIT UND UMGEBUNGSSCHUTZ VON WIEDER-
AUFARBEITUNGSANLAGEN

PNS-Teilprojekt 4500 - Sicherheit und Wiederaufarbeitung

06.02.01 Störfallanalyse für die große Wiederaufar- 4500-1
beitungsanlage (WAA)

- 06.02.01 Störfallanalyse für die große Wiederaufarbeitungs-
anlage (WAA)
- 06.02.01/06A Störfallanalyse der im KfK aufgebauten Anlagenteile
PNS 4513 zur Auflöserabgasreinigung einer großen Wiederaufar-
beitungsanlage
(K. Nagel; IDT)

Einleitung

Der Betrieb einer großen Wiederaufarbeitungsanlage erfordert die Reinigung des Auflöserabgases, da aus dem Auflöser flüchtige Spaltprodukte freigesetzt und mit dem Abgasstrom radioaktive Aerosole und Schwebstoffe mitgetragen werden. Weiterhin müssen die bei der Auflösung freiwerdenden Stickoxide beseitigt werden. Einer möglichst weitgehenden Vermeidung von Umweltbelastungen dienen F&E Arbeiten am Kernforschungszentrum Karlsruhe. Sichtbarer Ausdruck dieser Aktivitäten sind die aufgebauten Anlagenteile zur Auflöserabgasreinigung. Im einzelnen sind das:

HET: Head-End-Teststand

PASSAT: Prototyp-Anlage mit Schwebstoff- und Sorptionsfiltern
zur Auflöserabgasreinigung im technischen Maßstab

REDUKTION: Katalytische Reduktion von NO_x und O_2 mit H_2

ADAMO: Adsorptionsanlage mit Molekularsieb

KRETA: Krypton-Entfernungs-, Tieftemperatur-, Rektifikations-Anlage.

Diese Anlagenteile sollen auf mögliche Störfälle untersucht werden. Zu diesem Zweck wurden übergeordnete unerwünschte Ereignisse, sogenannte TOP-Ereignisse, definiert. Diese Ereignisse wurden anschließend mit Hilfe der Fehlerbaummethode auf das Verhalten von Systemkomponenten zurückgeführt und graphisch dargestellt. Dieses Verfahren wurde auf PASSAT, ADAMO und KRETA angewandt, wobei berücksichtigt wurde, daß die beiden letztgenannten schon als Versuchsanlagen im Verbund arbeiten.

Funktion der Anlagenteile

Das Auflöserabgas einer Wiederaufarbeitungsanlage enthält Stickoxide, Aerosole und flüchtige Spaltprodukte (Jod, Krypton, Xenon usw.), wobei Jod 129 und Krypton 85 als langlebige radioaktive Strahler von besonderem Interesse sind. Dieses Abgas muß nun im ersten Teil der PASSAT-Anlage simuliert werden, dabei wird die Aerosolgrößenverteilung der NO_2 -Anteil und der Jod-Anteil eingestellt. Mit Hilfe von Erhitzern und Kühler wird die relative Feuchte variiert, um so das optimale Abscheideverhalten der Filter kennenzulernen. Der Durchfluß der Anlage beträgt 100-250 Nm^3/h Luft (regelbar) und der Druck läßt sich zwischen 0,7 und 1 bar einstellen. Der für den späteren Einsatz wichtige Teil besteht aus /1/:

- Tropfenabscheider, der die Grobtropfen $> 10\mu\text{m}$ und einen Teil der Schwebstoffe zurückhält.
- Feintropfenabscheider, der die Tropfen $< 10\mu\text{m}$ und einen Teil der Schwebstoffe zurückhält,
- Schwebstofffilter zur Abscheidung ($> 99,9\%$) der Schwebstoffe,
- Jodfilter I und II zur Abscheidung ($\geq 99,9\%$) des im Gas enthaltenen Jodes im Sorptionsmaterial,
- Kanalluftfilter, um Schwebstoffe, die im Jodsorptionsmaterial eventuell entstehen, zurückzuhalten.

Anschließend wird das Gas von einem Gebläse angesaugt und je nach Gaszusammensetzung direkt oder über das Sicherheitsjodfilter der Hallenabluft zugeführt. Zur Einstellung der jeweiligen optimalen Bedingungen (Feuchte, Temperatur) sind zwischen den Filtern entweder Erhitzer oder Kühler installiert. Das simulierte Abgas hat vor der Beladung mit maximal 5% NO_x eine rel. Feuchte von 100% bei maximal 80°C . Es kann durch den Erhitzer vor dem Grobtropfenabscheider je nach Versuchsdaten variiert werden. Das Prozeßgas hat nach dem Feintropfenabscheider 100% rel. Feuchte und eine Temperatur von $30-50^\circ\text{C}$. Die Feuchte wird durch den nachfolgenden Erhitzer (ca. $80-90^\circ\text{C}$) herabgesetzt. Der Erhitzer nach dem Schwebstofffilter erhöht die Temperatur des Gases auf 150°C . Zwischen den Jodfiltern

und dem Kanalluftfilter wird das Gas auf 90°C und nach dem Filter auf die Ansaugtemperatur des Gebläses (20-30°C) abgekühlt.

Der PASSAT-Filterstrecke soll im späteren Verbundbetrieb eine REDUKTION-Anlage nachgeschaltet werden /2/. Dieser Teil hat die Aufgabe, die in der nachfolgenden Tieftemperaturrektifikation störenden Stoffe wie Stickoxide und Sauerstoff chemisch umzusetzen und damit aus dem Abgas zu entfernen.

Der Reduktion folgen die Anlagen ADAMO und KRETA /3/. In ADAMO sollen hauptsächlich Verbindungen wie H₂O und CO₂, aber auch solche wie NH₃, N₂O, NO₂ und Kohlenwasserstoffe, die in KRETA ausfrieren würden, aus dem Abgas adsorbiert werden. Die Anlage besteht aus 3 parallel geschalteten Straßen entsprechend dreier Betriebszyklen:

- Adsorption
- Spülung
- Regeneration.

Unter Straße versteht man dabei eine Hintereinanderschaltung von Silicagel- und Molekularsieb-Kolonnen. Die Füllungen der Kolonnen sind granuliertes Silicagel (SiO₂) in einem Fall und Zeolithe im anderen.

Im bisherigen Betrieb der Anlage geschieht folgendes:

Ein von einem Wasserringkompressor auf 6 bar (abs.) verdichtetes Prozeßgas N₂ wird in einem Kälteaggregat auf 5°C abgekühlt und in die Adsorberbetten geleitet. Die Eingangsfeuchte von ca. 1700 vpm wird durch die Silicagel-Kolonnen auf ca. 1,4 vpm abgesenkt. Der Wassergehalt des aus dem Molekularsieb austretenden Gasstromes beträgt ca. 0,8-1,0 vpm. Mit diesem Feuchtigkeitsgehalt tritt das Gas in die Rektifikationsanlage ein. Der Adsorptionszyklus dauert 24 Stunden. Nach der Adsorption wird diese Straße gespült. Die Spülung dient zur Entfernung des koadsorbierten Kryptons aus dem Molsieb und Silicagel, ohne dabei einen nennenswerten Wasseraustrag zu verursachen. Das mit Krypton beladene Spülgas wird in die Anlage rezykliert. Der Spülgasstrom von 5 Nm³/h verursacht vor den Betten einen Druck von ca. 1,1 bar. Die Spülung dauert ebenfalls 24h. Die beladenen Silicagel- und Molsieb-Betten werden anschließend regeneriert. Der Regeneriergasstrom von ungefähr 35 Nm³/h und der Spülgasstrom werden dem Kopf der 1. Kolonne der KRETA entnommen, in einem

Vorwärmer auf Raumtemperatur gebracht und anschließend im Regeneriergaserhitzer auf 300°C erhitzt. Das heiße Gas tritt, entgegen der Strömungsrichtung bei Adsorption, von unten in die nachgeschaltete Molekularsieb-Kolonne ein. Der Druck vor den Betten liegt zwischen 2,6 und 4,6 bar. Das Regenerieren dauert 12h und die Abkühlung des Regeneriergases auf die Arbeitstemperatur der Adsorption auch ungefähr 12h.

Bei den bis heute durchgeführten Versuchen wurden die Edelgase, die in der Anlage KRETA aus dem Abgas entfernt werden sollen erst hinter ADAMO zugegeben, d.h. es wurde die Rückhaltung des vom Kompressor stammenden Wassers und des darin gelösten CO_2 untersucht. In einem Fall wurde CO_2 gezielt zugegeben.

Bei Einspeisung des gereinigten Auflöserabgases in die 1. Trennkolonne der KRETA lassen sich bei einem Druck von 5 bar ungefähr 800 vpm Xenon störungsfrei verarbeiten /3/. Die Verarbeitung von Xenon-Konzentrationen von ca. 1850 vpm, wie sie in der WAK auftreten, oder von gar 6200 vpm wie sie im NEZ erwartet werden, erforderte Änderungsmaßnahmen an der Anlage. So wurde der Lochdurchmesser der kritischen Böden (18. und 19. Boden) von 0,8 auf 2,0 mm vergrößert und das Prozeßgas in einen Bereich der Kolonne eingespeist, in dem auf dem Boden über dem Feedeintritt 120°K in der Bodenflüssigkeit herrschten. Diese Maßnahmen erhöhten die störungsfrei zu verarbeitende Xenon-Konzentration auf über 5000 vpm. In der 1. Trennkolonne werden Kr und Xe vom Trägergas N_2 getrennt. Das Sumpfprodukt der 1. Kolonne gelangt in die 2. Kolonne, wo Kr vom Xe getrennt wird. Kr wird anschließend in eine endlagerfähige Form gebracht.

Denkbare Störfälle

Für die Anlage PASSAT ergeben sich folgende mechanisch/hydraulische Störungen, die nicht unmittelbar zu Aktivitätsfreisetzungen führen:

- Elektrolaufkatze defekt,
- Schwenkvorrichtung der Schleuse defekt,
- Hubvorrichtung der Schleuse defekt,
- Deckelsystem der Schleuse defekt.

Die ersten beiden Störfälle lassen sich zum Teil durch die Handbedienung von außerhalb der Zelle ersetzen. Störfälle, die direkt zu Freisetzungen führen sind:

- Leckagen an den Schweißnähten der Erhitzer,
- Lochfraß an Kühlern durch Leitungswasser,
- Korrosion durch Jod an Schweißnähten, die im Bereich tieferer Temperaturen liegen,
- Dichtmasse zwischen Filter und Gehäuse kann seinen Erweichungspunkt durch Reaktion mit gasförmigen Verbindungen (NO_2) ändern,
- Fehlbedienungen von Ventilen.

Im Anlagenteil ADAMO können folgende Störungen auftreten:

- Filterbettdurchbruch, H_2O und CO_2 gelangt in zu hohen Konzentrationen in die KRETA,
- Beheizung des Spülgases, dadurch wird nicht nur Kr sondern auch H_2O und CO_2 ausgespült,
- Fehlbedienung von Ventilen führt das koadsorbierte Krypton nach der Spülung, oder das beladene Prozeßgas nach der Adsorption in die Abluft.

Waren die denkbaren Störfälle in den Anlagenteilen PASSAT und ADAMO mehr oder weniger selbsterklärend, so stellt die Anlage KRETA ein so komplexes technisches System dar, daß die Störungen detaillierter beschrieben werden müssen. Die im folgenden beschriebenen Störfälle der Trennkolonnen wurden experimentell untersucht /4/:

- Feedstromausfall verursacht einen Druckabfall in der Kolonne (Kondensatorkühlung). Fällt der Druck unter den Sollwert von 5 bar, so geht das Regelventil V303 automatisch gesteuert über PIRC442 zu und versucht

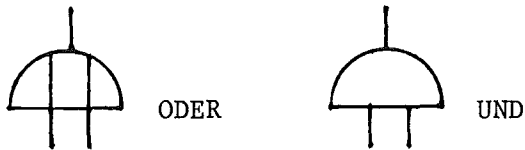
den Druck in der Kolonne aufrecht zu erhalten. Sinkt nun durch weitere Kühlung die Temperatur auf dem Boden über dem Feedeintritt unter den Sollwert von 120°K , so wird die Sumpfheizung hochgefahren, um die Temperatur zu halten. Die momentan mögliche maximale Leistung der Sumpfheizung reicht jedoch nicht aus, um die erforderliche Gaslast zum Halten der Flüssigkeit auf den Böden des Oberteils zu erzeugen. Es kommt folglich zum Abregnen von N_2 und Ausfrieren von Xe in der Sumpfflüssigkeit.

- Druckabfall in der Zuleitung bewirkt ein automatisches Schließen der Absperrventile V302 und V304 über PIC243. Es ergibt sich daraus der Störfall Feedausfall.
- Ausfall der Sumpfheizung. Im Abtriebsteil der Kolonne fehlt der aufsteigende Gasstrom, während durch den Feedstrom der Verstärkungsteil weitgehend in Betrieb bleibt. Im Abtriebsteil kommt es zum Abregnen in den Sumpf und zu Ausfrierungen.
- Spannungsausfall hat den Ausfall von Feedstrom und Sumpfheizung zur Folge.

Fehlerbäume

Die Analyse möglicher Störfälle mit Hilfe der Fehlerbaummethode setzt die Definition eines TOP-Ereignisses voraus. Von diesem Ereignis ausgehend pflanzt sich der Baum bis zur Ebene der Primärereignisse fort. Die Festlegung der Ebene von Primärereignissen kann in solchen Betrachtungen durchaus von Bedeutung sein. In unserem Fall werden es immer Ventile, Pumpen, Maschinenteile usw. sein.

Der wichtigste Störfall für die Auflöserabgasstrecke einer Wiederaufarbeitungsanlage ist die Freisetzung von Radionukliden und Stickoxyden. Die Radionuklidfreisetzung spielt in allen hier untersuchten Anlagenteilen eine bedeutende Rolle. Im folgenden werden nun Fehlerbäume für Freisetzungen in den verschiedenen Anlagenteilen aufgestellt, und zwar Fehlerbaum I für die Anlage PASSAT und Fehlerbaum II für den Verbundbetrieb von ADAMO und KRETA. Die in den Fehlerbaumdiagrammen verwendeten Symbole bedeuten :



Die Darstellung des Ausfallverhaltens eines technischen Systems in einem Fehlerbaummodell ist in den meisten Fällen nur eine grobe Näherung. Im Fehlerbaummodell sind die Primärereignisse entweder intakt oder ausgefallen und führen entsprechend der Baumstruktur zum Ausfall des Systems oder lassen es intakt. In vielen Anlagen sind jedoch zwischen intakt und ausgefallen der Primärereignisse Zwischenzustände möglich, die für das Systemverhalten von Interesse sind. Es soll deshalb in einem sogenannten Barrierenmodell diesen Möglichkeiten wenigstens qualitativ Rechnung getragen werden.

Barrierenmodell

Barriere bedeutet dabei Schutz gegen ein unerwünschtes Ereignis, in unserem Fall, unkontrollierte Freisetzung radioaktiver Nuklide. Barriere soll weiterhin andeuten, daß nicht nur binäre Zustände gemeint sind. Eine binäre Barriere stellt z.B. das Containment des nicht zur Diskussion stehenden Auflösers dar.

Die erste untersuchte Barriere der Abgasstrecke sind die Jodfilter, denen zwei Naßabscheider und ein Schwebstofffilter vorgeschaltet sind. Der Abscheidegrad des Jodfilters hängt von der Feuchtigkeit des Prozeßgases ab, d.h. von der Wirksamkeit des Naßabscheiders vor allen Dingen aber von den Erhitzern vor den Jodfiltern und dem Schwebstofffilter. Abbildung 1 zeigt die Abhängigkeit des Jodfilterabscheidegrades von der Temperatur und damit von der Feuchtigkeit. Eine Verschlechterung des Schwebstofffilterabscheidegrades führt zu einer starken radioaktiven Kontamination der Jodfiltereinsätzen, die möglichst nur abgeschirmt abtransportiert und gelagert werden sollten. Weitere unkontrollierte Freisetzung kann über die Sicherheitsventile der Erhitzer bei einem Druckanstieg über 1,2 bar stattfinden.

Die zweite Barriere ist die REDUKTION, die NO_x und O_2 aus dem Prozeßgas entfernt. Hier spielt die Wasserstoffzugabe eine wichtige Rolle, denn zu wenig H_2 läßt zu große Anteile von NO_x und O_2 hindurch, während zu viel H_2 die Bildung von NH_3 fördert bzw. zu explosiven Reaktionen führen könnte.

Eine dritte Barriere ist die Anlage ADAMO, die H_2O , CO_2 und NH_3 zurückhalten soll. Dabei können abhängig von ihren Konzentrationen Krypton H_2O , CO_2 und NH_3 in die KRETA gelangen und dort Störungen verursachen.

Die vierte Barriere stellt die Anlage KRETA dar, die Krypton vom Xenon trennen und in einen endlagerfähigen Zustand bringen soll. In dieser Anlage kann es abhängig von der Temperatur im Feedeintrittsbereich zu Ausfrierungen des Xenons am Feedeintritt kommen. Tabelle 1 stellt diese Abhängigkeit dar.

Diese Betrachtung zeigt deutlich, daß die binären Zustände von Barrieren eine viel zu grobe Näherung darstellen und man zu einem Modell mit mehreren Zuständen übergehen muß. Es gibt bis heute einige Ansätze in dieser Richtung, deren Anwendbarkeit jedoch noch zu überprüfen sind bzw. angepaßt werden müssen.

Tabelle 1: Bei störungsfreiem Kolonnenbetrieb maximal zu erzielende Xenon-Konzentration im Speisegas, Gasstrom 40 Nm³/h /3/

Ar	Konzentration im Speisegas (vpm)		Temperatur am Feedeintritt
	Kr	Xe	°K
-	168	~ 650	93.9
10000	168	~ 700	95
20000	168	~ 750	96.6
10000	500	~ 5000	120

Im allgemeinen wurden die Versuche mindestens 48 Stunden bei diesen Bedingungen gefahren, im letzten Fall der Tabelle waren es 5 Tage.

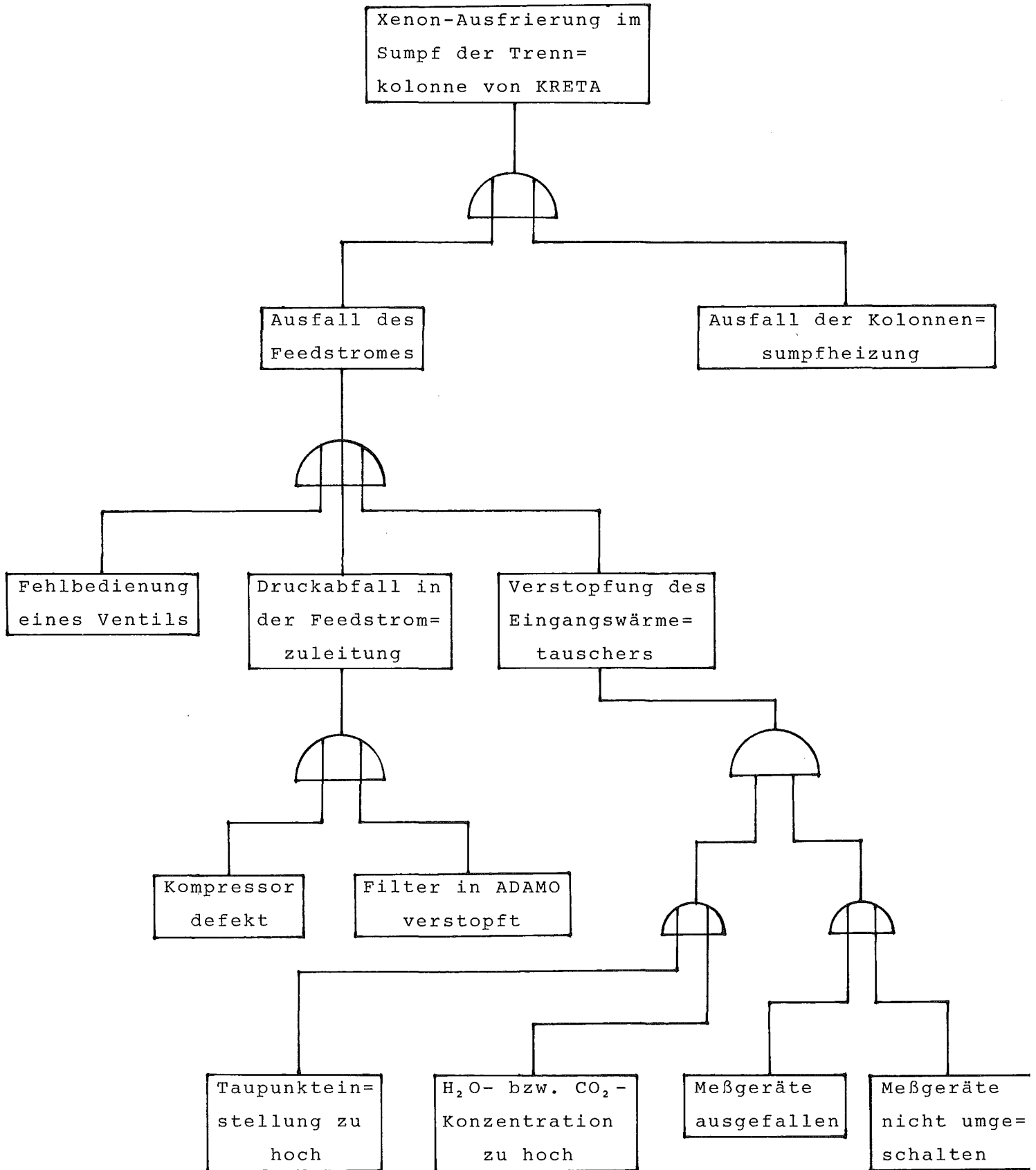
Bemerkungen

Es folgt aus dieser Untersuchung, daß die Fehlerbaummethode ein in vielen Bereichen zu grobes Modell zur Beschreibung des Ausfallverhaltens einer technischen Anlage ist. Das statische Fehlerbaummodell berücksichtigt binäre Zustände der Systemkomponenten, während das reale System sehr viel Zwischenzustände kennt. Man braucht folglich eine Dynamisierung des Modells, die häufig durch sogenannte Barrieren beschrieben wird. Allerdings ist es bis heute, abgesehen von Spezialfällen, noch nicht gelungen eine mathematisch solide Darstellung dieser Dynamisierung anzufertigen. Nicht in Betracht gezogen wird bei beiden Modellen folgende Tatsache: ist eine Komponente eines Systems ausgefallen, so kann deren Aufgabe von einer nachfolgenden intakten Komponente teilweise übernommen werden, d.h. es kommen dadurch weitere Zustände ins Spiel.

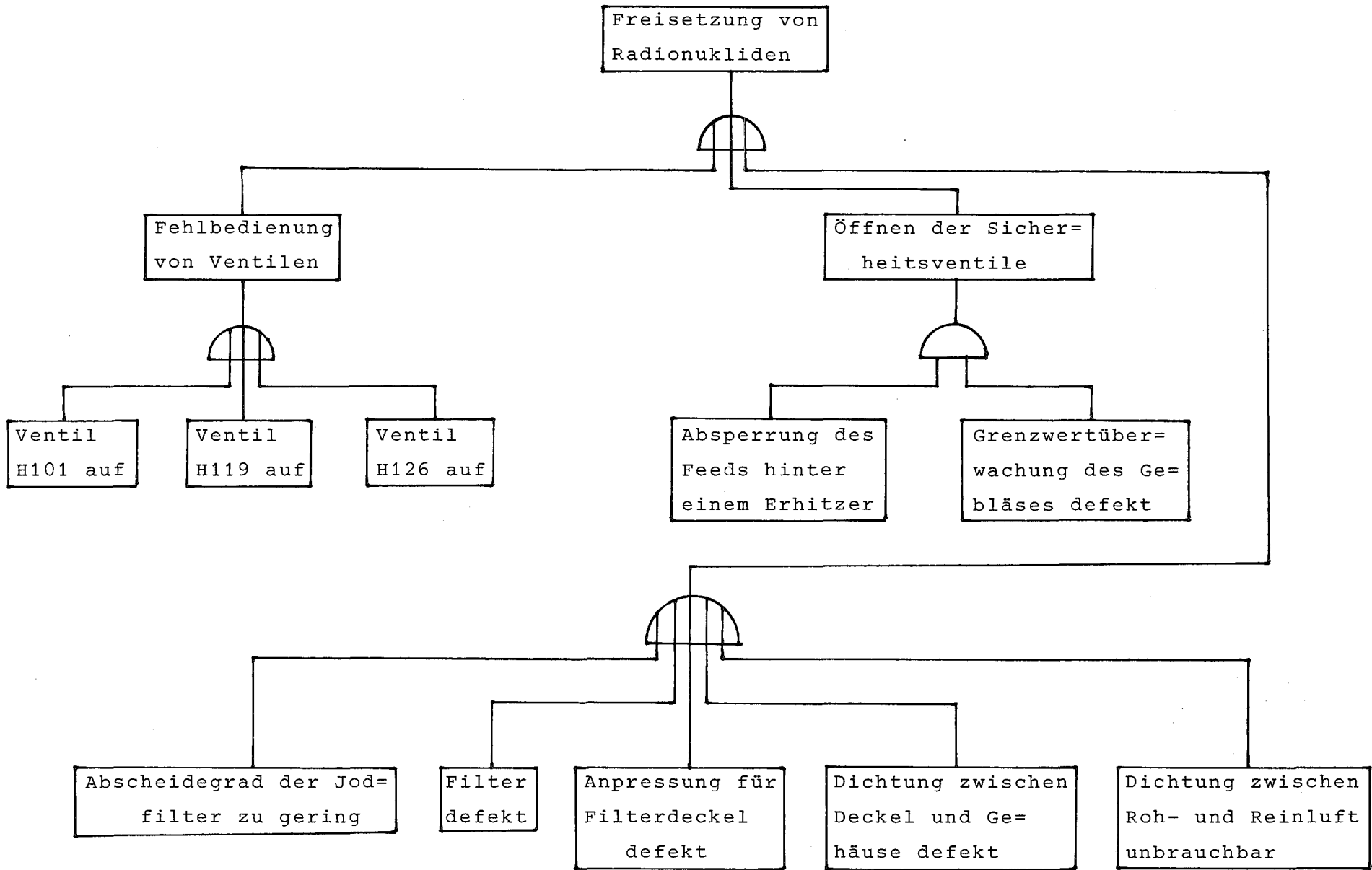
In weiteren Untersuchungen soll die statische Methode so weit wie möglich verfeinert, aber auch die angeschnittenen Probleme bearbeitet werden.

Literatur

- /1/ K. Jannakos, H. Hoffmann, H. Jochim, W. Lange, H. Mock,
G. Potgeter, G. Zabel, J. Furrer, J.G. Wilhelm
KfK-Nachrichten 3/79.
- /2/ G. Baumgärtel, R. Kraemer, Ch. Leichsenring, W. Sämman,
E. Schneider
KfK-Nachrichten 3/79.
- /3/ R. v. Ammon, W. Bumiller, H.-G. Burkhardt, E. Hutter,
G. Neffe
KfK-Nachrichten 3/79.
- /4/ E. Hutter, R. v. Ammon, W. Bumiller, H.-G. Burkhardt,
G. Kimmig, G. Neffe, J. Unk
Unveröffentlichter Bericht, KfK 1980.



Fehlerbaum I : ADAMO und KRETA



Fehlerbaum II : PASSAT

Prüfbedingungen:

Katalysatorträger ζ (KTC)

Feuchtluft, 30°C.

Vorbefeuchtung: ≥ 22 h

CH_3J -Einleitung: 1 h

Nachströmzeit: ≥ 20 h

Beladung: $1,5 \pm 0,5$ mg/g

○ = 2,5 cm Bett - Tiefe

□ = 5,0 cm Bett - Tiefe

△ = 7,5 cm Bett - Tiefe

⊙ = 10,0 cm Bett - Tiefe

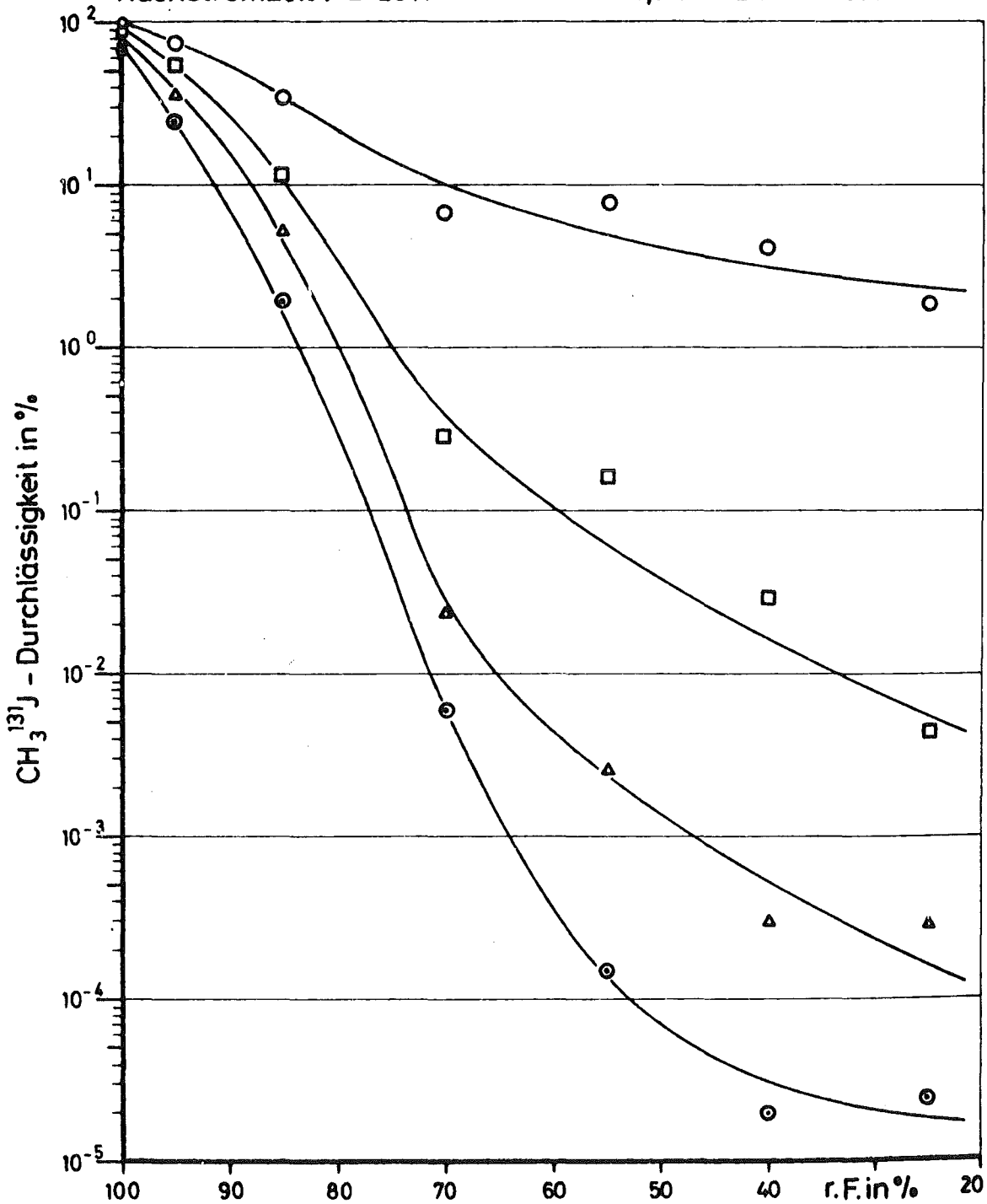


Abb. 1 $\text{CH}_3^{131}\text{J}$ -Durchlässigkeit von KTC gegen relative Luftfeuchte.

06.03 EINDÄMMUNG VON FOLGESCHÄDEN

PNS-Teilprojekt 4800 - Verhalten, Auswirkungen und Beseiti-
gung freigesetzter nuklearer Schadstoffe

06.03.01	Untersuchung des physikalischen und chemischen Verhaltens biologisch besonders wirksamer Radionuklide in der Umwelt	4800-1
06.03.02	Untersuchung zum atmosphärischen Ausbreitungsverhalten nuklearer Schadstoffe im Nah- und Fernbereich	4800-16
06.03.03	Untersuchung der radiologischen Folgen von Reaktorunfällen unter probabilistischen Gesichtspunkten	4800-35

06.03.01 Untersuchung des physikalischen und chemischen Verhaltens
biologisch besonders wirksamer Radionuklide in der Umwelt

06.03.01/05A Untersuchung des physikalischen und chemischen Verhaltens
PNS 4812 von Pu, Am und Cm in der Umwelt

(M. Pimpl, H. Schüttelkopf)

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.

Untersuchungsprogramm:

Im Laufe des Jahres 1980 wurden folgende Themen schwerpunktmäßig bearbeitet:

- Entwicklung analytischer Methoden zur Bestimmung von Pu, Am, Cm
- Messung der Aktinidenkonzentration in der Umgebung der WAK
- Messung der Transferfaktoren
- Experimente zur Erhöhung der Mobilität in Böden

Durchgeführte Arbeiten und Ergebnisse:

1. Entwicklung analytischer Methoden

Aufbauend auf umfangreichen Erfahrungen bei der Bestimmung von Plutonium in Umweltproben wurde eine äußerst empfindliche Analysenmethode erarbeitet, die für die quantitative Bestimmung von Plutonium in allen Materialien geeignet ist [1]. Das Probematerial wird dazu bei 110 °C getrocknet, anschließend bei 600 °C unter Zusatz von Salpetersäure verascht. Maximal 100 g Asche werden, nach dem Zugabe von ^{236}Pu als innerem Standard zur Ausbeutebestimmung, mit HF/HNO_3 ausgekocht. Das auf diese Weise in Lösung gebrachte Plutonium wird dann in drei Schritten - Extraktion mit TOPO (Trioctylphosphinoxid), Mitfällung mit LaF_3 , Anionenaustausch - von Begleitsubstanzen abgetrennt und gereinigt, anschließend aus salzsaurer Oxalatlösung elektroplattiert und α -spektrometrisch gemessen. Mit einer Meßzeit von 1000 min wird beim Einsetzen von 100 g Asche eine Nachweisgrenze von 0,1 fCi/g Asche erreicht.

Für die Bestimmung von Americium und Curium in Umweltproben wurde ebenfalls eine sehr empfindliche naßchemische Methode entwickelt [2]. Das Probematerial wird wie oben beschrieben getrocknet und verascht. Maximal 100 g Asche werden nach Zusatz von ^{243}Am als innerem Standard, mit HF/HNO_3 ausgekocht. In drei Schritten - Extraktion mit TOPO, Kationen- und Anionenaustausch in salzsaurer Lösung, behandeln mit Thiocyanat - werden Matrixelemente und Lanthaniden abgetrennt. Anschließend wird nach der Oxalatomethode elektroplattiert und 1000 min α -spektrometrisch gemessen. Für Am und Cm wird die gleiche Nachweisgrenze wie bei Plutonium erreicht.

Weitergeführt wurden Arbeiten an einem automatisierbaren Verfahren zur Simultanbestimmung von Pu, Am und Cm in Umweltproben mittels Hochdruckflüssigkeitschromatographie (HPLC). Nach dem Auffinden und Optimieren eines geeigneten Detektorsystems für Tracerversuche [3] haben wir ein Verfahren für die reproduzierbare Trennung von Pu, Am und Cm auf einer Ionenaustauschersäule ausgearbeitet [4].

Ergebnis einer umfangreichen Literaturrecherche war, daß die Hochdruck-flüssigkeitschromatographie mit Ionenaustauschersäulen geeignet ist zur Trennung von Lanthaniden, zur Gruppentrennung Lanthaniden-Aktiniden und zur Trennung der Aktinidenelemente voneinander. Als Säulenmaterial stehen speziell für HPLC entwickelte druckstabile Ionenaustauscher zur Verfügung. Als Elutionsmittel empfiehlt sich α -Hydroxy-isobuttersäure, da dieser Komplexbildner nicht nur einen sehr hohen Trennfaktor für Am/Cm aufweist, sondern auch wegen der hohen Konzentration, mit der er eingesetzt wird, die Trennbedingungen leichter eingehalten werden können als mit stark verdünnten Komplexlösungen.

Die Arbeiten wurden mit einem Flüssigchromatographen Serie 3 und Säulenofen LC 100 der Fa. Perkin Elmer durchgeführt. Als Injektionssystem diente ein 6-Wege-Drehventil der Fa. Rheodyne, Modell 70-10 mit 20 μ l Probenschleife und Probenschleifeneingang Modell 70-11 zur drucklosen Probenaufgabe. Als Detektor wurde der Radioaktivitätsmonitor LB 5026 mit Elektronikeinheit, bestehend aus LSC Module BF 22240, Ratemeter-Integrator BF 2305 und Stromversorgung BF 1015-2 der Fa. Berthold verwendet. Die Quarzdurchflußzelle - freies Volumen 0,1 ml - war gefüllt mit Glasszintillator der Fa. Nuclear Enterprises, dessen Eignung zum Nachweis von α -Strahlern im Eluat von Chromatographiesäulen in umfangreichen Versuchsreihen überprüft wurde. Abb. 1 zeigt schematisch die apparative Anordnung. Die Trennung von Pu, Am und Cm in einem einzigen Schritt erreichten wir auf einer Säule, die mit dem Kationenaustauscher Aminex A9 gefüllt war, wobei wir α -Hydroxy-isobuttersäure als Elutionsmittel benutzten.

Zur Optimierung der schnellen Auftrennung von Pu, Am und Cm wurde der Einfluß der Säulentemperatur und der Konzentration an komplexbildendem Anion untersucht. Bei unveränderter Selektivität der Säule und damit gleichem Trennfaktor wird mit zunehmender Säulentemperatur die Auflösung besser. Die Elution mit wäßrigen Lösungen unterschiedlichen Gehaltes an α -Hydroxy-isobuttersäure bei gleichem pH-Wert zeigte eine starke Verkürzung der Retentionszeiten und eine Abnahme der Peakauflösung. Der gleiche Effekt zeigte sich auch, wenn bei gleicher Konzentration an α -Hydroxy-isobuttersäure der pH-Wert des Eluenten erhöht wurde (Abb. 2).

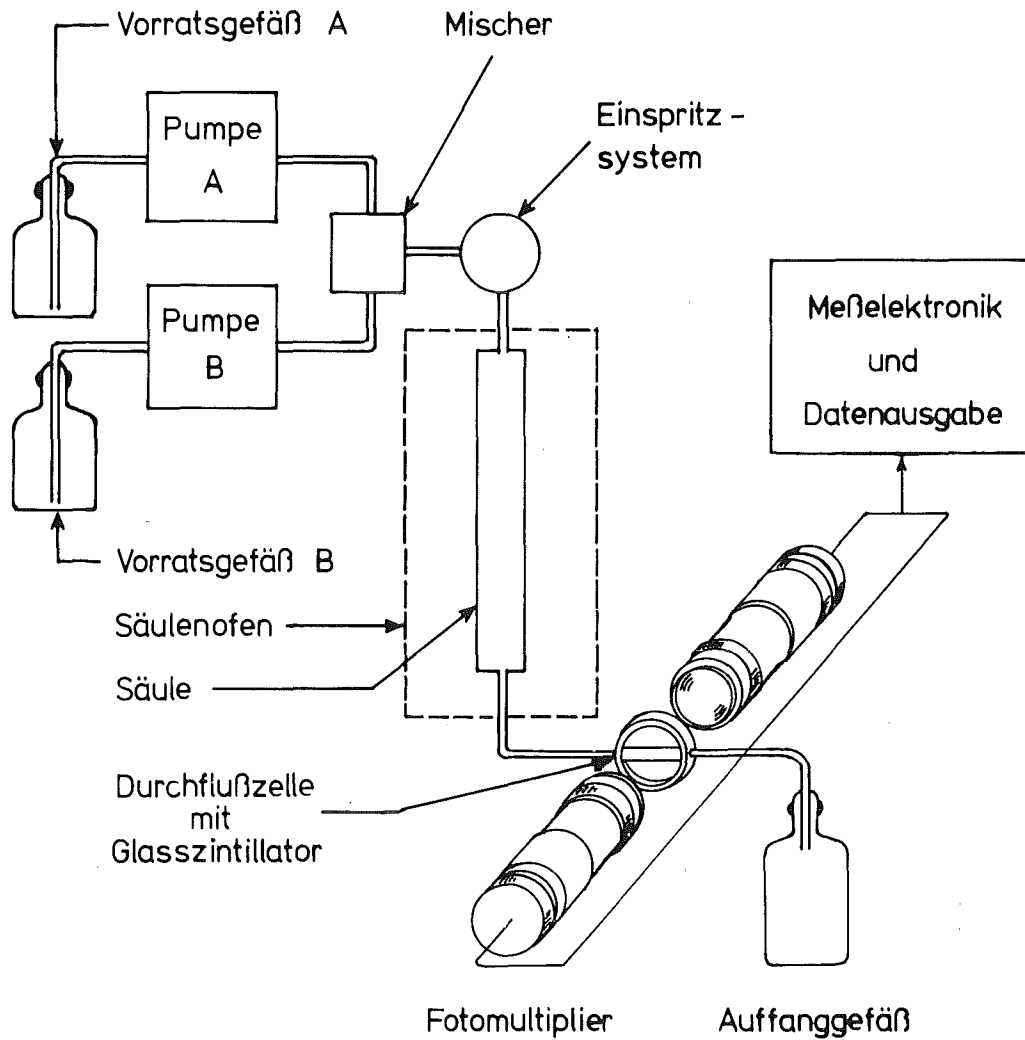


Abb.1: Schemazeichnung der verwendeten Apparatur

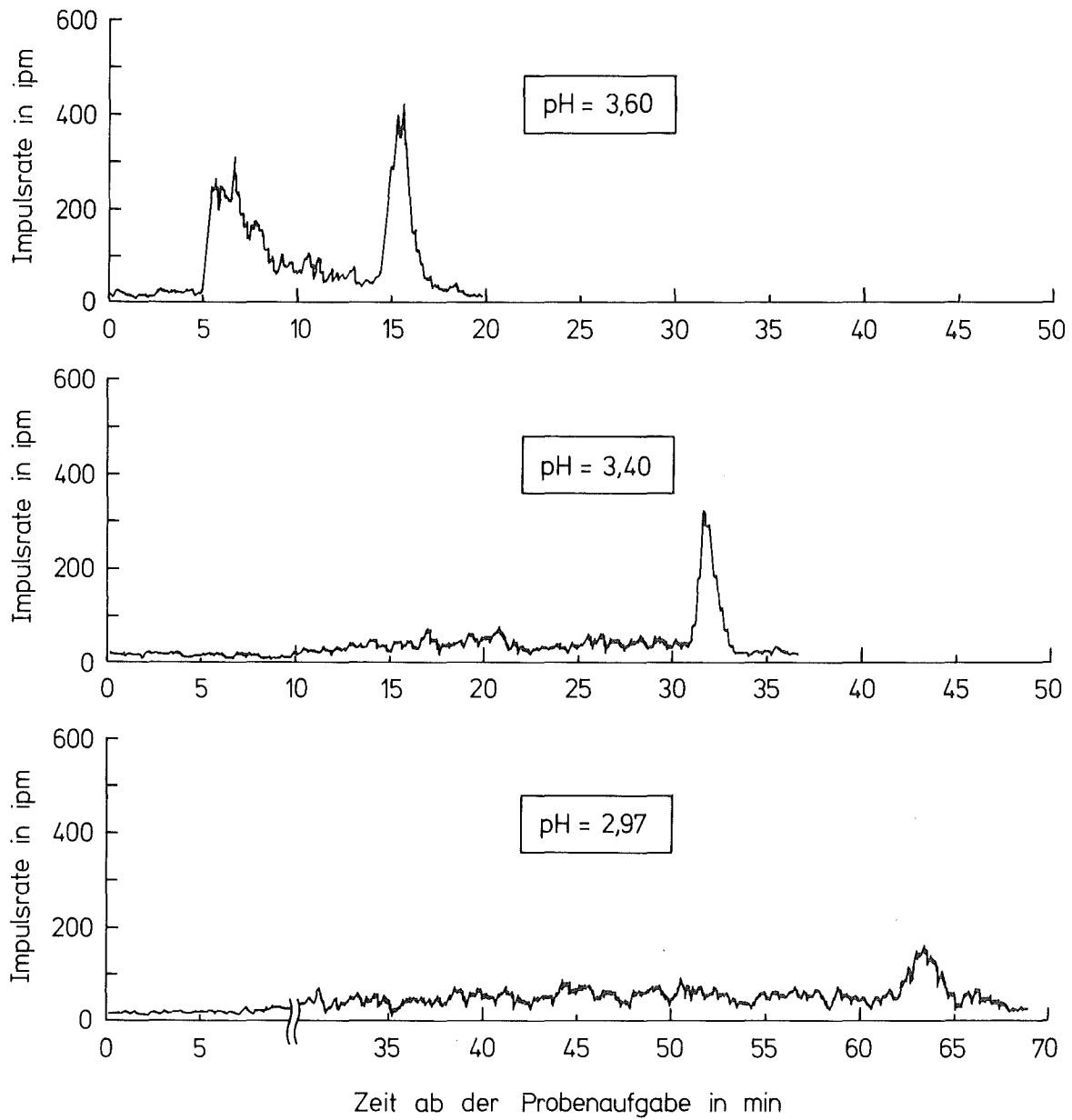


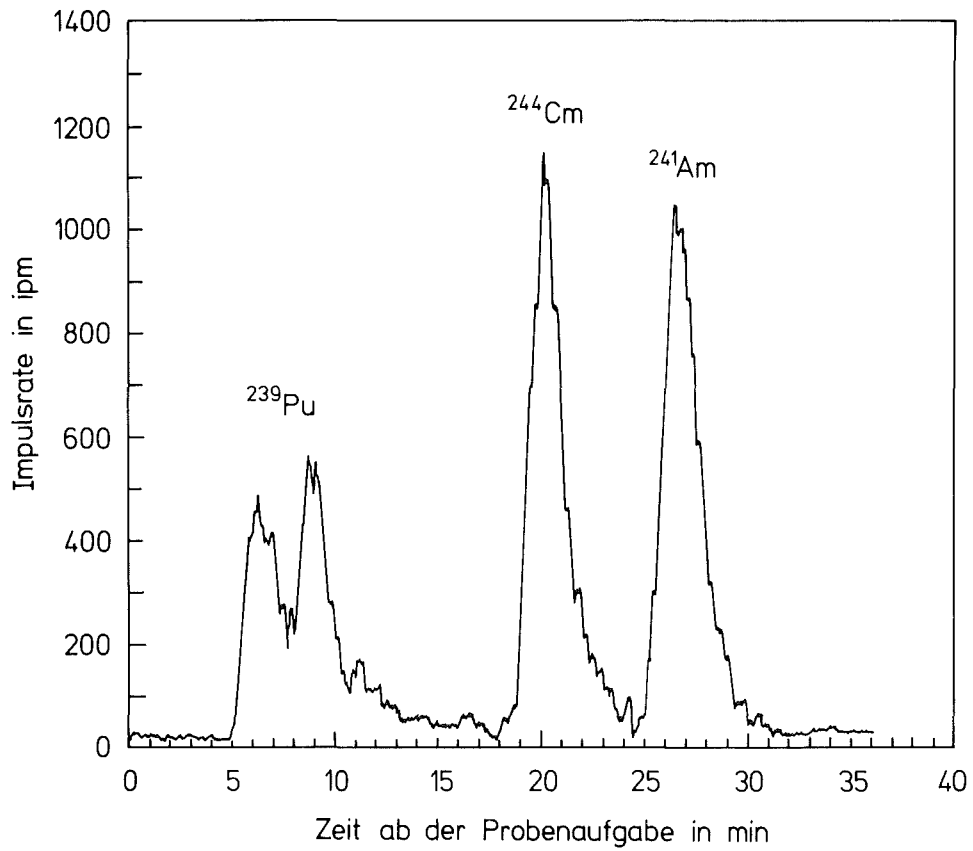
Abb. 2: Einfluß der pH-Variation einer 0,6 M α -Hydroxy-isobuttersäure auf die Retention von $^{239}\text{Pu}^{4+}$ am Kationenaustauscher Aminex A9

In Abb. 2 fällt auf, daß beim Chromatographieren von Pu zwei Peaks angezeigt werden, wobei der erste sehr breit ist und ein ausgeprägtes Tailing aufweist. Der Peak mit höherer Retentionszeit ist der Flanke des ersten Peaks aufgesetzt. Es handelt es sich hierbei offensichtlich um ein Gemisch von Pu in den Oxidationsstufen (IV) bis (VI). Da nach Behandeln der Probe mit Natriumnitrit nur noch der Peak mit höherer Retentionszeit aufgefunden wird, ist dieser Pu (IV) zuzuordnen.

Durch die Parametervariation erhielten wir die optimalen Trennbedingungen für das Pu/Am/Cm-Gemisch: pH = 3,85, Konzentration an α -Hydroxy-isobuttersäure 0,6 M, Säulentemperatur 40 °C, Fließgeschwindigkeit 0,3 ml/min. Die Retentionszeiten betragen dann 8,6 min für Plutonium, 19,9 min für Curium und 26,2 min für Americium. Abb. 3 zeigt ein unter diesen Bedingungen aufgenommenes Chromatogramm.

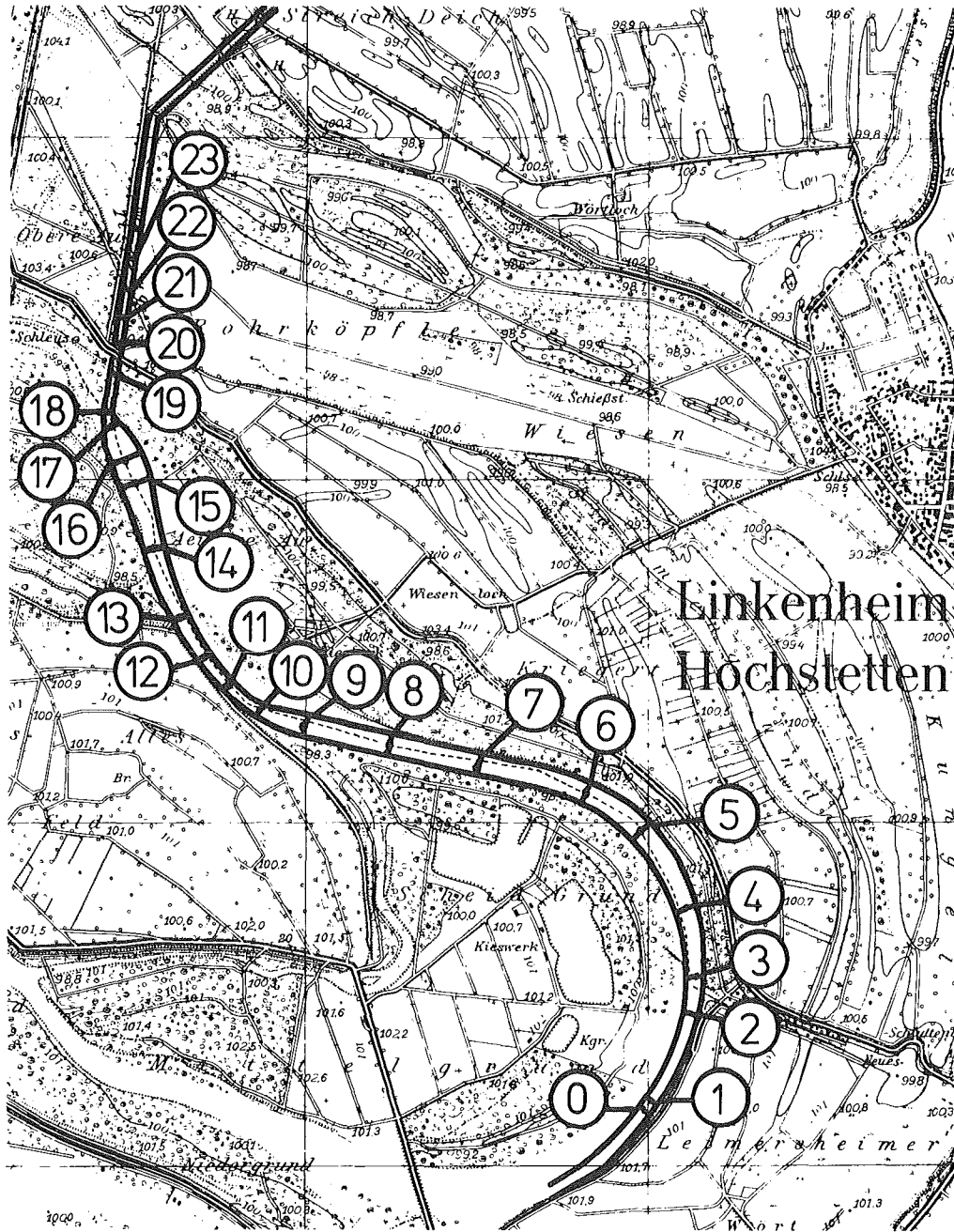
2. Messung der Aktinidenkonzentrationen in der Umgebung der WAK

Zum Studium von Sedimentationsvorgängen wurde die Verteilung von Plutonium im Altrhein, der dem Kernforschungszentrum und der Wiederaufarbeitungsanlage als Vorfluter für die Abwässer dient, eingehend untersucht. Die Pu-Kontamination der Sedimente wurde gemessen [5]. Insgesamt 190 Proben in Längs-, Quer- und Tiefenprofilen entnommen (Abb. 4). Die mittlere Plutoniumkonzentration in den Sedimenten nimmt mit wachsender Entfernung von der Abwassereinleitungsstelle ab (Abb. 5). An den einzelnen Entnahmestellen ist das Plutonium über die Tiefe gleichverteilt. Unterschiede im Isotopenverhältnis $^{238}\text{Pu}/^{239+240}\text{Pu}$, die in den Abwässern seit Beginn der Ableitungen registriert wurden, spiegeln sich in den einzelnen Sedimentschichten wieder: In den untersten Schichten wurde das Isotopenverhältnis der Abwässer gefunden, die zu Beginn der Plutoniumemission eingeleitet wurden, in den obersten Schichten das Verhältnis der zuletzt eingeleiteten Abwässer. Durch Messung der Plutoniumkonzentrationen in verschiedenen nach Korngrößen getrennten Sedimentproben wurde nachgewiesen, daß die Plutoniumverteilung in den Sedimenten des Altrheins parallel verläuft zur korngrößenabhängigen Sedimentation der Schwebstoffe [6].



KfK

Abb. 3: Chromatographische Trennung eines Pu/Am/Cu-Gemisches mit 0,6 M α -Hydroxy-isobuttersäure (pH = 3,85; Durchfluß: 0,3 ml/min; Säulentemperatur: 40 °C)



Linkenheim
Höchstetten



Abb. 4: Lage der Entnahmestellen am Altrhein

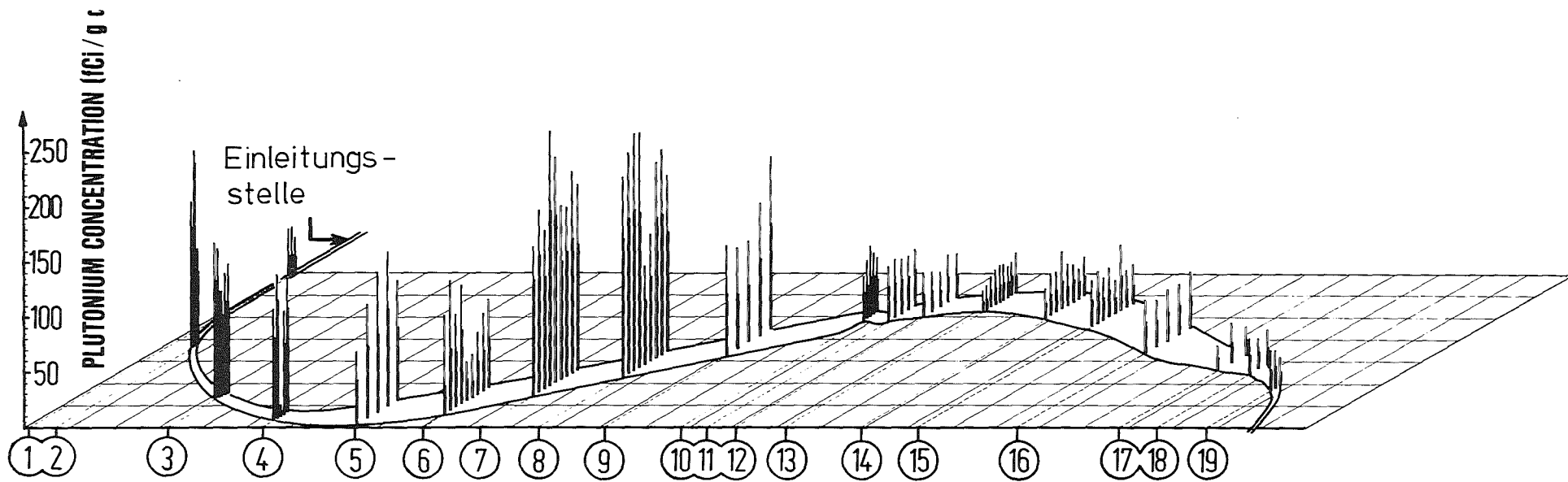


Abb. 5: Pu-238 und Pu-239+240 in der obersten Sedimentschicht des Linkenheimer Altrheins
 (Pu-239+240, Pu-238)

Aus der Verteilung des Plutoniums in den Sedimenten wurden Rückschlüsse auf das Sedimentierverhalten anderer Schwermetalle gezogen [7]. Um den Mechanismus der Plutoniumdeposition in Fließgewässern beurteilen zu können, wurde ein Jahr lang die mittlere monatliche Pu-Konzentration im Altrheinwasser und in den Schwebstoffen an verschiedenen Stellen flußabwärts der Abwassereinleitung bestimmt. Da die Abnahme der Pu-Konzentration im Wasser nicht nur durch Sedimentation verursacht wird, sondern auch die Verdünnung der Abwässer durch das Altrheinwasser, durch Grund- und Regenwasser sowie durch Zuflüsse eine erhebliche Konzentrationsabnahme bewirkt, wurden Wasserdurchsätze und Verdünnungsfaktoren an sechs Stellen des Vorfluters bestimmt. Dazu wurde der ^3HHO -Ausstoß mit den Abwässern des Kernforschungszentrums Karlsruhe benutzt, wobei die Verdünnung der ^3HHO -haltigen Abwässer entlang dem Altrhein durch das praktisch ^3HHO -freie Oberflächenwasser gemessen wurde [8].

Von Juni 1979 bis Juni 1980 wurden an maximal acht Stellen aus dem Altrhein quasikontinuierlich Wasserproben entnommen (siehe Abb. 6), flußabwärts der Einleitungsstelle bis zur Einmündung in den Rhein bei Philippsburg an sechs Entnahmestellen. Zur Messung der Untergrundkonzentration an Tritium und Plutonium wurden flußaufwärts an zwei Stellen Proben entnommen. Zur quasikontinuierlichen Probenahme wurden auf der Uferböschung bei den angegebenen Entnahmestellen batteriebetriebene Probenahmeautomaten, ISCO-1580-Sampler der Fa. Colora Meßtechnik GmbH, 70731 Lorch, aufgestellt.

Die gemessenen Monatsmittelwerte der Tritiumkonzentration im Altrheinwasser an den verschiedenen Entnahmestellen flußabwärts der Abwassereinleitungsstelle wurden in Beziehung gesetzt zu der Tritiummenge, die im gleichen Zeitraum aus den Endbecken der Kläranlage des Kernforschungszentrums Karlsruhe mit den Chemieabwässern in den Altrhein abgeleitet wurde. Daraus wurde der Wasserdurchsatz im Altrhein berechnet.

Die Ergebnisse sind in Abb. 7 dargestellt. An der Einleitungsstelle der Abwässer hat der Altrhein im Jahresmittel einen mittleren Durchfluß von $0,28 \text{ m}^3/\text{s}$. Nach einem raschen Anstieg innerhalb der nächsten 600 m auf $0,38 \text{ m}^3/\text{s}$ bleibt der Durchfluß ziemlich konstant bei $0,45 \text{ m}^3/\text{s}$ bis 5,5 km unter der Einleitung. Nach der Einmündung des östlichen Herrenwassers in den Vorfluter steigt der Durchfluß auf ca. $1 \text{ m}^3/\text{s}$ an und wird im weiteren Verlauf bis 12,3 km durch

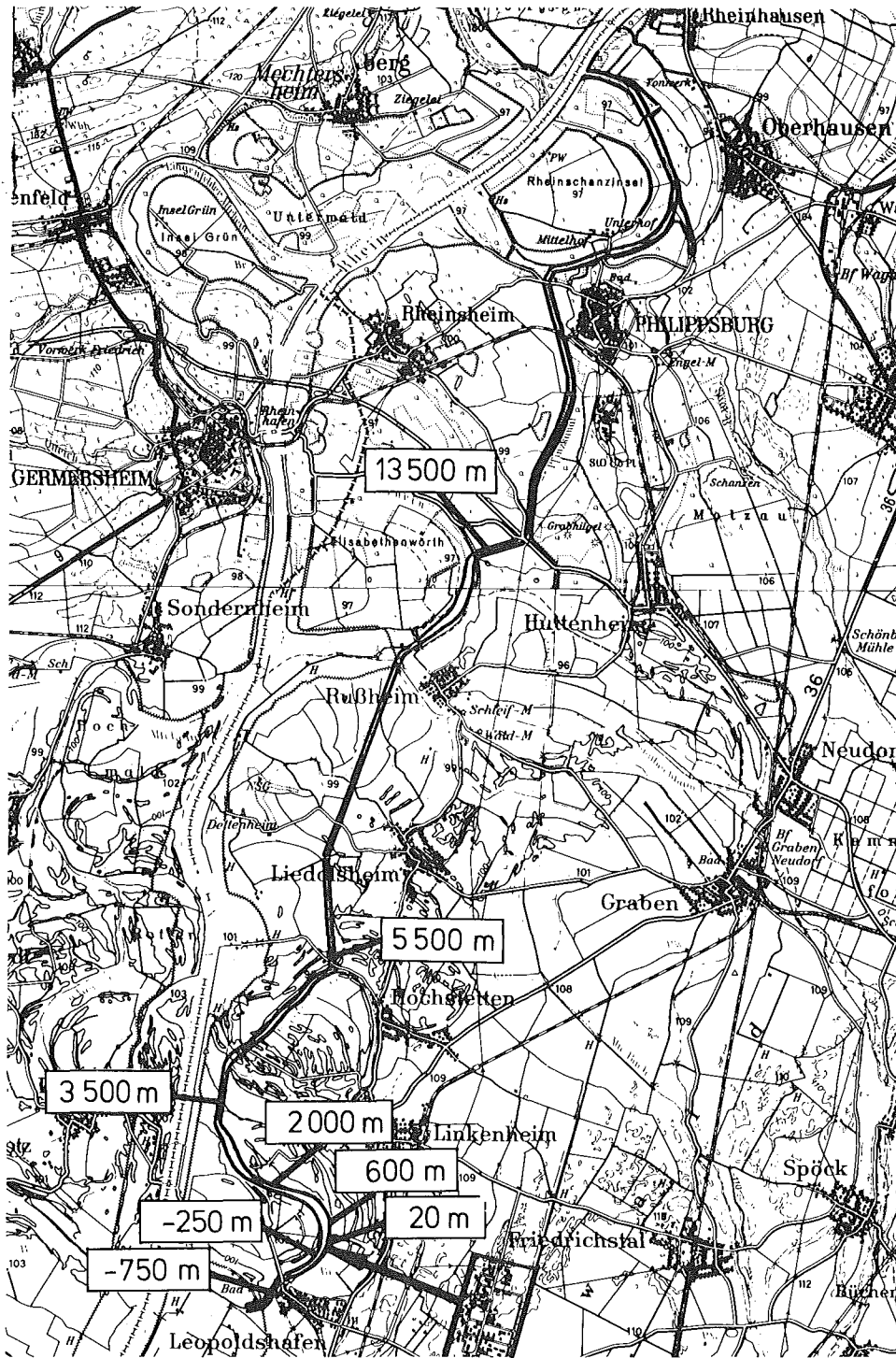


Abb.6: Entnahmestellen der Wasserproben am Altrhein

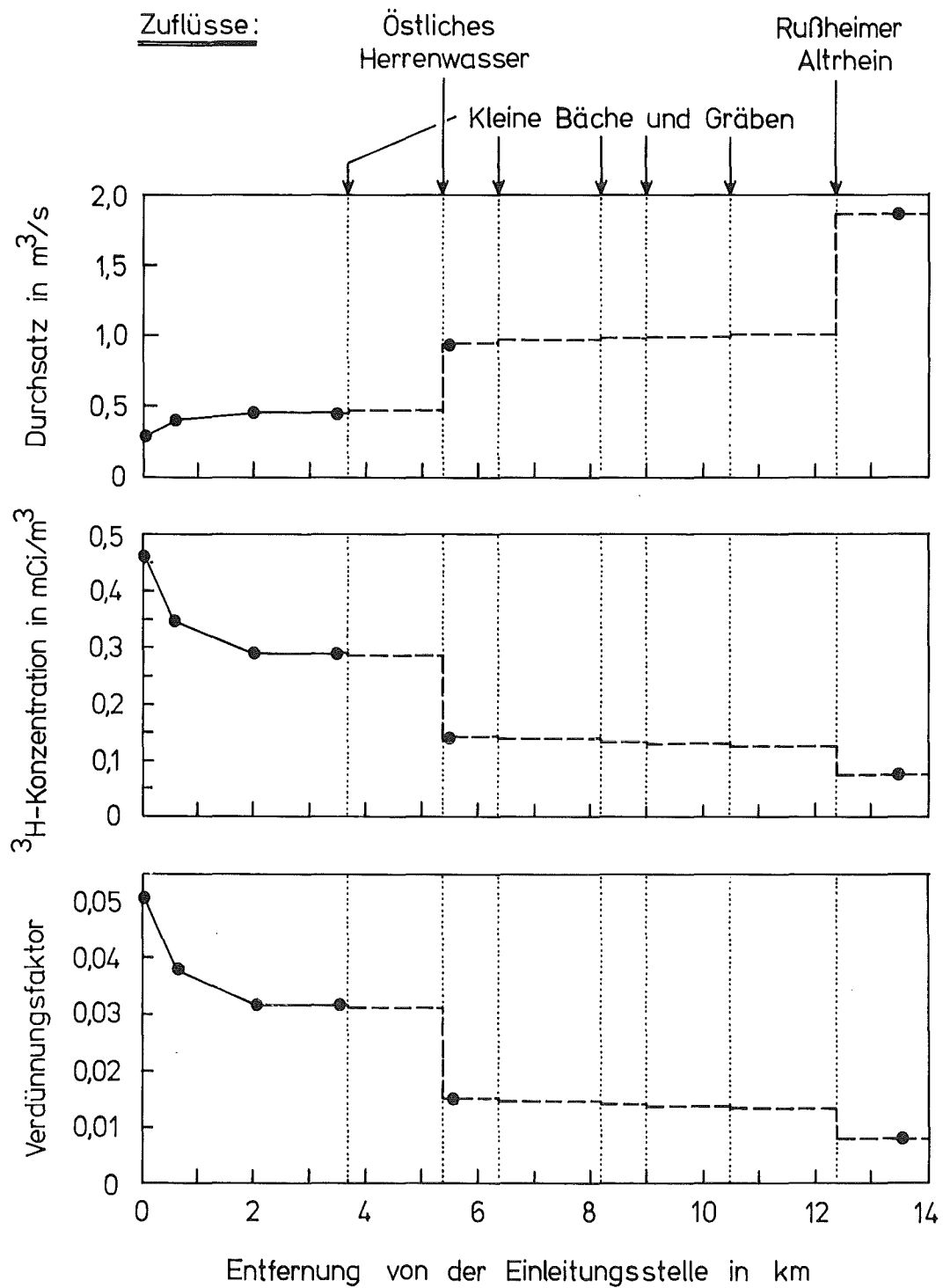


Abb. 7 : Mittlerer Wasserdurchsatz, mittlere Tritiumkonzentration und mittlerer Verdünnungsfaktor an den verschiedenen Entnahmestellen des Altrheins von Juni 1979 bis Juni 1980

kleinere Zuflüsse nur unwesentlich erhöht. Erst beim Zusammenfluß mit dem Rußheimer Altrhein nimmt der Wasserdurchsatz noch einmal stark zu und beträgt bei 13,5 km im Kanalsystem Richtung Philippsburg $1,9 \text{ m}^3/\text{s}$. Die Verdünnungsfaktoren an den verschiedenen Entnahmestellen des Altrheins in den Probenahmezeiten wurden für jede Entnahmestelle bestimmt. Direkt nach der Einleitung in den Vorfluter werden die Abwässer auf das 20fache verdünnt. Durch die Zunahme des Wasserdurchsatzes erfolgt bis 13,5 km eine Verdünnung um das 125fache, bezogen auf die Einleitungskonzentration.

In zahlreichen Wasserpflanzen- und Fischproben wurde der Plutoniumgehalt bestimmt, so daß Transferfaktoren berechnet werden können. Die Auswertung und Interpretation der gemessenen Pu-Konzentrationen in Wasser, Schwebstoffen, Pflanzen und Fischen ist zur Zeit in Arbeit. Mit Hilfe der Ergebnisse soll dann eine Modellvorstellung entwickelt werden, die es erlaubt, im Falle der Freisetzung einer größeren Plutoniummenge - z. B. als Folge eines Unfalls - die Auswirkungen auf ein aquatisches Ökosystem realistisch beurteilen zu können.

Zur Messung der mittleren Geschwindigkeit der Aerosoldeposition wurden in der zweiten Hauptwindrichtung von der Wiederaufarbeitungsanlage aus eine große Anzahl von Bodenproben an Stellen ungestörter Bodenhorizonte genommen. Aus den Tiefenprofilen soll eine Aussage über das Migrationsverhalten von Plutonium abgeleitet werden. Unter Verwendung der Plutoniumdeposition in der obersten Laubschicht und unter Benützung der lokal gemessenen Luftkonzentrationen wird für die Plutoniumemission der WAK und das Fallout-Plutonium eine Gesamtdositionsgeschwindigkeit in der Umgebung gemessen werden.

3. Messung von Transferfaktoren

Als Ausgangspunkt für die von uns geplanten Messungen von Transferfaktoren Boden → Pflanze haben wir das verfügbare Wissen in einer umfangreichen Literatursammlung zusammengetragen [9, 10]. Mit den Transfermessungen unter kontrollierten Bedingungen werden wir beginnen, sobald unser zur Zeit in Bau befindliches Gewächshaus betriebsbereit sein wird - voraussichtlich Mitte 1981.

Parallel dazu werden wir Transferfaktoren Boden → Pflanze im Feldversuch messen, wozu wir Böden aus der Umgebung der WAK verwenden werden.

4. Experimente zur Erhöhung der Mobilität in Böden

Die Frage, welchen Einfluß Komplexbildner, die mit dem Gießwasser in den Boden eingebracht werden, auf die Mobilität von Pu, Am und Cm im Boden ausüben, wird zuerst im Laborexperiment untersucht. Zur Zeit führen wir umfangreiche Versuchsreihen durch, in denen Verteilungsgleichgewichte zwischen verschiedenen Kulturböden und überstehenden Lösungen unterschiedlichen Gehaltes an Komplexbildnern mit verschiedenen Komplexbildungseigenschaften untersucht werden. Die Ergebnisse werden dazu dienen, gezielt Experimente zur Erhöhung der Mobilität in Böden durchzuführen, um eine Dekontamination der für die Landwirtschaft relevanten, obersten Bodenschicht zu erhalten, indem die Aktiniden in tiefere Erdschichten verdrängt werden.

Literatur

- [1] "Die Entwicklung eines schnellen und empfindlichen Analysenverfahrens für Plutonium in Umweltproben"
H. Schüttelkopf
KfK 3035, in Vorbereitung
- [2] "Die Bestimmung von Am und Cm in Umweltproben"
M. Afzar, H. Schüttelkopf
KfK, in Vorbereitung
- [3] M. Pimpl, H. Schüttelkopf
unveröffentlichter Bericht des KfK, 1979

- [4] "Trennung von Pu, Am und Cm auf einer Ionenaustauschersäule mittels Hochdruckflüssigkeitschromatographie"
M. Pimpl, J. Hiller, H. Schüttelkopf
KfK 3076 B, Dezember 1980
- [5] "Die Plutonium-Kontamination des Altrheins: Die Kontamination der Sedimente"
M. Pimpl, H. Schüttelkopf, M. Afzar
KfK 2892, Dezember 1979
- [6] "Die Plutonium-Kontamination des Altrheins: Einfluß der Korngrößenverteilung in den Sedimenten"
M. Pimpl, H. Schüttelkopf
KfK 3074, in Vorbereitung
- [7] "Plutonium as a tracer for studies of settling processes in a slow body of running water"
M. Pimpl, H. Schüttelkopf
4th Internat. Conf. on Nuclear Methods in Environmental and Energy Research, Columbia, Miss., April 14-17, 1980
- [8] "Die Messung der Abwasserverdünnung im Altrhein mit der Tritiumemission des Kernforschungszentrums Karlsruhe"
M. Pimpl, H. Schüttelkopf
KfK 3073, November 1980
- [9] "Transport von Plutonium, Americium und Curium aus Böden in Pflanzen durch Wurzelaufnahme"
M. Pimpl, H. Schüttelkopf
KfK 2891, Dezember 1979
- [10] "Transport of Plutonium, Americium and Curium from Soils into Plants by Root Uptake"
M. Pimpl, H. Schüttelkopf
Nuclear Safety, in Druck

06.03.02 Untersuchung der atmosphärischen Ausbreitung nuklearer Schadstoffe im Nah- und Fernbereich
(M. Becker, W. Hübschmann, K. Nester, H. Schüttelkopf, P. Thomas, S. Vater, S. Vogt, HS)

In der Abteilung Umweltmeteorologie der Hauptabteilung Sicherheit werden auf die atmosphärische Ausbreitung bezogene Forschungsaufgaben durchgeführt. Gemeinsames Ziel der Untersuchungen ist die Verbesserung der Kenntnis der Schadstoffausbreitung in der Atmosphäre sowie die Entwicklung von Modellen zur Berechnung der Strahlenbelastung in der Umgebung kerntechnischer Anlagen, insbesondere nach störfallbedingter Aktivitätsfreisetzung. Die Arbeiten gliedern sich in die Bereiche: Meteorologische Messungen und Datenverarbeitung, atmosphärische Ausbreitung und Störfall- und Risikoanalysen.

Meteorologische Parameter wurden sowohl an dem 200-m-Mast im KfK als auch an einem 15-m-Kurbelmast im Raum Stutensee gemessen und auf Datenträger gespeichert. Zur direkten Beobachtung der Schadstoffausbreitung in der Atmosphäre wurden Ausbreitungsversuche mit Tracern - in Zusammenarbeit mit der Abteilung Radioökologie - und radarverfolgte Tetraonflüge durchgeführt. Die Radarverfolgung mit Hilfe passiver Radarreflektoren am Tetraon gelang bis über 40 km Entfernung. Diese Forschungsarbeiten dienten dazu, die für Ausbreitungsrechnungen notwendigen Ausbreitungsstatistiken und -parameter bereitzustellen.

06.03.02/07A Atmosphärische Ausbreitung radioaktiver Schadstoffe im regionalen
PNS 4822 Bereich (> 15 km Entfernung)
(P. Thomas, S. Vogt, HS)

1. Durchführung von Tetraonflügen

Die Untersuchungen zur Ausbreitung von Schadstoffen im Meso-Scale wurden Anfang Oktober mit einer Tetraon-Flugserie im Rheintal fortgesetzt. Die Tetraons wurden vom Radar des geophysikalischen Meßzugs Neuhausen o. E. verfolgt. Bei starken westlichen Winden erwies sich der Startplatz Minfeld (Pfalz) als gut geeignet. Es wurden an einem Tag fünf Flüge durchgeführt, davon zwei bei Dunkelheit, s. Tab. 1. Alle Tetraons waren mit passiven Reflektoren ausgestattet. Abb. 1

zeigt die auf den Erdboden projizierten Flugbahnen auf einer topographischen Karte des überflogenen Geländes. Transponder kamen 1980 nicht zum Einsatz. Die Lieferfirma erhielt den Auftrag, auf der Grundlage der in der ersten Entwicklungsphase gewonnenen Erfahrungen weitere fünf Mustertransponder zu entwickeln und nach deren erfolgreichen Tests eine Serie von 50 Stück herzustellen.

Nr.	Startzeit	mittlere Geschwindigkeit in m/s	mittlere Flughöhe in m	Radarkontakt ging verloren bei		Fundort
				Schrägentfernung in km	Flugzeit in min	
1/80	08.10.80 14.30 h	8,7	250	26	50	Philippsburg
2/80	08.10.80 16.10 h	13,7	1000	46	55	-
3/80	08.10.80 17.30 h	15,8	1000	41	43	Amorbach
4/80	08.10.80 18.35 h	12,3	400	17	23	Rülzheim
5/80	08.10.80 19.30 h	12,8	850	49	64	-

Tab. 1: Daten der Tetroonflüge

2. Auswertung der Tetroonflüge

Wie im Jahresbericht 1979 der HS, KfK 2939, S. 186 ausgeführt, wird aus den Trajektorien zeitlich nacheinander gestarteter Tetroons der horizontale Ausbreitungsparameter σ_y bestimmt. Während einer Flugserie kann der horizontale Ausbreitungsparameter gleich der Varianz

$$\sigma_y^2 = (N - 1)^{-1} \sum_{i=1}^N (y_i - \bar{y})^2$$

gesetzt werden. Die zur Ausbreitungsrichtung senkrechten Koordinaten y_i werden in jeweils radialen Entfernungen vom Startplatz ermittelt (s. Abb. 1). Die ermittelten σ_y beziehen sich dabei auf eine mittlere Trajektorie (in Abb. 1 gestrichelt).

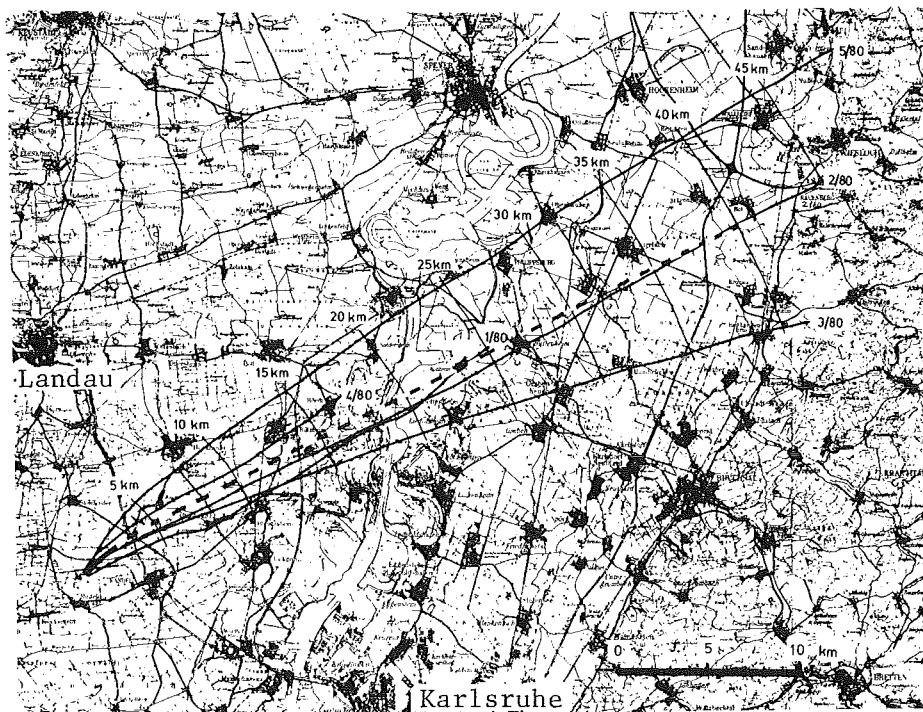


Abb. 1: Trajektorien der Tetroonflüge

Die ermittelten σ_y -Werte sind in Abb. 2 eingetragen. Die durchgezogene Kurvenschar wurde durch Tracerexperimente mit Emissionshöhen von 160 m und 195 m im KfK ermittelt (PNS-Halbjahresbericht 1978/2, KfK 2750, S. 4800-31). Der gestrichelte Bereich ist extrapoliert. Die Steigung dieser Kurvenschar beträgt 0,87. Die Ausbreitungskategorie lag infolge der hohen Windgeschwindigkeit am 08.10.1980 während aller Flüge bei D. Für Tetroonflüge in den USA ist in D. H. Slade, TID-24190, Seite 181 (1968), ein Wert von 0,84 veröffentlicht.

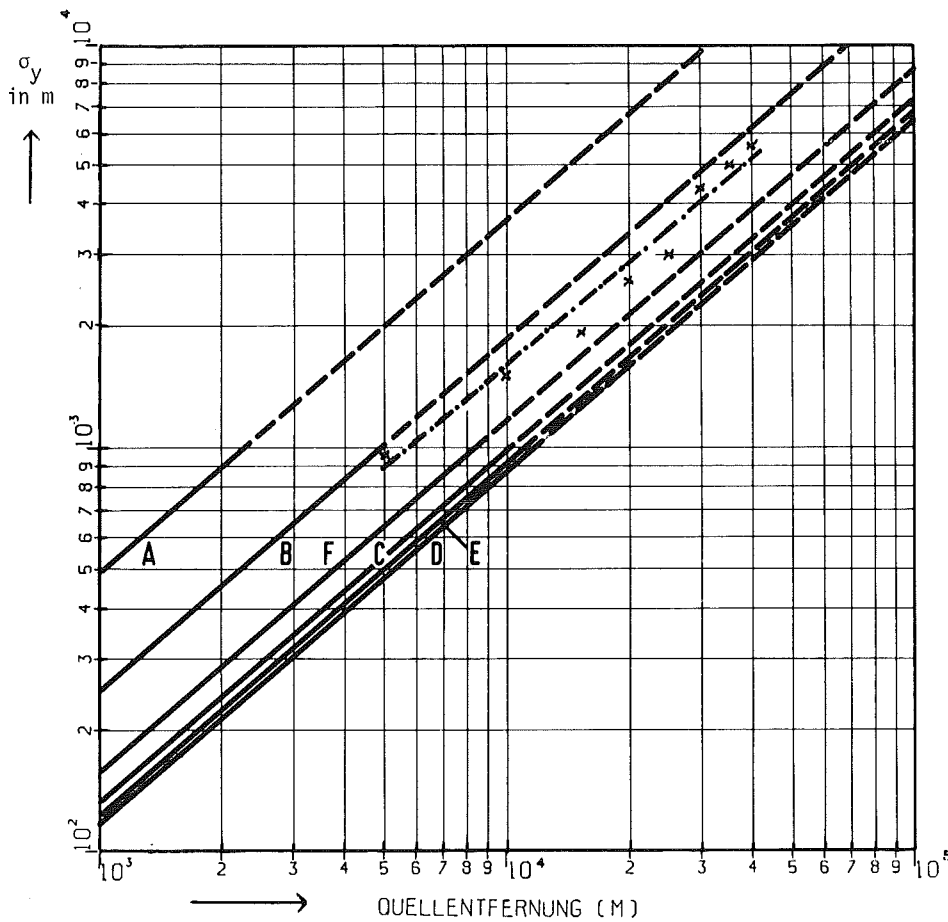


Abb. 2: Horizontaler Ausbreitungsparameter σ_y
 - . - . - . - Tetroonflüge 1/80 bis 5/80
 ————— Tracerexperimente
 - - - - - Tracerexperimente extrapoliert

06.03.02/08A Atmosphärische Ausbreitung radioaktiver Schadstoffe im lokalen
 PNS 4823 Bereich (bis 15 km Entfernung) mit Emissionshöhen > 100 m

1. Ausbreitungsexperimente

(M. Becker, H. Schüttelkopf, P. Thomas, S. Vater, S. Vogt, HS)

1980 fanden die in Tab. 2 zusammengestellten Ausbreitungsversuche statt. Bei den Versuchen Nr. 68 - 73 im KfK wurden die Tracer CF_2Br_2 und $CFC1_3$ simultan von der 160-m- und 195-m-Plattform des meteorologischen Mastes freigesetzt. Die Probenahme erfolgte jeweils zwischen 14.00 h und 15.00 h Ortszeit in zwei Sammelperioden à 30 min Dauer. Bei Versuch Nr. 74 in Turbigo/Oberitalien wurde CF_2Br_2 über den 48 m hohen Schornstein eines ölgefeuerten Kraftwerkes emittiert. Der

Tracer wurde den heißen Rauchgasen zugemischt und erreichte eine mit LIDAR gemessene Aufstiegshöhe von 200 m.

Die Versuche Nr. 72 und 74 wurden gemeinsam mit der EURATOM-Forschungsanstalt (JRC) Ispra durchgeführt. Der Tracer SF₆ des JRC wurde in den gleichen Höhen freigesetzt und an den gleichen Probenahmestellen gesammelt wie das CF₂Br₂. Das JRC sammelte Luftproben in Plastiksäcken von ca. 8 l Inhalt ebenfalls 30 min lang mit Akku-getriebenen Pumpen. Die Pumpen wurden teils von einem elektronischen, Akku-versorgten Timer, teils von Hand geschaltet. Das JRC analysiert die SF₆-Proben ebenfalls gaschromatographisch.

Bei den Versuchen Nr. 72 und 74 werden die Ausbreitungsfaktoren der Tracer SF₆ und CF₂Br₂ miteinander verglichen. Mit Versuch Nr. 74 wurde gezeigt, daß die am KfK entwickelten Probenahme- und Emissionsgeräte zu einem entfernten Versuchsort transportiert und dort erfolgreich eingesetzt werden können. Die Zahl der Probenahmestellen bzw. Sammlerperioden ist allerdings durch die Zahl der verfügbaren Probenahmegefäße beschränkt, da diese pro Meßkampagne nur einmal benutzbar sind.

Laufende Nr.	Ort	Kategorie	Datum	Zahl der Probenahmestellen	Probenahmesektor		Quellentfernung	
					Mitte	Breite	min.	max.
68	KfK	C	10.01.	74	240°	80°	300 m	5000 m
69	KfK	D	07.02.	71	40°	80°	500 m	8000 m
70	KfK	D	11.03.	69	60°	80°	400 m	5200 m
71	KfK	D	29.05.	71	60°	100°	200 m	3200 m
72	KfK	D	02.07.	73	60°	80°	500 m	8000 m
73	KfK	C	04.09.	67	50°	100°	150 m	2500 m
74	Turbigo	B	02.10.	60	330°	160°	400 m	3000 m

Tab. 2: 1980 durchgeführte Ausbreitungsversuche

2. Ausbreitungsparameter

(K. Nester, P. Thomas, HS)

2.1 Auswertung einzelner Ausbreitungsversuche

Bei Versuch 72 analysierte die JRC-Mannschaft auch den vom KfK freigesetzten Tracer CFCl_3 zusammen mit SF_6 . Es stehen daher vier Konzentrationsverteilungen dreier verschiedener Tracer zur Auswertung zur Verfügung. Die Konzentrationen der in gleicher Höhe emittierten und an der gleichen Stelle gesammelten Tracer unterscheiden sich teilweise erheblich. Die Konzentration und deren Verhältnisse an einer Stelle mit doppelter Probenahme zeigt Tab. 3. Auch die unmittelbar nebeneinander gesammelten und im gleichen Labor analysierten Tracer unterscheiden sich bis zu einem Faktor 1,42.

Aus Versuch Nr. 71 können keine und aus Versuch Nr. 74 wahrscheinlich keine Ausbreitungsparameter ermittelt werden. Bei Versuch Nr. 71 nahm die Turbulenz nach Festlegung des Probenahmesektors schnell ab. Während der Probenahme betrug die Standardabweichung σ_ϕ der in 100 m Höhe gemessenen vertikalen Windrichtung nur zwischen $3,1^\circ$ und $4,9^\circ$. Bei dieser geringen Turbulenz und den großen Emissionshöhen lagen die meisten gemessenen Konzentrationen in der Nähe des Untergrundes bzw. der Nachweisgrenze. Bei Versuch Nr. 74 drehte die Ausbreitungsrichtung vor Beginn der Probenahme zum Rand des Probenahmesektors.

Versuch/ Periode	CFCl_3 , H = 160 m				CF_2Br_2 , H = 195 m		SF_6 , H = 195 m	
	Auswertung KfK		Auswertung JRC		Auswertung KfK		Auswertung JRC	
	C	V	C	V	C	V	C	V
72/1	795	1,42	605	1,06	415	1,31	356	1,06
	558		571		317		336	
72/2	298	1,32	164	1,18	218	1,22		
	225		193		179			

C = auf die Quellstärke normierte Tracerkonzentration in 10^{-9} s/m^3

V = Verhältnis der Tracerkonzentrationen

Tab. 3: Normierte Tracerkonzentrationen an einer Stelle mit doppelter Probenahme ($R = 2,14 \text{ km}$, $\alpha = 67^\circ$)

2.2 Ausbreitungsparameter für 100 m Emissionshöhe

Ein Vergleich der Ergebnisse der Jülicher und Karlsruher Ausbreitungsexperimente für 100 m Quellhöhe hat ergeben, daß eine Zusammenfassung beider Experimentreihen gerechtfertigt ist. Für diese Zusammenfassung wurden die Karlsruher Experimente mit der in Emissionshöhe gemessenen Windgeschwindigkeit neu ausgewertet. Die Klassifizierung der Experimente nach Ausbreitungskategorien wurde nach dem Temperaturgradienten und der Windgeschwindigkeit vorgenommen. Bei drei von 19 Experimenten ergab sich dadurch eine Verschiebung der Zuordnung um eine Kategorienstufe gegenüber dem früheren Verfahren nach σ_ϕ . Die für die Zusammenfassung vom KfK eingebrachten Daten sind in Tab. 4 aufgelistet.

Das Verfahren zur Zusammenfassung der Jülicher und Karlsruher Ausbreitungsparameter ist so angelegt, daß eine Glättung der Parameter erfolgt. Die Methode ist im KfK 3095/JÜL 1707 (H. Geiß, K. Nester, P. Thomas, K. J. Vogt; In der Bundesrepublik Deutschland experimentell ermittelte Ausbreitungsparameter für 100 m Emissionshöhe (Veröffentlichung 1981)) detailliert beschrieben. Die Abbn. 3 und 4 enthalten die zusammengefaßten Parameter σ_y und σ_z . KfK 3095/JÜL 1707 enthält außerdem einen Vergleich mit Ergebnissen von Ausbreitungsexperimenten in St. Louis und Brookhaven. Die anhand der dortigen Experimente aufgestellten Ausbreitungsparameter liefern nur zum Teil vergleichbare Ergebnisse und sind deshalb für die Bundesrepublik kaum anwendbar.

2.3 Abhängigkeit der Ausbreitungsparameter von der Emissionshöhe

Die experimentell ermittelten Ausbreitungsparameter zeigen, in Abhängigkeit von Emissionshöhe und Ausbreitungskategorie aufgetragen, keinen leicht überschaubaren Verlauf. Ein solcher ist aber für Ausbreitungsrechnungen aus folgenden Gründen nötig:

- Die Ausbreitungsparameter sollen durch Inter- oder Extrapolation für Emissionshöhen berechnet werden, die experimentell nicht erfaßt wurden.
- Die Ausbreitungsparameter sollen einem Turbulenzparameter, z. B. der Standardabweichung σ_ϕ der vertikalen Windrichtung, kontinuierlich zugeordnet werden.

Kategorie	Versuch	y		z	
		σ_{oy}	P_y	σ_{oz}	P_z
A	9	0,219	1,04	0,0165	1,45
A	19	1,59	0,76	0,0659	1,47
A	47	0,245	1,56	7,77	0,453
B	10	0,0357	1,26	0,000887	1,81
B	18	0,0833	1,32	1,34	0,636
B	20	1,77	0,776	0,00377	1,64
C	11	6,54	0,412	0,0233	1,28
C	14	1,12	0,671	0,152	0,950
C	17	5,69	0,444	0,111	1,02
C	34	0,242	0,864	0,00727	1,43
D	15	2,98	0,541	0,0954	1,02
D	24	0,590	0,761	0,0461	1,14
D	25	0,227	0,946	0,137	0,920
D	44	3,70	0,557	0,630	0,684
D	45	0,319	0,860	0,0356	1,23
E	23	2,32	0,734	0,733	0,608
E	43	3,78	0,480	1,82	0,494
E	48	1,74	0,858	3,10	0,402
E	50	0,000945	1,82	0,771	0,524
E	51	0,0502	1,32	2,37	0,402

Tab. 4: Einzelergebnisse der Karlsruher Ausbreitungsexperimente für die Zusammenfassung mit denen der KFA Jülich

Um die Ausbreitungsparameter in eine überschaubare Abhängigkeit von der Emissionshöhe zu bringen, wird folgendermaßen verfahren: Die in den Einzelerperimenten ermittelten $\sigma_{y,j,H}$ und $\sigma_{z,j,H}$, die zu einer Kategorie j und einer Emissionshöhe H gehören, werden jeweils durch Bildung des geometrischen Mittels zusammengefaßt und ergeben $\overline{\sigma_{y,j,H}}$ und $\overline{\sigma_{z,j,H}}$ bzw. die Faktoren $\overline{\sigma_{oy,j,H}}$, $\overline{\sigma_{oz,j,H}}$ und die Exponenten $\overline{P_{y,j,H}}$ und $\overline{P_{z,j,H}}$ (s. dazu Gln. (4) u. (5)). Ebenso werden die zugehörigen $\sigma_{\phi,j,H}$ -Werte (Standardabweichung der vertikalen Windrichtung) zu einem arithmetischen Mittelwert $\overline{\sigma_{\phi,j,H}}$ zusammengefaßt. Berücksichtigt werden die Experimente bis einschließlich Nr. 67. Die Zahl der verwerteten Experimente bzw. Sammlerperioden sind in Tab. 5 angegeben. Anschließend wird ein Glättungsverfahren durchgeführt. Jedem Parameter $\overline{\sigma_{y,j,H}}$ und $\overline{\sigma_{z,j,H}}$ ist im allgemeinen ein verschiedenes $\overline{\sigma_{\phi,j,H}}$ zuge-

ordnet. Bei der Glättung werden die Parameter verschiedener Emissionshöhen auf ein mittleres $\overline{\sigma_{\phi,j}}$ innerhalb der Kategorie j bezogen. $\overline{\sigma_{\phi,j}}$ sei das arithmetische Mittel der $\overline{\sigma_{\phi,j,H}}$ innerhalb einer Kategorie.

Bei der Glättung werden zunächst die Exponenten $\overline{p_y}$ und $\overline{p_{z,j}}$ nach folgenden Überlegungen gebildet: Die $\sigma_{y,j,H}$ -Kurven der Einzelversuche sind mit zum Teil großen Unsicherheiten behaftet. Außerdem variieren die $p_{y,j,H}$ innerhalb einer Kategorie beträchtlich. Schon bei der Ermittlung der $\overline{p_{y,H}}$ war die Verwendung eines einheitlichen Exponenten für alle Kategorien am zweckmäßigsten. Auch eine Abhängigkeit von der Emissionshöhe ist nicht ersichtlich. Aus diesem Grunde wird aus den $p_{y,j,H}$ das arithmetische Mittel $\overline{p_y}$ gebildet. Für die Exponenten $\overline{p_{z,j,H}}$ läßt sich zwar keine Abhängigkeit von der Emissionshöhe, wohl aber von der Ausbreitungskategorie erkennen. Daher werden diese über den zugehörigen $\overline{\sigma_{\phi,j,H}}$ aufgetragen und durch eine Gerade angenähert. Auf der Geraden werden nun für die einzelnen Kategorien bei $\overline{\sigma_{\phi,j}}$ die für alle Höhen geltenden $\overline{p_{z,j}}$ abgelesen.

Die Auswertung der Einzelversuche zeigt, daß in der Umgebung des Maximums der Tracer-Konzentration die Fehlerbreiten der $\sigma_{y,j,H}$ und $\sigma_{z,j,H}$ am kleinsten sind. Es wird deshalb bei der Glättung angestrebt, die Quellentfernung x_{\max} und den normierten Betrag S_{\max} des Konzentrationsmaximums zu erhalten. Aus der Konzentrationsverteilung (doppelte Gaußfunktion) können die Werte x_{\max} und S_{\max} errechnet werden:

$$x_{\max} = \left(\frac{H}{\sigma_{oz} \sqrt{r}} \right)^{1/p_z} \quad (1)$$

$$S_{\max} = \frac{1}{\pi \sigma_{oy} \sigma_{oz}} \left(\frac{\sigma_{oz}}{H} \sqrt{\frac{r}{e}} \right)^r \quad (2)$$

$$r = \frac{p_y + p_z}{p_z} \quad (3)$$

$$\sigma_y = \sigma_{oy} x^{p_y} \quad (4)$$

$$\sigma_z = \sigma_{oz} x^{p_z} \quad (5)$$

- e = Basis des natürlichen Logarithmus
- H = Emissionshöhe
- x = Quellentfernung

Die Standardabweichungen $\overline{\sigma_{\phi,j,H}}$ sind in den Abbn. 5 und 6 in Abhängigkeit von x_{\max} und S_{\max} aufgetragen und durch Polygonzüge verbunden. In Abhängigkeit der Emissionshöhe werden für die verschiedenen Kategorien nun die zu den $\overline{\sigma_{\phi,j,H}}$ gehörenden x_{\max} und S_{\max} abgelesen und mit Hilfe der Gleichungen (1) und (2) die $\overline{\sigma_{oz,j,H}}$ und $\overline{\sigma_{oy,j,H}}$ bestimmt. Die vorher gewonnenen $\overline{p_y}$ und $\overline{p_{z,j}}$ werden dabei verwendet. Die Abhängigkeit der Ausbreitungsparameter von der Emissionshöhe steckt nun in den Faktoren $\overline{\sigma_{oy,j,H}}$ und $\overline{\sigma_{oz,j,H}}$. Diese sind in den Abbn. 7 und 8 über der Emissionshöhe H aufgetragen.

Die Ergebnisse erlauben folgende Schlußfolgerungen:

- Das Konzentrationsmaximum S_{\max} , (s. Abb. 6), steigt mit wachsender Turbulenzintensität nur bis zur Kategorie C an.
- Der horizontale Ausbreitungsparameter $\overline{\sigma_y}$ (s. $\overline{\sigma_{oy}}$, Abb. 7) nimmt mit wachsender Emissionshöhe bis 160 m ab. Bei größeren Emissionshöhen ist keine weitere Abnahme zu erkennen.
- Der vertikale Ausbreitungsparameter $\overline{\sigma_z}$ (s. $\overline{\sigma_{oz}}$, Abb. 8) nimmt nur bei Kategorie D mit wachsender Emissionshöhe geringfügig ab. Bei den Kategorien A bis C nimmt $\overline{\sigma_z}$ von 60 m bis 100 m Emissionshöhe ab und steigt zu größeren Emissionshöhen wieder an.

Kategorie	Emissionshöhe			
	60 m	100 m	160 m	195 m
A	2 (2)	3 (7)	1 (2)	1 (2)
B	1 (2)	3 (7)	4 (6)	4 (6)
C	4 (10)	3 (11)	4 (7)	4 (7)
D	6 (10)	8 (22)	4 (8)	1 (2)
E	3 (5)	3 (6)		
F	2 (4)			

Tab. 5: Zahl der verwerteten Experimente (Zahl der Sammlerperioden) in Abhängigkeit von Ausbreitungskategorie und Emissionshöhe

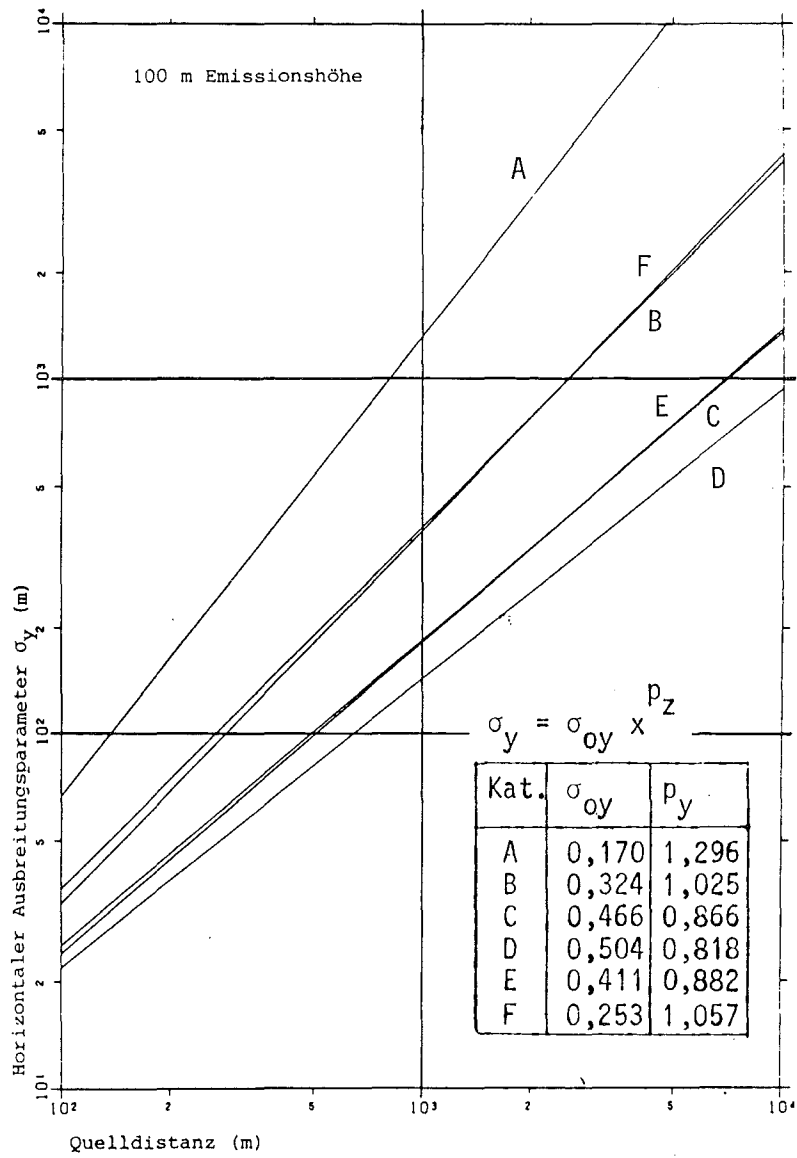


Abb. 3: Quelldistanzabhängigkeit des horizontalen Ausbreitungsparameters $\sigma_y(x)$ für die Kategorien A-F

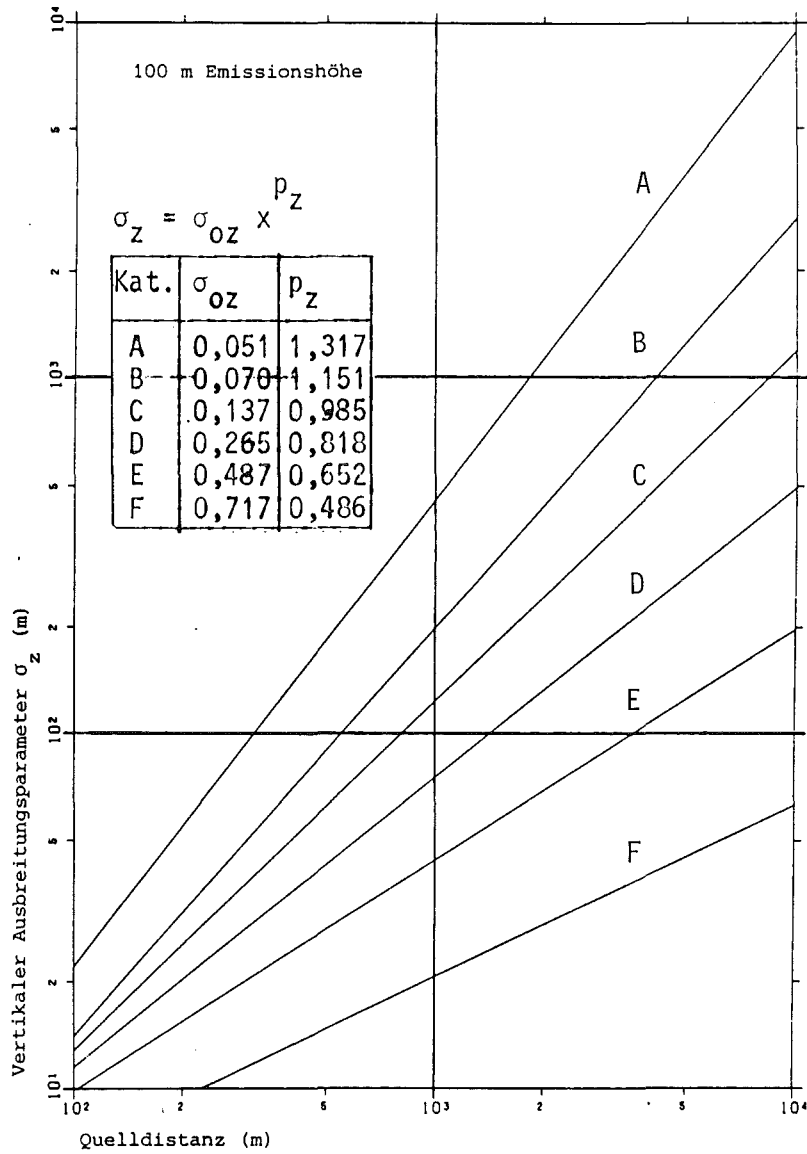


Abb. 4: Quelldistanzabhängigkeit des vertikalen Ausbreitungsparameters $\sigma_z(x)$ für die Kategorien A-F

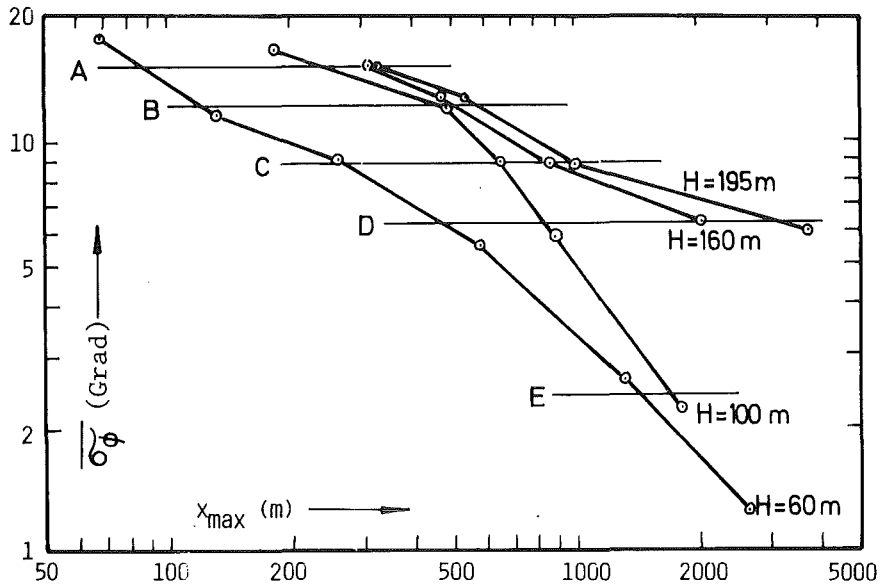


Abb. 5: Standardabweichung $\overline{\sigma_\phi}$ der vertikalen Windrichtung als Funktion des Quellabstandes x_{\max} der Maximalkonzentration

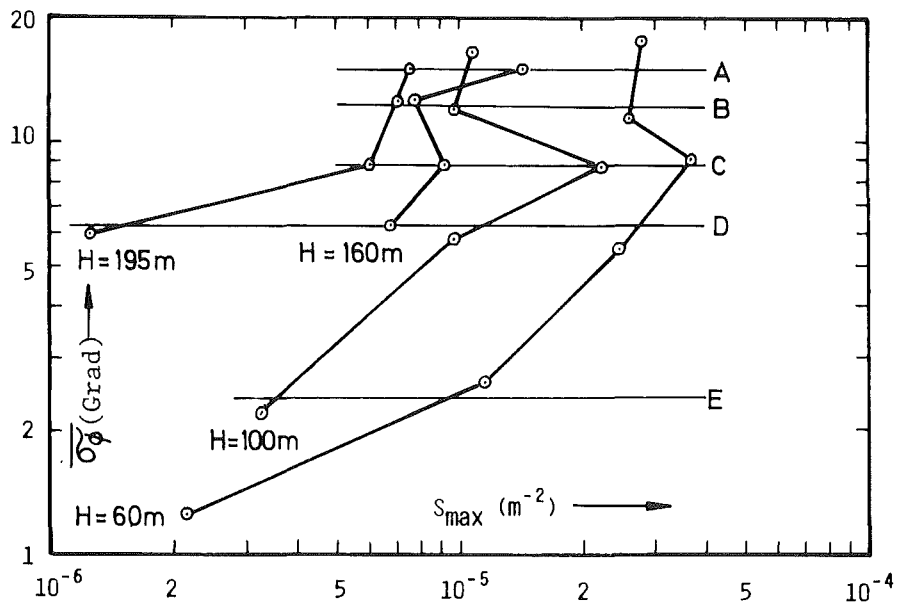


Abb. 6: Standardabweichung $\overline{\sigma_\phi}$ der vertikalen Windrichtung als Funktion des Maximums S_{\max} der Konzentration

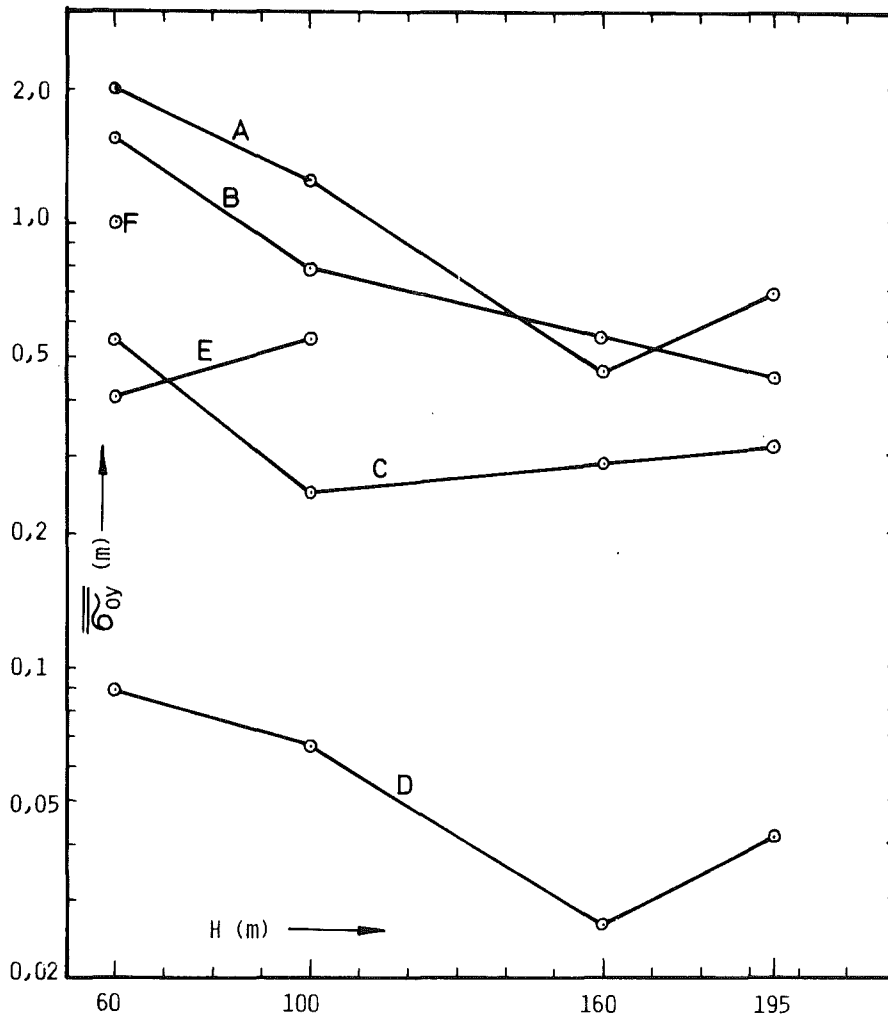


Abb. 7: Faktor $\overline{\sigma_{oy}}$ des horizontalen Ausbreitungsparameters in Abhängigkeit der Emissionshöhe H

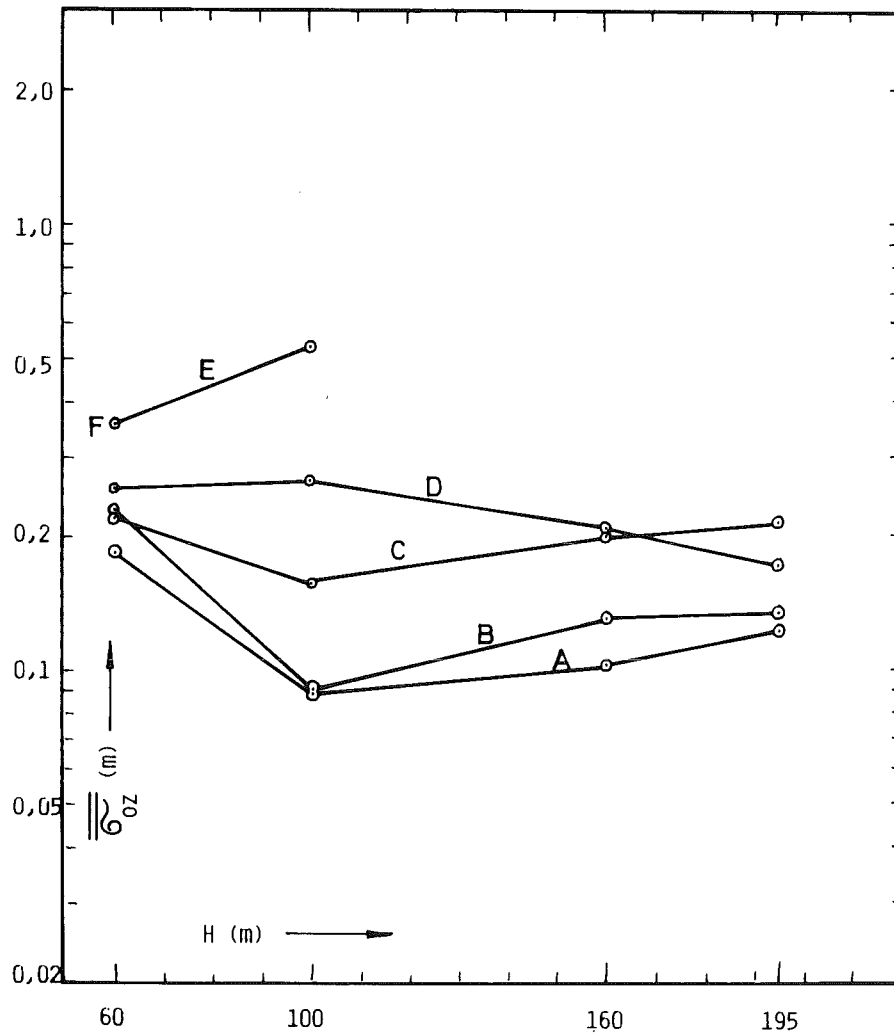


Abb. 8: Faktor $\overline{\sigma_{OZ}}$ des vertikalen Ausbreitungsparameters in Abhängigkeit der Emissionshöhe H

2.4 Inter- und Extrapolation der Ausbreitungsparameter

2.4.1 Interpolation

Für die Standardhöhen 50 m, 100 m und 180 m liegen experimentell untermauerte Ausbreitungsparameter in Form von Potenzfunktionen vor. Für Zwischenhöhen werden ebenfalls Ausbreitungsparameter benötigt. Es wurde vorgeschlagen, diese durch Interpolation zu ermitteln. Das Interpolationsverfahren ist nachfolgend angegeben. Es garantiert, daß zwei wichtige Parameter - der Betrag S_{\max} und der Abstand x_{\max} der normierten Maximalkonzentration - bei den Zwischenhöhen physikalisch sinnvolle Werte haben.

Es sei H_u die untere, H_o die obere Höhe, in der Ausbreitungsparameter vorliegen. Nach Gleichung (1) kann $x_{\max,u}$ und $x_{\max,o}$, nach Gleichung (2) $S_{\max,u}$ und $S_{\max,o}$ jeweils für H_u und H_o berechnet werden.

Für die Berechnung der interpolierten Ausbreitungsparameter in der Zwischenhöhe H_i ist folgendermaßen zu verfahren:

$p_{y,i}$ und $p_{z,i}$ werden linear interpoliert.

$$p_{y,i} = \frac{(H_i - H_u) p_{y,o} + (H_o - H_i) p_{y,u}}{H_o - H_u} \quad (6)$$

$$p_{z,i} = \frac{(H_i - H_u) p_{z,o} + (H_o - H_i) p_{z,u}}{H_o - H_u} \quad (7)$$

$$r_i = \frac{p_{z,i} + p_{y,i}}{p_{z,i}} \quad (8)$$

$\sigma_{oz,i}$ wird mit Hilfe des geometrisch interpolierten $x_{max,i}$ berechnet:

$$x_{max,i} = (x_{max,o})^{\frac{H_i - H_u}{H_o - H_u}} \cdot (x_{max,u})^{\frac{H_o - H_i}{H_o - H_u}} \quad (9)$$

$$\sigma_{oz,i} = \frac{H_i}{(x_{max,i})^{P_{z,i}} \cdot \sqrt{r_i}} \quad (10)$$

$\sigma_{oy,i}$ wird mit Hilfe des geometrisch interpolierten $S_{max,i}$ berechnet:

$$S_{max,i} = (S_{max,o})^{\frac{H_i - H_u}{H_o - H_u}} \cdot (S_{max,u})^{\frac{H_o - H_i}{H_o - H_u}} \quad (11)$$

$$\sigma_{oy,i} = \frac{1}{\pi S_{max,i} \sigma_{oz,i}} \left(\frac{\sigma_{oz,i}}{H_i} \sqrt{\frac{r_i}{e}} \right)^{r_i} \quad (12)$$

Die interpolierten Ausbreitungsparameter $\sigma_y(H_i)$ und $\sigma_z(H_i)$ können damit nach Gleichungen (4) und (5) ermittelt werden.

2.4.2 Extrapolation

Große Schadstoffemittenten konventioneller Art besitzen heute Kaminhöhen von 200 m bis 300 m. Auf die Abgasfahne wirkt außerdem der thermische Auftrieb der heißen Rauchgase. Die Fahnenachse erreicht damit Höhen von einigen 100 Metern und stößt in Schichten vor, in denen bisher keine systematischen Ausbreitungsexperimente durchgeführt wurden. Für derartige Höhen werden aber Ausbreitungsparameter benötigt. Deshalb wurde versucht, die Ausbreitungsparameter der niedrigeren Emissionshöhen auf eine Höhe von 400 m zu extrapolieren.

Bei der Extrapolation wurde vorausgesetzt, daß die Exponenten p_y und p_z der Quellhöhe von 180 m auch für größere Quellhöhen gelten. Es waren nur noch die Vorfaktoren σ_{oy} und σ_{oz} zu extrapolieren. Dazu wurde ähnlich wie unter 2.4.1 beschrieben, x_{\max} und S_{\max} auf 400 m logarithmisch extrapoliert. Basis für die Extrapolation waren die x_{\max} - und S_{\max} -Werte der Standardhöhen 50 m (KFA-Satz), 100 m (kombinierter KFA/KfK-Parametersatz) und 180 m (KfK-Satz). Für die Kategorien C bis F wurden die Regressionsgeraden

$$\log x_{\max} = a_x \log H + b_x$$

$$\log S_{\max} = a_s \log H + b_s$$

berechnet. Diese erlauben die Bestimmung von x_{\max} und S_{\max} für die Quellhöhe von 400 m. Über die Gleichungen (10) und (12) lassen sich die Vorfaktoren σ_{oz} und σ_{oy} der Ausbreitungsparameter für $H_1 = 400$ m Höhe errechnen. Die Extrapolation für die Kategorien A und B konnte auf die zuvor genannte Weise nicht durchgeführt werden, da die Höhenabhängigkeit von x_{\max} und S_{\max} sich nur schlecht durch die oben angegebene Regressionsgerade annähern ließ. Aus Plausibilitätsgründen wurden die Parameter für die Höhe 180 m auch für 400 m verwendet. Für die Kategorie F lieferte die Extrapolation des S_{\max} im Vergleich zu 180 m ein zu großes σ_y . Da außerdem die Experimente von 160 m und 195 m andeuten, daß allgemein bei den anderen Kategorien keine wesentliche Änderung der σ_y -Kurven mit zunehmender Höhe zu erwarten ist (s. Kap. 2.3), erscheint es zweckmäßig, die σ_y -Parameter für 180 m Quellhöhe auch für 400 m Quellhöhe zu verwenden. Damit beschränkt sich die Extrapolation auf das σ_z (mit Hilfe des x_{\max}) für die Kategorien C bis F. Die sich damit ergebenden Ausbreitungsparameter σ_z für 400 m Quellhöhe sind in Abb. 9 im Vergleich zu denen von 180 m Höhe dargestellt.

3. Feldmessungen

(M. Becker, HS)

In Stutensee, in der Nähe der Ortschaft Spöck, ist auf einem Wiesengelände ein 15-m-Kurbelmast aufgestellt. Dort werden die Horizontal- und die Vertikalfluktuation einer Vektorfahne in 15 m Höhe und die Windgeschwindigkeit in drei

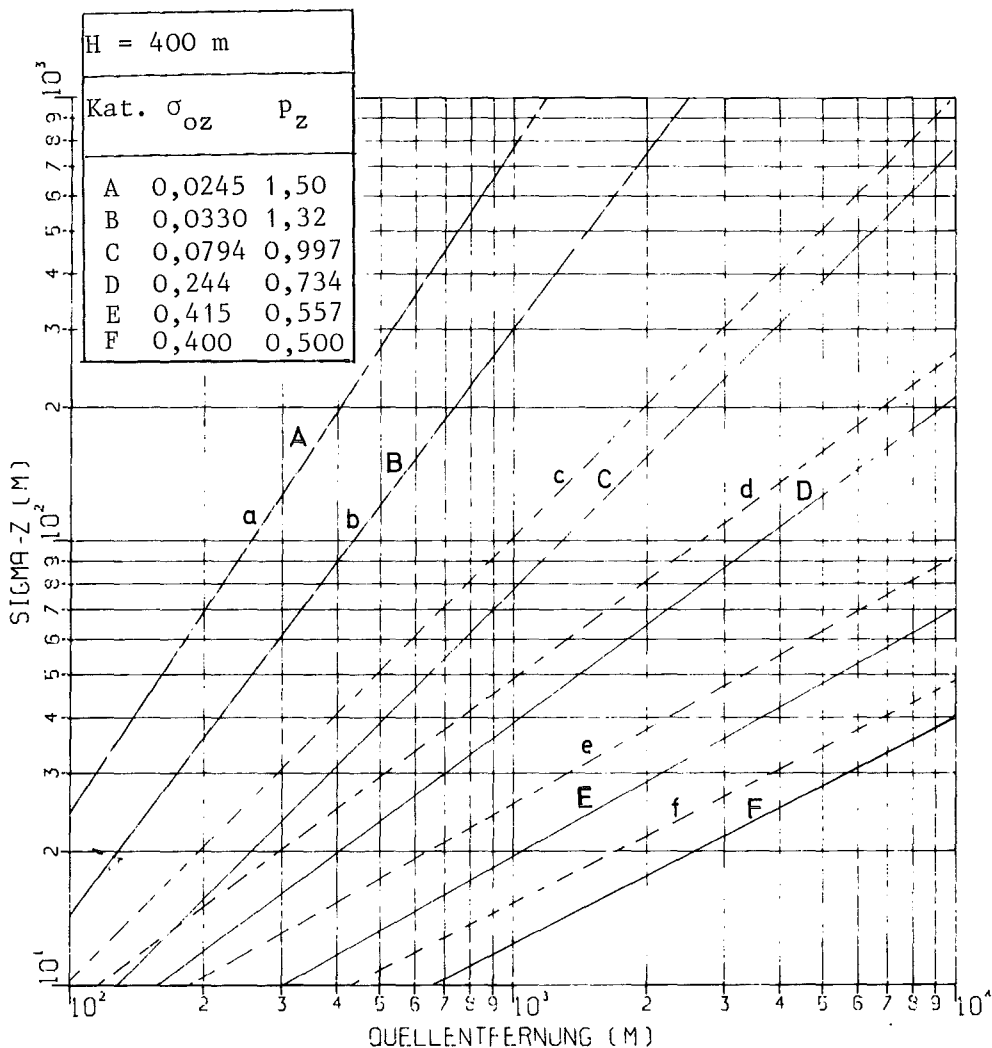


Abb. 9: Vertikaler Ausbreitungsparameter σ_z
 ————— H = 400 m, Kategorien A...F
 - - - - - H = 180 m, Kategorien a...f

verschiedenen Höhen registriert. Bis zum Juni 1980 kam ein automatischer Datenlogger zum Einsatz. Seine mangelnde Reparaturfreundlichkeit zwang dazu, zumindest die Meßwerte der Vektorfahne parallel mit einem Analogschreiber zu erfassen. Ab Juni 1980 wurde dieser Datenlogger durch einen anderen ersetzt, der erfolgreich getestet war.

Bis zum September 1980 waren die Versorgungsgeräte der Meßinstrumente am 15-m-Mast in Kisten direkt am Fuß des Mastes untergebracht. Da dieser Aufbau die Meß-

ergebnisse beeinflusste, wurden die Kisten ca. 20 m vom Mastfuß entfernt aufgestellt, so daß die Messungen ohne deren störenden Einfluß fortgesetzt werden konnten. Die Messung der Vertikalfluktuation σ_ϕ der Vektorfahne ist, wie bereits für die Jahre 1977 und 1978, auch für 1979 ausgewertet und mit Messungen einer Vektorfahne am 200-m-Mast auf dem KfK-Gelände korreliert worden. Dabei sind 10-min-Mittelwerte dieser Messungen nach den im KfK bestimmten Ausbreitungskategorien eingeteilt worden (s. Tab. 6).

Meßort und -höhe	Ausbreitungskategorie						Ausfälle
	A	B	C	D	E	F	
KfK, 100 m Bereich der $\bar{\sigma}_\phi$ in Grad	> 14,5	10,6-14,5	7,1-10,5	3,4-7,0	1,9-3,3	0-1,8	
Stutensee 15 m Mittelwert $\bar{\sigma}_\phi$ in Grad							
1977	13,0 \pm 4,3	7,8 \pm 2,8	5,7 \pm 1,6	4,1 \pm 1,9	2,3 \pm 2,1	1,4 $\begin{smallmatrix} +1,8 \\ -1,4 \end{smallmatrix}$	60,3 %
1978	12,3 \pm 5,0	6,5 \pm 2,9	5,0 \pm 1,9	3,7 \pm 1,9	1,8 \pm 1,6	1,1 $\begin{smallmatrix} +1,3 \\ -1,1 \end{smallmatrix}$	44,2 %
1979	17,1 \pm 2,7	13,8 \pm 3,8	9,9 \pm 3,6	6,3 \pm 2,5	3,6 \pm 1,9	2,2 \pm 1,4	30,4 %

Tab. 6: Fluktuation der vertikalen Windrichtung, σ_ϕ in Grad

Die in Stutensee ermittelten Werte $\bar{\sigma}_\phi$ sind im Jahr 1979 deutlich höher als in den beiden Jahren davor. Zwar sind für 1979 bisher nur die Monate Januar bis August ausgewertet worden; doch machen die zu Tage tretenden Unterschiede weitere Untersuchungen notwendig.

Für das Jahr 1979 wurden erste Auswertungen des Windprofils vorgenommen, um die Rauigkeitslänge zu bestimmen. Diese Auswertung lieferte bisher noch keine plausiblen Werte. Zur Klärung der Ursache werden weitere Untersuchungen durchgeführt.

06.03.02/09A Atmosphärische Ausbreitung bei besonderen meteorologischen
PNS 4824 Situationen
(W. Hübschmann, K. Nester; HS)

Eine Analyse gemessener Schadstoffkonzentrationen in der Nähe von Kraftwerken zeigt, daß die höchsten Kurzzeitkonzentrationen bei leichtem Wind und starker Konvektion (Kategorie A) auftreten. Dies bestätigt die Bedeutung der Erforschung auch der windschwachen Situationen für die Schadstoffausbreitung. Die Ausbreitungsparameter des KfK für die Kategorie A ergeben eine relativ gute Übereinstimmung mit den gemessenen Schadstoffkonzentrationen auch dann, wenn die Emissionshöhe > 200 ist, während die Übereinstimmung bei anderen Ausbreitungsparametern (Pasquill/Gifford, BNL und KFA Jülich) schlechter ist.

Im Rahmen einer Übersicht über numerische Modelle der Schadstoffausbreitung wurden die Eigenschaften und die Leistungsfähigkeit solcher Modelle verglichen. Dabei werden Trajektorienmodelle, einfache Strömungsmodelle und hydrodynamische Strömungsmodelle unterschieden mit jeweils steigendem Rechenaufwand in der gegebenen Reihenfolge. Während der Anwendungsbereich und die Leistungsfähigkeit dieser Programme sehr unterschiedlich sind, ist in jedem Falle das Problem zu lösen, aus den begrenzten verfügbaren Meßinformationen ein Windfeld zu konstruieren. Für windschwache Wetterlagen und den Nahbereich der Quelle (γ -meso-scale) erscheint ein Trajektorien-Modell einer in Einzelschwaden (puffs) aufgelösten Aktivitätsfahne am geeignetsten.

- 06.03.03 Untersuchung der radiologischen Folgen von Reaktorunfällen
 unter probabilistischen Gesichtspunkten
- 06.03.03/05A Fachband 8 der deutschen Risikostudie - Kernkraftwerke:
 06A Unfallfolgerechnungen und Risikoergebnisse
PNS 4831/32 (A. Bayer, K. Burkart, J. Erhardt, INR; W. Hübschmann,
 S. Vogt, HS; F. Horsch, PNS-PL)

Ausgehend von den in den vorangehenden Fachbänden bestimmten Freisetzungskategorien wurden im atmosphärischen Ausbreitungsmodell zunächst die Aktivitätskonzentrationen in der Luft und am Boden ermittelt. Daran anschließend wurden im Dosismodell die hieraus resultierenden Strahlungsdosen, d.h. die potentiellen Strahlungsdosen, für verschiedene Körperorgane berechnet. Zur Begrenzung möglicher Strahlungsschäden wurden verschiedene Schutz- und Gegenmaßnahmen berücksichtigt, die sich weitgehend an Grenzwerten der potentiellen Strahlungsdosen orientieren. Unter Berücksichtigung dieser Maßnahmen wurden die potentiellen Strahlungsdosen wesentlich reduziert und die tatsächlich wirksamen Strahlungsdosen, d.h. die zu erwartenden Dosen, berechnet.

Die jeweilige Anzahl der von akuten und latenten Strahlenschäden betroffenen Personen (frühe bzw. späte Todesfälle) wurde unter Berücksichtigung der Bevölkerungsverteilung für 19 in der vorliegenden Studie betrachtete Reaktorstandorte ermittelt. Für Standorte mit Mehrblockanlagen wurden dabei die ermittelten Risikobeiträge der Blockzahl entsprechend im Gesamtergebnis der Rechnungen gewichtet und berücksichtigt. Die nach Sektor und Abstand standortspezifische Bevölkerungszahl wurde bis zu einer Entfernung von 80 km zugrunde gelegt. Für Entfernungen zwischen 80 und 540 km, womit im wesentlichen Mitteleuropa erfaßt ist, wurde mit einer charakteristischen Bevölkerungsdichte von 250 Einwohnern/km² gearbeitet, da sich in diesem Bereich lokale oder regionale Unterschiede nicht sehr auf die Untersuchungsergebnisse auswirken. Jenseits dieses Gebietes und bis zu einer Entfernung von 2500 km wurde schließlich eine durch zahlreiche dünnbesiedelte Gebiete und Wasserflächen bedingte mittlere Bevölkerungsdichte von 25 Einwohnern/km² angenommen.

Die in der vorliegenden Studie verwandte Dosis/Wirkungs-Beziehung für somatische Frühschäden berücksichtigt, daß es in der Bevölkerung Gruppen mit erhöhter Strahlenempfindlichkeit gibt, bedingt etwa durch chronische Infektionen, Magen- und Darmerkrankungen, Verletzungen, Verbrennungen, Operationen und Schwangerschaften. Andererseits sollten jedoch auch die Fortschritte, die in

den letzten Jahren in der medizinischen Behandlung erzielt worden sind, berücksichtigt werden. Sie erlauben, für Personen, die einer vergleichsweise hohen Strahlenexposition ausgesetzt worden sind, eine deutlich verbesserte Überlebenschance anzusetzen.

Abb. 1 zeigt in einem Diagramm "Eintrittshäufigkeit eines Schadens, aufgetragen über dem Schadensumfang" die Ergebnisse der Rechnungen für Frühschäden (frühe Todesfälle durch akute Strahlenkrankheit) unter Berücksichtigung von 25 Anlagen. Die in das Bild eingetragene Kurve, die komplementäre Häufigkeitsverteilung, faßt die Rechenergebnisse bereits zusammen: Sie gibt an, mit welcher Häufigkeit ein bestimmtes Schadensausmaß erreicht oder überschritten wird. Insgesamt zeigen die Ergebnisse, daß Unfallabläufe, die mit großem Schadensumfang verbunden sind, äußerst selten auftreten. So ergeben sich für Unfallabläufe, die zu 1000 akuten Todesfällen oder mehr führen, Eintrittshäufigkeiten pro Jahr, die unterhalb von 1 : 1 Million liegen. Der größte Kollektivschaden, der in den Rechnungen für die Frühschäden nachgewiesen werden konnte, beträgt 16 600 akute Todesfälle. In den zahlreichen untersuchten Unfallabläufen tritt der Maximalschaden bei einem Unfallablauf auf, der durch ungünstigste Bedingungen für Freisetzung, Wetterablauf und Bevölkerungsverteilung gekennzeichnet ist. Allgemein läßt sich feststellen, daß große Zahlen für Frühschäden nur dann ermittelt werden, wenn große Aktivitätsfreisetzungen mit großer Personenzahl im betroffenen Sektor zusammentreffen und durch Regen eine hohe Bodenkontamination verursacht wird. Akute Todesfälle werden bis zu einem größten Abstand von etwa 20 km errechnet.

In Anlehnung an die Empfehlungen der International Commission on Radiological Protection (1977) wurde in der deutschen Risikostudie für die somatischen Spätschäden (späte Todesfälle aufgrund latenter Strahlenschäden) eine rein proportionale Dosis/Risiko-Beziehung verwandt, die durch den Nullpunkt verläuft und einem Risikofaktor von etwa 10^{-4} pro rem entspricht. Da hierbei von den Beobachtungen bei hohen Dosen auf das mit kleinen Dosen verbundene Risiko extrapoliert wird, dürfte das tatsächliche, mit somatischen Spätschäden verbundene Risiko eher über- als unterschätzt werden.

In Abb. 2 ist die komplementäre Häufigkeitsverteilung für somatische Spätschäden unter Berücksichtigung von 25 Anlagen dargestellt. Für den rechnerisch ermittelten Maximalschaden von rund 108 000 späten Todesfällen gelten die im Zusammenhang mit den Frühschäden gegebenen Erläuterungen analog.

Große Zahlenwerte für die Spätschäden ergeben sich u.a. durch die Berücksichtigung einer großen Anzahl von Personen mit kleinen und kleinsten Strahlenexpositionen. Ein großer Anteil aller errechneten Spätschäden resultiert aus einer unfallbedingten Strahlenexposition von weniger als 5 rem. Diese Dosis entspricht etwa der für eine Person im Laufe eines Lebens aus der natürlichen Strahlung zu erwartenden Strahlenexposition. Die ermittelten Spätschäden würden sich über einen Zeitraum von mehreren Jahrzehnten verteilen. Auch wurde etwa die Hälfte davon auf Gebiete außerhalb der Bundesrepublik Deutschland entfallen. Dementsprechend läßt sich folgern, daß auch die deutsche Bevölkerung vergleichbaren Risiken durch ausländische Kernkraftwerke ausgesetzt wäre.

Das verwandte Rechenmodell liefert dann umfangreiche Spätschäden, wenn bei großen Aktivitätsfreisetzungen aufgrund spezieller Wetterbedingungen in vergleichsweise großen Gebieten Bodenkontaminationen auftreten, die so gering sind, daß die zugrunde gelegten Referenzwerte für Schutz- und Gegenmaßnahmen nicht erreicht werden.

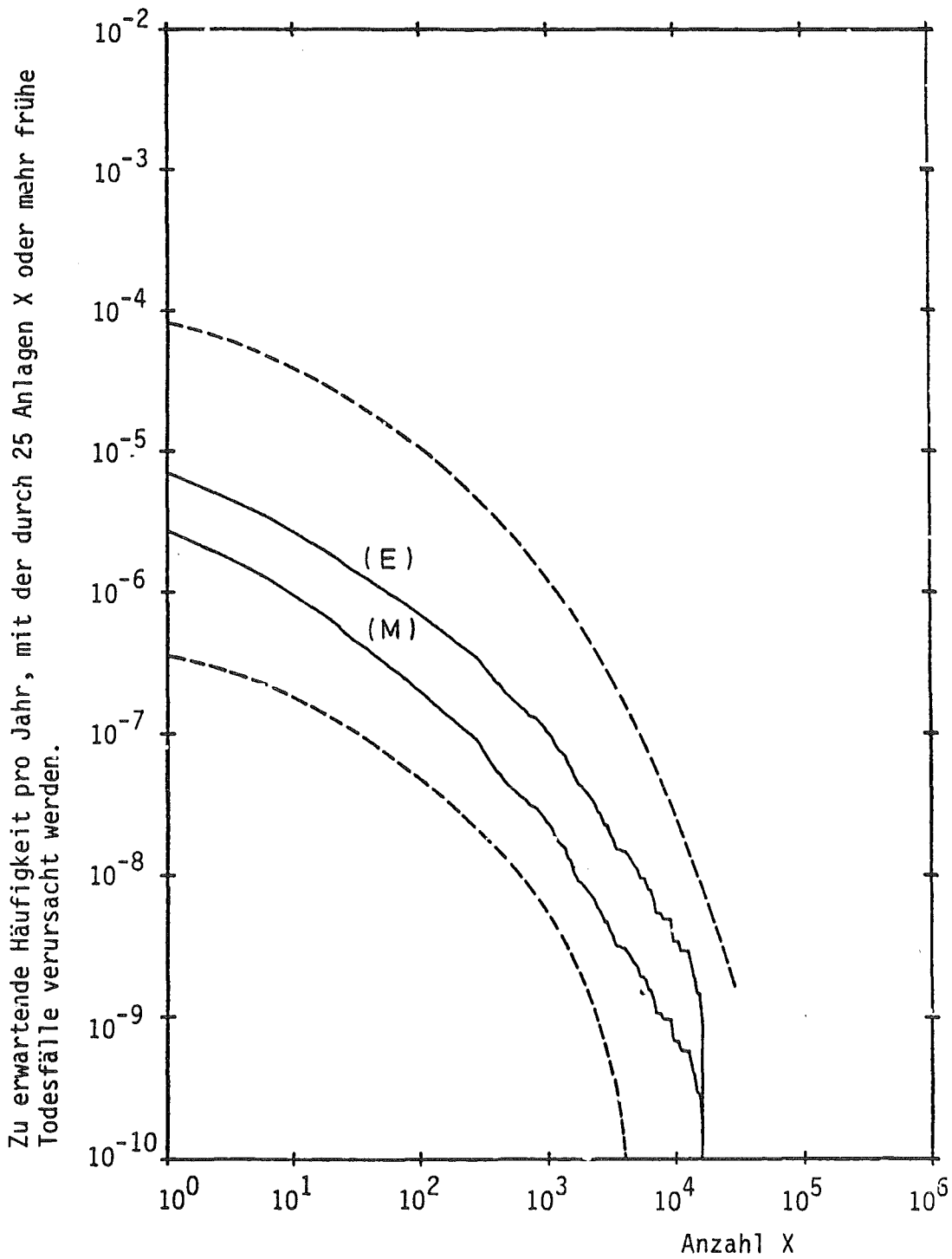
Die für genetische Strahlenschäden ermittelten Ergebnisse sind den für die somatischen Spätschäden berechneten sehr ähnlich. Um möglichen Fehldeutungen vorzubeugen, wurde in der Studie auf eine unmittelbar zahlenmäßige Berechnung von Schadensfällen verzichtet. Es wurde lediglich die für das Ausmaß aller Erbschäden genetisch signifikante Kollektivdosis bestimmt. Für die errechnete Maximaldosis von 344 Mio man-rem gelten die im Zusammenhang mit den Frühschäden gegebenen Erläuterungen analog. Desgleichen sind auch hier große Zahlenwerte zu erwarten, wenn bei großen Aktivitätsfreisetzungen aufgrund spezieller Wetterbedingungen in vergleichsweise großen Gebieten Bodenkontaminationen auftreten, die so gering sind, daß die zugrunde gelegten Referenzwerte für Schutz- und Gegenmaßnahmen nicht erreicht werden.

In den Unfallfolgerechnungen wurden auch Personenzahl und Flächengröße der Gebiete abgeschätzt, die nach Unfällen von Gegenmaßnahmen (Evakuierung, Umsiedlung) betroffen werden können. Die nach den Rahmenrichtlinien für den behördlichen Notfallschutz getroffenen Festlegungen sehen vor, daß bei allen Unfällen die unmittelbare Umgebung der Anlagen und der im Lee liegenden Sektor evakuiert werden. Das in seinen Abmessungen vorgegebene Gebiet umfaßt 33 km^2 und weist maximal 40 100, im Mittel 6 300 Personen auf. Strahlendosen, die so hoch wären, daß eine schnelle Umsiedlung zur Verminderung von Frühschäden ratsam erscheinen würde, treten außerhalb des oben genannten Gebietes nur bei den ersten drei Freisetzungskategorien und insgesamt nur bei rund 1 % aller

Kernschmelzunfälle auf. Davon könnten zusätzlich maximal 397 km^2 , im Mittel 18 km^2 , bzw. maximal 650 000, im Mittel 4 700 Personen betroffen sein.

Bei fast allen Freisetzungskategorien lassen sich darüber hinaus Gebiete ermitteln, die nicht ausreichend dekontaminiert werden können, so daß im Rechenmodell eine zeitweilige Umsiedlung der Bevölkerung zur Verminderung von Spätschäden zugrunde gelegt werden muß. Als Referenzwert wird eine Strahlendosis, die höher als die während eines Lebens im Mittel aufgenommene natürliche Strahlenexposition ist, festgelegt. Dabei ergeben sich Flächen von maximal rund $3\,800 \text{ km}^2$, im Mittel 610 km^2 , mit einer betroffenen Bevölkerungszahl von maximal 3 150 000, im Mittel rund 153 000. Große Flächen werden fast ausschließlich für Wetterbedingungen, die durch Regenfälle gekennzeichnet sind, ermittelt. Voraussetzung für große Personenzahlen ist eine dichte Besiedlung. In dicht besiedelten Gebieten fließt aber infolge der großen Dach-, Beton- und Asphaltflächen mit dem Regenwasser ein großer Teil der Aktivität in die Kanalisation. Dieser Effekt blieb noch unberücksichtigt.

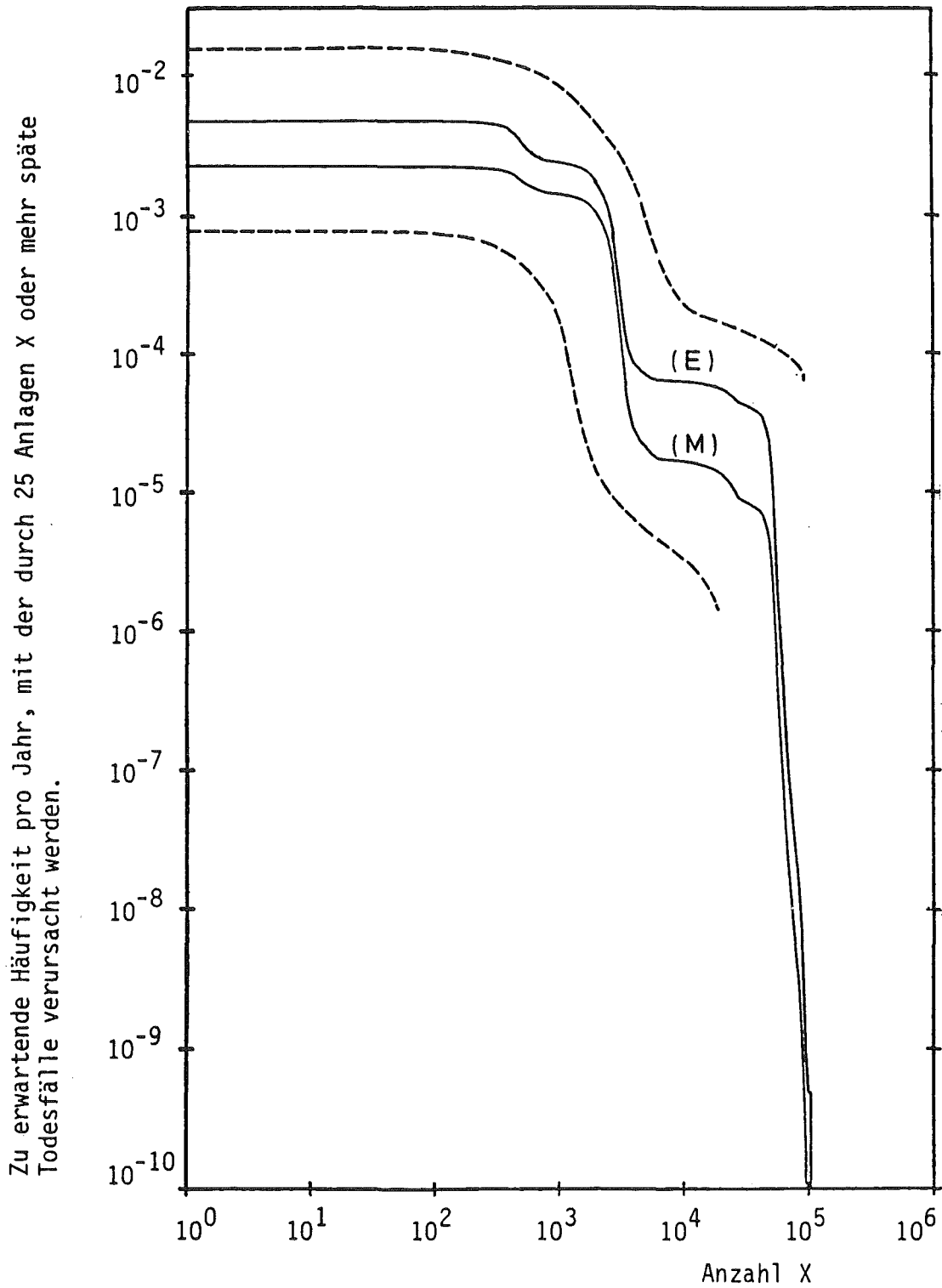
Abschließend wurden Fehler- und Empfindlichkeitsrechnungen durchgeführt, deren Ergebnisse in den Fehlerbalken der Abb. 1 und 2 enthalten sind.



Kurve (E): Referenzkurve der Studie, ermittelt mit den Erwartungswerten der zu erwartenden Freisetzungshäufigkeiten
Kurve (M): ermittelt mit den Medianen der zu erwartenden Freisetzungshäufigkeiten (analog zu WASH-1400)

Abb. 1:

Komplementäre Häufigkeitsverteilung der frühen Todesfälle



Kurve (E): Referenzkurve der Studie, ermittelt mit den Erwartungswerten der zu erwartenden Freisetzungshäufigkeiten
Kurve (M): ermittelt mit den Medianen der zu erwartenden Freisetzungshäufigkeiten (analog zu WASH-1400)

Abb. 2:

Komplementäre Häufigkeitsverteilung der späten Todesfälle

Veröffentlichungen
des Projekts Nukleare Sicherheit 1980

15. Halbjahresbericht / 1. Halbjahr 1979 des Projekts Nukleare Sicherheit, KfK-2800 (Februar 1980)

16. Halbjahresbericht / 2. Halbjahr 1979 des Projekts Nukleare Sicherheit, KfK-2850 (August 1980)

17. Halbjahresbericht / 1. Halbjahr 1980 des Projekts Nukleare Sicherheit, KfK-2900 (November 1980)

Bayer, A.; Burkart, K.; Horsch, F.; Hübschmann, W.; Schückler, M.; Vogt, S.; Jacobi, W.; Paretzke, H.; Trott, K.R.

Das Unfallfolgenmodell der Deutschen Risikostudie Kernkraftwerke. Jahrestagung Kerntechnik 80. Reaktortagung 1980.

Berlin, 25.-27. März 1980.

Kerntechnische Gesellschaft e.V. Deutsches Atomforum e.V.

Eggenstein-Leopoldshafen:

Fachinformationszentrum Energie, Physik, Mathematik 1980. S.323-26

Bayer, A.; Burkart, K.; Horsch, F.; Hübschmann, W.; Schückler, M.; Vogt, S.

Accidental risk assessment in the German Reactor Safety Study.

Annual Nat. Meeting of the American Nuclear Society, Las Vegas, Nev., June 8-13, 1980

Transactions of the American Nuclear Society 34 (1980) S. 442-44

Ehnis, L.

ZETHYD, ein SSYST-Modul zur simultanen Lösung der Wärmeleitgleichung im Brennstab und der Energiegleichung im Kühlkanal.

KfK-3048 (Oktober 1980); IKE-Ber. 4-96 (Oktober 1980)

Fiege, A.

Ergebnisse der Untersuchungen zum transienten Brennstabverhalten, Bewertung und Folgerungen zum weiteren Vorgehen.

1. GRS-Fachtagung über Reaktorsicherheitsforschung, Ergebnisse und Tendenzen, Köln, 29.-30. Mai 1980

Rininsland, H.; Fiege, A.; Horsch, F.; Hosemann, J.P.

Fortschritte der Reaktorsicherheitsforschung im Projekt Nukleare Sicherheit.

Recent advances of reactor safety research in the nuclear safety project.

7. Jahreskolloquium des Projektes Nukleare Sicherheit des Kernforschungszentrums Karlsruhe. Karlsruhe 24.-25. November 1980
KfK 3070 (November 1980)

Hübschmann, W.; Bayer, A.; Burkart, K.; Vogt, S.

On the extent of emergency actions for the protection of the public after accidental activity releases from nuclear power plants. Radiation Protection. A Systematic Approach to Safety. Proc. of the 5th Congress of the International Radiation Protection Society, Jerusalem, IL, March 9-14, 1980.

Oxford: Pergamon Pr. 1980. Vol. 2, S.781-84

Jerusalem: Israel Health Physics Soc. 1980. Vol. II, S.337-40

Hübschmann, W.; Jacobi, W.

Verbesserung der Modelle für die atmosphärische Ausbreitung radioaktiver Stoffe und deren Wirkung auf den Menschen.

1. GRS-Fachtagung über Reaktorsicherheitsforschung, Ergebnisse und Tendenzen, Köln, 29.-30. Mai 1980

Hübschmann, W.; Vogt, S.

The model of atmospheric diffusion and deposition adopted for the German Reactor Risk Study (phase A).

Europäisches Seminar über radioaktive Ableitungen bei einem hypothetischen Reaktorunfall und ihre atmosphärische Ausbreitung, Risö, DK, 22.-25. April 1980

Hübschmann, W.; Vogt, S.

Atmosphärische Ausbreitung und Ablagerung der freigesetzten Radioaktivität im Rahmen des Unfallfolgenmodells.

3. GRS-Fachkonferenz 'Ergebnisse der Deutschen Risikostudie Kernkraftwerke', München, 18.-19. September 1980

Pimpl, M.; Schüttelkopf, H.

Die Messung der Abwasserverdünnung im Altrhein mit der Tritiumemission des Kernforschungszentrums Karlsruhe.

KfK-3073 (November 1980)

Pimpl, M.; Hiller, J.; Schüttelkopf, H.

Trennung von Plutonium, Americium und Curium auf einer Kationenaustauschersäule mit Hochdruckflüssigkeitschromatographie.

KfK-3076B (Dezember 1980)

Pimpl, M.; Schüttelkopf, H.

Plutonium as a tracer for studies of settling processes in a slow body of running water.

4th Internat. Conf. on Nuclear Methods in Environmental and Energy Research, Columbia, Miss., April 14-17, 1980

Thomas, P.

Atmosphärische Ausbreitungsversuche am Kernforschungszentrum Karlsruhe.

Europäisches Seminar über radioaktive Ableitungen bei einem hypothetischen Reaktorunfall und ihre atmosphärische Ausbreitung, Risö, DK, 22.-25. April 1980.

Vogt, S.

Vierparametrische Ausbreitungsstatistik als Berechnungsgrundlage der langzeitigen Schadstoffbelastung in der Umgebung eines Emittenten.

KfK-2990 (August 1980)

Vogt, S.; Hübschmann, W.

The influence of meteorological parameters on the consequences of accidental activity releases from nuclear power plants.

Nuclear Technology, 46 (1979) S.300-05

Vogt, S.

Sensitivitätsanalyse des meteorologischen Modells der DRS.

Europäisches Seminar über radioaktive Ableitungen bei einem hypothetischen Reaktorunfall und ihre atmosphärische Ausbreitung,

Risö, DK. 22.-25. April 1980

Bennek-Kammerichs, B.; Franz, J.; Leistikow, S.; Schanz, G.

Untersuchungen über das Erscheinungsbild und die kinetischen Folgen gestörter Deckschichtbildung bei der Zirkaloy 4/Wasserdampfhochtemperatur-Oxidation.

KfK-3052 (Oktober 1980)

Bocek, M.

The life fraction rule and a probabilistic approach to high-temperature failure.

Journal of Nuclear Materials, 91 (1980), S. 147-50

Bocek, M.; Hoffmann, M.

Creep rupture at superimposed non-stationary stress and temperature loading.

Journal of Nuclear Materials, 89 (1980), S. 62-70

Bocek, M.; Petersen, C.; Schmidt, L.; Toscano, E.H.

Verification of life time predictions by means of temperature transient burst tests on Zry-4 fuel rod simulators.

NEA/CSNI Specialist Meeting on Safety Aspects of Fuel Behavior in Off-Normal and Accident Conditions, Espoo, SF, Sept. 1-4, 1980

Hofmann, P.

Einfluß von flüchtigen Spaltprodukten auf die Verformung und Standzeit von Zircaloy-Hüllrohren bei simulierten Störfalltransienten.

Jahrestagung Kerntechnik 80. Reaktortagung 1980.

Berlin, 25.-27.März 1980.

Kerntechnische Ges.e.V. Deutsches Atomforum e.V.

Eggenstein-Leopoldshafen:

Fachinformationszentrum Energie, Physik, Mathematik 1980. S.610-13

Hofmann, P.; Spino, J.

Influence of simulated fission products on the ductility and time-to-failure of zircaloy-4 tubes in LWR transients.

CSNI Specialists Meeting on Safety Aspects of Fuel Behavior in off Normal and Accident Conditions, Espoo, Helsinki, SF, September 1-4, 1980

KfK-3054 (September 80)

Hofmann, P.

Corrosion induced failure of internally pressurized zircaloy tubes at high temperatures.

European. Symp. on 'The Interaction between Corrosion and Mechanical Stress at high Temperatures', Petten, NL, May 13-14, 1980

Leistikow, S.; Kraft, R.; Pott, E.

Is air a suitable environment for simulation of zircaloy/steam-high temperature-oxidation within engineering experiments ?.

European Symp. on 'The Interaction between Corrosion and Mechanical Stress at High Temperatures', Petten, NL, May 13-14, 1980

Zimmermann, H.

Untersuchungen zum Spaltgasverhalten in LWR-Brennstäben bei Kühlmittelverluststörfällen.

Jahrestagung Kerntechnik 80. Reaktortagung 1980. Berlin, 25.-27.März 1980

Kerntechnische Ges.e.V. Deutsches Atomforum e.V.

Eggenstein-Leopoldshafen:

Fachinformationszentrum Energie, Physik, Mathematik 1980. S.243-46

Zimmermann, H.

Investigations on fission gas behavior in LWR fuel rods under LOCA conditions.

Enlarged Halden Programme Group Meeting 1980,

Lillehammer, N, June 1-6, 1980

Weber, G.

Untersuchung des Zusammenhangs zwischen Fehlerbaumanalyse und Störfallanalyse am Beispiel des Photometer-Leitfähigkeits-Meßstandes.

KfK-2909 (Februar 1980)

Bayer, A.

Methoden zur Abschätzung des Risikos einer technischen Anlage, dargestellt am Beispiel der 'Deutschen Risikostudie Kernkraftwerke'. Fridericiana, Zeitschrift der Universität Karlsruhe, 27(1980) S.3-21

Bayer, A.; Ehrhardt, J.; Schückler, M.

Das Konzept der effektiven Schadensfaktoren zur Ermittlung stochastischer somatischer Schäden nach unfallbedingten Strahlenexpositionen.

KfK-3037 (Dezember 1980)

Bayer, A.; Burkart, K.; Ehrhardt, J.; Schückler, M.;

Jacobi, W.; Trott, K.R.

Dosis- und Schadensermittlung unter Berücksichtigung von Schutz- und Gegenmaßnahmen im Rahmen des Unfallfolgenmodells. 3.GRS-Fachkonferenz, München, 18.-19.September 1980

Bayer, A.

Die Risiken der kerntechnischen Anlagen aus der Sicht des Naturwissenschaftlers.

Seminar 1980 'Risiken technischer Anlagen und ihre rechtliche Bewertung',

Farbwerke Höchst AG, Frankfurt, 27.Juni 1980 (Foliensammlung)

Birkhofer, A.; Bayer, A.; Heuser, F.W.

Übersicht über die deutsche Reaktorsicherheitsstudie.

Industrielle Störfälle und Strahlenexposition,

21. Jahrestagung der Vereinigung Deutscher Strahlenschutzärzte e.V.,

14. Jahrestagung des Fachverbandes für Strahlenschutz e.V.,

Jülich, 29.-31.Mai 1980, FS-80-25-T (Juni 80) S.4

Burkart, K.

Modelling of protective actions in the German Risk Study.

Internat. Conf. on Current Nuclear Power Plant Safety Issues,

Stockholm, S. October 20-24, 1980

Sengpiel, W.; Borgwaldt, H.; Meyder, R.

Probabilistische Untersuchungen des Verhaltens von Brennstab-Bündeln
beim Kühlmittelverluststörfall (KMVS).

Jahrestagung Kerntechnik 80. Reaktortagung 1980. Berlin, 25.-27.März 1980.

Kerntechnische Ges.e.V. Deutsches Atomforum e.V.

Eggenstein-Leopoldshafen:

Fachinformationszentrum Energie, Physik, Mathematik 1980. S.255-58

Sengpiel, W.; Borgwaldt, H.

Probabilistic analysis of PWR fuel behavior during a LOCA using the
response surface method.

ANS Topical Meeting on Thermal Reactor Safety, Knoxville, Tenn.,

April 8-11, 1980

Erbacher, F.; Neitzel, H.J.; Rosinger, H.; Schmidt, H.;

Wiehr, K.

Burst criterion of zircaloy fuel claddings in a LOCA.

5th Internat. Conf. on Zirconium in the Nuclear Industry,

Boston, Mass., August 4-7, 1980

Frank, R.; Reimann, J.; John, H.

Mass flow rate and quality measurements with a venturi nozzle and
a turbine meter in steam-water flow.

European Two-Phase Flow Group Meeting, University of Stathclide,

Glasgow, GB, June 3-6, 1980

Ihle, P.; Rust, K.

Einfluß der Stababstandshalter auf den Wärmeübergang in der
Flutphase eines DWR-Kühlmittelverluststörfalles.

Jahrestagung Kerntechnik 80.Reaktortagung 1980. Berlin, 25.-27.März 80.

Kerntechnische Ges.e.V. Deutsches Atomforum e.V.

Eggenstein-Leopoldshafen:

Fachinformationszentrum Energie, Physik, Mathematik 1980. S.145-48

Ihle, P.; Politzky, M.; Rust, K.

FEBA-Flooding experiments with blocked arrays. Heat transfer in
partly blocked 25-rod bundle.

Hochreiter, L.E. (Hrsg.)

Experimental and Analytical Modeling of LWR Safety Experiments.

19th Nat.Heat Transfer Conf., Orlando, Fla., Juli 27-30, 1980.

New York, N.Y.: ASME 1980. S.129-38 (HTD - Vol.7)

Ihle, P.; Müller, St.

Transient two-phase flow conditions in heated rod bundles.

Proc. of the American Nuclear Society European Nuclear

Society Topical Meeting. Thermal Reactor Safety,

Knoxville, Tenn., April 6-9, 1980. CONF-800403/V-1 S.419-26

Ihle, P.; Müller, St.

Experience with steam temperature and water detection probes
for transient mist flow in hot rod bundles.

Proc. of the ANS/ASME/NRC Internat. Topical Meeting on

Nuclear Reactor Thermal Hydraulics held at Saratoga Springs, N.Y.

October 5-8, 1980. NUREG/CP-0014 Vol.2, S.970-81

Ihle, P.

Flooding experiments in blocked arrays.

FEBA

Recent results and future plans.

8th Water Reactor Safety Research Information Meeting,

Gaithersburg, Md., October 27-31, 1980

Kedziur, F.; John, H.; Löffel, R.; Reimann, J.
Experimental investigation of a two-phase nozzle flow.
KfK-2902 (Juli 1980)

Müller, U.; Reimann, M.; Alsmeyer, H.
WECHSL, a computer code describing molten LWR core interaction
with concrete.
Lecture pres. to a Committee of the Japan Atomic Safety Research
Association, September 20, 1979 (in engl. Sprache).
Gen An Kyo. Dayori 54 (1980) No 2, S.3-10 (in jap. Sprache)

Neitzel, H.J.; Rosinger, H.
The development of a burst criterion for zircaloy fuel cladding
under LOCA conditions.
KfK-2893 (Oktober 1980)
AECL-6-20 (Oktober 1980)

Reimann, J.; John, H.; Löffel, R.; Solbrig, C.W.; Chen, L.L.;
Good, R.
Mass flow rate measurements in horizontal steam-water flow
with a drag disc turbine transducer, a gamma densitometer and
the radiotracer technique.
Proc. of the ANS/ASME/NRC Internat. Topical Meeting on
Nuclear Reactor Thermal Hydraulics held at Saratoga Springs, N.Y.,
October 5-8, 1980
NUREG/CP-0014 Vol. 2, S.982-98

Reimann, J.; John, H.; Müller, U.
Zweiphasenmassenstrom-Messungen: Ein Vergleich verschiedener
Meßverfahren.
Two-phase mass flow measurements: comparison of different methods.
7. Jahreskolloquium des Projektes Nukleare Sicherheit des Kern-
forschungszentrums Karlsruhe. Karlsruhe 24.-25.Nov. 1980
KfK-3070 (November 1980)

Reimann, M.

The erosion behavior of different concrete types interacting with a core melt.

Proc. of the American Nuclear Society European Nuclear Society Topical Meeting. Thermal Reactor Safety, Knoxville, Tenn., April 6-9, 1980. CONF-800403/V-1 S. 197-204

Reimann, M.; Hassmann, K.

Analyse des Ablaufs hypothetischer Kernschmelzenunfälle.

7. Jahreskolloquium des Projektes Nukleare Sicherheit des Kernforschungszentrums Karlsruhe.

Karlsruhe 24.-25. November 1980.

KfK-3070 (November 1980)

Solbrig, C.W.; Reimann, J.

Behavior of drag disc turbine transducers in steady-state two-phase flow.

IEEE Transactions on Nuclear Science, NS-27 (1980) S.1321-29

Wiehr, K.; Erbacher, F.; Neitzel, H.J.

Einfluß eines kalten Regelstabführungsrohres auf das Verformungsverhalten von Zircaloyhüllrohren in der Flutphase eines Kühlmittelverluststörfalles.

Jahrestagung Kerntechnik 80. Reaktortagung 1980.

Berlin, 25.-27.März 1980.

Kerntechnische Ges.e.V. Deutsches Atomforum e.V.

Eggenstein-Leopoldshafen:

Fachinformationszentrum Energie, Physik, Mathematik 1980. S.235-38

Wiehr, K.; Erbacher, F.; Neitzel, H.J.

Influence of thermohydraulics on fuel rod behavior in a LOCA.

CSNI Specialist Meeting on Safety Aspects of Conditions,

Espoo, Helsinki, SF, September 1-4, 1980

Wiehr, K.; Erbacher, F.; Neitzel, H.J.

Influence of a cold control rod guide thimble on the ballooning behavior of zircaloy claddings in a LOCA.

CSNI Specialist Meeting on Safety Aspects of Fuel Behavior in Off-Normal and Accident Conditions, Espoo, Helsinki, SF, September 1-4, 1980

Albrecht, H.; Matschoß, V.; Wild, H.

Untersuchungen zur Aktivitätsfreisetzung beim LWR-Kernschmelzen.

Jahrestagung Kerntechnik 80. Reaktortagung 1980.

Berlin, 25.-27.März 1980.

Kerntechnische Ges.e.V. Deutsches Atomforum e.V.

Eggenstein-Leopoldshafen:

Fachinformationszentrum Energie, Physik, Mathematik 1980. S.315-18

Albrecht, H.; Wild, H.

Wasserdampf und Luft als Trägergas beim Betrieb eines Kaskadenimpaktors zur Untersuchung nuklearer Aerosole.

Conf. on Aerosols in Science, Medicine and Technology.

Physical and Chemical Properties of Aerosols,

Schmallenberg, October 22-24, 1980

Malinauskas, A.P.; Lorenz, R.A., Albrecht, H.; Wild, H.

LWR source terms for loss-of-coolant and core melt accidents.

2. CSNI Specialists Meeting on Nuclear Aerosols in Reactor Safety, Gatlinburg, Tenn. April 15-17, 1980

Schreibmaier, J.; Matschoß, V.; Albrecht, H.; Mack, A.

Herstellung von Kernbrennstoff mit simuliertem Abbrand (Fissium) an der Anlage FIFA.

KfK-2991 (Juni 1980)

Belytschko, T.; Schumann, U.

Fluid structure interactions in light water reactor systems.

Nuclear Engineering and Design, 60 (1980), S.173-195

Caldarola, L.

Generalized fault tree analysis combined with state analysis.

KfK-2530 (Februar 1980)

EUR-5754e (Februar 1980)

Caldarola, L.

Grundlagen der Booleschen Algebra mit beschränkten Variablen.

KfK-2915 (Februar 1980)

EUR-6405d (Februar 1980)

Caldarola, L.

Coherent systems with multistate components.

Nuclear Engineering and Design, 58 (1980) S.127-39

Class, G.; Meyder, R.; Hain, K.

Messung der Brennstab-Hüllrohrtemperatur mit LOFT-typischen

Thermoelementen unter Blowdown-Bedingungen in COSIMA.

Measurements of clad temperatures with LOFT-typical thermocouples
in the COSIMA facility under blowdown conditions.

7. Jahreskolloquium des Projektes Nukleare Sicherheit des
Kernforschungszentrums Karlsruhe. Karlsruhe 24.-25.November 1980

KfK-3070 (November 1980)

Hailfinger, G.; Krieg, R.; Eberle, F.; Kadlec, J.

Beschreibung gekoppelter fluid-strukturdynamischer Probleme
mit Hilfe des Computerprogrammes SING-S.

Rechenbeispiele für Platte, Kugelschale und Zylinderschale.

Jahrestagung Kerntechnik 80.Reaktortagung 1980.

Berlin, 25.-27.März 1980.

Kerntechnische Ges.e.V. Deutsches Atomforum e.V.

Eggenstein-Leopoldshafen:

Fachinformationszentrum Energie, Physik, Mathematik 1980. S.173-76

Kedziur, F.

Untersuchung einer Zweiphasen-Düsenströmung und Überprüfung ver-
schiedener Rechenprogramme anhand der experimentellen Ergebnisse.

KfK-2946 (März 1980)

Dissertation, Univ. Karlsruhe 1980

Krieg, R.; Schumann, U.

Methoden zur Fluid- und Strukturmechanik bei der Analyse von Störfällen in LWR.

Methods of fluid and structural dynamics applied to postulated LWR accidents.

7. Jahreskolloquium des Projektes Nukleare Sicherheit des Kernforschungszentrums Karlsruhe, Karlsruhe 24.-25. November 1980
KfK-3070 (November 1980)

Krieg, R.; Göller, B.; Hailfinger, G.

A boundary integral method for description of fluid interaction with complex three-dimensional structures.

ASME Pressure Vessels and Piping Technology Conf.,
San Francisco, Calif., August 13-15, 1980

Krieg, R.; Dolensky, B.; Göller, B.; Hailfinger, G.

A boundary integral method for highly transient internal flow problems coupled with structural dynamics.

Shaw, R.; Pilkey, W. (Hrsg.)

Innovative Numerical Analysis for the Engineering Sciences.

Proc. of the 2nd Internat. Symp. on Innovative Numerical Analysis in Applied Engineering Sciences,

Montreal, CDN, June 16-20, 1980

Charlottesville, Va.,: Univ. Pr. of Virg. 1980, S.89-98

Meyder, R.

SSYST-2

Eingabebeschreibung und Handhabung

KfK-2966 (November 1980)

Raff, S.; Meyder, R.

Development of a zircaloy creep and failure model for LOCA conditions.

NEA/CSNI Specialist Meeting on Safety Aspects of Fuel Behavior in

Off-Normal and Accident Conditions, Espoo, SF, September 1-4, 1980

Raff, S.; Meyder, R.

Entwicklung und Verifizierung eines Deformations- und
Berstmodells für Zry-4 unter Kühlmittelverluststörfallbedingungen.
Jahrestagung Kerntechnik 80. Reaktortagung 1980,
Berlin, 25.-27. März 1980.
Kerntechnische Ges. e.V. Deutsches Atomforum e.V.
Eggenstein-Leopoldshafen:
Fachinformationszentrum Energie, Physik, Mathematik 1980. S.247-50

Schumann, U.

Fluid-Struktur-Wechselwirkung des Kernmantels und der
Brennstäbe beim Kühlmittelverluststörfall.
Jahrestagung Kerntechnik, Berlin, 25.-27.März 1980.
Fachsitzung: Druckwellenausbreitungsvorgänge. Bonn:
Deutsches Atomforum 1980 S.61-82

Schumann, U.

Fluid-structure interactions in a pressurized water reactor vessel.
Absi, E.; Glowinski, R. (Hrsg.)
Numerical Methods for Engineering. GAMNI 2,
Paris, Decembre 1-5, 1980. Paris: Bordas 1980, Vol. 1. S.123-35

Schumann, U.; Wolf, L.

Experimental and preliminary analytical results of coupled
fluid-structure interactions during blowdown of the HDR vessel
8th Water Reactor Safety Research Information Meeting,
Gaithersburg, Md., October 27-31, 1980

Sengpiel, W.; Borgwaldt, H.; Meyder, R.

Probabilistische Untersuchungen des Verhaltens von Brennstab-
Bündeln beim Kühlmittelverluststörfall (KMVS).
Jahrestagung Kerntechnik 80. Reaktortagung 1980. Berlin, 25.-27.März 80.
Kerntechn. Ges. e.V. Deutsches Atomforum e.V.
Eggenstein-Leopoldshafen:
Fachinformationszentrum Energie, Physik, Mathematik 1980. S.255-58

Sengpiel, W.

Eine probabilistische Betrachtung des Brennstabverhaltens bei einem hypothetischen Kühlmittelverluststörfall eines Druckwasserreaktors.

KfK-Nachrichten, 12 (1980) No 4, S.29-36

Sengpiel, W.

Probabilistische Untersuchung des Brennstabverhaltens in einem Brennelement eines Druckwasserreaktors bei einem hypothetischen Kühlmittelverluststörfall.

KfK-2965 (Dezember 1980)

Dissertation, Universität Karlsruhe

Sengpiel, W.; Borgwaldt, H.

Probabilistic analysis of PWR fuel Behavior during a LOCA using the response surface method.

ANS Topical Meeting on Thermal Reactor Safety,

Knoxville, Tenn., April 8-11, 1980

Smidt, D.

Menschliches Fehlverhalten: Ein Kernproblem der Kernkraftwerke?

Human failure: a basic problem of nuclear power plants?

7. Jahreskolloquium des Projektes Nukleare Sicherheit des Kernforschungszentrums Karlsruhe. Karlsruhe 24.-25. November 1980

KfK-3070 (November 1980)

Brüderle, F.; Hain, K.

Die Teststrecke der Blowdown-Versuchsanlage COSIMA.

Ausführung, Instrumentierung und Anrißlastwechselzahl der Hochdruckheißwasserstrecke bei den vorliegenden extremen Temperaturänderungsgeschwindigkeiten.

KfK-3020 (August 1980)

Wilhelm, J.G.; Deuber, H.; Furrer, J.; Gerlach, K.

Behavior of gasketless deep bed charcoal filters for radioiodine removal in LWR power plants.

16th DOE Nuclear Air Cleaning Conf., San Diego, Calif., October 20-23, 1980

Hain, K.; Brüderle, F.; Butzer, W.; Schloß, F.;
Vollmer, T

Flüssigkeitsdämpfung der Statorschwingungen am
True Mass Flow Meter 50, einem Massenstrom-Meßgerät
für instationäre Zweiphasenströmungen.
KfK-3031 (September 1980)

Karb, E.; Prüssmann, M.; Seopold, L.

In-pile-Experimente zum Brennstabverhalten beim Kühl-
mittelverluststörfall,
Bericht über die Versuchsserie F.
KfK-2956 (Mai 1980)

Karb, E.H.; Sepold, L.; Hofmann, P.; Petersen, C.;
Schanz, G.; Zimmermann, H.

KfK in-pile tests on LWR fuel rod behavior during the
heatup phase of a LOCA
KfK-3028 (Oktober 1980)

Sepold, L.; Karb, E.

In-pile Tests on LWR Fuel Rod Behavior under LOCA Conditions
in the Karlsruhe FR2 Reactor.
CSNI Specialists Meeting on Safety Aspects of Fuel Behavior
in Off-Normal and Accident Conditions,
Helsinki, SF, September 1-4, 1980

Vollmer, T.

COSIMA - fuel rod simulator.
Fuel Rod Simulator (FRS) Symp. Gatlinburg, Tenn.,
October 22-24, 1980

Bunz, H.; Schöck, W.

Berechnung des Abbaus der partikelförmigen Aktivität im Containment beim LWR-Kernschmelzen mit dem NAUA-Modell.

Jahrestagung Kerntechnik 80. Reaktortagung 1980.

Berlin, 25.-27.März 1980.

Kerntechnische Ges.e.V. Deutsches Atomforum e.V.

Eggenstein-Leopoldshafen:

Fachinformationszentrum Energie, Physik, Mathematik 1980. S.319-22

Bunz, H.; Schöck, W.

The natural removal of particulate radioactivity in an LWR-containment during core meltdown accidents.

ANS Topical Meeting on Thermal Reactor Safety,

Knoxville, Tenn., April 8-11, 1980

Bunz, H.; Schöck, W.

Beeinflussung der Partikelform durch Wechselwirkungen zwischen Aerosol und gesättigtem Wasserdampf.

Vortr.: Gesellschaft für Aerosolforschung,

Tagung, Grafschaft, 21.-24. Oktober 1980

Bunz, H.; Schikarski, W.; Schöck, W.

The role of aerosol behavior in LWR-core-melt accidents.

ANS/ENS Internat. Conf. on World Nuclear Energy Accomplishments and Perspectives, Washington, D.C., November 17-21, 1980

Deuber, H.; Wilhelm, J.G.

Occurrence of penetrating iodine species in the exhaust air of PWR power plants.

16th DOE Nuclear Air Cleaning Conf., San Diego, Calif.;

October 20-23, 1980

Dillmann, H.G.; Pasler, H.

Theoretical and experimental investigations into the filtration of the atmosphere within the containments of pressurized water reactors after serious reactor accidents.

16th DOE Nuclear Air Cleaning Conf., San Diego, Calif.,

October 20-23, 1980