

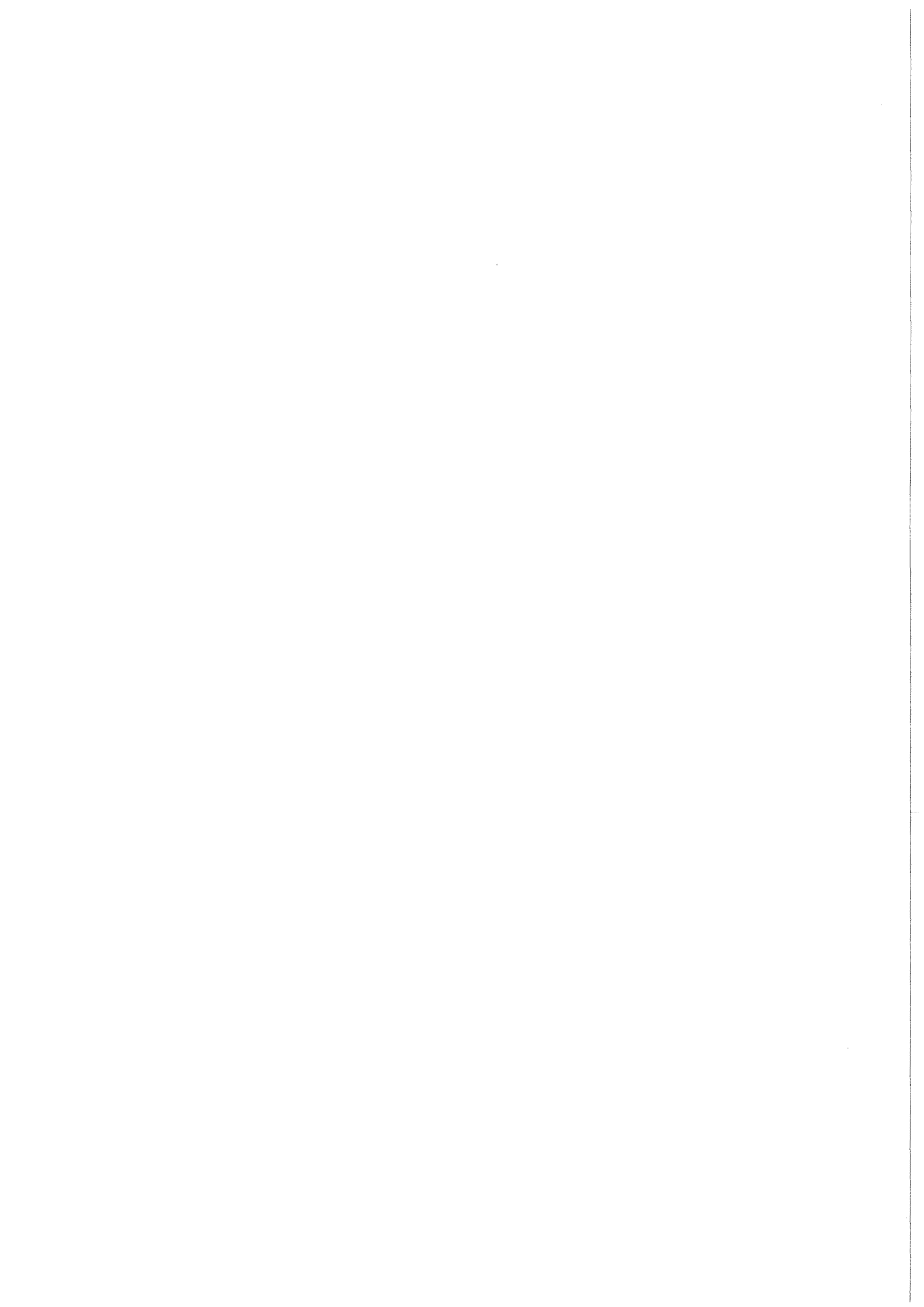


KfK 3250
Juni 1982

Projekt Nukleare Sicherheit

Jahresbericht 1981

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 3250

PROJEKT NUKLEARE SICHERHEIT

Jahresbericht 1981

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

Kernforschungszentrum Karlsruhe GmbH
ISSN 0303-4003

Vorwort

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

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

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

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

Der vorliegende Jahresbericht 1981 beschreibt die Fortschritte der Arbeiten des PNS, die von den Instituten und Abteilungen der KfK und den im Auftrag der KfK arbeitenden externen Institutionen auf dem Gebiet der nuklearen Sicherheit durchgeführt werden. Er enthält detaillierte Beiträge zu allen Forschungsvorhaben, die den Stand der Arbeiten zum Ende des Berichtsjahres darstellen. Diesen Beiträgen in deutscher Sprache sind Kurzfassungen in englischer Sprache vorangestellt, in denen über

- durchgeführte Arbeiten
- erzielte Ergebnisse
- geplante Weiterarbeit

jedes einzelnen Forschungsvorhabens zusammengefaßt informiert wird.

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

Der Bericht wurde von der Projektleitung zusammengestellt.

Zum Druck eingereicht: Juni 1982

NUCLEAR SAFETY PROJECT

ANNUAL REPORT 1981

The Annual Report 1981 is a detailed description (in German language) of work within the Nuclear Safety Project performed in 1981 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
- results obtained
- plans for future work

This report was compiled by the project management

Karlsruhe, June 1982

InhaltsverzeichnisSeite

SUMMARIES

1 - 72

DETAILLIERTE BERICHTE

06.01. SICHERHEIT UND UMGEBUNGSSCHUTZ VON KKW

PNS-Teilprojekt 4100 - Dynamische Beanspruchung von Reaktor-
komponenten

<u>06.01.01</u>	HDR-Blowdown-Versuche zur dynamischen Beanspruchung von Reaktoreinbauten	4100 - 1
06.01.01/07A PNS 4115	Auslegung, Vorausberechnung und Auswertung der HDR-Blowdown-Experimente zur dynamischen Belastung und Beanspruchung von Reaktordruckbehältereinbauten	4100 - 1
06.01.01/08A PNS 4116	Meßtechnische Erfassung und Auswertung des dynamischen Verhaltens der Versuchseinbauten im Reaktordruckbehälter (RDB) des HDR im Rahmen der HDR-Blowdown-Versuche	4100 - 1
<u>06.01.02</u>	Entwicklung und Verifizierung von Codes zur dynamischen Beanspruchung von RDB-Einbauten.	4100 - 32
06.01.02/08A PNS 4125	Weiterentwicklung und Verifizierung gekoppelter fluid-struktur-dynamischer Codes zur Analyse der dynamischen Spannungen und Verformungen von RDB-Einbauten bei Kühlmittelverluststörfällen in LWR	4100 - 32
06.01.02/09A PNS 4126	Laborversuche zur Abstützung von fluid/strukturdynamischen Rechenprogrammen zur Beschreibung der Anfangsphase bei Kühlmittelverluststörfällen	4100 - 54
06.01.02/10A PNS 4128	Mechanisches Verhalten der Kernmanteleinspannung und der Core-Stützen beim Blowdown	4100 - 62
06.01.15/02A PNS 4127	Weiterentwicklung und Verifizierung von Codes zur Analyse der dynamischen Spannungen und Verformungen von LWR-Containments	4100 - 73

Seite

<u>06.01.03</u>	Entwicklung von Zweiphasen-Massenstrom-Meßverfahren und Anwendung bei den Blowdown-Experimenten	4100 - 86
06.01.03/12A PNS 4137	Gemeinsamer Versuchsstand zum Testen und Kalibrieren verschiedener Zweiphasen-Massenstrom-Meßverfahren	4100 - 86
06.01.03/13A PNS 4139	Versuchsstand für instationäre 2-Phasen-Strömungen	4100 - 100
06.01.03/14A PNS 4138	Entwicklung und Bau eines True Mass Flow Meters $\dot{m} = 50 \text{ kg/s}$	4100 - 117

PNS-Teilprojekt 4200 - Brennelementverhalten bei Störfällen

<u>06.01.04</u>	Entwicklung und Verifizierung eines Codesystems zur Beschreibung des Brennelementverhaltens bei Störfällen (SSYST)	4200 - 1
06.01.04/14A 15A, 16A, 17A, 18A, PNS 4231.1-6	Theoretische Untersuchungen zum Brennstabverhalten bei Kühlmittelverluststörfällen und Speziellen Transienten	4200 - 1
<u>06.01.06</u>	Materialverhalten von Zircaloy bei Kühlmittelverluststörfällen	4200 - 30
06.01.06/14A PNS 4235.1	Untersuchungen zum mechanischen Verhalten von Zircaloy-Hüllmaterial	4200 - 30
06.01.06/17A PNS 4235.2	Oxidationsverhalten von Zircaloy-Hüllrohren bei Kühlmittelverluststörfällen	4200 - 45
06.01.06/18A PNS 4235.3	Untersuchungen zum Einfluß des Oxidbrennstoffes und von Spaltprodukten auf die mechanischen Eigenschaften von Zircaloy-4-Hüllrohren	4200 - 48
06.01.06/19A PNS 4235.4	Berstversuche an Zircaloy-Hüllrohren unter kombinierter mechanisch-chemischer Beanspruchung (FABIOLA)	4200 - 60

		<u>Seite</u>
<u>06.01.07</u>	Brennstabverhalten in der Blowdown-Phase eines Kühlmittelverluststörfalles	4200 - 66
06.01.07/07A /08A PNS 4236.1/2	Untersuchungen zum Brennstabverhalten unter gesteuerten thermohydraulischen Randbedingungen (COSIMA-Programm)	4200 - 66
<u>06.01.08</u>	In-pile-Experimente im DK-Loop des FR2	4200 - 82
06.01.08/04A PNS 4237.1	Untersuchungen zum LWR-Brennstabverhalten in der 2. Aufheizphase eines Kühlmittelverluststörfalles	4200 - 82
<u>06.01.09</u>	Brennstabverhalten in der Wiederauffüll- und Flutphase eines Kühlmittelverluststörfalles	4200 - 90
06.01.09/04A PNS 4238	Untersuchungen zur Wechselwirkung zwischen aufblähenden Zircaloy-Hüllen und einsetzender Kernnotkühlung (REBEKA-Programm)	4200 - 90
<u>06.01.10</u>	Auswirkung von Kühlkanalblockaden auf die Kernnotkühlung	4200 - 122
06.01.10/04A PNS 4239	Flutexperimente mit blockierten Anordnungen (FEBA)	4200 - 122
<u>06.01.16</u>	Untersuchungen zu schweren Kernschäden	4200 - 138
06.01.16/05A PNS 4254	Oxidationsverhalten von Zircaloy-Hüllrohren bei langsamen Transienten und schweren Kernschäden	4200 - 138
06.01.16/04A PNS 4253	Mechanisches und chemisches Verhalten von Zircaloy-4-Hüllrohren und UO_2 -Brennstoff bei hohen Temperaturen	4200 - 165
06.01.16/02A /03A PNS 4251.1/2	Out-of-pile Bündelexperimente zur Untersuchung schwerer Kernschäden	4200 - 176

		<u>Seite</u>
06.01.16/01A PNS 4250	Langzeitkühlung im stark beschädigten Core (COLD)	4200 - 197
<u>06.01.17</u>	Untersuchungen zum Störfallverhalten fortge- schrittener Druckwasserreaktoren (FDWR)	4200 - 223
06.01.17/03A PNS 4240.1	Flut- und Deformationsverhalten eng gepackter, hexagonaler Stabbündel	4200 - 223
06.01.17/05A PNS 4240.3	Oxidationsverhalten von Edelstahl-Hüllrohren in Wasserdampf	4200 - 230
 <u>PNS-Teilprojekt 4300 - Ablauf und Beherrschung von LWR-Kern- schmelzenunfällen</u>		
<u>06.01.11</u>	Reaktions-, Freisetzungs- und Aerosolverhal- ten beim Kernschmelzen	4300 - 1
06.01.11/16A /17A PNS 4311/4318	Untersuchungen zur Wechselwirkung von Spalt- produkten und Aerosolen in LWR-Containments	4300 - 1
06.01.11/18A PNS 4314	Reaktions- und Abdampfverhalten von Core- komponenten	4300 - 19
06.01.11/19A PNS 4317	Materialkundliche Untersuchungen im Rahmen der BETA-Experimente	4300 - 27
06.01.11/20A PNS 4315	Untersuchung der Freisetzung von Spalt- und Aktivierungsprodukten beim Kernschmelzen	4300 - 36
<u>06.01.12</u>	Untersuchungen zur Wechselwirkung von Stahl- schmelzen mit Beton	4300 - 53
06.01.12/14A PNS 4325	Ausbreitung von Stahlschmelzen im Beton - Bestimmung der Schmelzfrontausbreitung	4300 - 53
06.01.12/15A PNS 4323	Experimente zur Wechselwirkung zwischen Stahlschmelzen und Beton	4300 - 69

		<u>Seite</u>
06.01.12/17A PNS 4331	Hydrodynamische und thermische Modelle zur Wechselwirkung einer Kernschmelze mit Beton	4300 - 91
06.01.12/18A PNS 4334	Modellentwicklung zur analytischen Beschreibung von Kernschmelzenunfällen	4300 - 114
<u>PNS-Teilprojekt 4400 - Verbesserung der Spaltproduktrückhaltung und Reduktion der Strahlenbelastung</u>		
<u>06.01.14</u>	Abluftfilterung an Reaktoren	4400 - 1
06.01.14/10A PNS 4414	Bestimmung der Iodkomponenten in der Abluft von Siedewasserreaktoren	4400 - 1
06.01.14/11A PNS 4415	Entwicklung und Verbesserung von Abluftfiltern für Unfälle	4400 - 23
06.01.14/12A PNS 4416	Filterverhalten unter Störfallbedingungen	4400 - 33
06.02	SICHERHEIT UND UMGEBUNGSSCHUTZ VON WIEDERAUFARBEITUNGSANLAGEN	
<u>PNS-Teilprojekt 4500 - Sicherheit der Wiederaufarbeitung</u>		
<u>06.02.01</u>	Störfallanalysen für die große Wiederaufarbeitungsanlage (WAA)	4500 - 1
06.02.01/07A PNS 4513	Störfallanalyse der im KfK aufgebauten Anlagenteile zur Auflöserabgasreinigung einer großen Wiederaufarbeitungsanlage: Anwendung eines Barrierenmodells für die Anlage PASSAT	4500 - 1
06.03	EINDÄMMUNG VON FOLGESCHÄDEN	
<u>PNS-Teilprojekt 4800 - Verhalten, Auswirkungen und Beseitigung freigesetzter nuklearer Schadstoffe</u>		
<u>06.03.01</u>	Untersuchung des physikalischen und chemischen Verhaltens biologisch besonders wirksamer Radionuklide in der Umwelt	4800 - 1

		<u>Seite</u>
06.03.01/06A PNS 4812	Untersuchung des physikalischen und chemischen Verhaltens von Pu, Am und Cm in der Umwelt	4800 - 1
<u>06.03.02</u>	Untersuchung der atmosphärischen Ausbreitung nuklearer Schadstoffe im Nah- und Fernbereich	4800 - 12
06.03.02/10A PNS 4822	Atmosphärische Ausbreitung radioaktiver Schadstoffe im regionalen Bereich (> 15 km Entfernung)	4800 - 12
06.03.02/11A PNS 4823	Atmosphärische Ausbreitung radioaktiver Schadstoffe im lokalen Bereich (bis 15 km Entfernung mit Emissionshöhen > 100 m)	4800 - 17
06.03.02/12A PNS 4824	Ausbreitungsmodelle für besondere meteorologische Situationen	4800 - 20
06.03.02/13A PNS 4825	Meteorologische Fernmeßmethoden	4800 - 21
06.03.02/14A PNS 4826	Modellierung des weiträumigen Schadstofftransports	4800 - 24
<u>06.03.03</u>	Untersuchung der radiologischen Folgen von Reaktorunfällen unter probabilistischen Gesichtspunkten	4800 - 30
06.03.03/07A PNS 4832	Ausbreitungsmeteorologischer Teil des Unfallfolgenmodells der Deutschen Risikostudie Kernkraftwerke (DRS)	4800 - 30
06.03.03/08A PNS 4831	Fortentwicklung des Unfallfolgenmodells. Phase B der deutschen Risikostudie	4800 - 34

<u>Content</u>	<u>Page</u>
06.01. SAFETY AND ENVIRONMENTAL PROTECTION OF NUCLEAR POWER PLANTS	1
<u>PNS-Subproject 4100 - Dynamic Loads and Strains of Reactor Components under Accident Conditions</u>	1
<u>06.01.01</u> HDR-Blowdown-Experiments on Dynamical Loadings on Reactor Internals	1
06.01.01/07A Design, Precomputation and Evaluation of the PNS 4115 HDR-Blowdown Experiments on Dynamical Loadings and Deformations of Reactor-Pressure-Vessel Internals	1
06.01.01/08A Experimental Data Acquisition and Processing PNS 4116 of the Dynamic Behavior of the Pressure Vessel Test Internals in the HDR Blowdown Experiments	3
<u>06.01.02</u> Development and Verification of Codes for Dynamic Stress Analysis of Reactor Components	5
06.01.02/08A Development and Verification of Coupled Fluid- PNS 4125 Structure Dynamics Codes for Analysis of Dynamic Stresses and Deformations of Reactor Vessel Internals during LOCA	5
06.01.02/09A Laboratory Experiments for Validation and PNS 4126 Enhancement of Fluid/Structure Dynamics Codes Relevant to Initial Phase of LOCA	7
06.01.02/10A Mechanical Response of the Core Barrel Clamping PNS 4128 and the Control Rod Guide Tubes during Blowdown	9
06.01.15/02A Development and Verification of Codes for PNS 4127 Analysis of Dynamic Stresses and Deformations of LWR-Containments during LOCA	10

		<u>Page</u>
<u>06.01.03</u>	Development of Two Phase Mass Flow Measurement Techniques and Application at Blowdown Experiments	12
06.01.03/12A PNS 4137	Joint Test Rig for Tests and Calibration of Different Methods of Two-Phase Mass Flow Measurements	12
06.01.03/13A PNS 4139	Experimental Facility for Nonsteady State Two-Phase Flow	13
06.01.03/14A PNS 4138	Design and Construction of a True Mass Flow Meter, $\dot{m} = 50 \text{ kg/s}$	13
06.01.03/15A PNS 4136	Development of Radionuclide Methods for Measuring Transient Two-Phase Mass Flows	14
<u>PNS-Subproject</u>	<u>4200 - Fuel Behavior under Accident Conditions</u>	15
<u>06.01.04</u>	Development and Assessment of a Fuel Behavior Code System	15
06.01.04/14A 15A, 16A, 17A PNS 4231.1-5	Development and Verification of a Code System for Fuel Rod Analysis under Accident Conditions	15
<u>06.01.06</u>	Material Behavior of Zry-4 under LOCA Conditions	19
06.01.06/14A PNS 4235.1	Investigations of the Mechanical Behavior of Zircaloy Cladding Material	19
06.01.06/17A PNS 4235.2	Oxidation Behavior of Zircaloy Cladding Tubes under LOCA Conditions	21
06.01.06/18A PNS 4235.3	Investigation of the Influence of Oxide Fuel and Fission Products on the Mechanical Properties of Zry Cladding Tubes under LOCA Conditions	23
06.01.06/19A PNS 4235.4	Burst Tests on Zircaloy Cladding Tubes under Combined Mechanical and Chemical Load	25

S U M M A R I E S

OF THE

GERMAN REPORTS

		<u>Page</u>
<u>06.01.07</u>	Fuel Rod Behavior in the Blowdown-Phase of a LOCA	27
06.01.07/07A /08A PNS 4236.1/2	Investigation on the Fuel Rod Behavior under Controlled Thermal Hydraulic Boundary Conditions (COSIMA-Program)	27
<u>06.01.08</u>	In-pile Experiments in the DK-Loop of the FR2 Reactor	29
06.01.08/04A PNS 4237.1	Investigations on the Fuel Rod Behavior in the 2nd Heatup Phase of a LOCA	29
<u>06.01.09</u>	Fuel Rod Behavior in the Refill and Reflood Phases of a LOCA	31
06.01.09/04A PNS 4238	Investigations of the Interaction between Ballooning Zircaloy Claddings and the Emergency Core Cooling (REBEKA-Program)	31
<u>06.01.10</u>	Influence of Coolant Channel Blockages upon Emergency Core Cooling in the Reflood Phase of a LOCA	33
06.01.10/04A PNS 4239	Flooding Experiments with Blocked Arrays (FEBA-Program)	33
<u>06.01.16</u>	Investigations on Severe Core Damage	35
06.01.16/05A PNS 4254	Oxidation Behavior of Zircaloy Cladding during Anticipated Transients and Severe Core Damage	35
06.01.16/04A PNS 4253	Mechanical and Chemical Behavior of Zry-4-Cladding and UO ₂ Fuel under Severe Core Damage Transients.	36
06.01.16/02A /03A PNS 4251.1/2	Out-of-pile Bundle Experiments for Severe Fuel Damage Investigations (CORA-Program)	38

		<u>Page</u>
06.01.16/01A PNS 4250	Long Term Coolability of Severely Damaged Cores (COLD Program)	39
<u>06.01.17</u>	Investigations on the Accident Behavior of Advanced Pressurized Water Reactor (FDWR)	42
06.01.17/03A PNS 4240.1	Flooding and Deformation Behavior of Closely Packed Hexagonal Fuel Rod Bundles	42
06.01.17/05A PNS 4240.3	Oxidation Behavior of Stainless Steel Cladding Tubes in Steam	43
<u>PNS-Subproject</u>	<u>4300 - Investigation and Control of LWR Core-Meltdown Accidents</u>	43
<u>06.01.11</u>	Reaction Behavior, Activity Release and Transport of Fission Products during Core-Meltdown	45
06.01.11/16A PNS 4311	Investigations on the Interactions of Fission Products Aerosols in LWR-Containments	45
06.01.11/18A PNS 4314	Constitution and Reaction Behavior of LWR Materials at Core Melting Conditions	46
06.01.11/19A PNS 4317	Material Investigations in the Framework of the BETA-Experiments	47
06.01.11/20A PNS 4315	Experiments on Determination and Limitation of Fission and Activation Product Release during Core Meltdown	48
<u>06.01.12</u>	Investigation on the Interaction of Steel Melts and Concrete	51
06.01.12/14A PNS 4325	Erosion of Concrete by Steel Melts - Investigation of the Melt Front Velocity	51
06.01.12/15A PNS 4323	Experiments on the Interaction of Steel Melts and Concrete	52
06.01.12/17A PNS 4331	Hydrodynamical and Thermal Models for the Interaction of a Core Melt with Concrete	54

	<u>Page</u>
06.01.12/18A PNS 4334	Development of Models for the Analytical Determination of Core Meltdown Accident 56
<u>PNS-Subproject 4400 - Improvements of Fission Product</u> <u>Retention and Reduction of Radiation Load</u>	58
<u>06.01.14</u>	Offgas Filters in Nuclear Power Stations 58
06.01.14/10A PNS 4414	Determination of the Iodine Species in the Exhaust Air of Boiling Water Reactors 58
06.01.14/11A PNS 4415	Development and Improvement of Exhaust Air Filters for Accident Conditions 59
06.01.14/12A PNS 4416	Investigation into the Behavior of HEPA- Filters at High Temperature, Air Humidity and Elevated Differential Pressure 60
06.02	SAFETY AND ENVIRONMENTAL PROTECTION OF REPROCESSING PLANTS 62
<u>PNS-Subproject 4500 - Safety of the Reprocessing</u>	62
<u>06.02.01</u>	Incident Analysis for the Large Reprocessing Plant 62
06.02.01/07A PNS 4513	Incident Analysis of the KfK Prototype Dissolver Offgas Cleaning System for the Large Reprocessing Plant: Application of a Barrier Model to the Facility PASSAT 62
06.03	MITIGATION OF CONSEQUENCES 64
<u>PNS-Subproject 4800 - Behavior, Impact and Removal of</u> <u>Released Nuclear Pollutants</u>	64
<u>06.03.01</u>	Investigation of the Physical and Chemical Environmental Behavior of Radionuclides Characterized by a Particular Biological Effectiveness 64

		<u>Page</u>
06.03.01/06A PNS 4812	Investigation of the Physical and Chemical Environmental Behavior of Radionuclides Characterized by a Particular Biological Effectiveness. Pu, Am, Cm	64
<u>06.03.02</u>	Investigations on the Spreading Behavior of Nuclear Pollutants in the Short Range and the Mesoscale	66
06.03.02/10A PNS 4822	Investigation of the Atmospheric Dispersion of Radioactive Pollutants in the Mesoscale (more than 15 km Distance)	66
06.03.02/11A PNS 4823	Investigation on the Atmospheric Dispersion of Radioactive Pollutants in the Local Scale (up to Distances of 15 km) at Source Heights above 100 m	67
06.03.02/12A PNS 4824	Atmospheric Diffusion Models for Particular Meteorological Situations	67
06.03.02/13A PNS 4825	Investigation of Remote Sensing Methods with Respect to their Suitability to Measure Meteorological Parameters in the Atmospheric Boundary Layer	68
06.03.02/14A PNS 4826	Modelling of Long-Range Transport of Pollutants	69
<u>06.03.03</u>	Investigation of the Radiologic Impact of Reactor Accidents under Probabilistic Aspects	71
06.03.03/07A /08A PNS 4831/32	Improvement of the Consequence Model. Phase B of the German Reactor Risk Study	71

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

06.01.01/07A Design, Precomputation and Evaluation of the HDR-Blow-
PNS 4115 down Experiments on Dynamical Loadings and Deformations
of Reactor-Pressure-Vessel Internals
(A.Ludwig, G.Enderle, M.Geiß, F.Katz, H.Knüppel,
E.G. Schlechtendahl, U.Schumann)

Work performed

The evaluation of the snapback tests with the HDR core barrel (V59) has been performed. Its results have been summarized in a "Quicklook report". Some special phenomena (e.g. static displacement and strain distribution; nonlinear excitation of vibrations) have been investigated separately.

We participated in the preparations of the planned main series of blowdown tests (HDR-tests V31.2, V32-V34). In particular we have contributed to the specification of the transducer distribution list; the temperature distribution which should be adjusted inside the pressure vessel for V32, has been determined using HDRNA, and for all tests of this series preliminary precalculations have been performed in order to estimate the required measuring ranges.

In order to make our participation in the German Standard Problem No. 5 (HDR-V32) as successful as possible, parametrical studies were performed using the codes described in 06.01.02 (DRIX, FLUX, CYLDY 3) to get even closer agreement with the experimental data of V31/V31.1. Furthermore, a modification of tests V33 and V34 has been proposed. In view of the increased significance of loss of coolant accidents with reduced rupture area such a reduced break area has been proposed for V33. For V34 we propose to consider the weak clamping of the upper core barrel flange which potentially allows for impacts between core barrel and the pressure vessel during blowdown. Calculations with FLUX/CYLDY3 have been performed in order to estimate the influence and to check the feasibility of these modifications.

Results obtained

The evaluation of the snapback tests (V59) has shown that (1) the test- and measuring equipment has worked generally reliably, (2) that the narrow water annulus in the downcomer region induces a nonlinear coupling of vibration modes of different circumferential orders, (3) that fluid-structure interaction has to be taken into account by adequate methods, and (4) that local loads excite vibration modes of higher order which, in turn, require high resolution of the structural model.

The modification of algorithms and computational models ("strong" coupling FLUX/DRIX; turbulent pressure drop at the junction of downcomer and nozzle, shell model of the pressure vessel) yielded a significantly increased agreement between experimental data of V31/V31.1 and corresponding computational results.

The calculations which have been performed in connection with the modified test program proved that the loadings on the pressure vessel internal structures do not linearly decrease with decreasing rupture area also in the case of HDR, as has formerly been computed for PWR's. Besides this, the calculations have shown that the test V34 without rigid clamping of the upper core barrel flange can be performed without danger for the integrity of the HDR facility. Further the computations indicate that impacts are likely to occur in the HDR and can thus be investigated.

Plans for future work

A best estimate pre-calculation of test V32 will be performed in the framework of the German Standard Problem Nr. 5. Furtheron, we will contribute to the planning and evaluation of the modified tests V33 and V34.

References

- /1/ L.Wolf, U. Schumann, K.H. Scholl:
Experimental and Analytical Results of Coupled Fluid-Structure Interactions During Blowdown of the HDR-Vessel.
Proc. 6th. Int. Conf. Structural Mech. in Reactor Technology (SMIRT 6), Paris, Aug. 1981, paper B2/1
- /2/ A. Ludwig, U. Schumann:
Calculations for the HDR-Blowdown and Snapback Tests with FLUX, 2nd. Int. Seminar on Fluid-Structure Interaction and Internal Loading in Thermal Reactors (in conjunction with SMIRT6), Ispra, Italy, Aug. 1981

06.01.01/08A Experimental Data Acquisition and Processing of the
PNS 4116 Dynamic Behavior of the Pressure Vessel Test Internals
 in the HDR Blowdown Experiments
 (J. Kadlec, F. Eberle, G. Lang, P. Philipp, R. Scharnowell)

Work performed

The computer code EVA (eigenvalue analysis) for extracting eigenfrequencies mode shapes and critical damping ratios from step relaxation response signals of linear systems has been developed and used for the modal evaluation of the snapback test series V 59 (1,2). Displacement transducers and the majority of accelerometers used in the blowdown test series V 29.2 - V 31.1 and in the snapback series V 59 were recalibrated. Additional accelerometers planned for the blowdown test series V 32 were calibrated.

Results obtained

- a) Fairly good agreement between calculated and measured natural frequencies of the core barrel mockup. Minor deviations determined by the low circumferential order modes are supposed to be caused by the neglect of the flexural compliance of flanges in the theoretical model of the core barrel.
- b) Occurrence of multiple modes with equal axial and circumferential orders. This phenomenon is caused by the fabrication asymmetry of the core barrel mockup.
- c) Energy transfer within the system, most probably caused by the non-linear mode coupling.
- d) Evaluated values of the modal damping ratio, in the majority of modes equal to $1-2^0/100$. Greater values up to 1.3% were found only by the modes with second and first circumferential order.

The recalibration of transducers confirmed the good stability of the sensitivity and frequency response function found in the qualification tests of the transducer prototypes. The sensitivity scatter bandwidth of new accelerometers calibrated for the blowdown test series V 32 is equal to $\pm 1\%$.

Plans for future work

Statical and dynamical calibration of several new displacement transducers planned for the blowdown test series V 32. Modal evaluation of the test series V 32 and of the snapback test series.

References

- /1/ Eberle, F., Erb, E., Kadlec, J., Philipp, P., Wolf, E.:
HDR-Snapback Experiments. 6th SMIRT Conference,
Paper No. B 3/1, Paris, 17-21 August 1981.

- /2/ Eberle, F., Kadlec, J.:
Erfahrungen aus der modalanalytischen Auswertung
von Snapback-Versuchen.
VDI-Bericht Nr. 419, 1981, Page 39-45

- 06.01.02 Development and Verification of Codes for Dynamic Stress
 Analysis of Reactor Components
- 06.01.02/08A Development and Verification of Coupled Fluid-Structure
PNS 4125 Dynamics Codes for Analysis of Dynamic Stresses and Defor-
 mations of Reactor Vessel Internals during LOCA
 (U.Schumann, J. Benner, G.Enderle, F. Katz, H.Knüppel,
 A.Ludwig, E.G.Schlechtendahl)

Work performed

The codes developed within the last years have been applied to a number of actual problems in the licensing practice and have been extended in some particular areas. The applications have been performed in collaboration with licensing authorities and manufacturers. The extensions are made in order to resolve more of the details of real plants. Further improvements have been made to get even closer agreement with the experimental data of the HDR experiments and to prepare for optimal precomputations of the next series of experiments at the HDR, including the German Standard Problem No. 5 (HDR-V32).

In particular, the following work has been performed:

- setup of a dynamical shell model for the pressure vessel together with the core barrel shell using CYLDY3 /1/
- a "strong" or complete coupling of the two-phase code DRIX (for the blow-down pipe) and the 3D fluid-structure analysis code FLUX (including CYLDY3); this version guarantees continuous mass, momentum and energy flow in the coupling plane.
- verification of the code DRIX by means of the HDR-jet-impingement experiment V671.
- implementation of a 2D turbulent friction model in DRIX.
- implementation of the code K-FIX of Los Alamos National Laboratory for parameter studies on the IBM computer in Karlsruhe.

With respect to real PWRs we have developed

- a model to simulate reduced pipe break areas in FLUX.
- a method for simulation of nonlinear supports of the core barrel with gaps and resultant impacts upon gap-closure in FLUX together with the 3D fluid-structure interactions /1/.

- a model for the fluid-structure interactions between the fuel-elements and the water in the core together with the grid plates and the core barrel; coding in FLUX has been started /2 - 4/.

Results obtained

- The coupled pressure vessel - core barrel model has been completed. The calculated eigenfrequencies are very close to the measured values. A FLUX computation using this model has shown that the large lateral motion of the vessel is well represented. The vessel motion influences the relative displacement between vessel and core barrel, but not more than by about 10%.
- The "strong" coupling of FLUX and DRIX has been made to perform effectively by using larger time steps in FLUX. Good agreement with measured data is obtained. With respect to the mass flow, the turbulent pressure drop at the nozzle between downcomer and blowdown pipe has been found to be important.
- In analysis of V67.1 with DRIX, good agreement between measured and computed results has been found after using the correct measured initial temperature profile.
- A parameter study with the new reduced break area model in FLUX has shown that the loads on the core barrel are reduced to about 50% if the break area amount to 10% of the blowdown pipe cross-section.
- Impacts at supports with gaps have been successfully treated. Computations with FLUX show that the reduction in deformations and stresses due to snubbers at the lower core barrel edge is practically zero. The impact forces are reduced by fluid-structure interaction. The numerical method to treat supports with gaps takes at most twice the computing time of the case with linear supports.
- The "core-model"-theory has been set up and successfully tested by analytical studies for a one-dimensional case /5/.

Plans for future work

The coding of a first core-model in FLUX will be finished. FLUX will be maintained as required by actual applications. Parameter studies will be performed with K-FIX to study the influence of two-phase model coefficients. DRIX2D or K-FIX will be applied to analyse two-phase experiments in a T-nozzle which have been performed at KfK-IRB.

Literature

- /1/ A. Ludwig and R. Krieg:
An analytical quasi-exact method for calculating eigenvibrations
of thin circular cylindrical shells,
J. Sound Vibr. 74 (1981) 155-174.
- /2/ U. Schumann:
Impacts and fluid-structure interactions in pressurized water
reactor safety analysis.
Nucl. Engrg. Des. in press.
- /3/ U. Schumann:
Homogenized Equations of Motion for Rod Bundles in Fluid with
Periodic Structure.
Ing. Arch. 50 (1981) 203-216
- /4/ U. Schumann:
Virtual Density and Speed of Sound in a Fluid-Solid Mixture
with Periodic Structure.
Int. J. Multiphase Flow 7 (1981) 619-633.
- /5/ J. Benner, U. Schumann:
Analytical Investigation of a One-Dimensional Homogenized Model
for a Pressurized Water Reactor Core.
Nucl. Engrg. Des. 66 (1981) 413-426.

06.01.02/09A Laboratory Experiments for Validation and Enhancement
PNS 4126 of Fluid/Structure Dynamics Codes Relevant to Initial
Phase of LOCA
(E. Erb, K.H. Lang, E. Wolf; IRE)

Work performed

The vibration test bench started operation and the physical values (mass, center to center spacing, inertia moment and spring rate) of the single cell made as a double pendulum were determined. Vibration tests were made in order to find out the values of fluid-structure coupling and of damping. The fluid density and the fluid in the gap (vacuum, air, water), respectively, and system reset were subjected to variations. With a view to greatly reducing the test parameters the double pendulum was so arranged in these experiments that only the internal pendulum was capable of making free oscillations. The

geometry of the internal pendulum was modified in order to investigate the influence exerted by the gap.

A design concept including different versions of the single rod support was elaborated for the bundle geometry. Besides, the relevant equation of motion was established which applies to the oscillation behavior of the structure, leaving aside the influence of fluid interaction.

Results obtained

The vibration test bench functions well, the friction of the pendulum bearing is minor; tests involving identical parameters are largely reproducible and the vibration mode of the internal pendulum corresponds in a very good approximation to a decaying harmonic time function with no parasitic oscillations superimposed. The values of inertia coupling found in the measurements agree well with the theory if the fluid is water. Major deviations are obtained if the fluid is air; they are caused by inaccuracies of measurement. The relative damping values for water lie in the range of some percent and decrease towards higher frequencies. This development is reflected qualitatively also by the calculation. In quantitative terms, deviations of about 30% occur between the experiment and the theory within the lower frequency range up to about 0.2 Hz, but they greatly increase towards higher frequencies. The damping values for air lie in the 0/100 range and do not exhibit a pronounced dependency on frequency.

The equation of motion applicable to the bundle geometry is a system of non-linear, coupled differential equations. However, by an appropriate design concept it seems possible to keep the coupling factors so small that in a first approximation the system can be regarded as uncoupled.

Plans for future work

Further tests on the damping behavior will be evaluated. With the modified geometry of the internal pendulum vibration tests on the influence exerted by the gap will be performed. Preliminary tests will be made on the single rod support in the bundle geometry, the results of which will be incorporated in the bundle design. The bundle geometry will be specified and vibrations experiments will be made.

06.01.02/10A Mechanical Response of the Core Barrel Clamping and the
PNS 4128 Control Rod Guide Tubes during Blowdown
(R. Krieg, B. Dolensky, M. Geiß, G. Hailfinger)

Work performed, results obtained

After some test-calculations with the code ADINA, axi-symmetric calculations for the core barrel clamping have been done. The results have been checked an analytical model. The axial membran stresses in the core barrel cause plastic deformations at the transition from the core barrel to the clamping flange.

Load and stress analysis for the control rod guide tubes require a three-dimensional description of the incipient flow field between these tubes. Available codes, however, allow such a description only for an incompressible fluid. The results yield stresses at the tubes and their feet which reach the yield stress. In order to check the assumption of incompressibility, analytical investigations and comparisons of calculations with and without fluid compressibility for other geometries have been carried out. Also two-dimensional analysis of the flow field between the control rod guide tubes are included. The results include the eigen-oscillations of the compressible fluid between the tubes. They are of the same type as the eigen-oscillations of an incompressible fluid with a free fluid surface between the tubes.

Plans for future work

For the core barrel clamping further comparisons between extensive finite element calculations and simplified models will be done. Final goal is a simplified description of the stresses at shell clampings under excessive loadings.

For the stress analysis of the control rod guide tubes the comparisons of several calculations will be accomplished. In order to check the two-dimensional calculations, experiments for the eigen-oscillations of an incompressible fluid with a free surface between the tubes will possibly be carried out.

06.01.15/02A Development and Verification of Codes for Analysis
PNS 4127 of Dynamic Stresses and Deformations of LWR-Containments
during LOCA
(F. Eberle, G. Hailfinger, B. Göller, J. Kadlec, R. Krieg,
R. Scharnowell, E. Wolf; IRE)

Work performed, results obtained

Based on the analysis of stresses in BWR-containments (Type 69) during steam condensation, carried through earlier, additional evaluations were performed. In particular, the approximation formula for the transfer of results from experiments in single-pipe-cells to the multiple pipe geometry in real reactor plants could be confirmed. Furthermore, additional condensation scenarios were determined, causing stresses just below the allowed limits.

For the computation of stresses in a BWR-containment during quasistatic internal pressurization a nonlinear membrane model was developed. It takes into account large deformations as well as elastic plastic material behavior. Using the material law of Hencky, strains between 14 and 24% were computed for an overpressure of 11 bar. The larger strains occurred in the shell immediately in front of the thickened shell parts around a nozzle, the smaller one occurred in shell regions more far away.

The experimental modal analysis of the standing cylindrical shell was completed. Three different procedures were used for the excitation of dynamic deformations:

- stationary random excitation with a shaker
- impulsive excitation with a hammer
- snap-back excitation.

All three procedures yielded consistent results, agreeing satisfactorily with corresponding computations. Additionally, some modes were observed, which could not be found in the computations. Presumably these modes are due to small deviations of the real shell from the ideal shape. Preliminary computations with the programme CYLIM showed indeed that small local imperfections may have a strong influence on the dynamic response of thin cylindrical shells. Furthermore the experimental results were used to determine the modal damping coefficients. They are in the range of 2/1000 for the empty shell as well as the filled shell.

For the production of a thin spherical shell with a shape as perfect as possible a suitable procedure was elaborated in detail. The production will be based on a cutting process. A machine for the precise measurement of the spherical shell was ordered.

Plans for future work

The earthquake analysis of BWR-containments (Type 69) is to be terminated. The investigations on the influence of imperfections on the dynamic behavior of thin shells will be pursued.

The theoretical investigation on the pressurization of BWR-containments will be pursued using improved material laws.

The experimental modal analysis is to be applied to the cylindrical shell with horizontal axis, partly filled with water (non axi-symmetric geometry). The thin spherical shell with nearly ideal geometry is to be produced. Experiments at spherical cut-outs with nozzles are to be performed in order to study large plastic deformations.

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

06.01.03/12A Joint Test Rig for Tests and Calibration of Different
PNS 4137 Methods of Two-Phase Mass Flow Measurements
(J. Reimann, H. John, B. Brinkmann, A. Demski, L. Pawlak,
W. Seeger, E. Wanner, R. Weinbrächt)

Work performed

- Test of the advanced True Mass Flow Meter (TMFM) in air-water flow. Investigation on the transition from slug to annular flow in horizontal air-water and steam-water flow.
- First experiments on the redistribution of a two-phase flow in a T-junction with critical flow in the branch. Mounting and starting apparatus of the instrumentation for mass flow and quality measurement in the branch and in the run.

Results obtained

TMFM tests: see the following report 06.01.03/13A.

Flow regime transition: our air-water results agree with newer air-water results from other investigators. Our steam-water results agree unsatisfactorily with correlations known from literature. A new correlation is presented which fits both the air-water and steam-water experiments.

The experiments with critical flow in the branch showed a strong dependence of the branch quality from the inflow conditions and the branch orientation. To evaluate mass flow rate and quality in both runs and branch the flows are separated in separators and then measured in single phase state. The apparatus was designed in such a way that a stable point of operation in the separators is obtained. The experiences with the equipment achieved up to now are very satisfactory.

Plans for future work

Beginning of detailed experimental investigations.

06.01.03/13A Experimental Facility for Nonsteady State Two-Phase Flow
PNS 4139 (H.John, J.Reimann, A.Demski, H.Hahn, A.Megerle, E.Wanner,
R. Weinbrecht; IRB)

Work performed

The build up of the loop has been nearly finished.

- The blowdown vessel and the whole pipe system are mounted and insulated.
- The TMFM-50 and the quick opening valve are installed.
- The mounting of the electrical wires has been started. All hardware components of the measuring and controlsystem and data acquisition system are installed.

Results obtained

Two very important components, the TMFM-50 and the quick opening valve which have been developed and built in the KfK showed very good results.

The TMFM-50 was calibrated in air water flow up to 30 km/s. It was found that the maximum measuring uncertainty in two-phase mass flow rate is less than 1,5 %.

The quick opening valve was tested with air up to a pressure of 100 bar and showed an opening time of 1 ms.

Plans for future work

- Function tests of the loop after finishing it.
- Begin of the transient tests of mass flow measuring methods.

06.01.03/14A Design and Construction of a True Mass Flow Meter,
PNS 4138 $\dot{m} = 50 \text{ kg/s}$
(K. Hain, F. Brüderle, W. Butzer, F. Schloß, T. Vollmer; IT)

Work performed

The TMFM 50 has been installed in the test rig designed for testing and calibrating two-phase mass flow measuring instruments in the Institute of Reactor Components (IRB) ready for operating and has been subjected to a period of test operation with an air/water mixture. However, the capacity of the test rig was not sufficient to cover the whole range of measurement. In the single-phase mode, test operation was possible up to 36 kg/s, in the

two-phase mode up to 26 kg/s. The series of tests were conducted under the same boundary conditions as the studies of the other measuring techniques known to assess two-phase flows. Consequently, comparison and assessment of the TMFM 50 is possible with respect to the other measuring instruments available. The operating instructions have been compiled and a complete set of drawings put together as a basis for construction.

Results obtained

The TMFM 50 showed a very stable operating behavior, irrespective of the type of flow (single-phase or two-phase) and the flow pattern of the two-phase flow (bubble, surge or slug flows), the calibration points were within an error bandwidth of $\pm 1,3 \%$. Outside of an x-centent of $0 < x < 0,35 \%$, the error can be limited to $\pm 0,5 \%$.

The TMFM 50 has been made available to IRB for installation in the transient test rig for two-phase flows.

Plans for future work

The project has been completed.

06.01.03/15A Development of Radionuclide Methods for Measuring Transient
PNS 4136 Two-Phase Mass Flows
(R. Löffel; LIT)

Work performed

A new control unit for tracer injection and faster scintillation detectors are developed. The 6-beam- γ -densitometer was tested at the Air Water Loop.

Results obtained

The phase distribution can be determined using a 6-beam- γ -densitometer.

Plans for future work

Test at the "Transient Two Phase Flow Loop" of KfK-IRB will be performed.

06.01 SAFETY AND ENVIRONMENTAL PROTECTION OF NUCLEAR POWER
PLANTS

PNS-Subproject 4200 - Fuel Behavior under Accident Conditions

- 06.01.04 Development and Assessment of a Fuel Behavior Code System
- 06.01.04/14A Development and Verification of a Code System for Fuel Rod
15A, 16A, Analysis under Accident Conditions
17A
PNS 4231.1-5 (H. Borgwaldt, INR; S.Malang, IRB; R.Meyder, IRE)

Work performed

In SSYST the 1-dimensional heat conduction module ZET1D has been extended by including semi-implicit and fully implicit time integration as user options. Data consistency checks have been introduced into a series of SSYST modules to increase reliability.

The IBM version of SSYST has been supplemented by a preprocessor code PREPRO for checking globally the formal correctness of large SSYST input files and convert free-formatted input.

In preparation of a successor to SSYST-2 streamlining and restructuring of the systems kernel has been undertaken. This effort was necessary to supplement the PREPRO development and serves also to facilitate the future inclusion of additional physical models and a more general execution sequence control in SSYST.

To assist new users of SSYST in preparing the input for their problem standard inputs were set up to the analysis of a fuel rod and the simulators used in the KfK testfacilities of COSIMA and REBEKA. The standard input covers the calculation of the initial conditions of the rod. For the transient analysis a user has merely to specify the boundary conditions and the sequence of models (modules) which have to be used. In this context the module WIZE has been prepared which allows easily to change the number of radial resp. axial nodes.

The SSYST module AZI has been improved to handle now also azimuthal wall thickness variations. This effect is important if azimuthal temperature variations are small. Besides this the Zircaloy creep model NORA2 has been included. With

this all important effects acting on the total circumferential strain for a cladding can be investigated using SSYST.

An experimental version of SSYST-2 has been used to check an empirical method for predicting flow blockage ratios in PWR bundles during a LOCA. This method is based on the two-dimensional calculation of the cladding burst strain as a function of pellet eccentricity. A fictitious eccentricity leading to the best agreement between measured and calculated blockage ratios has been determined for all available REBEKA and MRBT-tests.

The modules DESIGN, REGRES and MOCA have been integrated into SSYST and are documented. To make these moduls applicable also for the statistical analysis of other codes within SSYST some changes were necessary for the modules VARIO and ZWERG and the new modules MOTAB and SAMMEL had to be prepared.

The stochastic modelling of fuel rod behavior was continued using reversible Markoff chains. These correspond to fuel rods of infinite length. The problem of determination of statistical estimators was solved as well as the construction of statistical significance tests of large samples. For small samples up to now it was not possible to construct significance tests. This is a difficult task which has to be solved to check the model with the statistically poor database available. A model for an inhomogenous fuel rod of finite length should also be developed.

With the recently developed MOP computer code for the description of the ZrH_2O oxidation kinetics quite a number of test runs were made in order to evaluate the influence of different input variables for control of nodalisation and time steps on the accuracy achieved and the CPU time. The possibility was added of writing in a plot file all results which are of interest for a graphical display. As a preparatory step for integrating MOP into the code was made to be capable of restart.

Data obtained during the FEBA forced feed reflood tests have been used to compare the measured cladding temperatures with corresponding results of RELAP4/MOD6- and REFLUX/GRS-calculations. For that investigation the parameters used include the bundle inlet flooding velocity (3.8 and 5.8 cm/s) and the system pressure (2.1 up to 6.2 bar).

The data transfer from RELAP4/MOD6 to SSYST-2 has been completed. Implementation of the primary systems code RELAP5/MOD0 in the CYBERNET was completed. Implementation of RELAP5/MOD1 is under way. Lately an IBM compatible version of RELAP5/MOD1 (Cycle 1) was obtained from JAERI. A load module of COBRA4i adapted to the geometry of the FEBA blockage experiment has been set up and tested. The restart capability has been to our version of COBRA4i.

As a first step to its integration as a SSYST module, a restartable version of the flooding code REFLUX/GRS has been implemented.

Results obtained

An updated version of SSYST-2 has been transmitted to NEA data Bank and to CCR Ispra. A pilot version of REPRO is now operational. It contains the following capabilities: Input of fully integrated SSYST modules is checked for formal correctness, input of loosely coupled programmes is only scanned and passed. The parameter group connected with each SSYST keyword is accepted in formatted, unformatted or even in partly symbolic form and is converted to standard format.

An investigation without azimuthal temperature variation was performed. It turned out, that for a variation of +/- 15 microns, typical for Zircaloy cladding, a reduction of 40% in final strain is possible compared to a case with no thickness variation.

Another parametric study was performed with SSYST module AZI to see if the temperature ramp rate effect shown in the REBEKA single rod tests can be explained also with azimuthal temperature variations. Since the eccentricity for heater and cladding was not known, two limiting cases have been investigated. One with concentric arrangement between heater and cladding and one with maximum eccentricity. It turned out that in fact a ramp rate effect is present so that in the eccentric case the steeper the ramp the smaller the strains whereas in the concentric case the steeper the ramp the higher the strains are.

The checks of the empirical method for predicting flow blockages showed that an eccentricity of leads to a good agreement between the calculated burst strain and the measured average strain at the axial level of maximum flow blockage.

All test computations using the MOP oxidation code showed a very good agreement with the SIMTRAN code. Regarding the actuating variables recommendations were elaborated which result in a good compromise as to accuracy and computer time.

The comparison of the measured data with the analytical prediction by the RELAP-code indicates a satisfactory matching of the peak cladding temperatures, the quench time, and the heat transfer coefficients for the low flooding velocity. A poor agreement between measured and calculated data has been noted for the high flooding velocity.

Additional studies have been made that address the specific capabilities and deficiencies of the REFLUX/GRS-code. Comparisons of calculated data with the measured data demonstrate substantially overestimated peak cladding temperatures and quench times for all axial positions taken into consideration. From these comparisons, it is clear that the assumed mechanisms of the two-phase flow and heat transfer are not adequate, particularly in the initial period of reflooding, to bring the calculated cladding temperatures down to the measured data. This discrepancy is attributed to the conventional assumption that during the dispersed flow regime the hot dry rods are cooled by a parallel vapor stream carrying the water droplets entrained at the swollen liquid level. The heat transfer calculation is based on the assumption that cooling is only steam. No direct heat transfer from the wall to the droplets is taken into account. However, smaller droplets may move in the boundary layers and serve as efficient cooling agents due to their high surface area to mass ratios. In addition, the criterion for the determination of the onset of liquid entrainment in combination with the vapor velocity calculated by REFLUX/GRS results in a too small liquid carry over rate.

Sample problems run with RELAP5/MODO were essentially satisfactory although complete agreement could not be achieved. This is due to some discrepancies between the transmitted working version of MODO and the older documented version.

Implementation of RELAP5/MOD1 in the CYBERNET profited strongly from experience with the MODO version. In general, it seems that the experience obtained with CDC systems will enable us to transfer in a faster and more reliable way follow-up versions of this and similar codes from CDC to IBM computers.

Plans for future work

Completion of the preprocessor code PREPRO and the kernel of SSYST-3.
Implementation of REFLUX as a SSYST module, of an advanced Zry oxidation module, and a generalized execution sequence control.

The results of the REBEKA 5 test as well as the NRU-MT 3 test will be used for the assessment of the flow blockage model.

It is planned to incorporate NORA2 into SSYST module STADEF and to document NORA2. The work with the 3-D shell model will be continued also.
Modelling in the advanced Zry oxidation code of the interaction between fuel and cladding tube with respect to the oxygen profile in the wall and integration of this code into SSYST.

Completion and documentation of the reflood calculations by the REFLUX/GRS-code. Implementation of REFLUX/GRS to SSYST as a preliminary reflood module.

Implementation of an IBM version of RELAP5/MOD1 (Cycle 14), recalculation of some experiments and comparison with the original CDC version.

06.01.06 Material Behavior of Zry-4 under LOCA Conditions

06.01.06/14A Investigations of the Mechanical Behavior of Zircaloy
PNS 4235.1 Cladding Material
 (M. Bocek, A. Falkenstein, C. Petersen, H. Schneider,
 W. Schweiger; IMF-II)

Work performed

- Acquisition of a test matrix to verify temperature transient burst tests in FABIOLA facility and examination of first tests.
- Destructive post test examination of irradiated in-pile deformed tubes to the F- and G-Serie.
- Comparison of burst-test experiments from different laboratories with calculations in respect to burst temperature and burst strain.

Results obtained

- To calculate the circumferential strain of ballooned Zry-4 cladding with the modified Monkman-Grant-relationship it appeared that some constants used should be determined from burst-test data- A test matrix for FABIOLA

had been acquired to provide for burst tests with linear heating rates between 1- 30 k/sec and internal pressures between 40 - 120 bar.

- The documentation of the evaluation of destructive post test examination of F-Serie (20 000 MWd/t irradiation and in-pile deformation) had been finished. Differences in mechanical properties compared to tests with fresh fuel rods of A and B-Series could not be detected /1/. First results of the post test examination of G-Serie (35 000 MWd/t irradiation and in-pile deformation) show no influence of the irradiation on the mechanical properties.
- The validity of the life fraction rule was checked by comparison of burst temperature and burst time predictions with experimental results obtained in different test facilities. Temperature transient single rod burst test data in steam atmosphere from FABIOLA- (IMF, KfK) and REBEKA- (IRB, KfK) facilities for indirect heated cladding and from KWU /2/ and Battelle North West /3/ for direct heated cladding had been calculated. Higher deviations appeared in the beginning of the β -phase region because of the rapid grain growth of Zircaloy-4 /4/.

The prediction of circumferential burst strain using the modified Monkman-Grant-relationship with constants from uniaxial tests, leads to high inaccuracy. This could be eliminated partly by taking the constants from burst tests. Burst data from the laboratories mentioned above had been calculated. Tests with non-linear temperature history showed a strong heating rate dependency of burst strain. If, furthermore it is taken into account that azimuthal temperature variations (the influence of which on circumferential strain is reliable) were not considered in the prediction, the agreement between calculation and experiment is very satisfactory /4/.

Plans for future work

- Completion of test program of FABIOLA to verify temperature transient burst tests.
- Completion of destructive post examinations on in-pile and out-of-pile ballooned Zry-4 cladding.
- Completion of strain-calculations of burst tests from different laboratories with an optimized set of constants for the modified Monkman-Grant-relationship.

References

- /1/ E.H. Karb, et al.: "Results of the FR-2 In-pile Tests on LWR Fuel Rod Behavior" ANS/ENS Topical Meeting on Reactor Safety Aspects of Fuel Behavior, 2. - 6.8.1981, Sun Valley
- /2/ G. Cheliotis and E. Ortlieb: "Innendruckversuche an Einzelstabproben zur experimentellen Absicherung des Brennstabverhaltens in der Notkühlanalyse", KWU-Report, R914/029/80
- /3/ C.R. Hann, C.L. Mohr et al.: "Transient Deformation Properties of Zircaloy for LOCA Simulation", EPRI-Report NP-526, Vol. 3, March 1978
- /4/ M. Bocek, C. Petersen and E.H. Toscano: "Life Time and Failure Strain Prediction for Reactor Materials Subjected to Transient Stress and Thermal Loading", Enlarged HPG Meeting on Water Reactor Fuel Performance, 14.-18. June, 1981, Hankö, Norway

06.01.06/17A Oxidation Behavior of Zircaloy Cladding Tubes under
PNS 4235.2 LOCA Conditions
(S. Leistikow, G. Schanz; IMF-II)

Work performed

The fuel rods of the F series have been evaluated, rod F6 after pre-irradiation (ca. 20 000 MWd/t_U), and rods F1 to F5 after the subsequent in-pile tests. The results of this investigation have been prepared for publication. The evaluation of the G series fuel rods (ca. 35 000 MWd/t_U burnup) was initiated.

Results obtained

During the pre-irradiation the Zircaloy cladding was only slightly oxidized, and the deformation microstructure, typical for tube processing, was not modified. The variable tint of the external cladding surface after the transient is due to oxidation. The occurrence of patches of white oxide, registered for pre-irradiated rods only, can be explained as a consequence of pre-corrosion during irradiation. The strain-influenced external steam oxidation of the cladding is comparable in morphology and extent with the

results of non-preirradiated rods and out-of-pile tests.

The internal oxidation by the fuel is insignificant compared to the contribution of the steam access, which is restricted to a region close to the rupture opening. There, the internal oxidation is stronger than the externally registered reaction. This result is tentatively interpreted to be due to the formation of defective and therefore less protective oxide scales. Outside this region only relatively thin ZrO_2 and $\alpha-Zr(O)$ layers are identified at most, but the influence on the microstructure of oxygen diffusion into the matrix is comparable to the external surface.

Apart from the oxidation, the cladding tube microstructure is mainly influenced by the local values of maximum temperature and strain. Special microstructural features may be interpreted in order to estimate the maximum temperature reached during the transient. The thermocouple measurements and the axial temperature profiles have been largely confirmed. Azimuthal temperature differences up to ca. $85^\circ C$ have been registered. On the average, the absolute level of the microstructurally evaluated temperatures was found to be about $30^\circ C$ lower than the measured values, corrected by the addition of $75^\circ C$. No influence of pre-irradiation on the distribution of the cladding temperature was identified.

Generally, the microhardness profiles across the tube wall of the pre-irradiated and transiently tested fuel rod F1 cannot be correlated with and interpreted by local values of strain, maximum temperature, and extent of oxidation. The average hardness values across the wall are found to scatter about the level for the asreceived condition of the tubing, the band width being comparable to respective results of the A and B rods. Presumably due to irradiation defects, the microhardness for the pre-irradiated condition (rod F6) is significantly higher.

Up to now, no substantial influence of burnup has been identified for the G series compared to the F series rods.

Plans for the future work

Continued evaluation of the G series test rods.

06.01.06/18A Investigation of the Influence of Oxide Fuel and Fission
PNS 4235.3 Products on the Mechanical Properties of Zry Cladding Tubes
under LOCA Conditions

(P. Hofmann, Ch. Braun, J. Spino, H. Zimmermann, J. Burbach,
CH. Gosgnach, K. Kurz, H. Metzger; IMF-I)

Work performed

- Annealing experiments with Zircaloy-4 cladding (without fuel) containing iodine in the temperature range 500 to 900°C to determine the zircaloy/iodine reaction products. Creep-rupture tests performed at different zirconium tetraiodide partial pressures.
- Description in terms of fracture mechanics of iodine-induced stress corrosion cracks in internally-notched zircaloy cladding tubes between 500 and 700°C.
- Investigation of the extent of the cladding inside surface corrosion during a LOCA transient (FR 2 LOCA tests). Determination of the fission gas release and fuel swelling.

Results obtained

- Iodine reacts with Zr to form gaseous zirconium tetraiodide (ZrI_4) and condensed ZrI_x phases. The ZrI_4 partial pressure and the chemical composition of the condensed ZrI_x phases depend on the amount of iodine used and on the temperature. The ZrI_4 gas phase is responsible for iodine-induced crack initiation and crack propagation. Therefore, the ZrI_4 partial pressure leading to stress corrosion cracking of zircaloy cladding was estimated for the temperature range 500 to 900°C. The partial pressure was verified by creep rupture tests with tube specimens in the presence of a ZrI_4 partial pressure source. The results show good agreement at elevated temperatures (>700°C). At low temperatures the measured partial pressure lie below the estimated values. The chemical composition of the condensed phases varies between $ZrI_{0.2}$ and ZrI_4 .

The creep rupture tests to determine the deformation and rupture behavior of Zircaloy-4 cladding tubes in inert gas in the temperature range 600 to 1200°C in the absence of iodine were summarized in a final report /1/.

- As shown by fracture mechanics studies, the stress intensity (K_I)-concept of linear elastic fracture mechanics is suitable for describing the stress corrosion cracking behavior of internally-notched zircaloy tube specimens. The time-to-rupture can be satisfactorily predicted, particularly if a plastic zone preceding the crack tip and the incubation time for crack formation are taken into account.
- Postirradiation examinations of the preirradiated LWR fuel rods of the F-series (burnup: 20 000 MWd/t_U) were completed. The cladding inside surface corrosion is similar to that of the fuel rods not subjected to preirradiation; that is, the corrosion occurs mainly in the vicinity of the burst and is due to penetrating steam. The oxide layer is sometimes thicker on the inside of cladding than on the outside. An influence of fission products, especially iodine, on the strain and burst behavior of Zircaloy-4 cladding has not been observed /3,4/.

Fission gas release and fuel volume changes are functions of the burnup. The fission gas release during steady state irradiation increases from 0.3% at 0.9% burnup to a maximum value of about 7% at 4% burnup. From the results of the density determinations it can be deduced that fuel densification up to about 2 vol.% residual porosity occurs with a mean swelling rate of about 1% per % burnup. During the LOCA tests no swelling occurs and the fission gas release is insignificant.

Plans for future work

- Final evaluation and documentation of the stress corrosion cracking experiments with Zircaloy cladding specimens containing iodine.
- Completion of theoretical studies on the fracture mechanics description of iodine-induced stress corrosion cracking.
- Postirradiation investigations and determination of the fission gas release of LOCA tested fuel rods (G-series, burnup 35 000 MWd/t_U).

Literature

/1/ P. Hofmann, S. Raff:

Verformungsverhalten von Zircaloy-4-Hüllrohren unter Schutzgas zwischen 600 und 1200°C. KfK 3168 (1981)

- /2/ H. Eckstein, P. Hofmann:
Preliminary Results of a Fracture Mechanics Model for Iodine-Induced
Crack Growth in Zircaloy-4 Cladding Tubes at 600 and 700°C.
KfK 3192 (1981)
- /3/ E.H. Karb, L. Sepold, P. Hofmann, C. Petersen, G. Schanz,
H. Zimmermann:
Results of the FR 2 In-pile Tests on LWR Fuel Rod Behavior,
Topical Meeting on "REACTOR SAFETY ASPECTS OF FUEL BEHAVIOR",
August 1981, Sun Vally, Idaho, USA
- /4/ P. Hofmann, J. Spino:
Can One Expect a Low Ductility Failure of Zircaloy Tubing due
to Iodine-Induced SSC in a LOCA Transient ?, *ibid.*

06.01.06/19A Burst Tests on Zircaloy Cladding Tubes under Combined
PNS 4235.4 Mechanical and Chemical Load
(L. Schmidt, H. Lehning, K. Müller, D. Piehl, H. Schlager,
IMF-III)

Work performed

To investigate the influence exerted by the UO_2 oxygen potential on the deformation and burst behavior of Zircaloy-4 cladding tubes tests were performed with UO_2 filled fuel rod simulators. Also the influence of iodine in the presence of UO_2 was examined.

After installation and commissioning of a new improved test section a rather comprehensive series was started of burst experiments performed under hot rod conditions. The experimental data obtained served to verify different mathematical models. It was therefore a requirement that the azimuthal temperature differences in the zone of ballooning be kept very small. The test performance had to be modified accordingly.

In FABIOLA the Zry cladding tube temperature is measured pyrometrically on three axial planes. Between the individual test series the azimuthal temperature distribution on fuel rod simulators, instrumented in addition by several thermocouples, is determined.

The program systems for evaluation of the test values were extended. It is possible to plot besides the temperature, pressure and strain curves also the change in the tube contour (shape of balloon) for selected points of time. For the data acquisition system hardware extensions were installed and their operation was started. This allowed to enhance the capacity for measured data - especially for the TV width measuring system - so that experiments involving longer times-to-rupture (up to about one hour) can now be performed.

Results obtained

As already observed in the investigations relating to single effects, UO_2 in the Zircaloy 4 monophase (α -phase) does not exert an influence on the ballooning and burst behavior of the cladding. In the presence of iodine stress corrosion cracking with extremely small burst strains also occurs again. The tests were made at inner pressures of 120 bar and heating rates around 11 K/s. The burst strain in the iodine-free rod was 60% and in the rod with iodine 10%. Similar values were measured on rods filled with Al_2O_3 .

Within the framework of the test series performed under hot rod conditions two test series were completed. The heating rates were about 5 K/s and about 10 K/s, the inner pressure loadings 140, 120, 80 and 50 bar, respectively. The azimuthal temperature deviations in the zone of ballooning measured with thermocouples were about 10 K.

The burst temperatures plotted versus the burst pressure show similar values which had also been found by other experimenters. At the high pressures of 120 and 140 bar the burst temperatures occur in the α -phase of Zircaloy 4, at the lower pressures in the $\alpha+\beta$ -phase. The burst strains increase in the α -phase with increasing burst temperature and come up to a maximum in the transition zone to the two-phase zone. With increasing burst temperature the burst strains decline again and come down to a minimum at about 960°C. With the burst temperature increasing further, the strains become larger again.

These results are well corresponding with the theoretical values calculated with the REBEKA model. Also the investigation of different measured strain curves with the NORA model showed good agreements.

Plans for the future work

- Completion of the test series under hot rod conditions.
- Evaluation and documentation of the test results.
- Extension of the test facility for use at temperatures above 1000°C.

- 06.01.07 Fuel Rod Behavior in the Blowdown-Phase of a LOCA
- 06.01.07/07A Investigation on the Fuel Rod Behavior under Controlled
08A Thermal Hydraulic Boundary Conditions (COSIMA-Program)
- PNS 4236.1/2 (G. Class, R. Meyder, E. Stratmanns; IRE
K. Hain, T. Vollmer, F. Brüderle; IT)

Work performed

During the period of reporting 36 blowdown experiments were performed at the COSIMA test facility. They mainly served the purpose of investigating the influence of fuel relocation and of the reproducibility of measured data if SiO_2 ring pellets are used.

Recalculation of the test V82 (2F cold leg rupture) by the RELAP4/MOD6 fluid dynamics code was completed.

Results obtained

Use of SiO_2 ring pellets instead of the otherwise used Al_2O_3 ring pellets yielded the expected reproducibility of the COSIMA values measured in successive transients with the same simulator and under the same boundary conditions. The reason is that the SiO_2 pellets do not burst during the transient (contrary to the Al_2O_3 pellets) and that fuel relocation is thus largely prevented. This permits to make estimates concerning the influence exerted by fuel relocation.

Recalculation of the test V82 (2F-rupture on the cold side) with the RELAP4/MOD6 fluid dynamic code produced the following results. With the measurement section nodalized as realistically as possible, the code is capable of simulating the experiment to a limited extent only. The major difficulties arise from the flow conditions appearing in the plena during the transient. Consequently, the experiments cannot be recalculated in the plena without the phase separation approach. If the phase separation models in superimposed volumes are used. The slip model approach is required in the code in order to avoid lamination of water/steam/water etc. But it appears that the empirical correlation contained in RELAP4 is not suitable to treat the flow conditions prevailing in the COSIMA blowdown test section.

However, the results calculated under these circumstances still show as satisfactory agreement with the measured values as regards the first part of the transient (until flow reversal) (development of pressure overestimated by 10%, cladding temperatures \pm 50 K). After flow reversal it appears that RELAP4/MOD6 is not capable of simulating the quality of the water inventory in the upper plenum. The rod is subjected to much more cooling than observed in the experiment.

Plans for future work

- The tests in COSIMA are to be terminated approximately in mid-1982.
- Recalculations of the tests using the RELAP5 and DRUFAN two-phase codes will start.

- 06.01.08 In-pile Experiments in the DK-Loop of the FR2 Reactor
- 06.01.08/04A Investigations on the Fuel Rod Behavior in the
PNS 4237.1 2nd Heatup Phase of a LOCA.
 (G. Harbauer, H. Hespeler, E. Karb, W. Knappschneider, W. Legner
 W. Leiling, M. Prüßmann, A. Scherer, L. Sepold, K. Wagner; IT)

Work performed

The testing part of the program was complete in 1980. The evaluation of the test data and the posttest examination of the test series A, B, C, F, G1 and G2/3 is complete (= 90% of the tested rods). The results were documented in Reports /1-4/.

An overview of the research program and a summary of the results of several test series are given in /5-9/.

Results obtained

The main results are:

- No influence of burnup on the burst data and on the circumferential strain was found.
- The pre-irradiated rods resulted in a fuel cracked during irradiation and fragmented during the transient tests due to cladding ballooning.
- The fuel fragmentation does not seem to have influenced the cladding deformation process.

Plans for future work

Completion of the entire research program by end of 1982, in particular publication of the test results on series C, E, and BSS and on the posttest calculations of selected tests with the SSYST code.

References

- /1/ L. Sepold, E.H. Karb and M. Prüßmann:
"Ergebnisse der In-pile-Experimente zum LWR-Brennstabverhalten beim
LOCA mit nicht vorbestrahlten Brennstäben"
KfK 3098 (1981)

- /2/ E.H. Karb, M. Prüßmann, L. Sepold:
"In-pile-Experimente zum Brennstabverhalten beim Kühlmittelverlust-
Störfall, Bericht über die Versuchsserie F",
KfK 2956 (1980)
- /3/ M. Prüßmann, E.H. Karb and L. Sepold:
"In-pile-Experimente zum Brennstabverhalten beim Kühlmittelverlust-
störfall, Bericht über die Versuchsserie G1",
KfK 3061 (1980)
- /4/ L. Sepold, E.H. Karb and M. Prüßmann:
"In-pile-Experimente zum Brennstabverhalten beim Kühlmittelverlust-
störfall, Bericht über die Versuchsserie G2/3,
KfK 3099 (1981)
- /5/ E.H. Karb:
"In-pile Tests at Karlsruhe of LWR Fuel Rod Behavior During the Heatup
Phase of a LOCA",
Nuclear Safety, 21-1, 26 (1980)
- /6/ E.H. Karb et al.,:
"KfK In-pile Tests on LWR Fuel Rod Behavior During the Heatup Phase
of a LOCA",
KfK 3028, Oct. 1980
- /7/ L.Sepold, E.H. Karb:
"In-pile Tests on LWR Fuel Rod Behavior under LOCA Conditions in the
Karlsruhe FR2 Reactor",
Proceedings of a CSNI Specialist Meeting on Safety Aspects of Fuel
Behavior in Off-Normal and Accident Conditions, Espoo, Finland, (1980)
ISBN 92-64-02234-1, pp. 361-371
- /8/ L.Sepold, E.H. Karb:
Ergebnisse der FR2-In-pile Experimente zum LWR-Brennstabverhalten unter
LOCA-Bedingungen,
in Tagungsbericht der Jahrestagung Kerntechnik '81, Deutsches Atomforum e.V.
Bonn (1981), p. 243
- /9/ E.H. Karb et al.: "Results of the FR2 in-pile Tests on LWR Fuel Rod
Behavior", in Topical Meeting on Reactor Safety Aspects of Fuel
Behavior, ANS, Sun Valley, USA, (1981)

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

06.01.09/04A Investigations of the Interaction between Ballooning
PNS 4238 Zircaloy Claddings and the Emergency Core Cooling
(REBEKA-Program)
(K. Wiehr, A. Emling, 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 8-14
- Completion and evaluation of REBEKA-materialtest
- Commissioning of the 7x7 bundle test loop including the new power supply system
- Pretests resulting in some fuel rod simulator failures,

Results obtained

The REBEKA material test was intended to demonstrate under conditions resulting in the largest possible strains (not feasible in terms of physics in a LOCA) the maximum extent to which Zircaloy cladding tubes may undergo deformation in a bundle. The test was performed under the following boundary conditions:

The bundle was heated up from a temperature level of about 500°C to 750°C at a rate of 20 W/cm; subsequently the power was reduced to an average value of 1 W/cm in order to be able to set the temperature plateau in a practically stagnant steam atmosphere. After reaching the plateau 69 bar of internal pressure was applied. The temperature and the pressure were kept constant during the entire test period.

The deformation times up to burst were between 3.5 and 7 min. although the temperatures of the inner rods deviate on an average by only 15 K at the maximum. This shows the great influence of temperature on the plastic deformation behavior of Zircaloy.

The relatively great circumferential burst strains between 43 and 89% are the result of uniform cladding tube temperatures on the circumference, caused by the conduct of the experiment under partially adiabatic and

isothermal conditions. The maximum cooling channel blockage of the inner nine rods was only 84% despite full coplanarity of the maximum strains. The coplanarity obtained is caused in this experiment by heat conduction via the spacer grids to the colder housing. This gives rise to an axial temperature profile from the center to the spacer grids. On account of the high sensitivity of Zircaloy deformation with respect to temperature, deformation starts in the axial mid-plane. Since the wall gets weaker, the stress increases at constant pressure and since the temperature of the deforming cladding remains constant, the velocity of strain and hence the strain further increase locally at the point of previous deformation. The axial temperature profile together with the amplification effect described are the cause for this coplanar strain in the bundle. In case of larger bundle configurations the coplanarity of the points of maximum strain decreases. Minimum temperature irregularities in the bundle upset the attempt of closing the cooling channels in the bundle because this would call for a fully synchronous deformation behavior of all cladding tubes present in the bundle, and such a situation cannot occur in a reactor.

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

06.01.10/04A Flooding Experiments with Blocked Arrays (FEBA Program)
PNS 4239 (P. Ihle, H. Kreuzinger, K. Rust, H. Schneider; IRB)

Work performed

Test series V and VI have been performed with a 25 rod bundle. Series V consists of a 90% blockage at 3x3 rods and 7 spacer grids in the 5x5 rod bundle. For series VI an additional 62%-blockage is mounted at the same rod cluster, but, downstream of the 90%-blockage.

Results obtained

Investigating the combined effect of blockages and spacer grids on reflood cooling no configuration has been found causing relevant cooling problems. The tests confirm the results published from earlier test series using e.g. a 90% coplanar flow blockage at 3x3 rods in the 5x5 bundle far distant from the upper and the lower spacer grid using 6 spacer grids only in the bundle. Spacer grids reduce radial temperature gradients across the bundle, additionally to their effect of increased heat removal downstream of each grid elevation. For the case of an axial sequence of blockages (Series VI) the mass flow reduction due to the blockage placed upstream does not influence significantly the cooling conditions of the upper blockage placed downstream. Within a 62% blockage at a 3x3 cluster in the 5x5 rod bundle downstream of a similar blockage with 90% reduction of the subchannel flow area similar temperature transients are obtained as in a separate 62%-blockage without preceding blockage.

- A spacer grid in short distance downstream of a 90%-blockage reduces the axial extension of increased cladding temperatures downstream of the blockage, and the effect of delayed heat removal disappears.
- A 62%-blockage downstream of a 90%-blockage shows similar characteristics as mentioned earlier for the separate 62%-blockage.
- However, far downstream of the second, the 62% blockage, cladding temperatures increase due to the loss of water content in the coolant. But, the peak cladding temperatures obtained in other portions of the bundle are not exceeded.

- Water carry over is reduced significantly with increasing number of flow obstacles in the bundle, The results are analyzed quantitatively.

Plans for future work

The investigation of blockages with and without bypass flow will be terminated in 1982. All data will be published.

- 06.01.16 Investigations on Severe Core Damage
- 06.01.16/05A Oxidation Behavior of Zircaloy Cladding during Anticipated
PNS 4254 Transients and Severe Core Damage
(S. Leistikow, B. Bennek-Kammerichs, H.v. Berg, D. Jennert,
G.Schanz, U. Schiller; IMF-II)

Work performed

Additional testing of 80 Zircaloy 4 tube sections in typical PWR dimensions in the extended temperature range 600 - 1300°C in flowing steam. Metallographic post-test evaluation with respect to the change in oxidation rate (breakaway-effect). Burst testing of 36 differently preoxidized tube capsules at 1000°C and 1200°C measure remaining strength and ductility.

Results obtained

Between 600 and 800°C the oxygen consumption-time relationship can be initially approximated by cubic functions, changing over to linear ones after having passed the breakaway point. The higher the temperature the shorter the time to breakaway, the corresponding oxygen consumption is about 60 - 80 mg/dm². Within the α/β transition temperature range the event of breakaway is retarded and moderated to a change from cubic to parabolic rate of reaction. At 1000°C the breakaway reappears after 30 min and about 800 mg/dm² oxygen up-take and disappears definitely at and above 1050°C during the chosen time of exposure (< 25 hours). (Fig. 1 + 2).

The mode of breakaway effect is explained by an oxide phase transformation from tetragonal oxide, which is initially stabilized by compressive growth stresses, high substoichiometry and fine-grained microstructures, to the monoclinic phase and its resulting microstructural and mechanical aspects of oxide scale degradation. The moderation of the breakaway in the α/β -Zr transformation temperature range can be understood by the superplastic behavior of the metal substrate, its disappearance is caused by the early formation of the stable tetragonal oxide phase and with increasing temperature growing oxide plasticity.

The results of the burst tests at 1000°C and 1200°C of numerous Zircaloy 4 capsules (preoxidized 1-360 min, 1000°C) can be given as follows. Surface scale formation increases strength considerably, extended oxidation causes only a relatively low additional gain in strength. After having reached a temperature dependent maximum oxygen up-take, the burst pressure decreases drastically. The corresponding values to this drop in strength are:
1000°C - calc. 300 μm ZrO₂, 1200°C - calc. 200 μm ZrO₂.

Plans for future work

Oxidation kinetics of Zircaloy 4 at 1400 to 1800°C. Final burst tests of preoxidized tubing and evaluation by metallography. Role of hydrogen during steam oxidation of Zircaloy 4.

References

- 1) G. Schanz, S. Leistikow:
ZrO₂-Scale Degradation during Extended Zircaloy 4 High Temperatures Steam Exposure. Microstructural Mechanisms and Consequences for PWR Safety Analysis.
Proc. ANS-Topical Meeting on Reactor Safety Aspects of Fuel Behavior, Sun Valley, USA, August 1981.
- 2) G. Schanz, S. Leistikow:
Microstructural Reasons for Mechanical Oxide Degradation (Breakaway-Effect) and Resulting Kinetic Anomalies of Zircaloy 4 /Steam High Temperature Oxidation. Proc. 8. Intern. Congr. Met. Corrosion, Mainz, Sept. 1981. Vol. II (1981) 1712-1717.

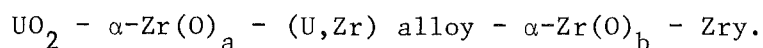
06.01.16/04A Mechanical and Chemical Behavior of Zry-4-Cladding and UO₂
PNS 4253 Fuel under Severe Core Damage Transients
(P. Hofmann, Ch. Braun, D. Kerwin, P. Nikolopoulos,
H. Schneider, J. Burbach, G. Gausmann, H. Metzger,
E. Nold, B. Scheckel; IMF I)

Work performed

- First UO₂/Zry reaction experiments between 1400°C and 1700°C. The annealing times varied between 1 and 100 minutes, the external argon pressure was 40 bar in all cases.
- Investigation of the wetting behavior of Zry, α-Zr(O) and uranium vis-a-vis UO₂ and uranium vis-a-vis Zry and α-Zr(O).
- Study of the chemical interaction between liquid Zry and solid UO₂.

Results obtained

- The UO_2 is reduced while forming oxygen-stabilized $\alpha\text{-Zr(O)}$ and uranium. Part of the uranium reacts with Zr to form a (U,Zr) alloy. The alloy forms not at the $\text{UO}_2\text{-Zry}$ phase boundary (as would be expected) but within the $\alpha\text{-Zr(O)}$ -phase (see below). The growth of the $\alpha\text{-Zr(O)}$ -phase follows a parabolic time law. At 1700°C , the cladding is completely embrittled after six minutes as a result of oxygen uptake. During cooling or slight mechanical loading the fuel rod sections, therefore, break apart very easily.
- To interpret the phase configuration resulting from the chemical interaction of UO_2 and Zry, the interfacial energy was studied in conjunction with the phase diagram of the (U,Zr,O) system. The aim was to examine both experimentally and theoretically whether the system tends towards a minimum interfacial energy. The following phase configuration is observed in nearly all cases (not at long annealing times and at very high temperatures).



Therefore, the wetting behavior of different material combinations was investigated in argon between 1200°C and 2000°C . The wetting angle and the surface and interfacial energies of the different systems were determined. The estimates of the aggregate interfacial energy for different phase configuration show that the above phase configuration is the most favorable in terms of energy.

Molten zircaloy reacts strongly with solid UO_2 . The reaction kinetics and consequent dissolution of UO_2 by zircaloy are also determined by the conditions of $\text{UO}_2\text{-zircaloy}$ contact, which are characterized by the wetting behavior. It is known from first experiments that oxygen-rich zircaloy ($\alpha\text{-Zr(O)}$) wets UO_2 much better than oxygen-poor zircaloy. Therefore, as the oxygen content of the initial zircaloy melt increases, the wetting behavior improves, and the extent of the chemical interaction increases since the $\text{UO}_2\text{/zircaloy}$ contact surface increases. As molten zircaloy reacts with solid UO_2 , either a homogeneous (U,Zr,O) melt is formed or solid $(\text{U,Zr})\text{O}_{2-x}$ particles are formed in the melt as a dispersed phase depending on the $\text{UO}_2\text{/Zry}$ quantitative ratio or on the time of reaction. The melt can contain more than 50 mol % UO_2 . Through this chemical interaction UO_2 can be dissolved in a melt far below its melting point as a homogeneous or heterogeneous melt forms.

Plans for future work

- Completion of the iodine-induced stress corrosion cracking experiments with Zircaloy-4 cladding specimens.
- Determination of the influence of the fission product element cadmium on the mechanical properties of Zircaloy-4 cladding in special transients (ATWS: $\leq 700^{\circ}\text{C}$).
- Annealing experiments for determination of the UO_2 /Zircaloy reaction kinetics.
- Continuation of the melting and wetting experiments; determination of the maximum amount of UO_2 dissoluble in Zry (homogeneously or heterogeneously).

06.01.16/02A Out-of-pile Bundle Experiments for Severe Fuel Damage
/03A Investigations (CORA-Program)
PNS 4251.1/2 (S. Hagen, A. Grünhagen, H. Malauschek, K.P. Wallenfels
K. Hain, F. Brüderle, W. Butzer, F. Schloß, T. Vollmer; IT/PC)

Work performed

The test program for the out-of-pile experiments and a fuel matrix was developed. A design concept and a construction proposal for the CORA-facility was given: Bundles with maximal 37 rods of 1 m length can be heated in steam up to 2300 K. The relevant pressure condition can be arranged and the bundle can be quenched.

The temperature behaviour of an uncooled core is strongly influenced by the exothermal energy of the Zircaloy steam reaction. If this energy contribution is causing a temperature escalation or not is determined by predominance of energy gain or less.

For the investigation of the escalation we have done a series of three scoping tests. Fuel and simulators in a Zircaloy steam guide tube are heated up with different initial temperature rise rates ($0,5-4^{\circ}\text{C}$). To get the maximal exothermal energy contribution, a rod was heated in Argon to 1700°C (no Oxidlayer) and then subjected to steam.

Results obtained

All experiments on the influence of the exothermal energy show an escalation of the temperature rise. The temperature rise is the faster and stronger the thinner the oxidlayer was at the beginning of the escalation. Temperatures surpass the melting temperature of Zircaloy for less than 400°C. In crossing the melting temperature the non-oxidized Zircaloy is getting liquid. The liquid leaves the hot region, cooles down and by this the exponential temperature dependant energy reaction is self-limiting.

Plans for future work

In 1982 further single rods and bundle experiments on the escalation behavior are planned. Bundle experiments on the behavior of the absorber materials will be done.

Parallel and in the experiments mentioned above we start testing of an improved instrumentation (temperature measurements).

After further adaption of the design proposal of the CORA-facility and the research program we start with detail planning and ordering of components.

06.01.16/01A Long Term Coolability of Severely Damaged Cores
PNS 4250 (COLD Program)
(G. Hofmann, H. Schneider)

Work performed

Within the report period information was carried together for the feasibility study. Scoping experiments on the difference between the dryout heat fluxes in top fed and bottom fed debris beds were performed and evaluated. The dryout mechanisms in both top fed and bottom fed beds were investigated.

Results obtained

A large variety of debris geometries seems to be possible if liquid phases are generated during the course of the high temperature transient in a severe accident. More experimental results on fuel rod degradation, melting, refreezing and quenching are needed before the debris which finally has to be cooled can be characterized.

Debris beds from fuel rod degradation without formation and liquid phases are easier to characterize. Fuel in preirradiated rods is cracked and the pieces from a debris bed if the cladding is embrittled by sufficient oxygen uptake at elevated temperatures and fails at quenching. Since cladding fragments have been shown to be larger than fuel pieces a conservative characterization of the debris, as far as the coolability is concerned, was attempted by determining the particle size distribution and bulk density in a volume of fuel fragments taken from FR 2 - fuel rods which were preirradiated and had undergone a LOCA transient. 80 % of the particles were between 2 and 4 mm in diameter and the porosity of the loosely filled bed was $\epsilon = 0,48$.

On this basis scoping tests on the coolability of an inductively heated bed of 3 mm particles were performed. The particles rested on a permeable support grid and the boundary conditions were natural convection with external recirculation and reentry at saturation temperature. The bed behaves like a oncethrough boiler/superheater with dryout heat fluxes of appr. 220 W/cm^2 for the 485 mm deep bed; at moderate overpower beyond steady state conditions at moderate temperatures were observed. Corresponding tests with top fed beds resting on a impermeable bottom resulted in much lower dryout heat fluxes similar to those reported in the literature. The dryout heat flux decreased with increasing bed depth and did not reach a constant value for "deep" beds at a bed depth of 400 mm for 3 mm particles. Temperature measurements together with visual observation allowed additioned insights into the dryout mechanism for particulate beds: dryout in deep beds needs time to develop after dryout power is reached; position and time of incipient dryout depends on the approach to dryout conditions; power increase in very small steps causes incipient dryout near the bottom of the bed; developing times on the order of hours after power adjustment were observed in the 400 mm deep bed investigated.

Plans for future work

The results of this reporting period will be documented and the physical dryout model deduced from the scoping test will be confirmed by additional tests including some with deeper beds and variations of other bed and test parameters as well as some which allow a closer look on the parallelism of the dryout and pressure drop characteristics.

- 06.01.17 Investigations on the Accident Behavior of Advanced
 Pressurized Water Reactor (FDWR)
- 06.01.17/03A Flooding and Deformation Behavior of Closely Packed
PNS 4240.1 Hexagonal Fuel Rod Bundles
 (F.J. Erbacher, H.J. Neitzel, P. Schäffner, H. Schmidt,
 E. Vogel, K. Wiehr; IRB)

Work performed

- Development of electrically heated fuel rod simulators with cosine shaped axial power profile.
- Fabrication of prototype fuel rod simulators.
- Modification of the test rigs.
- Preliminary burst tests of SS-cladding tubes without and with six integral helical fins.

Results obtained

A computer program PROFIL has been developed to design and fabricate the cosine shaped axial power profile of the electrically heated fuel rod simulators. Under given technical data PROFIL calculates the attainable length of the tubing profile and the required original profile length. Moreover, PROFIL produces a scanning scale with lines of different density to be used for machining the diameter profile of the heating tube.

A computer controlled milling system for the machining of the heating tube profile has been developed and successfully tested. The system consists of a milling device mounted on a lathe, an electromechanical adjusting device for the milling tool, a process computer and an optical sensor for the scanning scale.

Preliminary transient single rod burst tests have been performed to compare the deformation behavior of Zry-claddings (10.75 x 0.725 mm) and SS-claddings (material 1.4970, 10.1 x 0.4 mm) without and with six integral helical fins (fin height: 0.3 mm, helical fin pitch: 600 mm). The tests have been performed in steam at a constant internal overpressure of about 100 bar and with a constant heating rate of about 5 K/s. A heated shroud minimized the temperature difference on the cladding circumference to less than 5 K. The following approximate burst data were measured.

	Burst temperature °C	circumferential burst strain %
Zry-cladding	800	95
SS-cladding (smooth)	1 020	38
SS-cladding (helical fins)	1 030	8

It has to be proved by flooding and burst tests in a typical closely packed hexagonal bundle geometry whether the improved deformation behavior of single rod SS-claddings mainly with helical fins is of decisive importance in a loss-of-coolant accident.

Plans for future work

- Fabrication of fuel rod simulators.
- Assembly and instrumentation of the 61-rod test bundle.
- Testing of shortened single rods to investigate the deformation of smooth SS-cladding tubes and those with helical fins.
- Bundle test with flooding on 61-rod bundles with Zircaloy cladding tubes.

06.01.17/05A Oxidation Behavior of Stainless Steel Cladding
PNS 4240.3 Tubes in Steam
(S. Leistikow, H. v. Berg, G. Kerch; IMF II)

Work performed

Investigation into the oxidation kinetics of the 15Cr 15Ni steel (German Mater. No. 1.4970) at 600 - 1300 °C during 2-6 hrs.

Results obtained

The weight gain-time relationship of the oxidation reaction was measured at various temperatures and can be expressed by parabolic functions; the parabolic rate constant of which is temperature dependent as to

$$k_p = 2,5 \cdot 10^{-1} \exp(-42930 / RT) \left[\frac{(g/cm^2)^2}{s} \right]$$

Since the oxidation could be performed without any disturbance by oxide spalling, the weight gain could be measured gravimetrically, the structure morphology and composition of the oxide scale could be tested by various light and electron optical methods. The oxide scale is composed of various layers of different composition: outer layer was very rich in iron, the inner layer was formed of (Fe, Ni) Cr_2O_4 spinel phase containing occasionally some metallic iron and nickel particles. After total wall consumption a 100% growth of wall thickness could be registered (Fig. 1 and 2).

Plans for future work

Similar experiments with a ferritic 12 Cr stainless steel. Comparison with Zircaloy 4.

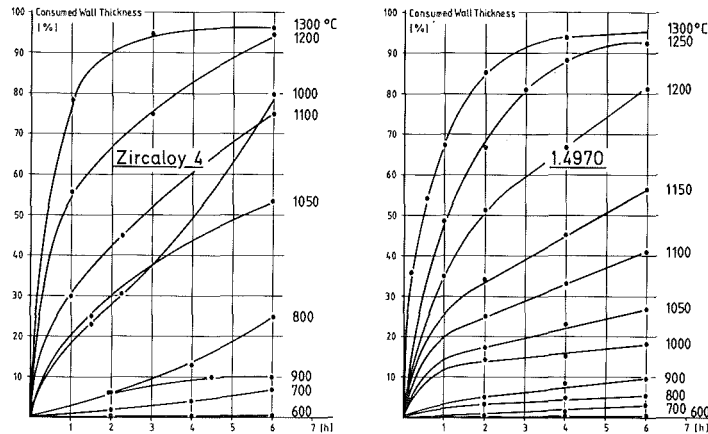


Fig. 1: Comparison of HT-Steam Oxidation of Zircaloy 4 and Austenitic Stainless Steel No. 1.4970 (Double-Sided Exposure of Tubing: Zry 4 0,725 mm, SS 0,5 mm Wall Thickn.)

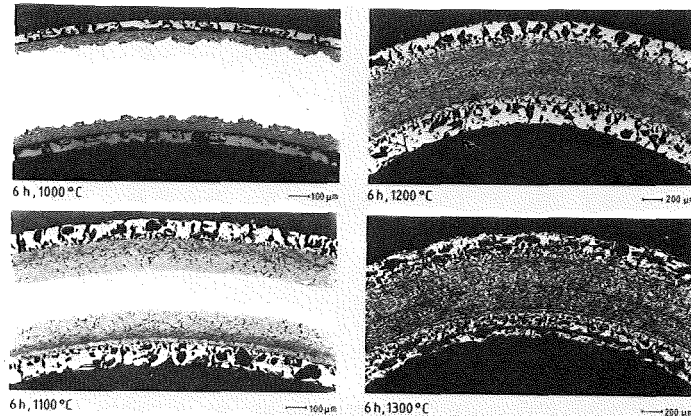


Fig. 2: Consumption of Stainless Steel Cladding Wall by Oxidation in HT-Steam (6 hrs, 1000-1300 °C)

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

06.01.11/16A Investigations on the Interactions of Fission Products
PNS 4311 Aerosols in LWR-Containments
(W. Schöck, H. Bunz, M. Koyro, LAF I)

Work performed

The now completed mode version MOD4 includes options to calculate the aerosol removal in subsequent compartments as well as the behaviour of the different nuclides found in the particles. The calculations of the aerosol removal performed for the release category FK6 were completed, similar calculations for FK2 are started.

The measurements of the rate of the heat transfer caused by the steam condensation onto plane metal surfaces were started and completed. They are accompanied by the development of an improved model performed by the IVA. The planning of the verification of the NAUA code in a large model containment was started in cooperation with Battelle, Frankfurt.

Results obtained

Best-estimate calculations were performed to evaluate the risk caused by accidents of the release category FK6. For the first time the aerosol removal in the annular gap was taken into account. As a result a surprising large reduction of the leakage into the environment was found due to the dilution of the aerosols and their delayed transport. Similar results were obtained in the FK2 study being carried out at present. As a general result the leakage is reduced by one to two magnitudes in comparison to former calculations without the annular gap. Therefore the release at the moment of the containment failure dominates the layout leakage in all cases.

The model describing the heat and mass transfer was handed over from IVA to KWU. In 1982 it will be compared with the related experiments being performed and finished this year.

The equipment to measure the aerosols in the BETA experiments was tested and improved during four preliminary experiments. It consists of a two-colour laser extinction measuring device giving an on-line optical aerosol density signal and a filter sampling device to calibrate the laser measurements. By this combination the aerosol concentration, the particle sizes, the density and the chemical composition can be evaluated. To verify the NAUA code a large scale experiment is planned. After extended discussions the model containment of Battelle, Frankfurt is now preferred to the Marviken reactor being principally possible too. Therefore planning of the experimental program was commenced. Battelle will reformulate its offer to the BMFT regarding this preference.

Plans for future work

In 1982 the final long time experiments in the NAUA facility will be started in order to finish the development of the NAUA model concerning the physical effects that have to be taken into account. To prepare the large demonstration experiment a suitable aerosol generator and aerosol measurement technique will be provided.

06.01.11/18A Constitution and Reaction Behavior of LWR Materials at
PNS 4314 Core Melting Conditions
 (H. Holleck, Ch.Braun, E. Nold, G. Reiser,
 G.Schlickeiser; IMF I)

Work performed

- a) Evaporization behaviour of elements and compounds.
- b) Reactions-, evaporization- and condensation behaviour of fission in Zry-capsules.
- c) Microprobe analysis of irradiated fuels.

Results obtained

- a) Studies regarding the behaviour of pure elements and compounds are settled.

Behavior of pure elements or compounds

	inert conditions		oxidizing conditions	
Te	high evaporation	≥ 600 °C	no evaporation up to	700 °C
TeO ₂	high evaporation	≥ 900 °C	high evaporation	≥ 900 °C
Sb	high evaporation	≥ 500 °C	high evaporation	≥ 500 °C
Ba	low evaporation	≥ 1000 °C	no evaporation up to	1500 °C
BaO	no evaporation up to	1500 °C	no evaporation up to	1500 °C
Sr	---		no evaporation up to	1500 °C
SrO	no evaporation up to	1500 °C	no evaporation up to	1500 °C
Ag	low evaporation	≥ 1200 °C	low evaporation	≥ 1200 °C
Pd	no evaporation up to	1500 °C	no evaporation up to	1500 °C
Sn	no evaporation up to	650 °C	not evaporation up to	650 °C

- b) Amount and composition of evaporation products from fission in Zry capsules were measured after condensation on special traps. The methods of analysis are RFA, AES and SIMS. Relations are obtained between the amount and the species of evaporation products in the temperature region between 500 and 1500 °C. The main evaporation products are Cs, J and Cd.
- c) A irradiated LWR fuel sample was characterized by microprobe analysis in respect to the fission product content and distribution.

Plans for future work

Investigation of the evaporation behaviour including concrete. Heating and microprobe analysis of irradiated samples.

06.01.11/19A Material Investigations in the Framework of the BETA-
PNS 4317 Experiments
(A.Skokan, V.Schauer, H.Janzer, G.Schlickeiser; IMF I)

Work performed

- Examination of samples drawn from the oxide fraction of thermite melts in order to test the suitability of different sample probes.
- Theoretical investigation of the interaction between high-density concrete and a metallic core melt and of the resulting H₂-production.

Results obtained

- Quartz glass probes are less suitable for taking samples from the oxide melt since they react partly with the melt and thereby disturb the SiO_2 balance and the destination of the amount of concrete dissolved in the melt. Regarding the different steel probes, the probe "Samp-O-Line" suits best when it is used without the low-melting seal and when the period of plunging, exceeds 10 seconds. Since the viscosity of the oxide melt rises with increasing dissolution of basaltic concrete and with decreasing temperature, the penetration of the oxide melt into the probe is more and more prevented at increasing duration during the experiment, independent on the type of probe used.
- During the interaction between high-density concrete and metallic core melt, additional chemical reactions take place between metallic components (Fe, Cr and Zr) and oxygen (released from Fe_2O_3 , which is a constituent of high-density concrete) or magnetite, Fe_3O_4 (another constituent), competitive to the metal-water reaction. The hydrogen production rate is thereby all together decreased. The thermodynamic data of the concurrent reactions were determined and correlated. Accordingly, the metallic melt will be oxidized preferentially by oxygen and magnetite. Compared to the reaction of the metallic melt only with water, the time needed for a complete oxidation of the components Zr and Cr is decreased by a factor of ~ 10 .

Plans for future work

- Metallographic and ceramigraphic examination of thermite melt samples.
- Experimental investigations of the interaction between high-density concrete and a metallic core melt.

06.01.11/20A Experiments on Determination and Limitation of Fission and
PNS 4315 Activation Product Release During Core Meltdown
 (H. Albrecht, K. Nolte, V. Prech, H. Wild; IRCH)

Work performed

The release experiments in steam (2 bar) were continued with corium and fission samples in the mass range of 150 - 250 g with the primary aim to get results for boundary calculations of the activity and mass release during the meltdown phase of a core melt accident. For this purpose, the melt material

was heated by about 200 °C per minute to 2400 ± 100 °C and maintained at this temperature for 10 - 20 min to allow a precise determination of melt release rates.

Results obtained

- a) The highly volatile elements I, Cs and Cd were totally released during heat-up to 2400 °C; this result should also be valid for the elements Kr, Xe, Br and Rb which were not investigated experimentally.
- b) For the less volatile fission and activation products, the following release rates were determined (Table I):

Element	R	Element	R
Ag	14.3	U	0.02
Te (Se)	7.1	Np (Pu, Am)	0.001
Sb	4.3	Fe	0.1
Ba (Sr)	0.01	Cr	0.08
Mo (Tc)	0.01	Co (Ni)	0.09
Ru (Rh, Pd)	0.001	Mn	1.0
Ce, Nd (La, Pr)	0.001	Sn	1.4
Zr (Y, Nb)	0.001		

Table I: Release rates R in (%/min) for T = 2400 °C in a steam atmosphere of 2 bar

Using these release rates and the assumption that the time/temperature history of the core can be represented, for instance, by a time interval of 20 min duration at 2400 °C, an upper limit of the activity release can be calculated by

$$\Delta A(t) = A(t) \cdot \left[1 - e^{-\frac{R}{100} \cdot 20} \right]$$

where A(t) = Activity of a given nuclide a time t
 R = corresponding release rate from Table I.

- c) If the total amount of Ag-In-Cd absorber material is involved in the melt-down process, the evaporated silver will yield the largest contribution to the aerosol mass and will likely influence the chemical and physical behavior of the released Iodine.

Plans for future work

- Conduction of release tests during melt/concrete interaction,
- Investigation of the physical and chemical behavior of the released iodine, cesium, and tellurium species.

06.01.12 Investigation on the Interaction of Steel Melts and Concrete

06.01.12/14A Erosion of Concrete by Steel Melts - Investigation of the
PNS 4325 Melt Front Velocity

(S. Hagen, A. Grünhagen, H. Malauschek, K.P. Wallenfels,
N. Paroth, G. Prokott, R. Töpfer; IT)

Work performed

Development and testing of methods for the determination of the temperature distribution, the humidity behaviour and melt front propagation was continued. For this task melting experiments with 100 kg thermite in concrete crucibles of US-Geometry (100 cm high, 60 cm diameter; cavity: 50 cm depth, 40 cm diameter) were performed.

In this melting experiments we have tested furthermore the use of thermocouples and humidity detectors and their positioning with the help of quartz rods. In particular we have tested the mutual dependence of close side by side used thermocouples and the function of different humidity detectors. Parallel to NiCrNi-thermocouples we have tested Tungsten-Rhenium thermocouples of the dip in type. Here we were interested in the lifetime of the thermocouple after melting of the concrete.

Ultra sonic pulse echo measurements were done on concrete layers 50 cm thick with pebbles of maximal 32 mm.

In parallel we have done the first test with a crucible of BETA-geometry (300 cm high, 110 cm diameter; cavity: 177 cm depth, 38 - 60 cm diameter). This test should give us experience for the use of measuring methods in consideration of the noticeable larger dimensions of the BETA-crucible.

Results obtained

The test have shown that the Ni-CrNi thermocouples and their combination with humidity counters as a double-detector are suited to determine temperature and humidity in the concrete. The penetration of the melt front is given by the failure of the thermocouples and the short circuit of the humidity counter. The tests on the mutual influence of side by side used thermocouples have shown no mutual disturbance. Humidity counters with the electrodes in precasted concrete cubes showed the same results as humidity detectors with electrodes in the crucible concrete itself. Tungsten Rhenium thermocouples of the dip in type showed no substancial prolonged lifetime in molten concrete compared to NiCrNi thermocouples.

In the tests the use of quartz rods for positioning was successful in different arrangements. The method can also be used with the larger dimensions of the BETA-concrete crucible. In this case the bracing of the frame of quartz rods to the core of the mould gives the best reference to the wall of the cavity. During the fabrication of the crucible the large amount of concrete (5 tons) requires the shielding of the quartz rods against the falling masses. Otherwise damage to the quartz rods cannot be avoided.

The ultrasonic pulse echo method had given good results for 25 cm thickness of the concrete bottom layer with pebbles of maximal dimension 16 cm. In the BETA-experiments 50 cm with 32 cm pebbles are foreseen. For this conditions the ultrasonic pulse echo is reduced by the inhomogenities in the 1 m path to the level of the background.

Plans for future work

Investigations are on the way to show which maximal thickness of concrete with 32 mm pebbles is still suited for ultrasonic measurement. In parallel we plan to test if the pulse echo in a wire, the length of which is determined by the melt front, can be used for measurement.

Thermocouples of 5 mm diameter shall be tested. They have the advantage of 1/4 of the crossection of a 1 mm thermocouple for the case that a larger amount of thermocouples is necessary close to each other.

06.01.12/15A Experiments on the Interaction of Steel Melts and Concrete
PNS 4323 (D.Perinić, R.Döbele, W.Egry, W.Höhn, B.Kammerer, U.Kirchhof,
W.D.Klotz, H.Lukitsch, A.Mack, N.Paroth, R.Simon, D.Zimmerlin)

Work performed

Work relating to

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

Results obtained

1. Planning in the factory has been largely completed for the electric and mechanical components of the BETA facility. Acceptance tests in the factory were made of the capacitor battery, converters and connectors. Delivery of the plan components has started. The components are interim stored at KfK until assembly work will start.

A concept was elaborated of the offgas system including inertization in order to avoid gas explosions. Planning work has started.

2. Planning of the immersion probe system has been completed.

The water and gas coolant circuits of the viewing periscope for the cinematographic and television cameras were instrumented and subjected to preliminary testing. The camera positioning system was designed. The pyrometer periscopes were delivered.

The crucible balances were delivered and installed.

The measuring machine for measurements of the raw crucible and crucible sections inclusive of the recording system of measured values were accepted and trial operation has started.

Bids have been invited for a two-color pyrometer system allowing to record the thermite melt jet temperature.

3. Six BETA preliminary tests have been made within the period of reporting and further tests have been prepared. Five tests involving crucibles of 60 cm outer diameter, 100 cm height, containing 100 kg of thermite melts, have been performed. The first test with a crucible made in BETA geometry and filled with 600 kg of thermite melt produced in the crucible took place in April 1981. The experiment served to test the BETA measurement technology and the crucible technology.

Among others, parts of the periscope system were tested. The periscope system consists of an optical system and a cooler. The cooler serves the purpose of protecting the optical system against environmental impacts originating in the melt/concrete reaction space. The outer shell is cooled with water. The pupillary aperture of about 3 mm \varnothing is cleared by an inert gas stream. A leakage monitoring system of the water coolant circuit is the prevent cooling water from entering the melting space. For this purpose, a measurement system was tested which strikes a balance of the volume flow in the feed and return flows. A argon gas stream of a least 100 Nl/h was

defined for clearing the pupillary aperture.

The melt mould and the transfer system needed in the fabrication of concrete crucibles to be used in BETA experiments (crucible mass around 5500 kg) have been ordered.

4. After the question of siting has been settled, taking into account the protection of neighbored buildings against explosion and all requirements of process technology, a minimum cost concept of the construction project has been developed to licensing maturity.

Planning of realization of the construction project was completed on December 4, 1981. Bids have been invited for the individual lots since November 1981. The BETA constructional complex consists of the experimental hall with the roof structure and pits (enclosed space 6544 m³) the supply wing for installation of the electricity supply units, the cooling system, the waste water pumping station, and the heating and ventilation systems (2875 m³) as well as the explosion-proof control room (464 m³).

Plans for future work

Continuation of work relating to 1, 2, 3 and 4.

06.01.12/17A Hydrodynamical and Thermal Models for the Interaction of a
PNS 4331 Core Melt with Concrete
 (M. Reimann, S. Stiefel.)

Work performed

- Further development of the physical models in WECHSL.
- Continuation in developing a transient concrete decomposition model (SYMROT)
- Development of a program DEHDIS (DEcay Heat DIstribution) for calculating the decay heat distribution.
- Computation of preliminary BETA tests.

Results obtained

The investigations for the penetration of a core melt into the concrete basement at temperatures near the freezing temperature of the metal resp. oxide layer have been continued. During crust formation, it is assumed that thin crusts do not influence the gas percolation through the melt. Only after exceeding a certain limiting crust thickness, the gas percolation is hindered and by that, the heat transfer is reduced. A continuous transition from gas driven convection to free convection is expected. Separate aspects of this preliminary model like the limiting crust thickness will be clarified by model experiments (PNS 4334).

The program SYMROT for computing the transient heat conduction with change of phase was checked by comparing its results with existing analytical or numerical solutions. The developing efforts for computing transient concrete erosion and for coupling the SYMROT program with the WECHSL code have been finished.

The program DEHDIS has been developed which allows to calculate the decay heat release from the melt and the distribution of the decay heat sources in the metal and the oxide layer of the melt in dependence of the temperature history of the core during a hypothetical core melt accident.

Within the framework of the BETA-program, several preliminary experiments have been carried out at KfK/HIT in order to test the different measurement techniques. In a series of four tests the ultrasonic measurement device for the registration of the melt front propagation has been proved. Although these experiments have been carried under the same conditions and should have led to reproducible results, a strong scattering of the erosion data can be observed. This behavior can be reproduced by the WECHSL code successfully in the range between the thermite reaction temperature and a temperature of about 30 K beyond the metal freezing point when assuming the concrete decomposition at a lower temperature than the melting temperature of the silicates thus reducing the concrete decomposition enthalpy. In some experiments, a sudden increase of the erosion has been observed just before the freezing of the metal phase. This behavior can possibly be explained by a transition from a gas film type to a discrete bubble type heat transfer mechanism.

A more definitive statement on the adequacy of the described concrete erosion behavior must await the results of the main experiments in the BETA test facility.

Plans for future work

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

06.01.12/18A Development of Models for the Analytical Determination of
PNS 4334 Core Meltdown Accidents
 (H. Alsmeyer, K. Dres, IRB)

Work performed

- Model experiments on heat transfer and fluid flow during core/concrete interaction taking into account the influence of solidification of the melt.
- Studies of freezing behavior of a metallic melt under the influence of gas bubbles.
- Penetration of a hot solid steel block into concrete.
- Definition of large scale experiments in the BETA-facility.

Results obtained

Simulant materials for decomposing concrete were used to study heat transfer and fluid flow during core/concrete interaction. For horizontal and vertical walls the film model for heat transfer, formerly developed from dry ice experiments, was confirmed especially for smaller diameters of the aggregate materials. However, due to the inhomogeneity of the decomposing surface the heat transfer rate is increased and corresponds to the rate for "rough" dry ice slabs.

The investigation of crust formation by freezing pool material shows a strong reduction of heat transfer as crusts are formed over a horizontal slab. The gaseous and liquid decomposition products of the concrete simulator escape from the horizontal surface through holes in the crust. Experiments with freezing mercury on top of a dry ice slab, representing low Prandtl number metallic pools with percolating gas, confirm these observations, especially the early crust formation associated with the reduction of heat transfer.

In this state heat transfer is controlled by heat transfer from pool to the crust, heat resistance of the crust and heat transfer from the solid crust

to the decomposing concrete surface. The last part was investigated in an experiment where an inductively heated iron cylinder of about 1450 °C was placed on silicious concrete. The penetration velocity into the concrete was 1 cm/h measured over 2 hours of interaction.

Heat transfer from the liquid pool to the solid crust is presently under investigation with simulant materials, where the gas flow rate from the bottom of the pool is varied. The mean heat transfer coefficient was found to be nearly independent of the horizontal distance of gas bubbles, depending only on the gas flow rate and the properties of the pool. These experiments will be applied to reactor materials on the base of similarity laws.

For the BETA facility large scale experiments have been defined under special consideration of the needs of code development. Starting in 1983 approximately 10 experiments with different temperatures and power inputs to the melt will be carried out to verify the computer codes.

Plans for future work

Further investigations on heat transfer to the concrete and in the pool in the presence of crusts.

06.01 SAFETY AND ENVIRONMENTAL PROTECTION OF NUCLEAR POWER PLANTS

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

06.01.14 Offgas Filters in Nuclear Power Stations

06.01.14/10A Determination of the Iodine Species in the Exhaust Air of
PNS 4414 Boiling Water Reactors
(H. Deuber; LAF II)

Work performed

Continuous measurements in a BWR (BWR 4) with radioiodine species samplers in the stack exhaust and in the various exhausts within the plant contributing to the stack exhaust.

Results obtained

In the first half year which comprised 19 weeks of power operation and 7 weeks of refueling outage the following results were obtained:

a) Stack exhaust:

The fractions of elemental and organic ^{131}I were 30 and 68 %, respectively, during power operation and 37 and 62 %, respectively, during refueling outage (calculation from the average release rates).

b) Other exhausts:

The reactor building exhaust was the main source for elemental and organic ^{131}I released to the environment both during power operation and refueling outage. The turbine building exhaust was the second most important exhaust.

The other measurements are presently being evaluated.

Plans for future work

Continuation and termination of the measurements with radioiodine species samplers in BWR 4 after a measurement time of 1 year. Initiation of corresponding measurements in another BWR.

06.01.14/11A Development and Improvement of Exhaust Air Filters for
PNS 4415 Accident Conditions
(H.G. Dillmann, R.Maier, H. Pasler, H. Schmitt;LAF II)

Work performed

- Results obtained with the NAUA Code were incorporated in the calculations on filter challenges and further calculations were performed. The input data of the NAUA Code were discussed.
- The investigations of metal fiber filters sensitive to shock overpressures were carried on for high temperatures. Newly developed fibers, 2 μm in diameter, were subjected to first tests. The apparatus allowing to determine the loadability was completed. First measurements were performed on ceramic fiber packs to be used in high temperature filters.

Results obtained

- Using the results furnished by the NAUA Code, greatly reduced challenges by temperature on post-accident exhaust air filters were determined. However, in this context, the discussion about the input data of the NAUA Code has not yet come to an end. Consequently, modifications are still possible also towards higher challenges.
- The measurements on metal fiber filters yielded reproducible results. These filters allow to attain "S" quality ($\eta \geq 99,97 \%$). The results from the first tests involving 2 μ fibers allow to expect removal efficiencies $\geq 99,97 \%$ for 0,1 μm particles, also in case of higher rates of the incoming flow and half the thickness of the fiber pack, which is equivalent to a higher flow. Until now ceramic fiber filter packs have yielded removal efficiencies up to $\geq 99,9 \%$ for 0,1 μm particles. The loading apparatus has been completed.

Plans for future work

- Work will be continued with new input data to the extent they are derived from other working programs.
- Optimization of the metal fiber filters will be carried on. A novel design will be realized for a nominal flow of 1000 m^3/h . It is intended to determine design data for filter systems to be installed in nuclear power stations and reprocessing plants. The investigations of ceramic fibers will be continued.

06.01.14/12A Investigation into the Behavior of HEPA-Filters at High
PNS 4416 Temperature, Air Humidity and Elevated Differential Pressure
(V. Rüdinger, T. Tran Anh, H. Umfahrer: LAF II)

Work performed

- Different methods of instrumental (ICP, DCP, NAA, X-ray fluorescence analysis, flameless ASS) were tested in view of their suitability for the determination of aerosol mass concentration.
- The instrumentation for the measurement of differential pressure and humidity was improved. Investigations into the pressure drop characteristics of HEPA filters were continued to a limited extent.
- A second series of structural tests on HEPA filters was carried out at the Los Alamos National Laboratory (LANL). The structural integrity of 60 commercially available HEPA filters and modified prototypes were tested and 25 flow-resistance tests with flow velocities up to 30 ms^{-1} were performed. The influence of polystyrene latex aerosol preloading on resistance and structural integrity was examined.
- On the basis of the conceptual design study a more detailed planning of the facility for filter testing at high differential pressures was completed. Alternative solutions concerning the building accommodating the facility are being investigated.

Results obtained

- Flameless AAS proved to be the most suitable method in terms of detection limit, costs and expenditure of work. It allows sufficiently accurate measurement down to some 100 ng of the elements Mo, Ti, V, Cr, Ca, which are the main constituents of the respective aerosols. Contamination of the Nuclepore filters with any of the said elements does not exceed 50 ng.
- The contrast of earlier experiments with some new filter elements only a minor increase in pressure drop was observed when the humidity was increased up to saturation. However, a loaded filter showed an increase in resistance up to about 1,5 kPa at 100 % rel. humidity and up to about 6 kPa when water droplets were sprayed in addition in the air flow.
- Commercially available HEPA filters only withstand low differential pressures, even at low temperature and low humidity. This is especially true for metal frame filters with initial break pressures ranging from

4.2 to 10.5 kPa depending on the filter make. First improvements with filters suitable for temperatures up to 120 °C increased the failure pressure up to 24 kPa. Preloading to 1000 Pa at a rates flow reduced the failure pressure by 100 % on the average. Flow-resistance curves of all conventionally pleated filters are lying inside a narrow band and can be represented satisfactorily by a mean curve to be used for analytical work.

- The new test facility can probably be built up inside the decommissioned reactor building of FR-2.

Plans for future work

- The new method for the determination of the filtering efficiency under accident conditions will be tested under ambient conditions and checked with standard procedures.
- The investigations into the flow resistance characteristics of HEPA filters at high humidity will be pursued.
- The results of the second series of tests at the LANL will be evaluated and documented. Further development work will concentrate on the temperature resistant fixture of the pleated filterpack in the frame and on the improvement of the flow resistance curve.
- Investigations of the alternative sites for the filter test facility will be concluded.

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
- 06.02.01/07A Incident Analysis of the KfK Prototype Dissolver Offgas
PNS 4513 Cleaning System for the Large Reprocessing Plant:
Application of a Barrier Model to the Facility PASSAT
(K. Nagel, H. Wenzelburger, G.Weber, S.Fenyi; IDT)

Work performed

- A fault tree and a release tree were elaborated for the simulative release model of the PASSAT facility as proposed by PSE 1.
- The physical dependencies were described on the basis of experimental results.
- The computer codes for the generation of random numbers were modified so as to permit shorter computation times.

Results obtained

- The deterministic dependencies (transport cell) of the barriers (mist eliminator, particulate air filter, iodine filter) of the PASSAT facility were described with a view to the pollutant streams containing iodine and aerosols, respectively.
- An analytical steady-state release model was elaborated, in which the sources and barriers cannot only take two but a finite number of states each. It was possible to demonstrate that this model can be made to depend on time with the help of notations from the renewal theory. The point of departure was an appropriate simulative model proposed by PSE 1.

Plans for future work

- Application of the deterministic - physical models to the individual filters of PASSAT in the simulative time dependent release model proposed by PSE 1.

- Elaboration of the deterministic - physical models ADAMO and KRETA for the NO_x scrub.
- Stochastic modelling of the filters for an analytical time dependent release model.
- Use of faster methods of generating random number series and application of modern technologies in setting up hardware fault trees.

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

06.03.01/06A Investigation of the Physical and Chemical Environmental
PNS 4812 Behavior of Radionuclides Characterized by a Particular Biological Effectiveness. Pu, Am, Cm.
(M. Pimpl, H. Schüttelkopf; HS)

Work performed

- The development of an automated separation of Pu, Am, and Cm by means of HPLC was continued.
- The releases of Pu with gaseous and liquid effluents of the Karlsruhe reprocessing plant were measured monthly.
- Leaf mould and soil samples taken in the environment of the Karlsruhe reprocessing plant were analysed.
- The adsorption and desorption behavior of Pu, Am, and Cm on 8 different soils being in contact with different solutions of complex forming compounds in various concentrations was determined.
- Experiments were performed to increase the mobility of actinides in soil.
- Preliminary work was done for the measuring of transfer factors in a greenhouse.
- Investigations on the field of conventional soil analysis were started.

Results obtained

- The separation of Pu, Am, and Cm from the matrix of environmental samples with a chromatographic column was performed. The optimal conditions must be found out and the applicability of the chromatographic method to all sample materials of interest must be proved before a linkage with the method of separation and determination being on hand can be made.

- The deposition velocity of aerosols in the second main wind direction from the Karlsruhe reprocessing plant was determined. Using the Pu deposition of the surface layer of leaf mould of undisturbed soil horizons or soil, respectively, and using the Pu concentrations measured in ground air, a deposition velocity was measured for total Pu, being composed of Pu emissions of the reprocessing plant and fallout Pu.

- In batch experiments with 10 g soil and 100 ml solution of complex forming compound the distribution coefficients K_D between soil and solution for the radionuclides Pu, Am and Cm were determined. Acetate, tartrate, NTA, EDTA and DTPA in concentrations from $3 \times 10^{-4} \text{ M}$ to $3 \times 10^{-1} \text{ M}$ were used as complex forming compounds. In total, 8 different soils - sand, clay, loam, and loess - which were essential for agriculture were examined. The kinetic of adsorption was investigated. It was found that not later than 72 h after addition of Pu, Am, or Cm the solution an equilibrium is installed. Further on was shown that the distribution soil/solution is nearly reversible. Using compounds with stronger complexing properties causes a decreases of sorption of radionuclides on the soil. The same effect is to be seen, when the identical complex forming compound is used in higher concentrations. In comparison with Am and Cm, Pu is stronger adsorbed on soils, undependent of the kind of complex forming compound. The investigation of the influence of soil parameters on the adsorption behavior is in work.

- Soil cylinders of 30 cm in diameter and 40 cm of length were contaminated with Pu, Am, and Cm on the surface. By daily irrigation with 0.1 M DTPA-solution corresponding to 750 mm rainfall per year, the actinides were displaced in deeper soil layers. Within 8 weeks, they were washed nearly quantitatively out of the soil cylinders. Doubling the daily given irrigation volume forced to washing out evidently.

Plans for future work

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

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

06.03.02/10A Investigation of the Atmospheric Dispersion of Radioactive
PNS 4822 Pollutants in the Mesoscale (more than 15 km Distance)
(W. Hübschmann, P. Thomas, S. Vogt; HS)

Work performed

Based on experiences in the development of a first series of transponders, a second improved transponder test series has been developed by order of KfK. After satisfactory stationary testing this series of five transponders has been examined during tetron flights at Witthoh mountain. The tetrons were tracked by the MBVR-120 of the Geophysical Service of the Bundeswehr. Two transponders met easily the specifications (50 km distance, 5 hr transmission time). One of those was tracked during more than 8 hours up to more than 90 km distance. Two other transponders were hidden by hills in distance of almost 50 km. Therefore the radar-tracking was interrupted.

The KfK participated in the project of investigation of the coast climate in Sept. 1981 by a series of 27 Tetron flights. The tetrons were equipped by passive radar reflectors and were tracked by a WIMERA (wind measuring radar) up to distances from 20 to 50 km. Transponders could not be used because of incompatible polarisation of the radar. But the polarisation can be corrected with no problems.

Results obtained

The second test transponder series has been tested successfully with the MBVR-120 radar. About 30 Tetron trajectories have been registered. The evaluation is still underway.

Plans for future work

The participation in a meteorological measuring campaign in the Inn Valley (from Innsbruck down to Wasserburg) is planned in April 1982. This campaign will deliver information on the flow pattern in a valley, which is of interest for nuclear power plant sites.

06.03.02/11A Investigation on the Atmospheric Dispersion of Radioactive
PNS 4823 Pollutants in the Local Scale (up to Distances of 15 km) at
Source Heights above 100 m

(W. Hübschmann, J. Hiller, R. von Holleuffer-Kypke,
H. Schüttelkopf, P. Thomas, S. Vogt; HS)

Work performed

The tracer evaporator which had been demounted for a diffusion experiment carried out at Ispra had to be repaired. Subsequently its correct function is tested together with background concentration measurements in the area surrounding the tower. These tests proved the correct performance of the evaporator.

The category A experiment series with emission heights of 160 and 195 m was still to be completed, as the experiments at this category - frequently observed with calms - are difficult. In June a further category A experiment has been carried out. This was the last tracer experiment with emission heights of more than 100 m.

Results obtained

The individual evaluation of the experiments is completed.

Plans for future work

The documentation of the experiment series with emission heights of 160 and 195 m is being prepared.

06.03.02/12A Atmospheric Diffusion Models for Particular Meteorological
PNS 4824 Situations

(W. Hübschmann, K. Nester; HS)

Work performed and Results obtained

A trajectory puff model has been developed which simulates the diffusion of a pollutant puff which is released from a point source and travels along a curved path. The model is suited for situations with changing wind direction. It has been adapted to a coastal nuclear power plant site with orographical structure for evaluation of diffusion experiments. Balloon flights at the site revealed the particular flow pattern (local circulation) during calms.

Plans for future work

The puff model will be tested by simulating such diffusion experiments which could not be evaluated with previous methods.

06.03.02/13A Investigation of Remote Sensing Methods with Respect to
PNS 4825 their Suitability to Measure Meteorological Parameters in
the Atmospheric Boundary Layer
(W. Hübschmann, R. von Holleuffer-Kypke, P. Thomas; HS)

Work performed and results obtained

Two Doppler-SODAR-systems have been made available to KfK for a one year period. These are located close to the meteorological tower, that is on the meteorological meadow and at the southern waterworks. They are transmitting a sound impuls at 1 600 and 2 400 Hertz, respectively, every 3 seconds. Intensity and Doppler-shift of the backscattered signal allow to calculate the wind vector and to detect an inversion layer. The required range of detection is 420 m. At first some experiences have been collected in respect to the suitable location and the direction of inclination (20° against the vertical) of the antennas.

Sound level measurements proved that the regulatory guide lines are met in 200 m distant buildings. The data recording is working satisfactory for one of the SODAR-systems.

Plans for future work

Operation of two SODAR-Systems and recording of the complete measured data.
Evaluation of the data in relation to tower measurements.

06.03.02/14A Modelling of Long-Range Transport of Pollutants

PNS 4826 (G. Halbritter, G. Neumann-Hauf; AFAS)

Work performed

Within the framework of the above-mentioned project atmospheric pollutants transport and diffusion models were examined with regard to specific assumptions, range of application, availability for use as well as availability of the required input data.

Atmospheric transport and diffusion models can roughly be classified as empirical, semi-empirical and complex numerical models. Empirical models are based on observed and statistically analysed correlations between emission and air quality data. Complex numerical models, however, require the solution of the basic thermo-hydrodynamic equations describing the atmospheric motions and pollutant dispersion. The integration of these non-linear partial differential equations of first order requires skillfully set boundary conditions, initial data fields consistent with the basic equations as well as considerable computational effort. Semi-empirical models try to combine the advantages of the above-mentioned model types in order to get as reliable results as possible on the basis of available input data in daily practice. Trajectory or Lagrangian Puff models which belong to this type describe the atmospheric transport of an emitted puff by the mean flow, its diffusion, and, in some case, also the chemical transformation of pollutants and its deposition using simple analytical statements and routine meteorological data. Among the models of this type, the MESOS model, developed at Imperial College, London stands out by its quasi-"3-dimensional" treatment of the atmosphere. The model is suitable for calculating mean pollutant exposure from continuous releases as well as possible exposure from short-term accidental releases on the basis of statistics on the regional scale over Europe.

Under a contract with AFAS Imperial College carried out calculations with the MESOS program modelling the long-range transport of atmospheric pollutants emitted from tall stacks at Hannover and Stuttgart. The results are discussed with regard to site and season specific differences concerning the pollutant exposure over the countries of the European Communities. The sensitivity analysis gives the influence of emission height and the physico-chemical pollutant characteristics. The latter are included in the model in terms of dry deposition velocities and wash-out constants.

Results obtained

Among the models examined for calculating the long-range transport of atmospheric pollutants the MESOS model was selected for further modeling purposes and is presently being implemented on the KfK computer facility. The MESOS calculations performed at Imperial College show only slight site and season specific differences concerning the average fraction of release surviving beyond distances from the sources at Hannover and Stuttgart (< 10 %). There are also only minor differences with increasing stack height, e.g. when taking into account plume rise. However, the average fraction of release surviving beyond different distances is mainly dependent on the rates of dry and wet deposition. The dispersion of reactive gases and aerosols was compared which differ in dry deposition velocities by a factor of 10 and in wash-out constants by a factor of 5. While up to 60 % of the gases released from a stack of 200 m height are deposited within a distance of 400 km from the source only 20 % of the aerosols are deposited.

When comparing the ratio of loss by wet deposition to loss by dry deposition beyond different distances from the source there exist marked site and season specific differences. The ratio increases with increasing distance from the source at Hannover, however, it decreases with increasing distance from the source at Stuttgart. In winter time the ratio of pollutants deposited by wet deposition to pollutants deposited by dry deposition is higher than in summer time in Stuttgart and Hannover although the amount of precipitation is higher in summer time.

Plans for future work

Implementation and test of the MESOS model will be completed during 1982. Calculations of the long-range pollutant transport will be done for various European sites. The program will be enlarged for modelling, beside the radioactive decay, also the fate of the secondary decay products.

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

06.03.03/07A Improvement of the Consequence Model. Phase B of the
/08A German Reactor Risk Study

PNS 4831/32 (A. Bayer, K. Burkart, J. Ehrhardt; INR
W. Hübschmann, S. Vogt; HS, F. Horsch; PNS-PL)

Work performed

On the basis of most recent data selected parameters in the atmospheric diffusion model in UFOMOD were changed and their influence upon the risk analysed. At present the results of the international OECD/NEA-project "Benchmark Problem on Consequence Models" are evaluated.

The calculated late fatalities of the risk study have been analysed with regard to the persons affected, the distance from the source, the effective doses and the dose-effect relationship. In addition to that the question was raised how the risk would be changed by substituting the large size power plants by an equivalent number (with regard to power) of smaller plants.

Supplementing the hitherto chosen form of presentation the loss of life expectancy was discussed.

Results obtained

Improved parameters for dry deposition and wash out, the height dependency of Sigma and inclusion of wind direction distribution result in a three times smaller number of early fatalities than calculated in the GRS.

90 % of the late fatalities are in the living generation. About 80 % arise within 540 km distance and less than 40 % - in many cases even less than 5 % - are due to doses below the german legal limits for incident induced doses.

No decisive difference in the overall risk of a higher number of smaller plants compared to the actual number and size could be found.

Plans for future work

Starting on January 1, 1982 phase B of the German Risk Study will be executed.

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

06.01 SICHERHEIT UND UMGEBUNGSSCHUTZ VON KKW

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

06.01.01	HDR-Blowdown-Versuche zur dynamischen Beanspruchung von Reaktoreinbauten	4100-1
06.01.02	Entwicklung und Verifizierung von Codes zur dynamischen Beanspruchung von RDB-Einbauten	4100-32
06.01.15	Weiterentwicklung und Verifizierung von Codes zur Analyse der dynamischen Spannungen und Verformungen von LWR-Containments	4100-73
06.01.03	Entwicklung von Zweiphasen-Massenstrom-Meßverfahren und Anwendung bei den Blowdown-Experimenten	4100-86

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	4100-32
06.01.15	Weiterentwicklung und Verifizierung von Codes zur Analyse der dynamischen Spannungen und Verformungen von LWR-Containments	4100-73
06.01.03	Entwicklung von Zweiphasen-Massenstrom-Meßverfahren und Anwendung bei den Blowdown-Experimenten	4100-86

- 06.01.01 HDR-Blowdown-Versuche zur dynamischen Beanspruchung von Reaktoreinbauten
- 06.01.01/07A Auslegung, Vorausberechnung und Auswertung der HDR-Blowdown-
PNS 4115 Experimente zur dynamischen Belastung und Beanspruchung von Reaktordruckbehältereinbauten
- 06.01.01/08A Meßtechnische Erfassung und Auswertung des dynamischen Ver-
PNS 4116 haltens der Versuchseinbauten im Reaktordruckbehälter (RDB) des HDR im Rahmen der HDR-Blowdown-Versuche
(A.Ludwig, J.Kadlec, F.Eberle, G.Enderle, M.Geiß, F.Katz, H.Knüppel, G.Lang, P.Philipp, R.Scharnowell, E.G.Schlechtendahl, U.Schumann)

1. Übersicht über die durchgeführten Arbeiten

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

Im Jahre 1980 waren am HDR drei Blowdown-Versuche (V29.2 mit langen Stutzen und geringer Unterkühlung, V31 und V31.1 mit kürzerem Stutzen und größerer Unterkühlung) sowie Eigenschwingungsversuche am Kernmantel bei leerem und wassergefülltem Druckbehälter (sog. Snapback-Versuche, Versuchs-Serie V59) durchgeführt worden. Im Berichtsjahr 1981 wurden die Auswertungen dieser Versuche fortgeführt und weitgehend abgeschlossen.

Zur Versuchsserie V59 wurde der Quicklook-Report erstellt, der die unmittelbaren Versuchsergebnisse und ihren Vergleich mit den Resultaten von Vorausberechnungen verschiedener Institutionen enthält [1,2]. Daneben wurde das Rechenprogramm EVA, welches ein Verfahren zur Modalanalyse transienter Daten beinhaltet [3], für eine feinere Frequenzauflösung ertüchtigt und damit die Modalanalyse der Zeitreihen aus V59 abschließend durchgeführt.

Zur Vorbereitung auf das Deutsche Standardproblem Nr. 5 (HDR-Versuch V32) wurden mit den unter 06.01.02 beschriebenen Programmen (DRIX, FLUX, CYLDY3) Parameterstudien durchgeführt, mit denen eine bessere Anpassung der Rechenergebnisse an die Meßdaten der Versuche V31/V31.1 beabsichtigt und erreicht wurde.

Daneben wurde für den Blowdown-Versuch V32, der im Februar 1982 stattfinden soll, die anzustrebende Temperaturverteilung im RDB ermittelt und - wie auch für die anderen Versuche der geplanten Hauptversuchsreihe - erste Vorausrechnungen erstellt, die zur Abschätzung der erforderlichen Meßbereiche dienen.

Angesichts der erhöhten Beachtung, welche in letzter Zeit Kühlmittelverluststörfälle mit reduzierter Bruchöffnungsfläche sowie die Frage nach der Übertragbarkeit der HDR-Ergebnisse auf reale Anlagen gefunden haben, wurde ein Vorschlag zur Modifikation des Versuchsprogramms für die kommende Hauptversuchsreihe erarbeitet. Er sieht einen Versuch mit reduzierter Bruchöffnungsfläche und einen Versuch mit starken Nichtlinearitäten in der Struktur (lose Einspannung des oberen Kernmantelflansches bzw. Anschläge) vor. Entsprechende Rechnungen mit FLUX zeigten, daß auch am HDR bei einer Reduktion der Bruchfläche die Beanspruchungen nicht im gleichen Umfang reduziert werden und daß ein Versuch mit losem Kernmantel durchführbar ist.

Im Bereich der vom IRE betreuten Meßtechnik bestätigte eine Nachkalibrierung der bei den Versuchsreihen V29 bis V31.1 und V59 eingesetzten Instrumentierung bis auf wenige Ausnahmen die sehr gute Stabilität der Übertragungseigenschaften der Meßwertaufnehmer. Für die kommenden Blowdown-Versuche wurden neue Beschleunigungsaufnehmer kalibriert und eine verbesserte Führung der Meßtaster für die induktiven Wegaufnehmer entwickelt.

Der Versuchsaufbau bei den Blowdown-Versuchen V29 bis V31.1 und bei den Snapback-Versuchen V59 sowie die dort eingesetzte Meßtechnik wurde im Jahresbericht 1980 zu diesem Vorhaben [4] ausführlich behandelt. Deshalb zeigt der vorliegende Bericht vor allem die Ergebnisse des Vergleichs zwischen vorausberechneten und gemessenen Daten bei der Versuchsreihe V59 auf.

2. Zielsetzung und Versuchsmatrix der Versuchsgruppe V59

Die Versuchsgruppe V59 wurde als Vorversuch für die RDB-E-Blowdownversuche im Rahmen des HDR-Sicherheitsprogramms [5] geplant. Sie sollte ermöglichen, bei den für die Vorausrechnungen der Hauptversuche eingesetzten Codes

- die Strukturdynamik-Modelle allein und
- die Modellierung der Fluidodynamik und der Fluid-Struktur-Wechselwirkung ohne Ausströmvorgänge

zu verifizieren.

Dem ersten Ziel dienen die Untergruppen V59.1 und V59.3 (ohne Wasserfüllung im RDB), dem zweiten Ziel die Untergruppen V59.2 und V59.4 (mit Wasserfüllung im RDB).

Bei jedem Versuch wurde der Versuchskernmantel an definierter Stelle statisch ausgelenkt und dann plötzlich freigegeben ("Snapback"). Die hierdurch angeregten freien, gedämpften Schwingungen des Kernmantels wurden durch räumlich verteilte Weg- und Beschleunigungsaufnehmer erfaßt. Außerdem waren Dehnungsmeßstreifen sowie Absolut- und Differenzdruckaufnehmer eingesetzt.

Um möglichst verschiedene Schwingungsformen zu untersuchen, wurde die Anfangsauslenkung an zwei verschiedenen axialen Positionen eingeleitet (s. Abb. 1):

- am unteren Flansch des Kernmantels (Auslenkvorrichtung am T-Stützen bei 120°) zur Anregung globaler "Balkenbiege-Schwingungen" des Kernmantels (V59.1 und V59.2);
- am oberen Teil der unversteiften Kernmantelschale (Auslenkvorrichtung am A2-Stützen bei 110°) zur Anregung von Schalenmodes mit zwei und mehr Schwingungs-Knotenlinien am halben Umfang (V59.3 und V59.4).

Tabelle 1 zeigt die geplanten und erreichten Versuchsparameter bei den Referenzversuchen jeder Gruppe. Diese Referenzversuche waren alle Wiederholungen nominell identischer Versuche, die durchgeführt wurden, um die Reproduzierbarkeit der Versuchseinstellung und der Meßergebnisse zu überprüfen. Außerdem wurde in jeder Versuchsgruppe je ein Versuch mit reduzierter Anregung durchgeführt, der neben betriebs- und meßtechnischen Zwecken dem Ziel diente, die Linearität des jeweiligen Systems zu überprüfen.

Die Abweichungen zwischen Soll- und Istwerten wurden vor allem dadurch verursacht, daß die Anfangsauslenkung nicht unmittelbar an den Auslenkvorrichtungen gemessen werden konnte. Deshalb war bei den T-Stützen-Versuchen auf die Meßstelle KS1241 (s. Tab. 1 und 3) Bezug genommen worden, die die Verschiebung zwischen Kernmantel und RDB-Wand 180° gegenüber dem T-Stützen, aber oberhalb des unteren Kernmantelflansches anzeigte. Bei den A2-Stützen-

Versuchen wurde statt dessen die Auslenkkraft als Bezugsgröße gewählt, die über den Druck im Hydrauliksystem sehr genau bekannt war. Trotzdem wurde auch dieser Zielwert bei den Wasserversuchen etwas überschritten, weil die Einstellung der Auslenkvorrichtung bei drucklosem RDB erfolgen mußte und bei den Versuchen der Wasserdruck auf 20 bar erhöht wurde. Dadurch vergrößerte sich der Freiweg der Auslenkvorrichtung um einige Zehntel mm.

Die genannten Abweichungen der Versuchs-Anfangsbedingungen von den den Vorausrechnungen zugrunde liegenden Spezifikationen sind bei einem quantitativen Vergleich zwischen gemessenen und vorausgerechneten Daten zu beachten.

3. Versuchsergebnisse aus V59 und ihre Beurteilung

3.1 Generelle Aussagen zu den Versuchen

Die wichtigsten qualitativen Ergebnisse der Experimente sind:

- Die Versuchstechnik genügte voll den an sie gestellten Anforderungen. Dies zeigt sich vor allem an der hervorragenden Reproduzierbarkeit sämtlicher Signale bei Versuchen, die mit der gleichen Anregung durchgeführt wurden. Als Beispiel ist in Abb. 2 der Zeitverlauf eines Beschleunigungssignals aus zwei nominell identischen Versuchen dargestellt.
- Die Meßtechnik erfaßte im wesentlichen die relevanten Vorgänge. Allerdings fiel ein kleiner Teil der Beschleunigungsaufnehmer bei den A2-Versuchen zeitweise aus.
- Das System verhielt sich weitgehend linear. Dies zeigen die gemessenen Kraft-Verschiebungs-Kennlinien für das statische Verhalten und die dynamischen Signale bei Versuchen mit verschiedenem Anregungsgrad in Luft. Bei Versuchen mit Wasser im RDB traten schwache Nichtlinearitäten auf, die im Zeitsignal aber erst nach längerer Schwingungsdauer (ca. 3 bis 4 s) sichtbar wurden. Dieses Phänomen wird in Abschnitt 3.2 eingehender diskutiert.
- Bei den Wasserversuchen konnte ein entscheidender Einfluß der Fluid-Struktur-Wechselwirkung auf die Dynamik des Systems nachgewiesen werden. Vor allem wird hier die Systemantwort deutlich niederfrequenter.
- Bei den T-Stützen-Versuchen wurden erhebliche RDB-Bewegungen festgestellt, die gegenüber den Bewegungen des KM nicht mehr vernachlässigbar sind. Bei

den Luftversuchen betrug hier die maximal gemessene RDB-Amplitude ca. 15 % der spezifizierten KM-Auslenkung am T-Stützen. Bei den registrierten KM-Auslenkungen handelt es sich also um Relativbewegungen zwischen KM und RDB. Bei den Wasserversuchen wurde die RDB-Amplitude infolge der mitschwingenden Wassermasse gegenüber den Luftversuchen auf ein Drittel reduziert.

- Als Folge der Fluid-Struktur-Wechselwirkung wird bei den Wasserversuchen die kinetische Energie gleichmäßiger über das Frequenzspektrum verteilt, so daß die höheren Modes des KM auch bei der Anregung am T-Stützen eine größere Rolle als bei den Luftversuchen spielen.
- An den Signalen von Wegaufnehmern in einiger Entfernung vom unteren Versteifungsring beobachtet man bei den Wasserversuchen mit Anregung am T-Stützen, daß sich die Auslenkung des Kernmantels direkt nach dem Snapback zunächst vergrößert, bevor er zurückschwingt. Dieser Effekt wird mit zunehmender Entfernung von der Anregung ausgeprägter; auch dieses Verhalten ist nur durch Fluid-Struktur-Wechselwirkungseffekte erklärbar.
- Die Zeitsignale lassen bereits erkennen, daß bei den A2-Stützen-Versuchen im Gegensatz zu den T-Stützen-Versuchen kein einzelner Mode dominiert; vielmehr wird eine Vielzahl von Modes angeregt.
- Im Langzeitbereich werden unterschiedliche Dämpfungscharakteristiken bei Luft- und Wasserversuchen deutlich:
Bei den Wasserversuchen klingen die Schwingungen langsamer ab. Hier wird die potentielle Energie des ausgelenkten Kernmantels zum Teil in kinetische Energie des Kernmantels und zum anderen Teil in kinetische Energie des Fluids umgewandelt, welches weniger dämpft als die Struktur. Bei den Luftversuchen wird die potentielle Energie des ausgelenkten Kernmantels dagegen vollständig in kinetische Energie desselben umgewandelt, so daß der Einfluß der Strukturdämpfung auf die Energiebilanz größer ist. Dieses Verhalten wird auch von der durchgeführten Modalanalyse [3,6] bestätigt. Danach bewegen sich die modalen Dämpfungsquotienten bei den Luftversuchen zwischen ca. 1,4 % (Balkenbiegeschwingung) und 0,03 % (Schalenschwingungen höherer Ordnung), während die entsprechenden Werte bei den Wasserversuchen 0,6 % und ebenfalls 0,03 % betragen. Hinsichtlich der weiteren Einzelheiten der Modalanalyse sei auf die Berichte in [3,6] verwiesen.

3.2 Erklärung der nichtlinearen Anregung bei den Snapback-Versuchen in Wasser

Schon im vorhergehenden Abschnitt war darauf hingewiesen worden, daß bei den Versuchen mit wassergefülltem RDB Beobachtungen gemacht wurden, die mit linearen Modellen nicht zu erklären sind. Besonders deutlich traten sie bei Anregung am T-Stützen hervor, wo die Strukturverschiebungen insgesamt größer waren.

Abb. 3 zeigt das Langzeitsignal einer Wegmeßstelle, die sich auf dem Meridian der Auslenkvorrichtung am T-Stützen etwa 3,5 m oberhalb des unteren Kernmantelflansches befindet. Ab etwa 3 s tritt in dem zuvor von einer Frequenz beherrschten Signal eine zweite, höhere Frequenz hervor, die zunehmend stärker wird. Die Modalanalyse [3] zeigte, daß die erste Frequenz mit $f_1 \sim 6,5$ Hz zur Grundschiwingung der Umfangsordnung $n = 1$ gehört ("Balkenbiegemode"), während die später angefachte Schwingung mit einer Frequenz $f_2 \sim 13$ Hz zwei Knotenlinien am halben Schalenumfang aufweist und demnach der Umfangsordnung $n = 2$ zuzurechnen ist ("Ovalisierungsmode").

Diese im Versuch beobachtete Anfachung des zweiten Umfangsmodes kann durch eine nichtlineare Wechselwirkung zwischen der Schwingung erster und zweiter Umfangsordnung infolge des hydrodynamischen Druckes erklärt werden. Im folgenden soll diese Aussage durch eine quantitative Abschätzung gestützt werden.

Hierzu betrachten wir einen horizontalen Schnitt durch den Druckbehälter gemäß Abb. 4 und lassen nur Bewegungskomponenten in dieser Ebene zu. Bezüglich der Hydrodynamik dominieren die Vorgänge im Ringraum, den wir als eng voraussetzen, d.h. $H \ll R$.

Die radiale Schalenverschiebung sei

$$w(\varphi, t) = W_1(t) \cos(\varphi) + W_2(t) \cos(2\varphi), \quad (1)$$

d.h., wir betrachten den ersten und zweiten Umfangsmode.

Aus der Kontinuitätsgleichung folgt für die Umfangsgeschwindigkeit $u(\varphi, t)$ im Fluid

$$H \cdot u(\varphi, t) = \int_0^{\varphi} R \dot{w}(\varphi, t) d\varphi$$

oder

$$u(\varphi, t) = \frac{R}{H} \dot{W}_1 \sin \varphi + \frac{R}{2H} \dot{W}_2 \sin(2\varphi) \quad (2)$$

Zunächst wird der Druck $p = \frac{1}{2} \rho u^2$ infolge des ersten Modes ($W_2(t=0)=0!$) bestimmt:

$$p = \frac{1}{2} \rho \left(\frac{R}{H}\right)^2 \dot{W}_1^2 \sin^2 \varphi \quad (3)$$

Dieser Druck führt zur Anregung des zweiten Modes, da $\sin^2 \varphi = \frac{1}{2}(1 - \cos 2\varphi)$.

Die Bewegungsgleichung des zweiten Modes leiten wir nach dem Hamilton'schen Prinzip ab: Die kinetische Energie je axiale Längeneinheit sei T . Die entsprechende potentielle Energie sei U , die virtuelle Arbeit δW :

$$\begin{aligned} T &= \frac{1}{2} H \int_0^{2\pi} \rho u^2 R d\varphi + \frac{1}{2} h \int_0^{2\pi} \rho_s \dot{w}^2 R_s d\varphi = \\ &= \frac{1}{2} M \dot{W}_2^2 \end{aligned}$$

wobei

$$M = \rho H R (R/(2H))^2 \pi + \rho_s h R_s \pi.$$

Für die potentielle Energie benutzen wir die gemessene Eigenkreisfrequenz des zweiten Modes ω_2 in Wasser:

$$U = \frac{1}{2} S W_2^2, \quad S = \omega_2^2 M.$$

Die virtuelle Arbeit ist

$$\delta W = - \int_0^{2\pi} p \delta w R_s d\varphi$$

Das Minuszeichen berücksichtigt die Tatsache, daß der Druck die Verschiebung reduziert. Mit (1,3) folgt

$$\begin{aligned} \delta W &= - \frac{1}{2} \rho \left(\frac{R}{H}\right)^2 \dot{W}_1^2 \delta W_2 R_s \int_0^{2\pi} \sin^2 \varphi \cos(2\varphi) d\varphi = \\ &= \frac{\pi}{4} \rho R_s \left(\frac{R}{H}\right)^2 \dot{W}_1^2 \delta W_2 \end{aligned}$$

Damit lautet die Bewegungsgleichung des zweiten Modes

$$M \ddot{W}_2 + \omega_2^2 M W_2 = \delta W / \delta W_2$$

oder

$$\ddot{W}_2 + \omega_2^2 W_2 = \frac{1}{1+m} \dot{W}_1^2 / H \equiv K$$

wobei

$$m = 4 h H \rho_s / (\rho R^2) + \frac{R}{R_s} - 1$$

das Verhältnis der Schalenmasse zur virtuellen Fluidmasse ist.

Bei Vernachlässigung des Abklingens des ersten Modes ist

$$W_1(t) = \hat{w}_1 \cos \omega_1 t$$

Folglich ist die Anregungskraft K je Massen- und Längeneinheit für den zweiten Mode gegeben durch

$$K = \frac{1}{1+m} \omega_1^2 \hat{w}_1^2 / H \left(\frac{1}{2} + \frac{1}{2} \cos(2 \omega_1 t) \right).$$

Nun ist im Experiment $\omega_2 \sim 2 \omega_1$, d.h., es liegt Resonanz vor. Die Schwingungsamplitude wächst aufgrund des periodischen Kraftanteils im wesentlichen linear an, also (vgl. [7_7]):

$$W_2(t) = \frac{1}{1+m} \omega_1^2 \hat{w}_1^2 / H \cdot \frac{1}{4} \frac{t}{\omega_2} \sin(\omega_2 t)$$

Mit den Zahlenwerten aus Tab. 2 folgt für die Amplitude \hat{w}_2 von $W_2(t)$ nach 4 s der Wert

$$\hat{w}_2(4 \text{ s}) \sim 0,275 \text{ mm.}$$

Eine Schwingung dieser Größenordnung erklärt den experimentellen Befund, s. Abb. 5.

In dem für den Blowdown interessanten Zeitbereich beträgt die entsprechende Amplitude

$$\hat{w}_2(100 \text{ ms}) \sim 0,007 \text{ mm.}$$

Dieser Zahlenwert liegt deutlich unter 1 % der Amplitude im Grundmode und ist also vernachlässigbar.

4. Vergleich der Meßergebnisse mit den Vorausrechnungen

Die vier Referenzversuche der Versuchsreihe V59 waren von verschiedenen deutschen und amerikanischen Institutionen vorausberechnet worden. Im folgenden werden einige typische Ergebnisse der vom IRE durchgeführten Vorausrechnungen mit der Programmkombination FLUX/CYLDY3 entsprechenden Meßergebnissen gegenübergestellt.

FLUX dient zur Beschreibung der Strömungsvorgänge im RDB und der Wechselwirkung zwischen dem Fluid und der flexiblen Struktur, während CYLDY3 das dynamische

Verhalten einer dünnwandigen Kreiszylinderschale mittels ihrer Eigenfrequenzen und Eigenschwingungsformen darstellt. Diese Programme und die ihnen zugrunde liegenden Modellvorstellungen sind u.a. im Bericht zum Vorhaben 06.01.02 beschrieben, weshalb an dieser Stelle darauf verzichtet wird.

Zur Zeit der Vorausrechnungen für V59 war jedoch weder FLUX noch CYLDY3 darauf eingerichtet, die Flexibilität des Druckbehälters zu berücksichtigen. Er wurde deshalb als unbeweglich und starr behandelt. Ebenso wurden der obere und der untere Kernmantelflansch als Starrkörper modelliert. Die Zulässigkeit beider Vereinfachungen wurde nicht zuletzt durch die Ergebnisse von V59 mehr oder weniger in Frage gestellt. Deshalb sind Nachrechnungen mit den inzwischen erweiterten und verbesserten Programmen für die nächste Zeit geplant.

4.1 Anfangsauslenkungen, Auslenkkräfte

Beim Vergleich der berechneten und gemessenen Anfangsauslenkungen und Auslenkkräfte machen sich die schon im Abschnitt 2 angesprochenen Unterschiede zwischen geplanten und erreichten Anfangswerten am stärksten bemerkbar. Hinzu kommt, daß bei den A2-Versuchen mit Wasser die Wegaufnehmer- und Dehnungssignale vor Beginn der Auslenkung nicht oder schon vor der Druckerhöhung im RDB auf Null gesetzt wurden, so daß bei dieser Versuchsgruppe diesen Signalen eine Nullpunktverschiebung überlagert ist.

Bei den T-Stützen-Versuchen wurde vor der eigentlichen Versuchsdurchführung eine statische Kraft-Weg-Kennlinie mittels einer Kraftmeßdose an der Auslenkvorrichtung und zweier Wegaufnehmer durchgeführt worden. Anhand dieser Kennlinie läßt sich die gemessene Auslenkkraft auf die geplante Anfangsauslenkung normieren, und man erhält für eine Kernmantelverschiebung an der Auslenkvorrichtung von 3,5 mm eine "reduzierte" Auslenkkraft von 684 kN. Dem steht der berechnete Wert von 650,8 kN gegenüber, der, wie eine Nachrechnung mit dem Programm CYLSTA (einer statischen Kurzversion von CYLDY3) zeigte, aus einer axialen Verschiebung der Krafteinleitungsstelle im Rechenmodell um 0,15 m resultiert. CYLSTA liefert bei gleicher Modellierung der Krafteinleitung praktisch den gleichen Wert wie FLUX/CYLDY3, bei realitätsgetreuer Modellierung aber 681,1 kN.

Tabelle 3 stellt die gemessenen und berechneten Auslenkkräfte und Anfangsverschiebungen einander gegenüber. Dabei ist zu beachten, daß in der Messung die lokalen Relativverschiebungen zwischen Kernmantel und RDB erfaßt wurden, während bei den Rechnungen der RDB als starr behandelt wurde. Die Rechenwerte

unterscheiden sich also zumindest um den Betrag der RDB-Verformungen von den Meßwerten. Folgendes läßt sich feststellen:

- Die gemessenen Verschiebungen bei KS 1010, KS 1024 und KS 1028 sind auch nach der Normierung betragsmäßig deutlich größer als die entsprechenden Rechenwerte. Der Unterschied nimmt bei Annäherung an die Anregungsstelle zu und ist signifikant gegenüber den Unterschieden zwischen den verschiedenen Rechenwerten. Dagegen wird die Verschiebung bei KS 1241 etwa richtig berechnet.

Die drei erstgenannten Aufnehmer befinden sich alle auf dem Meridian der Auslenkvorrichtung ($\varphi = 120^\circ$), der Aufnehmer KS 1241 aber ist um 180° versetzt ($\varphi = 300^\circ$). Deshalb kann aus dem dargestellten Befund geschlossen werden, daß der RDB durch die Reaktionskraft auf die Auslenkung in der Nähe des T-Stutzens bei 120° um mehr als 0,5 mm statisch verformt wird, während man für die gegenüberliegende Stelle bei KS 1241 weniger als 0,1 mm abschätzen kann. Nennenswerte statische globale (Balken-)Biegeverformungen des RDB sind also nicht festzustellen.

Der geringe Unterschied zwischen den Meßwerten aus V59.1.4 und V59.2.3 ist auf die Aufweitung des RDB durch den Innendruck bei den Wasserversuchen zurückzuführen.

Bei den Versuchen mit Anregung am A2-Stutzen wurde die Auslenkkraft direkt zur Versuchseinstellung herangezogen. Deshalb erscheint hier eine Normierung der Meßwerte weder sinnvoll noch erforderlich.

In Tabelle 4 sind wieder die Rechenergebnisse und Meßwerte dieser Versuche verglichen. Bei den Meßwerten aus V59.4.3 ist die statische Nullpunktverschiebung bei den Wasserversuchen zu erkennen; sie sollten deshalb beim Vergleich außer Acht gelassen werden.

Die Unterschiede zwischen den Ergebnissen aus V59.3.4 und aus der Rechnung können in diesem Fall nur bei den Meßstellen KS 1241, KS 1024 und KS 1028 mit der RDB-Verformung erklärt werden. Dagegen liegt die Meßstelle KS 1010 in unmittelbarer Nähe der Auslenkvorrichtung, und hier ist offensichtlich die Modellierung der Krafteinleitung in die Schale und die Feinheit der Schalendiskretisierung (d.h. die Zahl der berücksichtigten azimuthalen und axialen Schwingungsordnungen) von erheblichem Einfluß. Die gewählte Modellierung (Kraft auf einer Fläche $0,3 \times 0,3 \text{ m}^2$ gleichmäßig verteilt; höchste Umfangsordnung

$n_{\max} = 16$; Grenzfrequenz im Vakuum $f_{\max} = 1000$ Hz) reicht also nicht zur korrekten Beschreibung lokaler Vorgänge aus.

4.2 Dynamische Signale (Kurzzeitverhalten)

Im folgenden wird das Ergebnis des Vergleichs zwischen Meß- und Rechenkurven qualitativ beschrieben und anhand ausgewählter Diagramme belegt. Der Übersichtlichkeit halber werden die einzelnen Versuchsgruppen getrennt behandelt.

4.2.1 Versuchsgruppe V59.1 (T-Stützen, Luft)

Bei den Wegsignalen wird die Grundfrequenz der Schwingungen und deren Amplitude in der Rechnung recht gut getroffen. Höherfrequente Signalanteile im Meßsignal von Aufnehmern, die von den Schalenenden weiter entfernt liegen (KS 1010, KS 1024; s. Abb. 6) werden kaum wiedergegeben. Sie dürften zu Schalenmodes höherer Umfangsordnung gehören, die bei diesem Versuch wegen der endlichen Steifigkeit des unteren Kernmantelflansches mit angeregt werden. Dies kann im vorliegenden Rechenmodell wegen der starren Schalenränder nicht berücksichtigt werden.

Dieselbe Erklärung trifft auf die nicht vorausgesagte hochfrequenten Anteile im Beschleunigungssignal zu, s. Abb. 7. Der gezeigte Aufnehmer befindet sich in der Nähe des unteren Schalenrandes, wo höhere Balkenbiegemodes nur sehr kleine Amplituden haben. Schalenmodes können an dieser Stelle aber schon deutliche Ausschläge aufweisen, und da die Beschleunigungen dem Quadrat der Frequenz proportional sind, treten diese Signale in der Messung besonders deutlich hervor.

Anders verhält es sich bei den Dehnungen. Zwar wird hier das Frequenzverhalten ähnlich gut wie bei Wegmeßstellen am unteren Schalenrand wiedergegeben, doch die statische und dynamische Amplitude der Axialdehnung wird von der Rechnung bis zum Faktor 2 überschätzt. Nur ein Bruchteil dieser Differenz kann mit erkannten Abweichungen der tatsächlichen Meßstellenposition von den der Rechnung zugrunde liegenden Angaben erklärt werden, obwohl bei den Dehnmeßstellen in der Nähe des oberen Schalenrandes eine kleine axiale Abweichung auch nach der Theorie große Änderungen der Amplitude verursacht. In Abb. 8 sind die gemessenen statischen Anfangsdehnungen über der axialen Position aufgetragen, nachdem die Meßwerte auf den Meridian der Auslenkvorrichtung umgerechnet wurden. Daneben ist das Ergebnis einer CYLSTA-Nachrechnung für diesen Meridian

und für die gegebene Anfangsauslenkung angeben. Die Ursache der meist erheblichen Abweichungen konnte nicht gefunden werden, doch ist sie eher auf der versuchs- oder meßtechnischen Seite zu vermuten. Die bei den Vorausrechnungen eingesetzten Rechenprogramme lieferten an dieser Stelle nämlich fast die gleichen Werte.

4.2.2 Versuchsgruppe V59.2 (T-Stützen, Wasser)

Bei diesen Versuchen liegt die Grundfrequenz wegen der Wasserträgheit erwartungsgemäß wesentlich tiefer. Sie wird in den Rechenergebnissen recht genau wiedergegeben. Für Wegmeßstellen im Schalenbereich des Kernmantels (z.B. KS 1010, Abb. 9) zeigt auch die Rechnung mehr oder weniger ausgeprägt die in der Messung amplitudenmäßig am stärksten hervortretende Oberwelle. Im Meßsignal noch sichtbare weitere Oberwellen können in den Rechenkurven nicht mehr identifiziert werden.

Bei den Beschleunigungen beschreibt die Rechenkurve die nieder- und mittelfrequenten Anteile des Meßsignals gut (s. Abb. 10). Wie bei den Luftversuchen werden aber die hochfrequenten Anteile, deren Amplitude wesentlich größer ist, nicht wiedergegeben. Neben der möglicherweise nicht ausreichenden Diskretisierung dürfte auch hier die Ursache in der vereinfachten Modellierung des Schalenrandes liegen.

Der Frequenzgehalt der berechneten und gemessenen Dehnungen entspricht etwa dem der Wegsignale. Die Amplituden der Axialdehnungen werden aber auch hier drastisch überschätzt, wofür dieselben Ursachen wie bei den Luftversuchen maßgeblich sein dürften.

Diese Versuche mit wassergefülltem RDB sollten ja über die Ziele der Luftversuche hinaus Information über die Fluid-Struktur-Wechselwirkung erbringen. Aus dem Experiment kann eine solche Information am unmittelbarsten anhand der Differenzdrucksignale gewonnen werden. Abb. 11 zeigt, wie erfreulich gut die berechneten Druckdifferenzen mit den gemessenen Kurven korrelieren.

4.2.3 Versuchsgruppe V59.3 (A2-Stützen, Luft)

Die Kurven der Vorausrechnung für diese Versuchsgruppe stimmen alle für die ersten 30 bis 40 ms mit den entsprechenden Meßsignalen sehr gut überein, abgesehen von den bereits genannten Abweichungen bei den Anfangswerten. Dies gilt für Weg-, Beschleunigungs- und Dehnungssignale gleichermaßen. Zwischen $t = 30$ ms und $t = 40$ ms fallen sie jedoch gleichsam außer Takt, die Übereinstimmung geht

verloren, und die Rechenkurve verläuft oft sogar gegenphasig (s. z.B. Abb. 12 und Abb. 13). Eine befriedigende Erklärung hierfür konnte nicht gefunden werden; möglicherweise hängt auch dies mit einer unzureichenden Abbildung der Anfangsverformung zusammen.

Bei Beschleunigungsaufnehmern, die auf der Höhe der Auslenkvorrichtung, aber am Umfang versetzt am Kernmantel angebracht sind, werden allerdings die Amplituden von der Vorausrechnung etwas unterschätzt, s. Abb. 14.

Zwei Dehnungsmeßstellen in unmittelbarer Nähe der Auslenkvorrichtung waren von der Innenseite des Kernmantels auf die Außenseite verlegt worden, weil sie sonst mit der Ankerplatte der Auslenkvorrichtung kollidiert hätten. In die Vorausrechnung war diese Änderung aber nicht mehr eingeflossen. Trotzdem ist für die ersten 30 bis 40 ms eine außerordentlich gute Übereinstimmung in Amplitude, Frequenz und Phasenlage zwischen Meß- und Rechenergebnissen festzustellen (z.B. für die Axialdehnung bei KA/KI 3263, s. Abb. 15). Daraus folgt, daß die Dehnung an dieser Meßstelle kaum Biegeanteile enthält, sondern überwiegend von der Membrandehnung bestimmt wird; denn Biegedehnungen verlaufen innen und außen gegenphasig und müßten deshalb hervortreten.

Offenbar macht sich dabei die wesentlich zu groß berechnete Anfangsdehnung im weiteren Verlauf deshalb nicht bemerkbar, weil das gemessene Signal unmittelbar nach dem Snapback eine scharfe Spitze aufweist, die fast den berechneten Anfangswert erreicht. Diese Spitze dürfte auf dynamische Reaktionen der Ankerplatte zurückzuführen sein, die wohl bei der statischen Belastung mehr in ihrem mittleren Bereich trägt, so daß nach der Entlastung ihr Rand gegen den Kernmantel "schlägt". Im übrigen ist der überhöhte Anfangswert der Rechnung qualitativ konsistent mit der zu großen Anfangsauslenkung bei der Meßstelle KS 1010 (s. Tab. 4 und Abb. 12). Er wird zumindest teilweise durch eine unzureichende Darstellung der Lastverteilung verursacht. Darüber hinaus könnte auch der gemessene Anfangswert der Dehnung durch die Anwesenheit der Platte und der Bohrung zur Durchführung der Zugstange gestört sein; dieser Einfluß läßt sich aber nicht ohne weiteres abschätzen.

4.2.4 Versuchsgruppe V59.4 (A2-Stützen, Wasser)

Beim Vergleich der Meßergebnisse dieser Gruppe mit den Rechenergebnissen ist die statische Nullpunktverschiebung bei den Weg-, Dehnungs- und Differenzdruckaufnehmern zu beachten.

Insgesamt werden die gemessenen Zeitverläufe qualitativ gut vorausberechnet. Die bei den Luftversuchen beobachtete Abweichung nach ca. 35 ms tritt bei den Wegsignalen (s. Abb. 16 und 17) und bei den Dehnungen im betrachteten Zeitbereich bis 100 ms kaum in Erscheinung, bei den Beschleunigungen schwächer und später (s. Abb. 18). Offensichtlich bewirkt die Trägheit des mit-schwingenden Wassers eine rasche Lastverteilung auf der Schale, wodurch die Bewegungsvorgänge vergleichmäßig werden. Die mit der Zeit zunehmende Unterschätzung der Beschleunigungsamplituden ist sehr wahrscheinlich auf die großen Dämpfungswerte zurückzuführen, die bei der Rechnung angenommen wurden und die mit 3 % modaler Strukturdämpfung um ein bis zwei Größenordnungen über den Ergebnissen der anfangs zitierten Modalanalyse [3] liegen.

Bei Beschleunigungsaufnehmern abseits vom Anregungsmeridian (Abb. 19) werden allerdings die Amplituden der hochfrequenten Anteile noch wesentlich mehr unterschätzt als bei den Luftversuchen. Die entsprechenden Frequenzen liegen bei etwa 800 bis 1000 Hz. Dies stützt die Vermutung, daß mit einer feineren Diskretisierung als der hier benutzten durchaus noch eine bessere Übereinstimmung zwischen Messung und Rechnung erreicht werden kann.

Die Differenzdrücke werden qualitativ ebenfalls gut beschrieben, auch ihre Ausschläge stimmen in der Rechnung etwa mit den gemessenen überein, s. Abb. 20. Jedoch ist bei den Versuchen dieser Gruppe dem Meßwert ein höherfrequentes Signal überlagert, das von der Rechnung nicht aufgezeigt wird. Da es zu Beginn der Transiente besonders stark auftritt, ist nicht auszuschließen, daß in diesem Fall die Druckaufnehmersignale durch die Beschleunigungsempfindlichkeit der Aufnehmer verfälscht wurden. Diese Aufnehmer hatten bei den Versuchen der Gruppe V59.3 (A2/Luft) Druckdifferenzen in der Größenordnung von 0,4 bar angezeigt (bei allerdings noch größeren Beschleunigungen), während allenfalls wenige mbar zu erwarten waren.

5. Zusammenfassung der Ergebnisse

Die eingangs genannten Versuchsziele für V59 unterscheiden zwischen der Beschreibung der Strukturodynamik einerseits und gekoppelter fluid- und struktur-dynamischer Vorgänge andererseits. Diese Unterscheidung erscheint auch bei der Darstellung der Versuchsergebnisse hinsichtlich der Code- und Modellverifikation zweckmäßig.

Rein struktur-dynamische Aspekte sind bei den statischen Anfangsbedingungen und bei den Luftversuchen von Bedeutung. Hier hat der Vergleich zwischen Meß- und Rechenergebnissen gezeigt:

- Bei im wesentlichen globaler Belastung und balkenartiger Verformung des Kernmantels (V59.1) wird das Verschiebungsfeld des Kernmantels vom vorliegenden Modell statisch und dynamisch hinreichend genau beschrieben. Die Eigenbewegung des RDB ist aber - zumindest beim HDR - nicht vernachlässigbar und sollte modelliert werden. Ebenso hat sich gezeigt, daß die Nachgiebigkeit des unteren und vielleicht auch des oberen Kernmantelflansches merklichen Einfluß auf die Bewegungsvorgänge hat. Dieser äußert sich auch in den Eigenfrequenzen der Schalenmodes kleiner Ordnungen, s. $\underline{3,6}$. Bei den Beschleunigungen werden hochfrequente Anteile kaum richtig wiedergegeben; doch hat diese Tatsache unter Sicherheitsaspekten wenig Bedeutung, da die Beanspruchung durch die Verformung (oder das zweifache Zeitintegral über die Beschleunigungen) bestimmt wird.
- Bei lokalen Belastungen (A2-Stützen-Versuche) ist die Beschreibungsqualität des statischen Verschiebungsfeldes stark abhängig von der Darstellung der Lastverteilung. Sie hat auch Auswirkungen auf das dynamische Modell, die sich u.U. jedoch erst nach einigen Schwingungszyklen bemerkbar machen. Außerdem kommt in der dynamischen Systemantwort auf solche Belastungen das typische Schalenverhalten besonders deutlich zur Geltung, welches eine sehr feine Diskretisierung erfordert.

Bei den Versuchen mit wassergefülltem RDB (V59.2 und V59.4) stand die dynamische Fluid-Struktur-Wechselwirkung im Vordergrund des Interesses. Aus diesen Versuchen und den entsprechenden Rechnungen folgt:

- Die Wechselwirkung des Wassers mit der Struktur verändert das dynamische Systemverhalten wesentlich. Die Fluid-Struktur-Wechselwirkung muß deshalb in den Rechenmodellen angemessen berücksichtigt werden.
- Das Fluid-Strukturwechselwirkungsmodell in FLUX hat sich bei den Vorausrechnungen für die hier betrachteten Versuche als tragfähig erwiesen und führte meist zu guter Übereinstimmung mit den gemessenen Effekten. Größere Abweichungen konnten im allgemeinen als Diskretisierungsfehler identifiziert werden.

Abschließend ist festzustellen, daß durch die Ergebnisse der Snapback-Versuche am HDR-Kernmantel das Konzept der Programmkombination FLUX/CYLDY3 im Grundsatz und auch weitgehend im Detail bestätigt wurde. Gleichzeitig konnten noch wertvolle Hinweise auf erforderliche Verbesserungen, Erweiterungen

und Verfeinerungen in diesen Programmen sowie in den mit ihnen aufgebauten Rechenmodellen gewonnen werden.

Literatur:

- [1] Wolf, L., Schumann, U., Scholl, K.H.:
Experimental and analytical results of coupled fluid-structure interactions during blowdown of the HDR-vessel.
Trans. SMIRT 6^{x)}, S. B2/1,1-10
- [2] Ludwig, A., Schumann, U.:
Calculations for the HDR blowdown and snapback tests with FLUX. Fluid-Structure Interaction and Internal Loading in Thermal Reactors, 2nd Internat. Seminar, Ispra, I, August 24-25, 1981
- [3] Eberle, F., Kadlec, J.:
Erfahrungen aus der modalanalytischen Auswertung von Snap-back-Versuchen. Wind- und erdbebenerregte Schwingungen von Bauwerken. Votr. der Fachtagung, Hannover, 1.-2.Okt. 1981; Düsseldorf: VDI-Verl. 1981. S. 39-45 (VDI-Berichte. 419)
- [4] Projekt Nukleare Sicherheit. Jahresbericht 1980. KfK 295G (August 1981)
- [5] HDR-Sicherheitsprogramm - Gesamtprogramm - Rev. 3, Stand Juni 1980. KfK-PHDR
- [6] Eberle, F., Erb, E., Kadlec, J., Philipp, P., Wolf, E.:
Trans. SMIRT 6^{x)}, S. B3/1,1-8
- [7] Magnus, K.: Schwingungen. Teubner Verlag, Stuttgart (1961), S. 173.

x) Trans. SMIRT 6 $\hat{=}$ Rastoin, J. (Hrsg.) et al.:
Transactions of the 6th Internat. Conf. on Structural Mechanics in Reactor Technology,
Paris, F, August 17-21, 1981. Luxembourg.
Commission of the European Communities 1981.

Tabelle 1: Versuchsparameter der Referenzversuche bei V59

Versuchs- Nr.	Anregungs- ort am Stüt- zen	Medium im RDB	Anfangsauslenkung $\overline{[mm]}$ an der Auslenkvorrichtung			Auslenkkraft $\overline{[kN]}$	
			Soll	Ist	Meßstelle KS 1241 (Ist)	Soll	Ist
V59.1.4	T	Luft	3,5	3,79	3,55	684	738
V59.2.3	T	Wasser	3,5	3,69	3,46	684	719
V59.3.4	A2	Luft	(2,0)	?	-	140	140
V59.4.3	A2	Wasser	(2,0)	?	-	140	149

Tabelle 2: Geometrie- und Stoffdaten zu Abb. 4 sowie abgeleitete und gemessene Größen

Mittlerer Ringraumradius	$R \sim 1,4$	m
Ringraumbreite	$H \sim 0,15$	m
Schalendicke	$h \sim 0,023$	m
Mittlerer Schalenradius	$R_s \sim 1,32$	m
Fluiddichte im Ringraum	$\rho \sim 1000$	kg/m ³
Dichte des Schalenwerkstoffs	$\rho_s \sim 7900$	kg/m ³
<hr/>		
Schalenmasse/virtuelle Fluidmasse	$m \sim 0,116$	
<hr/>		
Eigenfrequenz des Kernmantels [3]		
im 1. Umfangsmode	$f_1 \sim 6,5$	Hz
im 2. Umfangsmode	$f_2 \sim 13,0$	Hz
Eigenkreisfrequenz des Kernmantels		
im 1. Umfangsmode	$\omega_1 \sim 40,84$	s ⁻¹
im 2. Umfangsmode	$\omega_2 \sim 81,68$	s ⁻¹
Ausgangsamplitude des Kernmantels		
im 1. Umfangsmode	$\hat{w}_1 \sim 1,5$	mm
(Meßstelle KS 1028, s. Abb. 5)		

Tabelle 3: Auslenkkraft und Anfangsverschiebungen bei Auslenkung am T-Stützen
($z = 2150 \text{ mm}$, $\varphi = 120^\circ$)

Meßstelle	Ausl.- kraft [kN]		Anfangsverschiebungen [mm]			Bemerkungen
	US0004	KS 1241	KS 1010	KS 1024	KS 1028	
Höhe z/mm	2150	2617	7825	5605	4145	
Winkel φ	120°	300°	120°	120°	120°	
V59.1.4	738	3,55	-0,584	-1,92	-3,02	Meßwerte
V59.2.3	719	3,46	-0,56	-1,87	-2,97	
*V59.1.4	684	3,284	-0,540	-1,78	-2,79	reduzierte Meßwerte
*V59.2.3	684	3,288	-0,532	-1,78	-2,82	
Voraus- rechnung FLUX/ CYLDY3	650,8	3,329	-0,41	-1,352	-2,198	
Nach- rechng. CYLSTA	681,1	3,196	-0,431	-1,389	-2,226	Krafteinleitung realitätsgetreu

*V59.....: Meßwerte anhand gemessener Kennlinie auf geplante
Anfangsauslenkung reduziert.

Tabelle 4: Auslenkkraft und Anfangsverschiebungen bei Auslenkung
am A2-Stützen ($z = 8000 \text{ mm}$, $\varphi = 110^\circ$)

Meßstelle	Ausl.- kraft [kN]	Anfangsverschiebungen [mm]				Bemerkungen
	(US0003)	KS 1241	KS 1010	KS1024	KS 1028	
Höhe z [mm]	8000	2617	7825	5605	4145	Kraft aus Kenn- linie u. Druck
Winkel φ	110°	300°	120°	120°	120°	
V59.3.4	140	-0,09	1,11	0,58	0,33	Meßwerte
V59.4.3	149	-0,23	1,01	0,44	0,18	
Voraus- rechng. FLUX/ CYLDY3	139,3	-0,077	1,460	0,499	0,221	

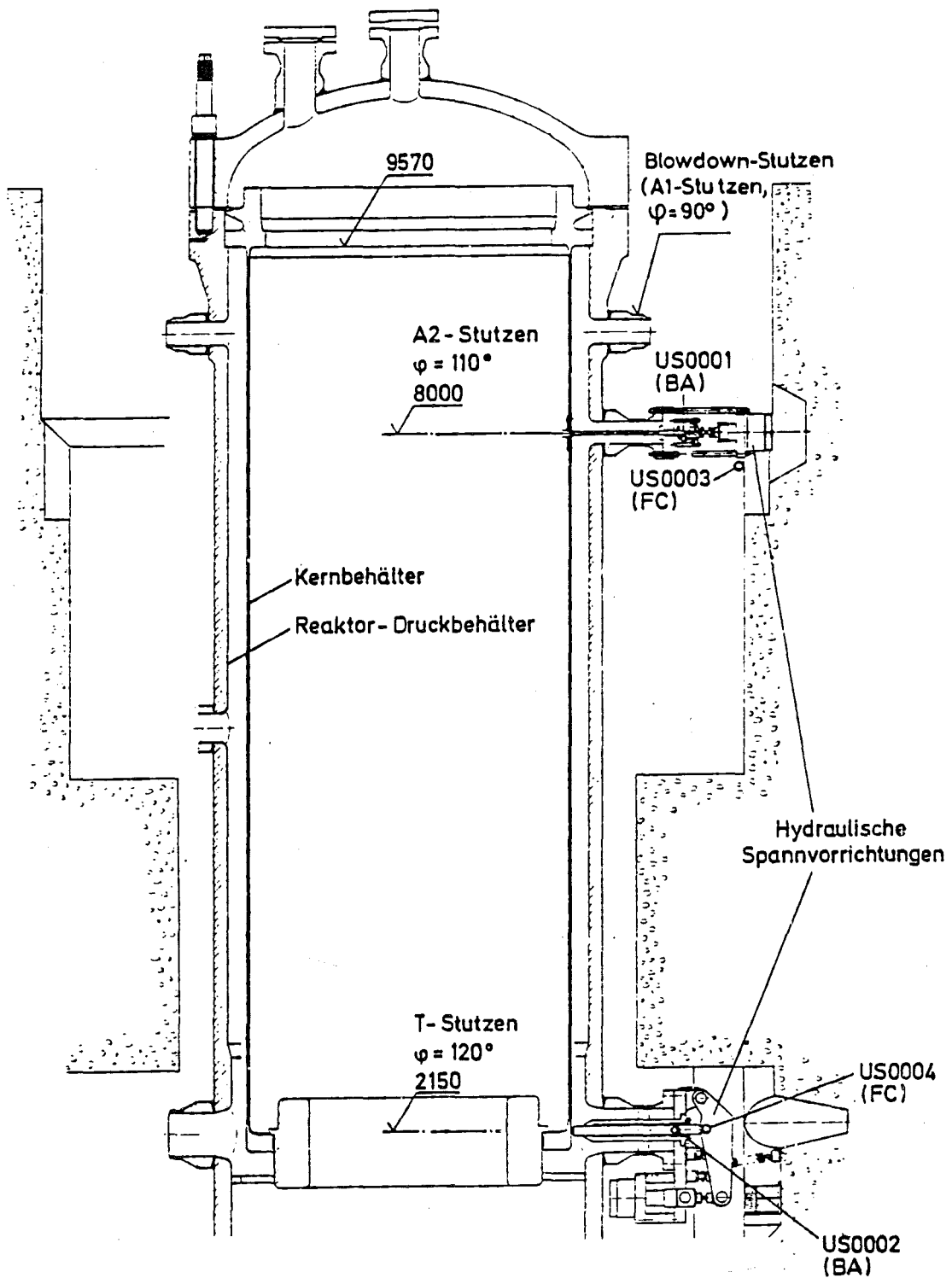


Abb. 1: Reaktordruckbehälter des HDR mit Kernmantel und Auslenkvorrichtungen

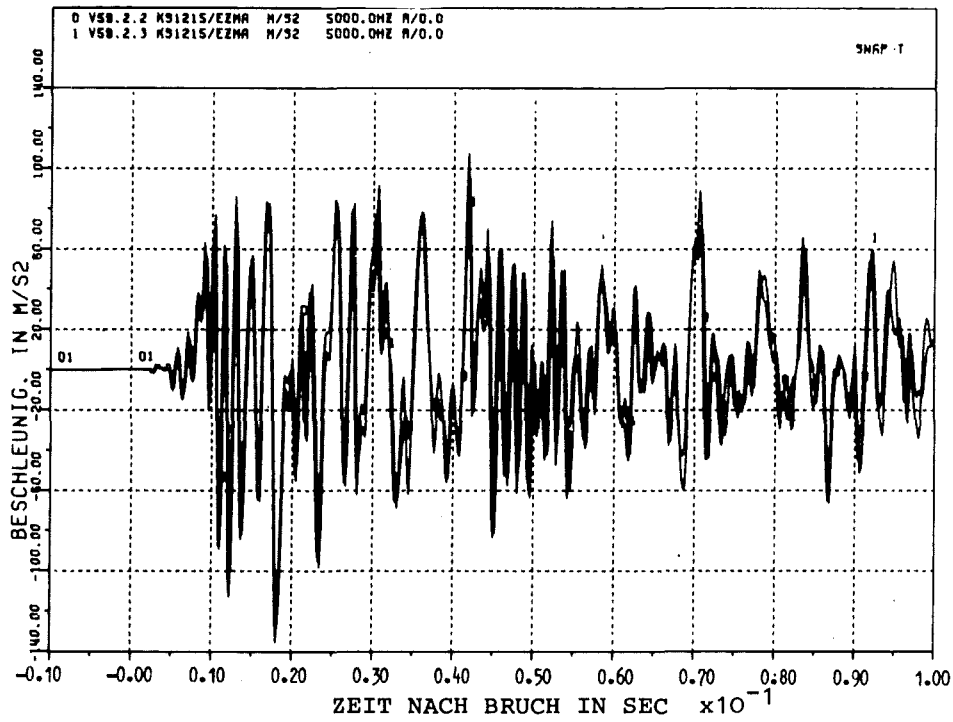


Abb. 2: Reproduzierbarkeit des Beschleunigungssignals von KS 1215 (Höhe $z = 8004$ mm, $\varphi = 125^\circ$) bei den Versuchen V59.2.2.1 und V59.2.3 (Anregung am T-Stutzen; RDB mit Wasser gefüllt)

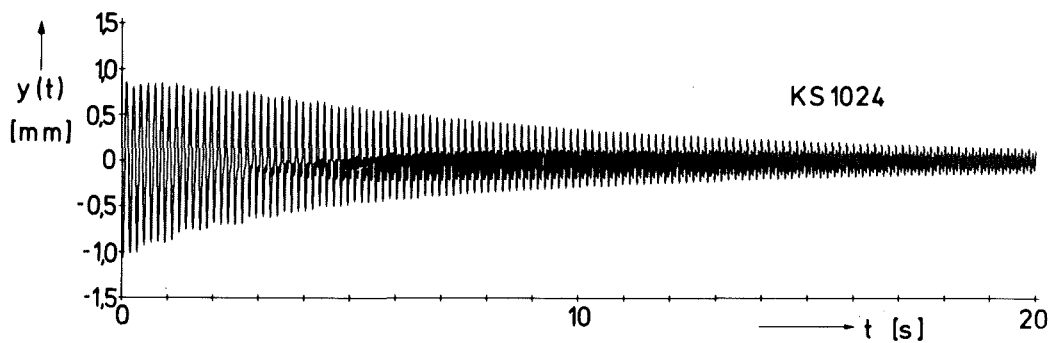


Abb. 3: Langzeitsignal des Wegaufnehmers KS 1024 (Höhe $z = 5605$ mm, $\varphi = 120^\circ$) beim Versuch V59.2.3 (Anregung am T-Stutzen; RDB mit Wasser gefüllt)

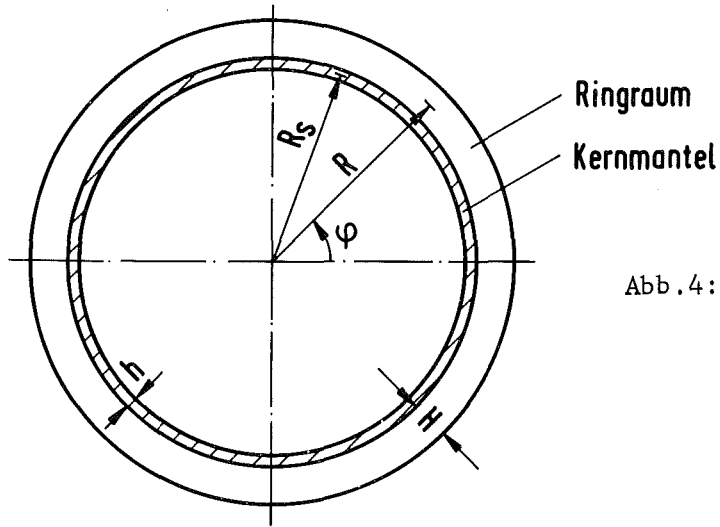


Abb.4: Horizontaler Schnitt durch den Reaktordruckbehälter mit Ringraum und Kernmantel (schematisch). Das Fluid im Innenraum und die Bewegung des RDB werden bei der vorliegenden Abschätzung vernachlässigt.

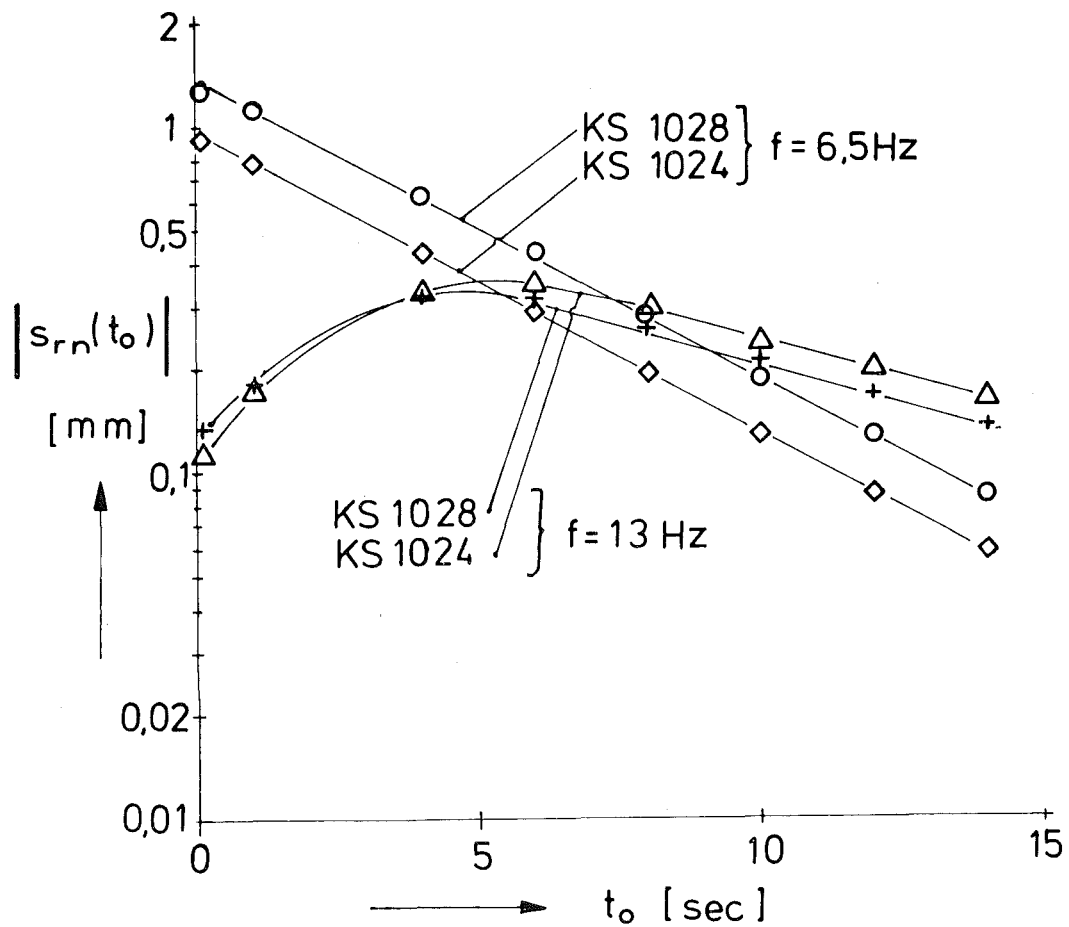


Abb.5: Anfangsamplitude der Auslenkung aus verschiedenen Auswertungsintervallen beim Versuch V59.2.3, aufgetragen über den Anfangszeitpunkten der Auswertungsintervalle (aus [3]).

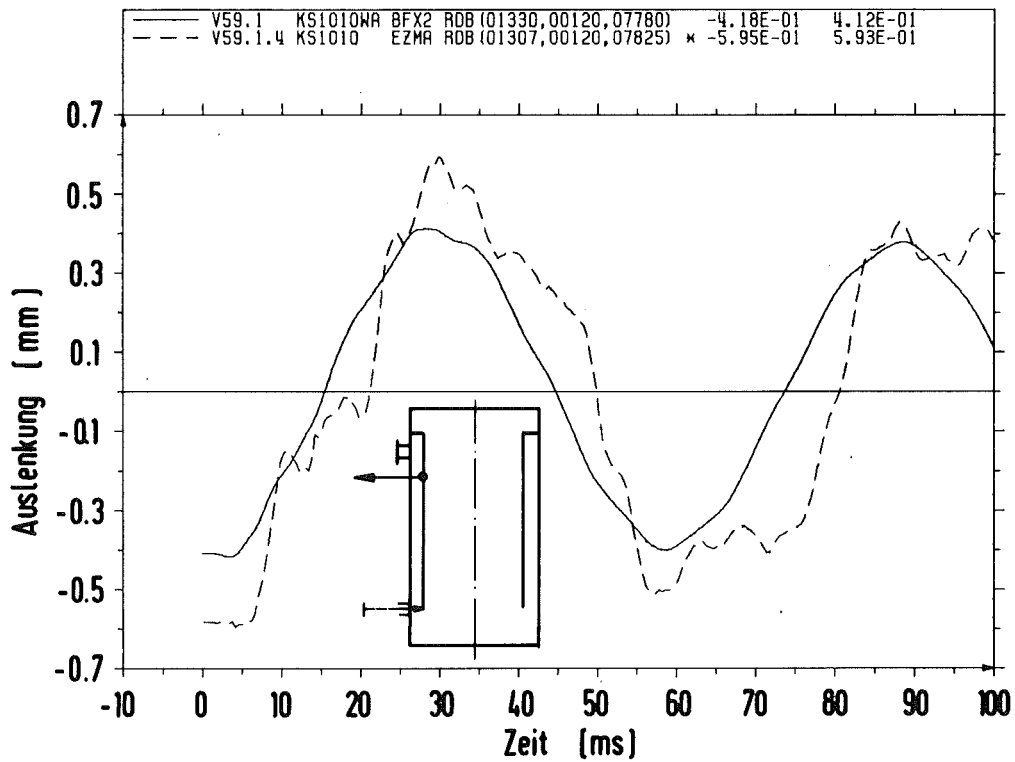


Abb. 6: Radialverschiebungen an der Meßstelle KS 1010 beim Versuch V59.1.4. Vergleich zwischen Messung (EZMA) und Vorausrchnung mit FLUX/CYLDY3 (BFX2).

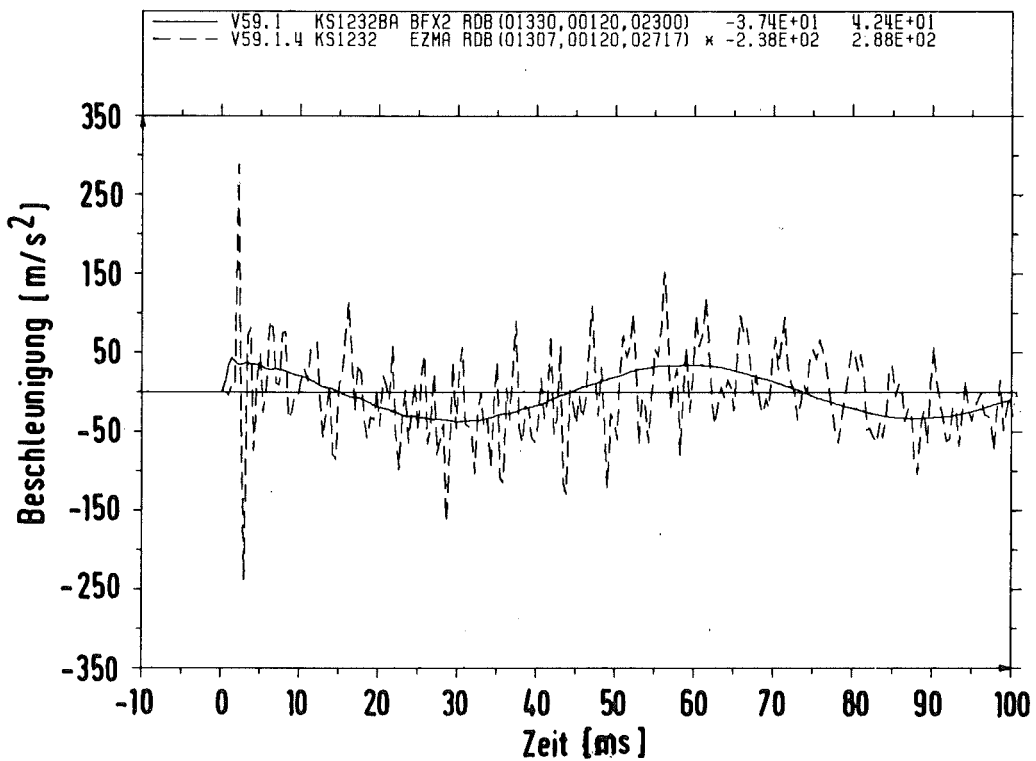


Abb. 7: Radialbeschleunigungen an der Meßstelle KS 1232 ($z = 2717$ mm, $\varphi = 120^\circ$) beim Versuch V59.1.4. Vergleich zwischen Messung (EZMA) und Vorausrchnung mit FLUX/CYLDY3 (BFX2).

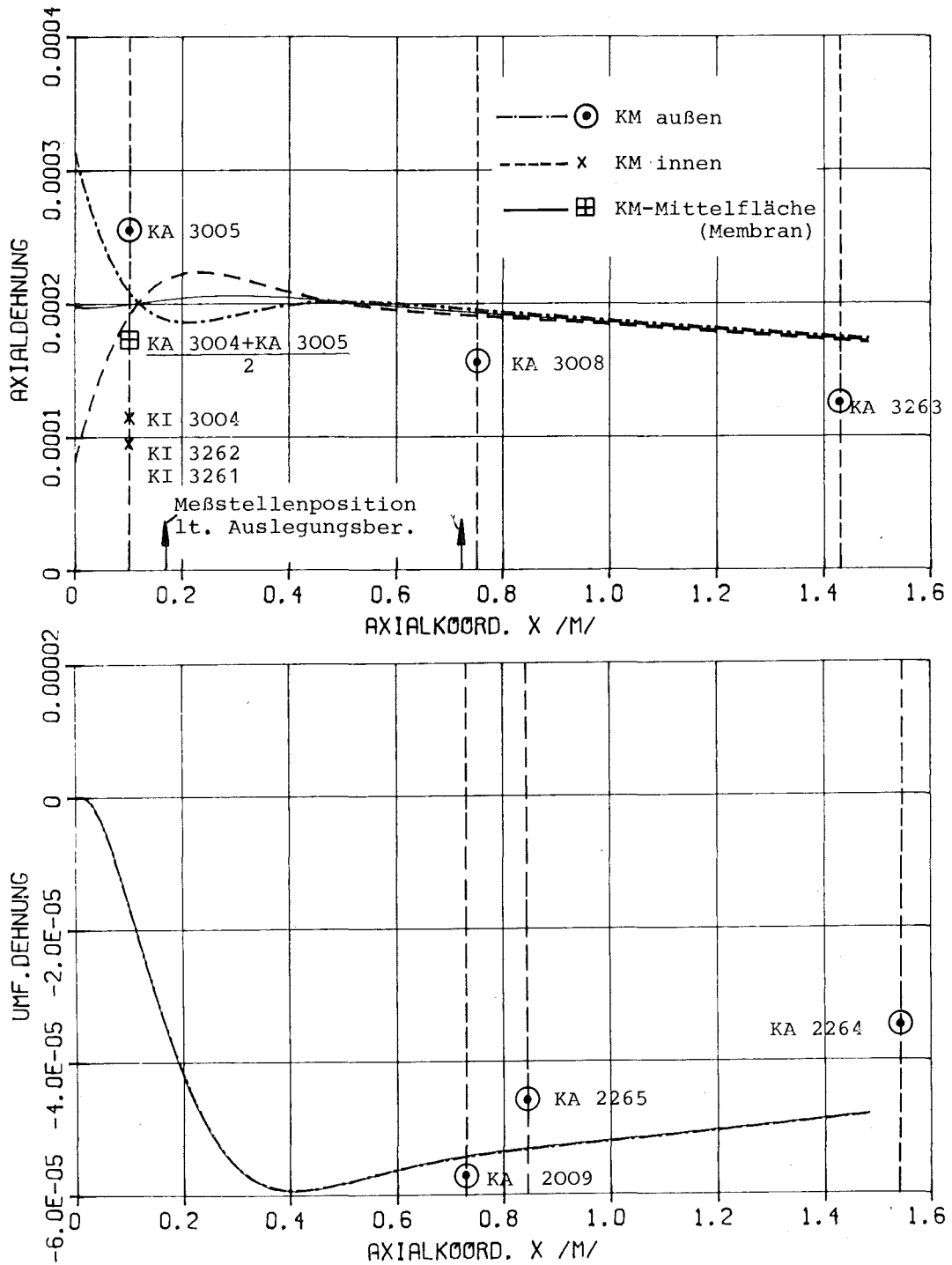


Abb. 8: Statische Axial- und Umfangsdehnungen am Kernmantel bei Versuch V59.1.4, umgerechnet auf Anregungsmeridian $\varphi = 120^\circ$. Vergleich zwischen Messung (Punkte) und statischer Nachrechnung mit CYLSTA (Linien).

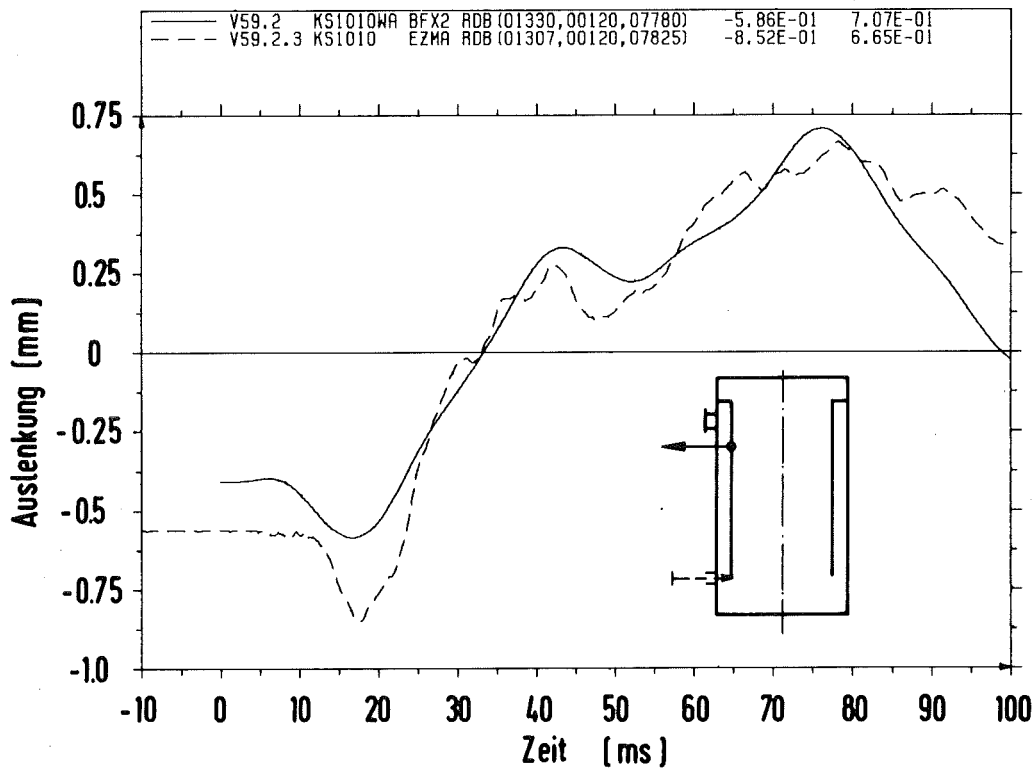


Abb. 9: Radialverschiebungen an der Meßstelle KS 1010 beim Versuch V59.2.3. Vergleich zwischen Messung (EZMA) und Vorausrechnung mit FLUX/CYLDY3 (BFX2).

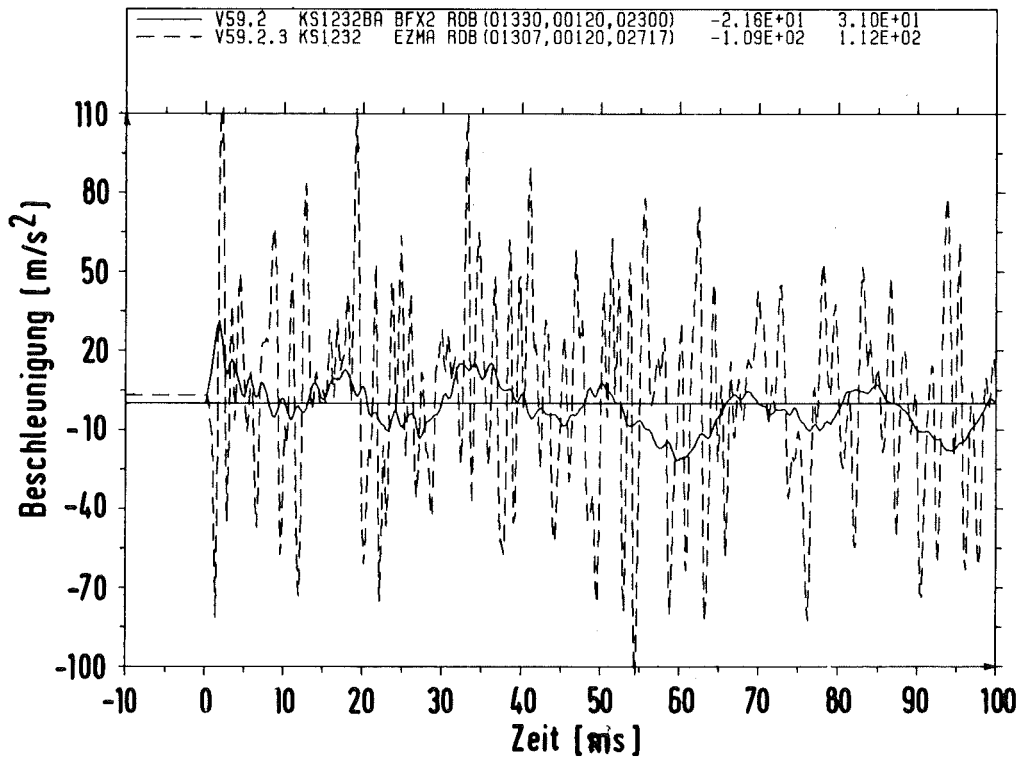


Abb. 10: Radialbeschleunigungen an der Meßstelle KS 1232 beim Versuch V59.2.3. Vergleich zwischen Messung (EZMA) und Vorausrechnung mit FLUX/CYLDY3 (BFX2).

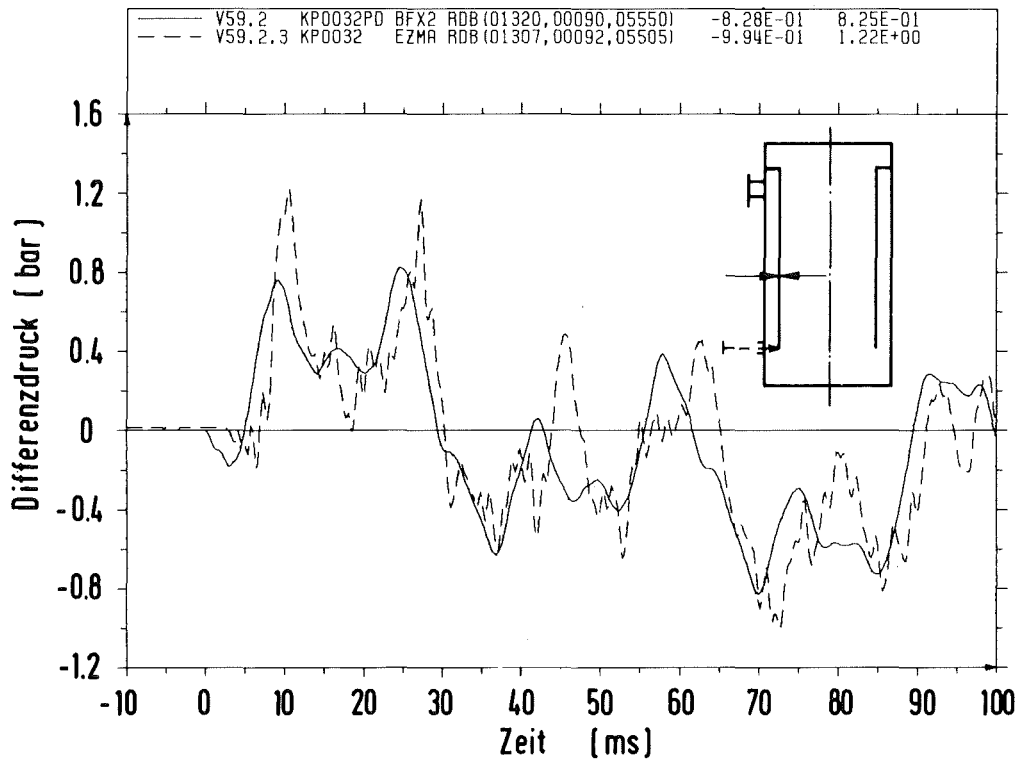


Abb. 11: Druckdifferenz zwischen Ringraum und Kernmantel-Innenseite an der Meßstelle KP0032 ($z = 5505 \text{ mm}$, $\varphi = 92^\circ$) beim Versuch V59.2.3. Vergleich zwischen Messung (EZMA) und Vorausrrechnung mit FLUX/CYLDY3 (BFX2).

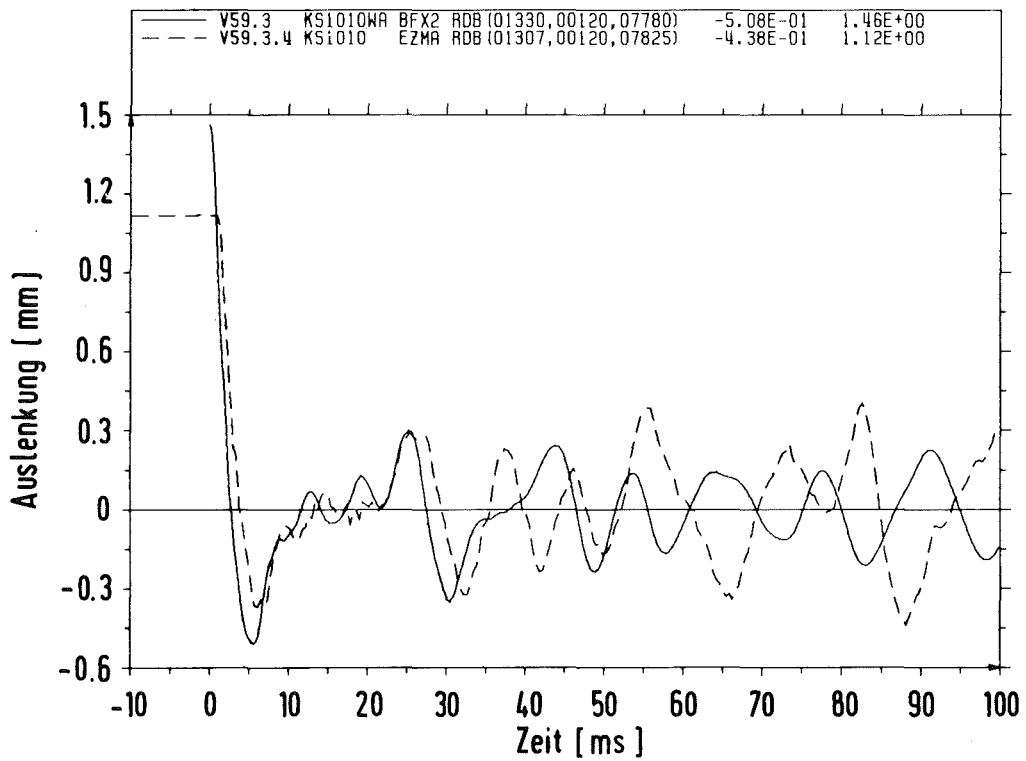


Abb. 12: Radialverschiebungen an der Meßstelle KS 1010 beim Versuch V59.3.4. Vergleich zwischen Messung (EZMA) und Vorausrrechnung mit FLUX/CYLDY3 (BFX2).

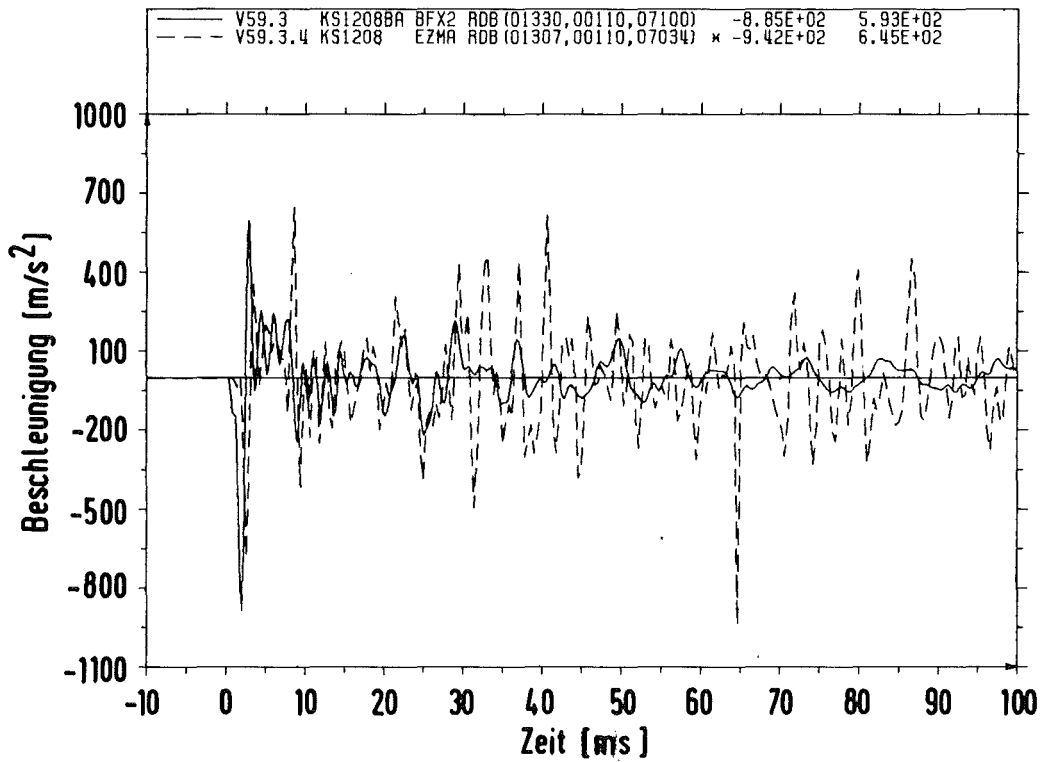


Abb. 13: Radialbeschleunigungen an der Meßstelle KS 1208 ($z = 7034$ mm, $\varphi = 110^\circ$) beim Versuch V59.3.4. Vergleich zwischen Messung (EZMA) und Vorausrechnung mit FLUX/CYLDY3 (BFX2).

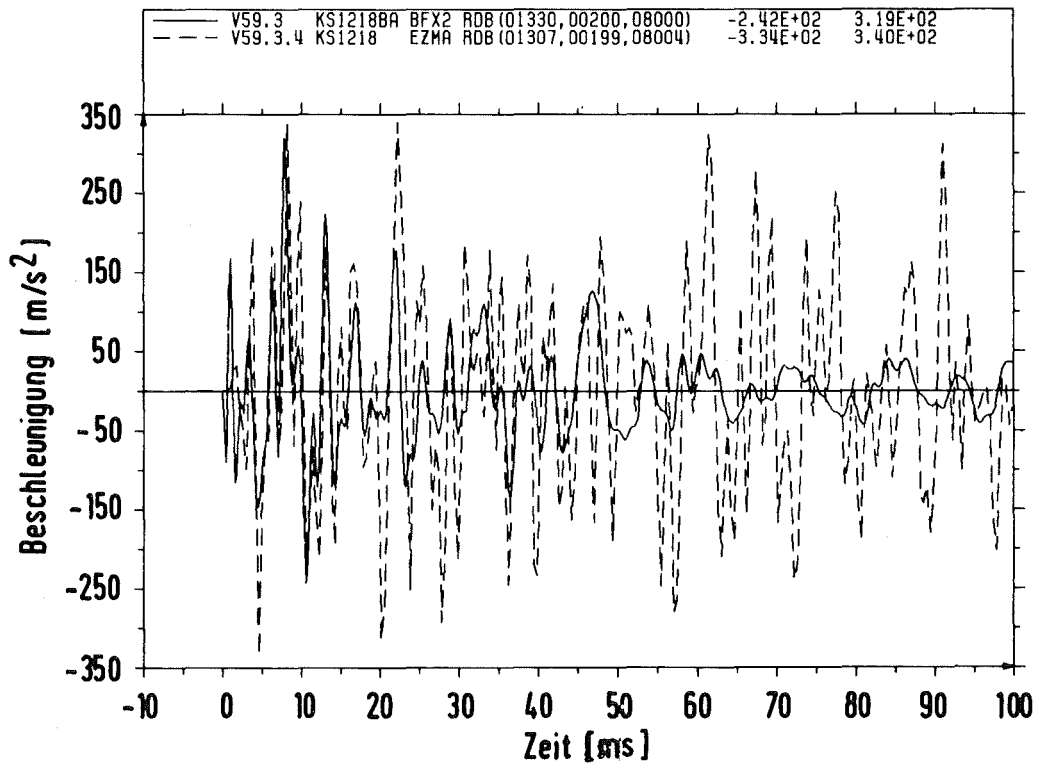


Abb. 14: Radialbeschleunigungen an der Meßstelle KS 1218 ($z = 8004$ mm, $\varphi = 199^\circ$) beim Versuch V59.3.4. Vergleich zwischen Messung (EZMA) und Vorausrechnung mit FLUX/CYLDY3 (BFX2).

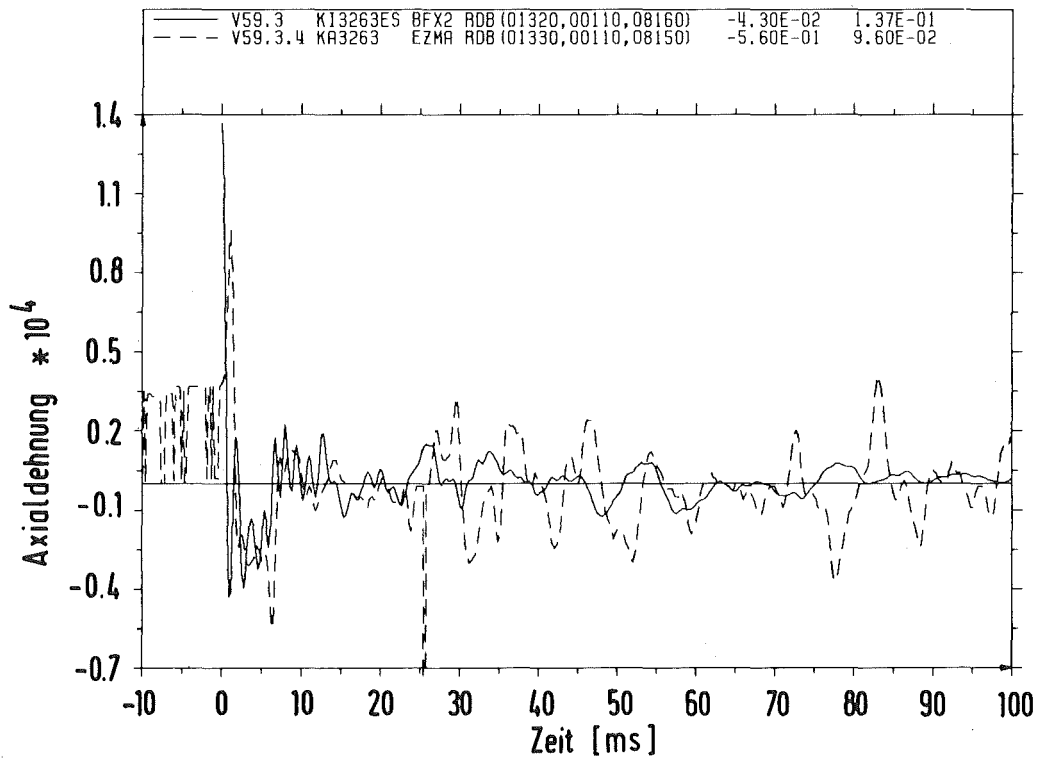


Abb. 15: Axialdehnungen am Kernmantel an der Meßstelle KA 3263 ($z = 8150 \text{ mm}$, $\varphi = 110^\circ$, Außenseite) beim Versuch V59.3.4. Vergleich zwischen Messung (EZMA) und Vorausrechnung mit FLUX/CYLDY3 (BFX2) für KI 3263 (Innenseite).

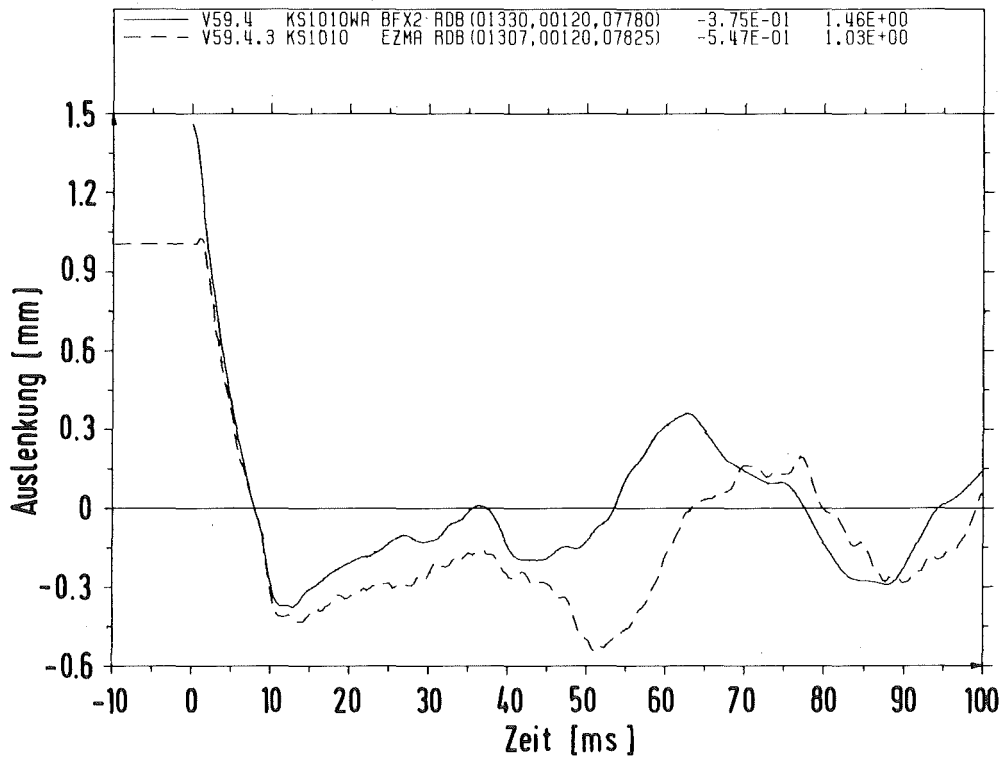


Abb. 16: Radialverschiebungen an der Meßstelle KS 1010 beim Versuch V59.4.3. Vergleich zwischen Messung (EZMA) und Vorausrechnung mit FLUX/CYLDY3 (BFX2).

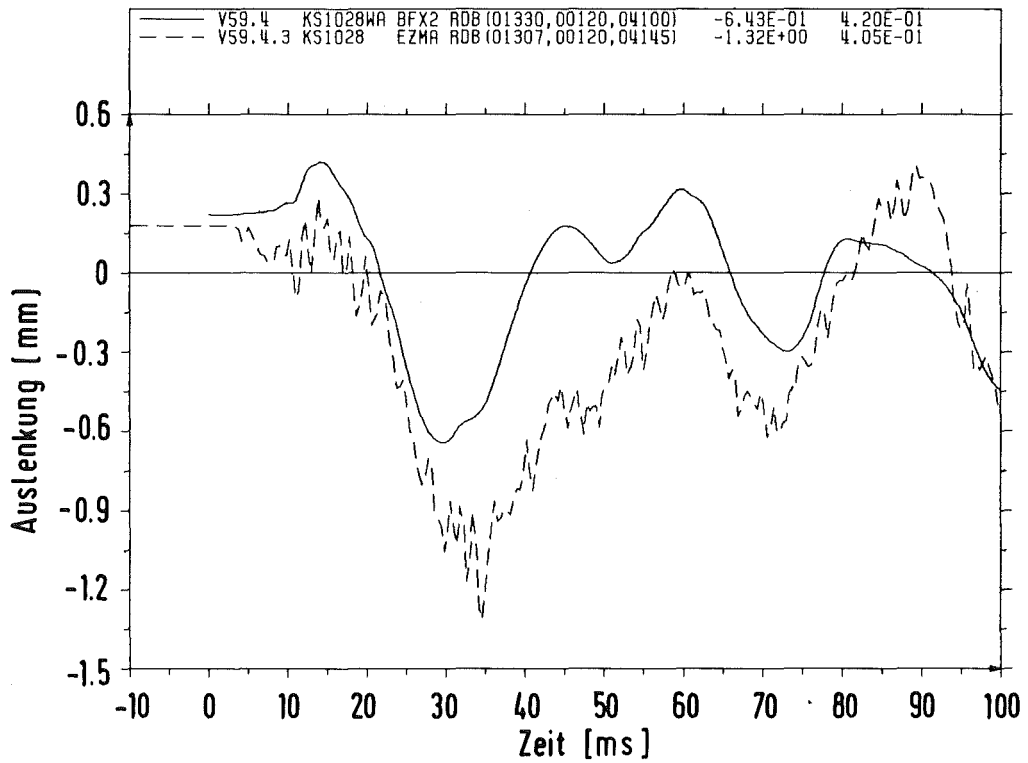


Abb. 17: Radialverschiebungen an der Meßstelle KS 1028 beim Versuch V59.4.3. Vergleich zwischen Messung (EZMA) und Vorausrechnung mit FLUX/CYLDY3 (BFX2).

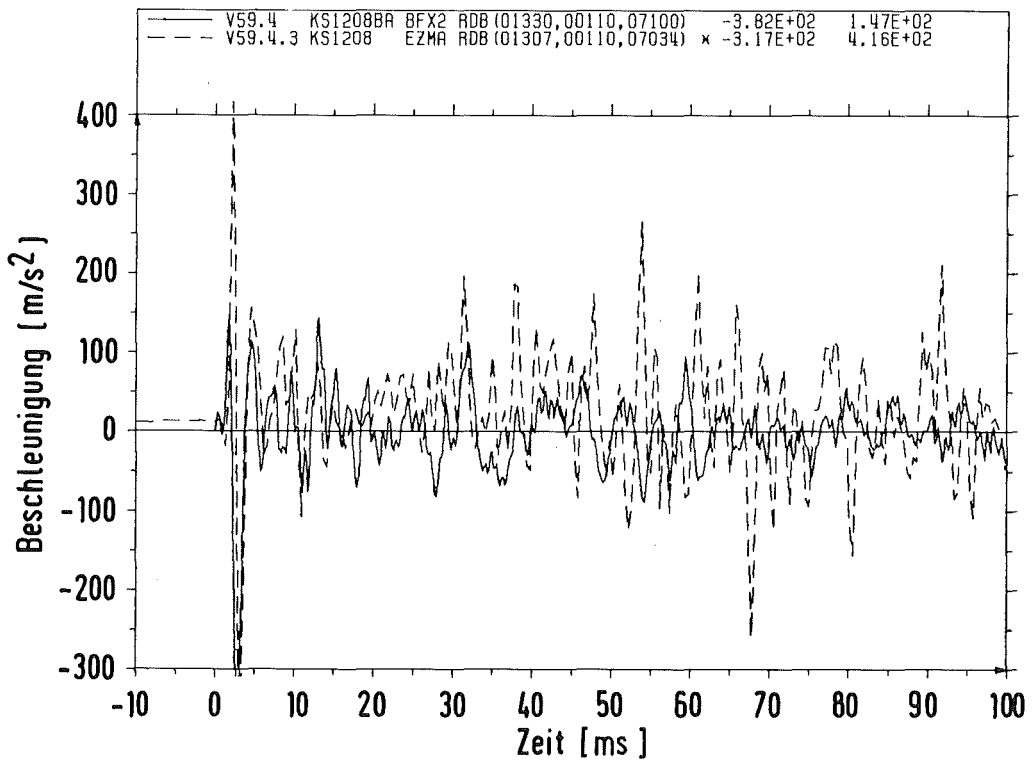


Abb. 18: Radialbeschleunigungen an der Meßstelle KS 1208 beim Versuch V59.4.3. Vergleich zwischen Messung (EZMA) und Vorausrechnung mit FLUX/CYLDY3 (BFX2).

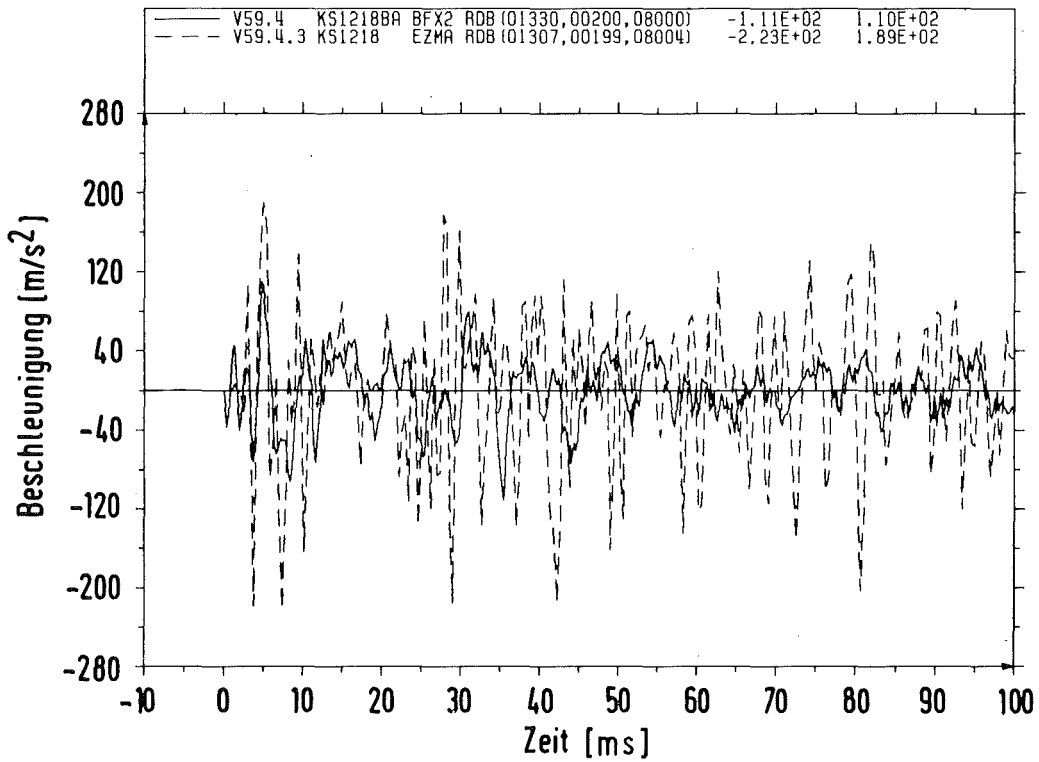


Abb. 19: Radialbeschleunigungen an der Meßstelle KS 1218 beim Versuch V59.4.3. Vergleich zwischen Messung (EZMA) und Vorausrrechnung mit FLUX/CYLDY3 (BFX2).

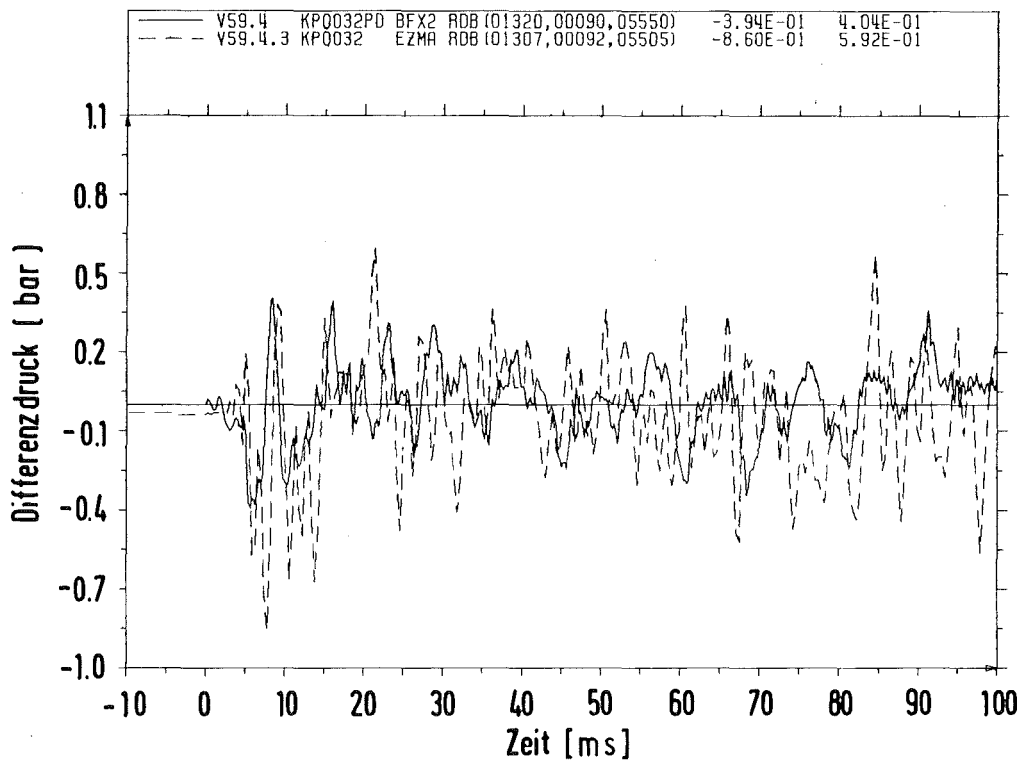


Abb. 20: Druckdifferenz zwischen Ringraum und Kernmantel-Innenseite an der Meßstelle KP0032 beim Versuch V59.2.3. Vergleich zwischen Messung (EZMA) und Vorausrrechnung mit FLUX/CYLDY3 (BFX2).

- 06.01.02 Entwicklung und Verifizierung von Codes zur dynamischen Beanspruchung von RDB-Einbauten
- 06.01.02/08A Weiterentwicklung und Verifizierung gekoppelter fluid-struktur-dynamischer Codes zur Analyse der dynamischen Spannungen und Verformungen von RDB-Einbauten bei Kühlmittelverluststörfällen in LWR.
PNS 4125
(U.Schumann, J.Benner, G.Enderle, F.Katz, H.Knüppel, A.Ludwig, E.G.Schlechtendahl).

1. Einleitung

Bei den Sicherheitsuntersuchungen für Druckwasserreaktoren wurde bisher ein plötzlicher Bruch der Primärkühlwasserleitung am Reaktoreinlaßstutzen angenommen. Die dabei auftretenden dynamischen Beanspruchungen der Reaktoreinbauten dürfen die Abschaltbarkeit und Nachkühlbarkeit des Reaktors nicht in unzulässiger Weise beeinträchtigen. Für diesen Nachweis sollen möglichst realistische Rechenmodelle entwickelt werden / 1 /.

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.

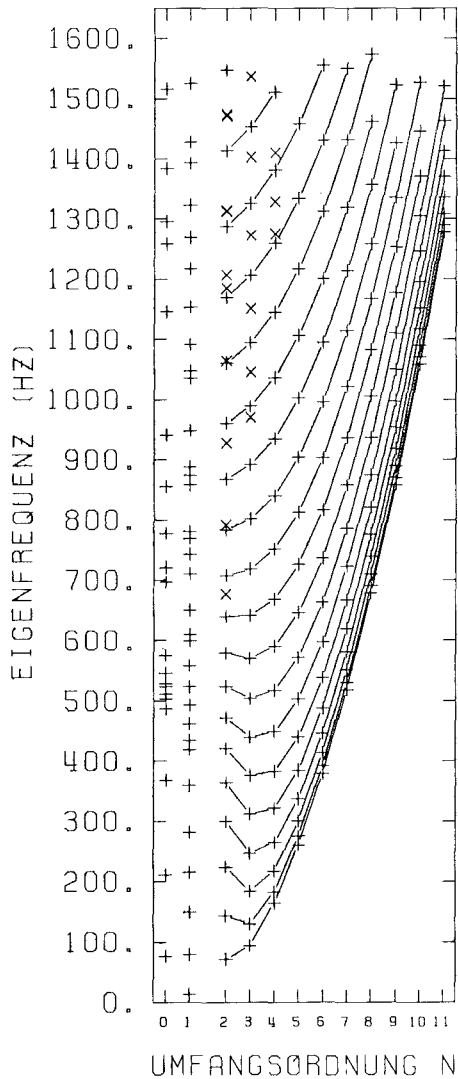
2. Übersicht über die entwickelten Rechenprogramme.

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 / 2 /.

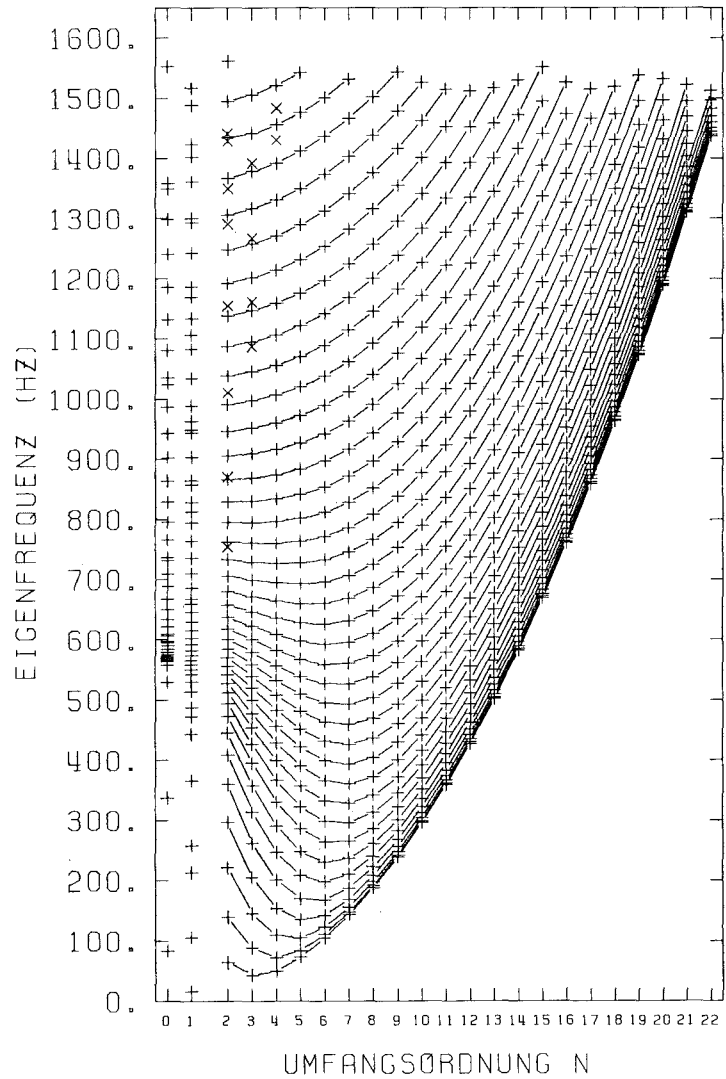
Die Arbeiten im Jahre 1981 konzentrieren sich auf die Anwendung und Weiterentwicklung vor allem dreier Programme, die im Verbund angewendet werden. Diese Programme werden im folgenden kurz charakterisiert.

CYLDY3 / 3,4 /

Modellierung des dynamischen Verhaltens dünner, elastischer Kreiszyklinderschalen. Bestimmung der Eigenfrequenzen und Eigenschwingungsformen mit hoher Genauigkeit durch analytische Lösung der Flüggeschen Schalengleichungen. Schalenende ringversteift, ein Ring frei, der andere elastisch gebettet. Anwendung auf Kernmantel und zylindrischen Teil des Druckbehälters. Hohe örtliche Auflösung. Getestet durch Vergleich mit anderen Lösungsmethoden.



HDR-DB



HDR-KM FUER V31

Abb.1: Die mit CYLDY3 für den HDR-Kernmantel und RDB berechneten Eigenfrequenzen in Vakuum als Funktion der Umfangsordnung.

DRIX2D / 5 /

Berechnung von instationären Zweiphasenströmungen im thermodynamischen Nichtgleichgewicht (d.h. bei endlicher Verdampfungs- und Kondensationsrate). Die Geschwindigkeitsfelder von Wasser und Dampf werden getrennt behandelt; es stellt sich also ein Schlupf zwischen den Phasen ein. Das Verhalten von Druckwellen im Zweiphasengemisch kann untersucht werden, wobei nicht die einschränkende Annahme einer homogenen Strömung gemacht werden muß. Einsatzschwerpunkt ist die Ermittlung des Massenstromes und seiner räumlichen Verteilung bei räumlich oder zeitlich stark beschleunigten Strömungen, wie beispielsweise beim Blowdown. Überprüft an den RS16B- und HDR-Blowdown-Experimenten sowie Laborversuchen mit stationärer Düsenströmung.

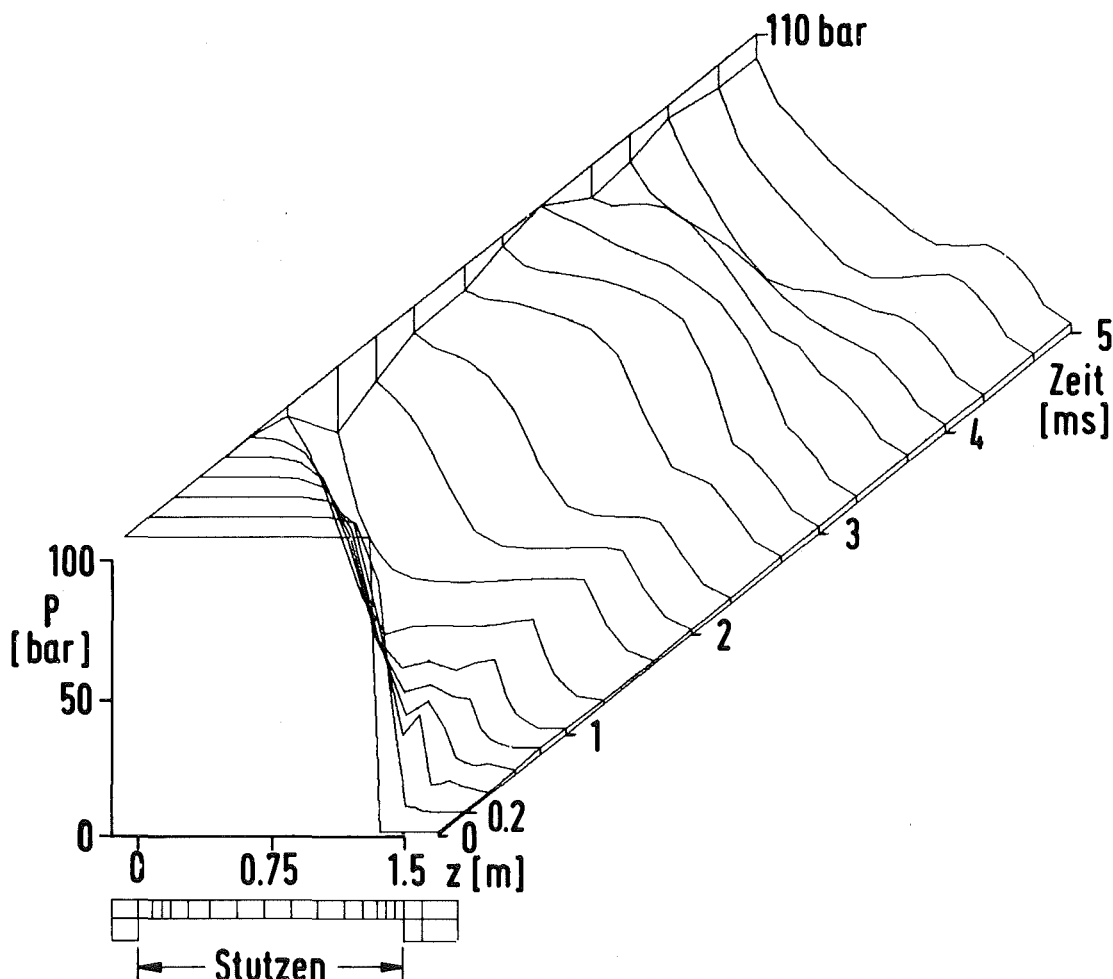


Abb.2: Druckprofile im Blowdown-Stutzen beim HDR-Versuch V32 berechnet mit DRIX2D. Unten ist das Maschennetz gezeigt. Rechts ist die Bruchstelle, links der Übergang zum RDB. Gezeigt ist der Druck als Funktion der axialen Koordinate zu verschiedenen Zeiten.

FLUX / 6 /

Berechnung der Belastungen und Beanspruchungen von Kerneinbauten in einem DWR in der unterkühlten Anfangszeit eines Blowdowns. Dreidimensionales Geometriemodell mit elastischem Kernmantel. Berücksichtigung der Fluid-Struktur-Wechselwirkung. Kompressible Potentialströmung. Kernmantel und RDB durch CYLDY3 approximiert. Für die Zweiphasenströmung kann DRIX2D angekoppelt werden. Die Bewegungsgleichungen für Fluid und Struktur werden simultan mit einem stabilen, impliziten Differenzenverfahren integriert. Hohe numerische Effektivität durch fortgeschrittene Lösungsalgorithmen für große lineare Gleichungssysteme ("schnelle elliptische Löser"). An RS16B- und HDR-Experimenten getestet. Neu: Behandlung nichtlinearer Kernmantellagerung mit Anschlägen, Modell für dynamische Fluid-Struktur-Wechselwirkung mit den Brennstäben und Gitterplatten des Reaktorkerns ("Kernmodell"), vollständige ("starke") Kopplung mit DRIX2D.

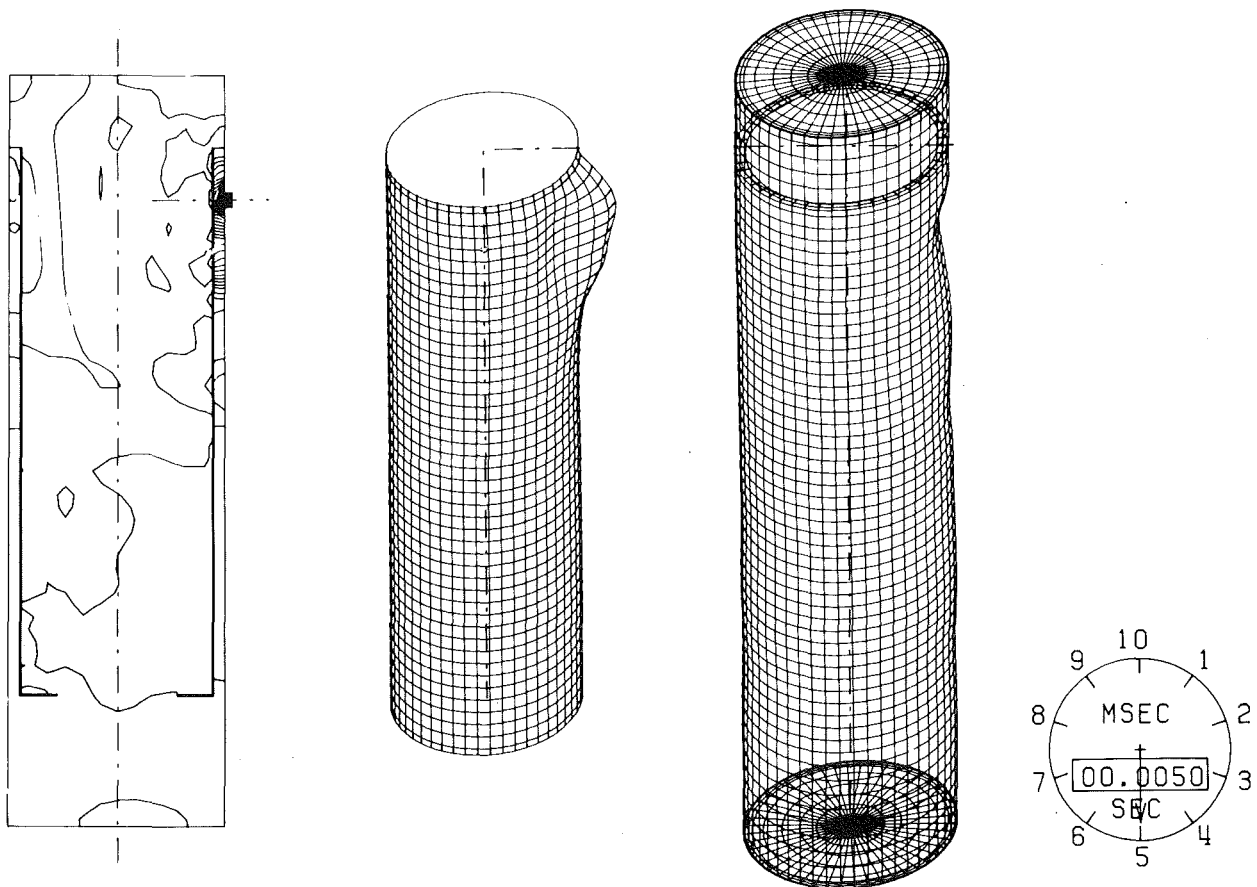


Abb.3: Berechnetes Isobarenfeld ($\Delta p=0,5$ bar) und Strukturverformung des Kernmantels (Mitte, 300 fach vergrößerte Verformungen) und des Druckbehälters (rechts, 1000 fach vergrößerte Verformung) für den HDR nach 5 ms.

Darüberhinaus wurden in diesem Vorhaben weitere Codes, wie CYLDY2, FLUST, YAQUIR und STRUYA entwickelt, über die früher berichtet wurde.

3. Übersicht über die durchgeführten Arbeiten

Die in den vergangenen Jahren entwickelten Rechenprogramme wurden auf eine Reihe von aktuellen Fragen aus der Genehmigungspraxis angewandt und in Teilbereichen weiterentwickelt. Die Anwendungen wurden in Abstimmung oder gemeinsam mit Gutachtern und Herstellern durchgeführt. Die Weiterentwicklungen haben zum Ziel, die Rechenmodelle den Gegebenheiten eines modernen großen Druckwasserreaktors anzupassen. Daneben wurden einige Verbesserungen vorgenommen, um die am HDR gewonnenen Meßdaten (s.06.01.01) noch besser nachrechnen zu können. Damit wurden die Voraussetzungen für eine optimale Vorausrechnung der nächsten Versuchsserie am HDR, einschließlich des Deutschen Standardproblems Nr.5 geschaffen.

Folgende Erweiterungen wurden aufgrund der Erfahrungen bei den HDR-Experimenten vorgenommen:

- ein dynamisches Strukturmodell für den Druckbehälter mit dem Schalenmodell CYLDY3 / 3,4 /,
- eine Methode zur "vollständigen" oder "starken" Kopplung des Zweiphasenprogramms DRIX mit dem Fluid-Struktur-Analyse-Code FLUX,
- Überprüfung des Rechenprogramms DRIX anhand der HDR-Prallplattenexperimente,
- Erweiterung des Reibmodells in DRIX für zweidimensionale Strömungen,
- Bereitstellung des Rechenprogramms K-FIX vom Los Alamos National Laboratory für Parameterstudien auf der IBM-Anlage der KfK.

Im Hinblick auf große Druckwasserreaktoren wurden folgende Erweiterungen des Programms FLUX erstellt:

- ein Blendenmodell zur Simulation kleinerer Bruchquerschnitte am Bruchstutzen,
- ein Verfahren zur Simulation von spielbehafteten Lagern im RDB, bei denen es zu Anschlägen kommen kann / 7 /,
- ein "Kernmodell", das ist ein Modell für die Fluid-Struktur-Wechselwirkungen zwischen den Brennelementen und dem Wasser sowie deren Bewegung im Verbund mit den Gitterplatten und Kernmantel / 8-11 /,

Darüberhinaus wurden verschiedene Differenzenverfahren hinsichtlich Stabilität und Genauigkeit analysiert / 12 /.

Im folgenden werden prototypisch einige Ergebnisse von Studien mit FLUX zu den Beanspruchungen des Kernmantels in einem typischen DWR berichtet. Bezüglich der anderen Arbeiten sei auf Berichte verwiesen, die teils veröffentlicht sind, teils in Form von Primärberichten auf Anfrage zugänglich gemacht werden können.

4. Fluid-Struktur-Analyse des Blowdowns eines Druckwasserreaktors mit FLUX/CYLDY2

4.1 Aufgabenstellung

Für einen typischen Druckwasserreaktor werden mit dem Rechenprogramm FLUX unter Verwendung des Schalenmodells CYLDY2 für den Kernmantel die dynamischen Vorgänge in der Anfangsphase eines Blowdowns untersucht. Vergleichbare Untersuchungen waren unabhängig mit PISCES-3DE und WHAM-MOD durchgeführt worden / 13 /.

Mit den hier berichteten Rechnungen sollen folgende Fragen beantwortet werden:

- 1) Wie gut stimmen die mit FLUX2 und mit PISCES bei starrer Struktur berechneten Drucklasten am Kernmantel überein?
- 2) Wie groß ist die Lastreduktion bei Berücksichtigung der Fluid-Struktur-Kopplung?
- 3) Welchen Einfluß hat die Druckabsenkungszeit t_{Bruch} ?
- 4) Wie zuverlässig sind Rechnungen, bei denen die Last bei starrer Struktur berechnet wird und die Strukturdynamik mit virtuellen Massen analysiert wird? (Die Ergebnisse zu diesem Teilaspekt sind in / 14 / veröffentlicht.)
- 5) Welchen Einfluß hat eine reduzierte Bruchfläche auf die resultierenden Lasten und Beanspruchungen?
- 6) Wie stark hängen die gewonnenen Ergebnisse von einzelnen Modellparametern ab?

Die Rechnungen wurden wegen der einfacheren Handhabbarkeit mit CYLDY2 statt mit CYLDY3 sowie unter Verwendung des FLUX-Fluid-Modells auch für den Stützenbereich anstelle von DRIX2D durchgeführt. Beides kann zu gewissen Unschärfen der Ergebnisse führen. Dies ist hinsichtlich quantitativer Aussagen zu berücksichtigen. Wir erwarten jedoch keine bedeutsamen Auswirkungen dieser Vereinfachungen.

4.2 Modellparameter

Die verwendeten Modellparameter des Bezugsfalls PO sind in Tabelle 1 aufgelistet. Hierbei ist zu beachten:

a) Dichte, Satttdampfdruck und Schallgeschwindigkeit werden von FLUX aus der Stoffdatenbibliothek MAPLIB abgerufen. Eingabe ist hierzu lediglich die Anfangstemperatur und der Anfangsdruck. Diese Daten werden für die Bereiche Ringraum, unteres Plenum, Innenraum mit oberem Plenum und Blowdownstutzen getrennt als Konstanten berechnet.

b) Als Schallgeschwindigkeit wird der Wert a gemäß

$$a = \left(\frac{p_0 - p_{sat}}{s_0 - s_{sat}} \right)^{1/2} \quad \text{Entropie=const}$$

benutzt.

c) Der dem HDR-Experiment entsprechende Massering wurde hier so benutzt, daß seine Masse und Rotationsträgheit etwa denen des halben Kerns entsprechen. Diese Werte werden in einer Vergleichsrechnung um 20% verkleinert. Die sich dadurch ergebenden Unterschiede sind vernachlässigbar.

d) Strukturdämpfung wird vernachlässigt

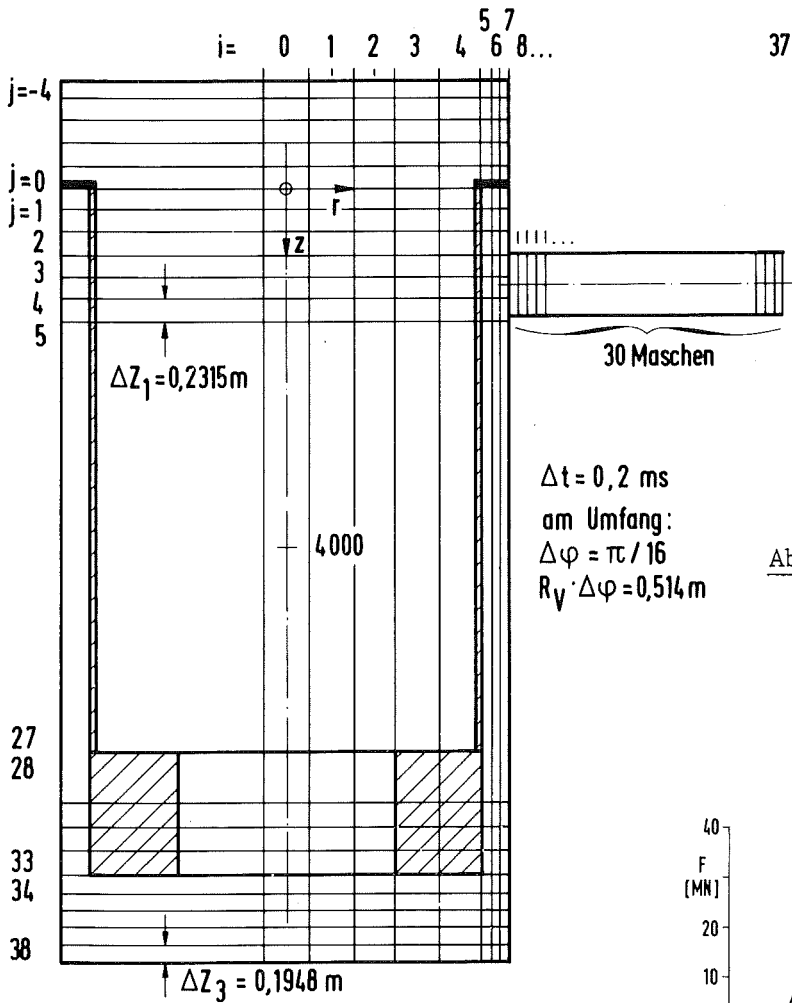
$$(s_{damp} = 0).$$

e) Das Fluiddämpfungsmaß $f_{damp} = 0.02$ ist ein grober Näherungswert. Sein Einfluß ist - wie eine Rechnung mit $f_{damp} = 0$ zeigt - klein.

f) An der Bruchstelle wird in allen Fällen der Druck $p_F(t)$ als Funktion der Zeit vorgegeben. Hierbei wird $p_F(t)$ so gewählt, daß der Druck innerhalb der Zeit t_{Bruch} vom Ausgangswert p_0 mit einer kosinusförmigen Übergangsfunktion auf den Satttdampfdruck p_{sat} abgesenkt und danach konstant auf $p_F = p_{sat}$ gehalten wird. Die Druckabsenkungszeit t_{Bruch} wird variiert.

g) Das Blowdown-Rohr wird eindimensional diskretisiert. Die Bruchfläche A kann jedoch kleiner als die Rohrquerschnittsfläche $A_1 = \pi R_s^2$ sein. Das Verhältnis $\Theta = A/A_1$ ist Eingabeparameter; in der Bezugsrechnung ist $A=A_1$. Es wird angenommen, daß die Bruchfläche vom Zeitpunkt des Rechnungsbeginns an vollständig geöffnet ist.

Es werden Rechnungen mit einem "groben" und einem "feinen" Maschennetz durchgeführt. Im Bezugsfall PO wird das feine Netz benutzt. Abb.4 zeigt das feine



37

$\Delta t = 0,2 \text{ ms}$
 am Umfang:
 $\Delta \varphi = \pi / 16$
 $R_V \cdot \Delta \varphi = 0,514 \text{ m}$

Abb.4: Das "feine" Maschennetz

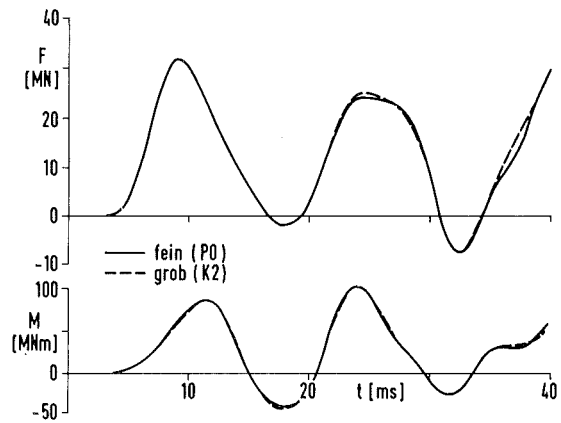


Abb.5: Integrale Druckkraft F und Biegemoment M am Kernmantel bei feinem und groben Netz

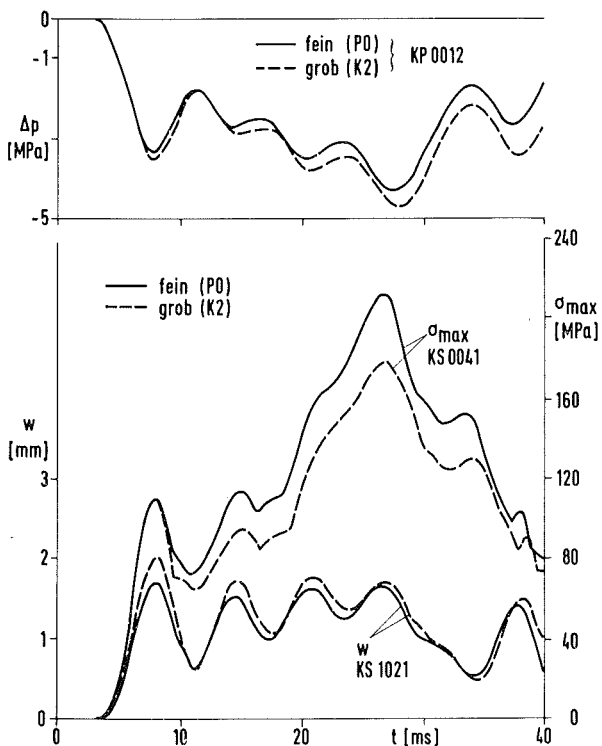


Abb.6: Druckdifferenz Δp am Kernmantel und radiale Verschiebung w des Kernmantels beim Blowdown-
 Stutzen sowie maximale Spannung σ_{\max} für feines und grobes Netz

Maschennetz maßstäblich. Die verschiedenen durchgerechneten Fälle sind in Tabelle 3 spezifiziert.

Die Rechenzeit für 40 ms Problemzeit auf der IBM3033 des KfK beträgt für das feine Netz 25 Minuten. In Tabelle 4 sind für die ersten fünf Umfangsordnungen ($n=0$ bis 4) die Eigenfrequenzen des Kernmantels für die ersten vier Axialformen ($m=1$ bis 4) in Vakuum und in Wasser angegeben. Diese Werte wurden mit CYLDY2 bzw. mit inkompressibel berechneten Fluid-Massen ermittelt. Auffallend ist der relativ geringe Einfluß des Wassers auf die niedrigste Eigenfrequenz im Balken-Mode ($n=1, m=1$). Offenbar überwiegt hier die Masse des Kerns die des Fluids. Die anderen Eigenfrequenzen werden dagegen durch das Wasser erheblich verändert.

4.3 Ergebnisse

4.3.1 Diskretisierungseinfluß

Das feine Maschennetz enthält 5190 Fluidmaschen und 271 Strukturfreiheitsgrade. Diese Zahlen erscheinen hoch, dennoch sind die Maschenweiten wegen der Dreidimensionalität noch recht grob. Deshalb ist es wichtig, sich zu überzeugen, daß der Einfluß der Diskretisierungsfehler auf die Lösung der mathematischen Modellgleichungen klein ist. Aus diesem Grund sind in Abb.5 und 6 für einige Auswertegrößen die mit dem groben und feinen Netz erhaltenen Ergebnisse gegenübergestellt.

Aus Abb.5 wird deutlich, daß die integralen Druckkräfte und -Momente am Kernmantel praktisch bei beiden Netzen gleich sind. Etwas empfindlicher als diese integralen Größen werden lokale Größen wie örtliche Druckdifferenzen, Verformungen und Spannungen von der Diskretisierung beeinflusst, siehe Abb.6 Dennoch kann aus diesen Ergebnissen und der Erfahrung früherer Parameterstudien mit noch feineren Netzen und anderen Zeitschrittweiten geschlossen werden, daß die mit dem feineren Netz gewonnenen Ergebnisse praktisch frei von Diskretisierungsfehlern sind.

Aus Abb.7 unten folgt, daß die Belastungen in den ersten 40 ms ausreichend charakteristisch sind für die ersten 80ms. Alle übrigen Rechnungen werden nur für 40 ms durchgeführt.

4.3.2 Entkoppelte Rechnung, Vergleich mit PISCES

In Abb.8 ist die integrale Druckkraft am Kernmantel als Funktion der Zeit dargestellt. Verglichen sind Ergebnisse entkoppelter Analysen mit FLUX für

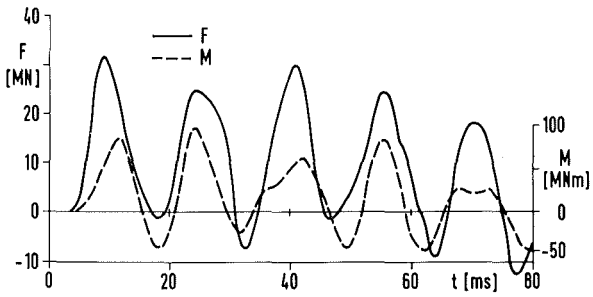


Abb.7: Druckkraft F und Biegemoment M über 80 ms. Die absoluten Maxima treten in den ersten 40 ms auf.

Abb.8: Integrale Druckkraft F am Kernmantel nach PISCES sowie FLUX bei starren Wänden und verschiedenen Bruchzeiten.

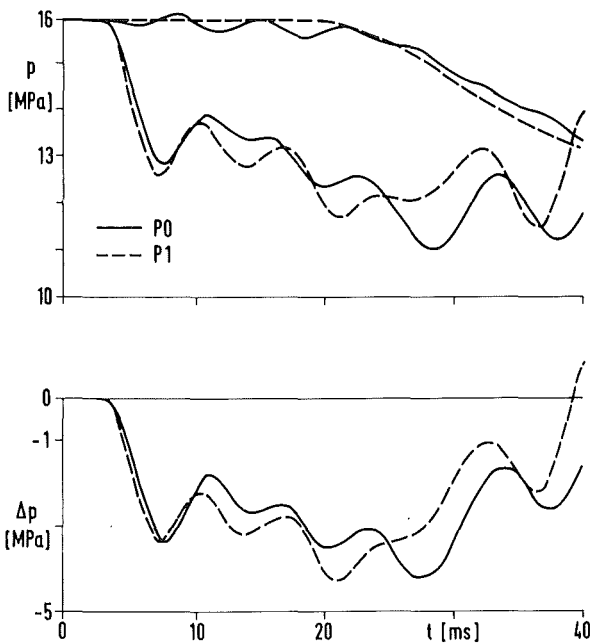
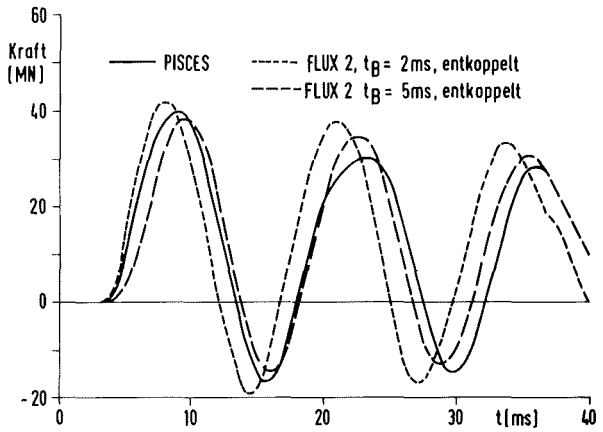


Abb.9: Druck p im Innen- und Ringraum sowie Druckdifferenz Δp bei starrem (P1) und elastischem (P0) Kernmantel.

zwei Druckabsenkungszeiten mit PISCES-Ergebnissen / 13 /. Die Druckabsenkungszeit der PISCES-Rechnung liegt zwischen 2 und 5ms. Die Übereinstimmung der FLUX- und PISCES-Ergebnisse ist hervorragend. Dieses Ergebnis stellt eine wechselseitige Bestätigung der Zuverlässigkeit der Rechenmodelle dar.

4.3.3 Einfluß der Fluid-Struktur-Wechselwirkung

In Abb.9-12 sind Ergebnisse der Rechnung PO mit Fluid-Struktur-Wechselwirkung ("gekoppelt") mit Ergebnissen für den Fall Pl ohne Fluid-Struktur-Wechselwirkung ("entkoppelt") verglichen.

Bei den Druckdifferenzen ist der Einfluß klein. Die Druckwellen sind im gekoppelten Fall geringfügig niederfrequenter. Beim HDR war hier der Unterschied wesentlich größer / 2 /. Der Einfluß der Kernmantelnachgiebigkeit auf die effektive Schallgeschwindigkeit a_{eff}/a kann mit der Formel

$$\frac{a_{eff}}{a} = \left(\frac{R_M^2 S_0 a^2}{H_R H_M E} + 1 \right)^{-1/2}$$

abgeschätzt werden. In der vorliegenden Situation beträgt dies Verhältnis 0,75, beim HDR dagegen 0,52. In den Experimenten am HDR ergab sich sogar ein Verhältnis von nur 0,45. Insofern ist verständlich, daß das Druckfeld durch die Fluid-Struktur-Wechselwirkung bei einem typischen DWR weniger beeinflusst wird als beim HDR.

Der Maximalwert der integralen Druckkraft, siehe Abb.10, wird bei der gekoppelten Rechnung um 17% reduziert. Die Reduktion der Differenz zwischen Maximal- und Minimalwert beträgt 25%.

Trotz dieser relativ kleinen Unterschiede in der Last ergeben sich in der berechneten Strukturbewegung durch die Fluid-Struktur-Wechselwirkung erhebliche Unterschiede. Beispielsweise zeigt Abb.12, daß die Verschiebung bei der gekoppelten Analyse ca. 50% kleiner sind als bei der entkoppelten Rechnung. Mit zunehmender Integrationszeit würde dieser Unterschied erheblich wachsen. Das gilt insbesondere auch für die Maximalspannung, siehe Abb.13, die in den ersten 30 ms nur wenig, später stark durch die Fluid-Struktur-Wechselwirkung verändert wird.

Teilweise basieren diese Abweichungen auf dem durch virtuelle Fluidmassen veränderten Eigenschwingungsverhalten, siehe Tabelle 4. Die zunehmenden Unterschiede ab ca.30 ms werden jedoch im wesentlichen durch den früher mehr-

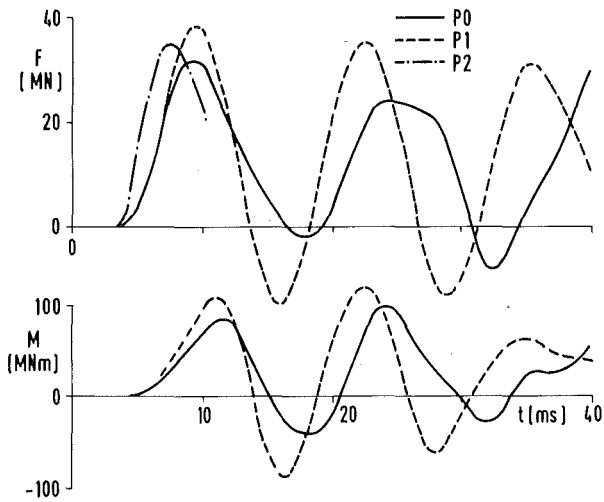


Abb.10: Mit (P_0, P_2) und ohne (P_1)
Fluid-Struktur-Wechselwirkung
berechnete Drucklast F bzw.
Biegemoment M .

Abb.11: Vergleich der PISCES-Rechnung
für die Drucklast F bei
starrem Kernmantel mit dem
FLUX-Ergebnis für elastischen
Kernmantel.

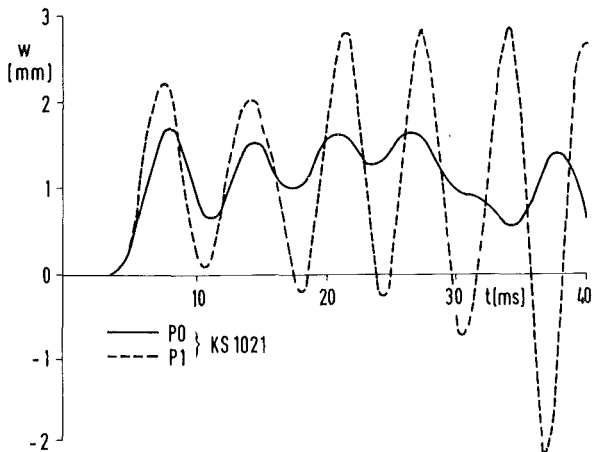
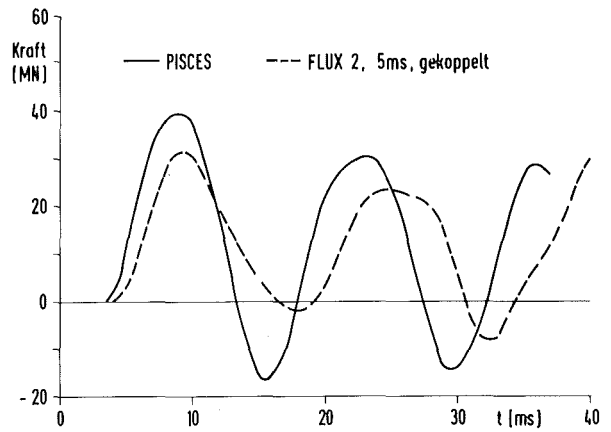


Abb.12: Auswirkung der Fluid-Struktur-
Wechselwirkung auf die radiale
Kernmantel-Verschiebung w .

fach erläutern Resonanzeffekt bei entkoppelter Rechnung hervorgerufen / 6 / .
Es zeigt sich hier wieder einmal, daß man die dynamische Antwort der Strukturbewegung auf die Fluid-Last gekoppelt berechnen muß, wenn man realistische Ergebnisse erzielen will.

4.3.4 Einfluß der Druckabsenkungszeit

Die Druckabsenkungszeit bestimmt die Steilheit der Entlastungswelle und damit die Größe von Druckdifferenzen an Einbauten. Es ist also klar, daß die integralen Drucklasten mit der Druckabsenkungszeit deutlich abnehmen. Dies ergibt sich aus den vorliegenden Parameterstudien, siehe Abb.14.

Die Struktur kann den kurzzeitigen Lastspitzen bei kurzen Druckabsenkungszeiten wegen ihrer Trägheit nicht folgen. Dies gilt insbesondere, wenn die Fluidträgheit berücksichtigt wird. Die Maximalspannungen hängen deshalb nur sehr schwach von der Druckabsenkungszeit ab. Zu dieser Schlußfolgerung wäre man nicht gekommen, wenn man nur entkoppelt rechnen könnte. Die tatsächliche Druckabsenkungszeit und die Details der Zeitfunktion sind also für die Beanspruchung der Einbauten weniger bedeutsam als gelegentlich angenommen.

4.3.5 Einfluß einiger Modellparameter

In den Fällen P3 und P4 wurden gegenüber dem Fall P2 bzw. P0 einmal der Fluidreibkoeffizient f_{damp} , zum anderen die mit dem Massering simulierte Kernträgheit variiert. Beide Variationen erbrachten vernachlässigbare Veränderungen der Ergebnisse. Beispielsweise sind die berechneten Kurven der maximalen Spannungen gemäß Abb.13 im Rahmen der Strichstärke deckungsgleich.

4.3.6 Einfluß der Bruchöffnungsfläche

Das Verhältnis der Bruchfläche A zur Rohrquerschnittsfläche A_1 wurde mit den Werten 1, 0,5, 0,3, 0,1 variiert. Aus den Ergebnissen wurden maximale Druckdifferenzen, Verschiebungen, Spannungen ("X") usw. ermittelt und auf die entsprechenden Werte ("X₁") bei $A/A_1=1$ normiert. Die so erhaltenen Werte sind in Abb.15 aufgetragen.

Man erkennt, daß die Belastungen und Beanspruchungen erst dann deutlich reduziert werden, wenn die relative Bruchfläche kleiner als 10% ist. Integrale Größen reagieren empfindlicher als lokale Größen.

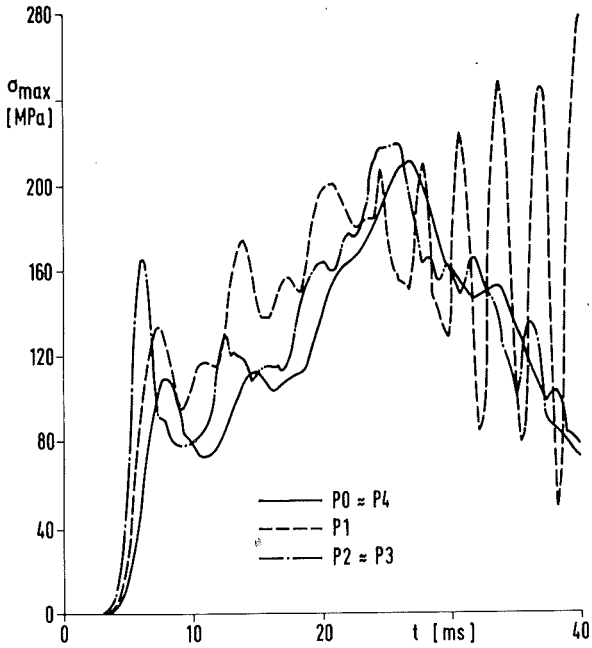


Abb.13: Maximale im Kernmantel auftretende Vergleichsspannung σ_{max} bei verschiedenen Modellparametern (P0:mit, P1:ohne Fluid-Struktur-Wechselwirkung, siehe auch Tabelle 3).

Abb.14: Einfluß der Druckabsenkungszeit auf Maximalspannung und Druckkraft bei gekoppelter und entkoppelter Rechnung.

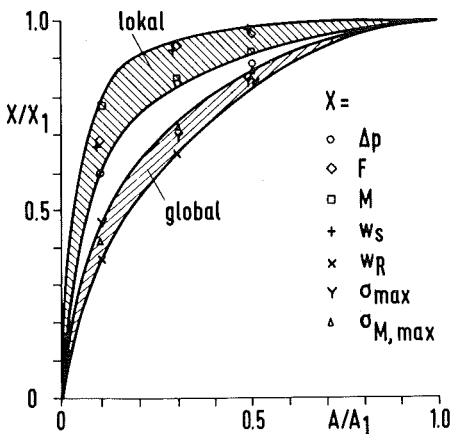
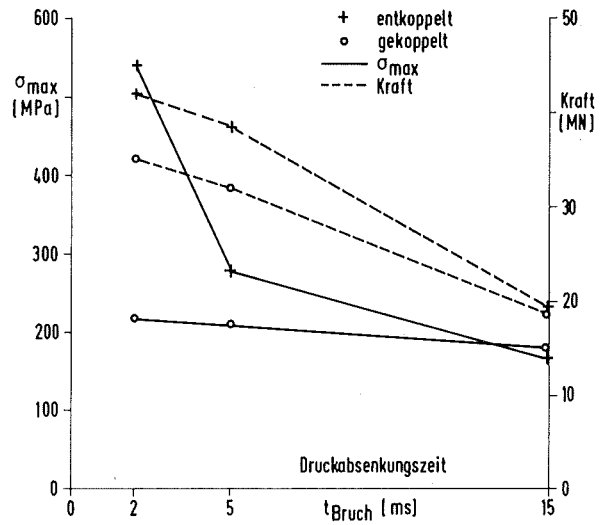


Abb.15: Einfluß der Bruchfläche A auf verschiedene Belastungen und Beanspruchungen X ($A_1 =$ Rohrquerschnittsfläche, $X_1 =$ Last für $A=A_1$).

Dieses Verhalten läßt sich wie folgt erklären. An der Bruchstelle sinkt der Druck auf den Sattedampfdruck ab. Die erste Druckentlastungswelle wird zwar durch die geometrische Aufweitung der Stromröhre von der Bruchfläche in den Stutzen reduziert, aber der an der Bruchstelle konstant gehaltene Druck erzwingt kurz darauf, daß der Druck im ganzen Stutzen auf den Sattedampfdruck abfällt. Dies gilt insbesondere deshalb, weil die resultierende Fluidgeschwindigkeit nach Durchgang der ersten Entlastungswelle noch sehr viel kleiner als die spätere quasi-stationäre Ausströmgeschwindigkeit ist. Die konvektive Beschleunigung an der Bruchstelle bewirkt daher zunächst nur einen kleinen Druckabfall. Zu der quasi-stationären Ausströmung kommt es erst nach Ablauf einer charakteristischen Beschleunigungszeit τ_B . Nach dieser Zeit steigt der Druck im Stutzen wieder fast auf den Ausgangsdruck an. Dies kann man nach Bernoulli oder mit dem Druckabfall wegen der erforderlichen konvektiven Beschleunigung in der Nähe der Bruchstelle erklären / 6 /.

Die Zeit τ_B ist der effektiven Trägheitslänge der Stromröhre proportional. Bei mittleren bis großen Brüchen ist diese Trägheitslänge im wesentlichen gleich der Rohrlänge und also für $0,5 \lesssim A/A_1 \lesssim 1$ etwa konstant. In diesem Bereich werden die Beanspruchungen deshalb kaum verändert. Bei kleinen Bruchflächen dagegen ist die Trägheitslänge von der Größenordnung des Bruchflächendurchmessers und also $\tau_B \sim \sqrt{A/A_1}$. Die Beschleunigungszeit ist also bei kleinen Bruchflächen klein gegenüber der Wellenausbreitungszeit im Stutzen $\tau_a = L_S/a$. Demzufolge reicht die Zeit nicht aus, den Druck im Stutzen voll absinken zu lassen und die Auswirkung der Druckentlastung wird entsprechend reduziert. Der empirisch gefundene Verlauf von X/X_1 bestätigt eine Abhängigkeit von $\sqrt{A/A_1}$.

Diese Deutung erklärt auch, warum die hochfrequenten, lokalen Beanspruchungen insbesondere die in Stutzennähe, zunächst kaum durch eine reduzierte Bruchfläche verändert werden, während niederfrequente integrale Größen stärker reduziert werden: Die integralen Größen reagieren weniger auf die erste Druckentlastungswelle sondern mehr auf den mittleren Zeitverlauf. Letzterer wird aber schon durch geringe Bruchflächenreduzierungen verändert. Die lokalen Größen werden dagegen von der ersten Druckentlastungswelle relativ stark beeinflusst.

Würde man nicht die Bruchfläche am Ende des Blowdown-Rohres verändern, sondern die Rohrquerschnittsfläche A_1 (parametrisch) variieren, so würde man eine mehr lineare Abhängigkeit $X \sim A_1$ erwarten.

Es sei allerdings angemerkt, daß die vorliegende Simulation eine Strömungseinschnürung an den Blenden nicht berücksichtigt. Diese Einschnürung wird anfänglich, bei kleinen Strömungsgeschwindigkeiten, unwesentlich sein. In der quasistationären Phase kann die Einschnürung die Ergebnisse wesentlich beeinflussen. Dies könnte dazu führen, daß insbesondere die untere Grenzkurve in Abb.15 stärker nach unten verändert wird. Die wesentlichen Belastungs- und Beanspruchungsgrößen werden also nicht in gleichem Maße verringert, wenn die Bruchfläche reduziert wird. Diese Abweichung von einer linearen Abhängigkeit ist offenbar bei großen Anlagen wesentlich stärker ausgeprägt als bei dem im Durchmesser kleineren HDR (3 statt 5 m Durchmesser). Bei dem im Durchmesser kleineren Experiment RS16/B (0,8 m) ist die Abweichung vom linearen Verhalten aufgrund der Angaben in / 15 / kaum noch zu erkennen gewesen.

4.4 Zusammenfassung

Mit dem Rechenprogramm FLUX werden die fluid- und strukturdynamischen Vorgänge in der Anfangsphase eines angenommenen Blowdowns für ein Modell analysiert, das - soweit möglich - den Maßen eines modernen Druckwasserreaktors angepaßt ist. Allerdings werden eine Reihe von Gegebenheiten der tatsächlichen Anlage, wie z.B. der Kern, nicht berücksichtigt. Es wird über umfangreiche Parameterstudien berichtet. Bei entkoppelter Analyse stimmen die FLUX-Ergebnisse sehr gut mit PISCES-Ergebnissen überein. Bei gekoppelter Analyse ergeben sich einerseits kleinere Lasten, andererseits hat die Druckabsenkungszeit an der Bruchstelle einen geringeren Einfluß als bei entkoppelter Rechnung. Auch bei Verwendung virtueller Massen überschätzt die entkoppelte Rechnung die Spannung erheblich. Eine Reduktion der Bruchquerschnittsfläche führt nur bei Bruchflächen kleiner 10% der Rohrfläche zu deutlichen Lastreduktionen.

Literatur

- / 1 / Fiege, A.; Schumann, U.; Smidt, D.:
Das Projekt Nukleare Sicherheit (PNS).
KfK-Nachrichten, 13(1981) No.1-2, 39-49
- / 2 / Schumann, U.:
Principles of fluid-structure interaction. Proc.of the Internat.
Topical Meeting on Advances in Mathematical Methods for the Solution
of Nuclear Engineering Problems, Muenchen, April 27-29, 1981.
Eggenstein-Leopoldshafen:FIZ 4. 1981. Vol.1 565-582.
- / 3 / Ludwig, A.; Krieg, R.:
An analytical quasi-exact method for calculating eigenvibrations of
thin circular cylindrical shells.
Sound and Vibr.,74(1981) 155-74
- / 4 / Ludwig, A.; Barcellos, C.S.; Hailfinger, G.; Krieg, R.:
Eigenoscillations for PWR-core-barrel, comparison between various
theoretical results for the HDR geometry.
6th SMIRT^x), Fl/4
- / 5 / Moesinger, H.:
Investigation of blowdown problems with the computer code DRIX-2D.
Nuclear Science and Engineering, 75(1980) 89-102
- / 6 / Schumann, U.:
Effektive Berechnung dreidimensionaler Fluid-Struktur-Wechselwirkung
beim Kühlmittelverluststörfall eines Druckwasserreaktors - FLUX -
KfK 2645(1979)
- / 7 / Schumann, U.:
Impacts and fluid-structure interaction in pressurized water reactor
safety analysis. Thomas A.Jaeger Preis. 6th Internat.Conf. on
Structural Mechanics in Reactor Technology, Paris, F. August 17-21,
1981. Nucl.Engrg.Des.(1982) im Druck

x)6th SMIRT = Rastoin,J.(Hrsg.)et al., Transact.6th Int.Conf.Structural Mecha-
nics in Reactor Techn.,Paris,August 17-21, 1981

- / 8 / Schumann, U.:
Homogenized equations of motion for rod bundles in fluid with
periodic structure. Ing.Archiv,50(1981)203-216
- / 9 / Schumann, U.:
Virtual density and speed of sound in a fluid-solid mixture with
periodic structure.
Int.J.Multiphase Flow,7(1981)619-633
- / 10 / Schumann, U.; Benner, J.:
Homogenized model for fluid-structure interactions in a pressurized
water reactor core. 6th SMIRT^x, B5/7
- / 11 / Benner, J.; Schumann, U.:
Analytical investigation of a one-dimensional homogenized model for
a pressurized water reactor core. Nucl.Eng.Des.66(1981)413-426
- / 12 / Benner, J.:
Some variants of the ICE-technique. Taylor, C.; Schrefler, B.A.
(Hrsg.) Numerical Methods in Laminar and Turbulent Flow. Proc. of
the 2nd Internat.Conf.held at Venezia, I, July 13-16, 1981
Swansea: Pineridge Pr. 1981, 763-73
- / 13 / Koch, V.F.; Pohl,W.:
Numerical analysis of 3-D pressure-wave propagation and loading of
the core barrel of a PWR caused by LOCA. 6th SMIRT^x, B2/8
- / 14 / Krieg, R.; Schumann, U.:
Zur Kompressibilität und virtuellen Masse bei Blowdown-Beanspruchung
von Reaktordruckbehältereinbauten.
Atomkernenergie-Kerntechnik, 39(1981)57-63
- / 15 / Battelle-Institut Frankfurt, Ergebnisse der ersten DWR-Versuche mit
Einbauten (DWR1-DWR5). Bericht BF-RS 0016B-10-1 (1977)

Tabelle 1: Eingabewerte für den betrachteten DWR-Fall (für weitere Erläuterungen siehe Abb.6-1 im KFK 2645), Fall p0

Symbol	Bezeichnung (Längen in / m /)	Wert
R_M	Radius des Kernmantels (KM)	2,145
L_M	Länge des KM	7,630
H_M	Wandstärke des KM	0,080
H_R	Breite des Ringraumes	0,315
L_U	Höhe des oberen Plenums	1,217
L_L	Höhe des unteren Plenums	0,974
L_F	Abstand der Blowdown-Stützen-Achse von KM-Flansch	1,080
R_S	Radius des Blowdown-Rohres	0,375
L_S	Länge des Blowdown-Rohres	3,000
ρ_M	Dichte des KM / kg/m ³ /	7800
E	Elastizitätsmodul des KM / N/m ² /	1,7 · 10 ¹¹
ν	Querkontraktionszahl des KM	0,3
M_R	Masse des unteren Ringes	215 000
p_0	Anfangsdruck / MPa /	16,04
p_1	Sattdampfdruck an der Bruchstelle / MPa /	7,2
T_R	Temperatur im Ringraum (RR) / °C /	291,1
T_I	Temperatur im Innenraum / °C /	308,5
a	Schallgeschwindigkeit im RR / m/s /	994,1
ρ_0	Anfangs-Fluid-Dichte im RR / kg/m ³ /	736,4
s_{damp}	modale Struktur-Dämpfung	0
f_{damp}	Rohrreibkoeffizient	0,02
	Strukturmodell: KM: CYLDY2	
	RDB: starr	

Tabelle 2: Diskretisierungs-Parameter
(für weitere Erläuterung siehe Abb.2-3 in KfK 2645)

Symbol	Bezeichnung	grobes Netz	feines Netz
M_M	radiale Maschen im Innenraum (IR)	4	4
M_D	radiale Maschen im Ringraum (RR)	1	3
M_R	radiale Maschen am Ring	2	2
M_S	Maschen im Blowdown-Stutzen	30	30
N_M	axiale Maschen im RR	17	33
N_{LO}	axiale Maschen im unteren Plenum	3	5
N_{UP}	axiale Maschen im oberen Plenum	3	5
M	Maximale Zahl der Strukturfreiheitsgrade je Umfangsmode	10	16
N	Maximale Umfangsordnung	8	16
Δt	Zeitschrittweite [ms]	0,2	0,2
ω_{max}	Max. Eigenkreisfrequenz [1/s]	30.000	30 000
n_F	Gesamtzahl der Fluidmaschen	1088	5190
n_S	Gesamtzahl der KM-Freiheitsgrade	90	271

Tabelle 3 Fall-Spezifikationen

Fall	t_{Bruch} [ms]	gekoppelt	abweichender Parameter
P0	5	ja	$f_{\text{damp}} = 0$ statt sonst $f_{\text{damp}} = 0.02$ $M_R, I_{ZZ} = 0.8 (M_R, I_{ZZ})_0$ mit virtuellen Fluid-Massen Ringraumbreite $H_R = 15$ cm
P1	5	nein	
P2	2	ja	
P3	5	ja	
P4	5	ja	
P5	5	nein	
P6	2	nein	
P7	15	ja	
P8	15	nein	
P9	2	nein	
K2	5	ja	grobes Netz bis 40 ms
<u>K2</u>	5	ja	grobes Netz bis 80 ms
F1	2	ja	Wiederholung von Fall P2
F2	2	ja	wie F1 aber $A / A_1 = 0.5$
F3	2	ja	$A / A_1 = 0.3$
F4	2	ja	$A / A_1 = 0.1$

Tabelle 4: Grund-Eigenfrequenzen des Kernmantels

n = Umfangsordnung

m = Axialordnung

Eigenfrequenzen in Vakuum [$\bar{\text{Hz}}$]

n = m =	0	1	2	3	4
1	353	17.9	79.9	58.2	68.1
2	353	129	160	114	102
3	355	416	224	171	147
4	356	782	270	222	195

Eigenfrequenzen in Wasser (inkompressibel) [$\bar{\text{Hz}}$]

n = m =	0	1	2	3	4
1	29.2	16.0	35.9	32.3	43.6
2	95.6	88	80.1	67.5	67.7
3	156	241	124	108	102
4	206	574	166	150	142

06.01.02/09A Laborversuche zur Abstützung von fluid/strukturdynamischen
PNS 4126 Rechenprogrammen zur Beschreibung der Anfangsphase bei Kühl-
mittelverluststörfällen
(E. Erb, K.H. Lang, E. Wolf; IRE)

Stand der Arbeiten

Im Berichtszeitraum wurde der Schwingungsprüfstand zur Untersuchung des Kop-
polverhaltens stabförmiger Strukturen in Fluiden erfolgreich in Betrieb genom-
men. Die erste Versuchsreihe mit der als Doppelpendel ausgeführten Einzel-
zelle wurde durchgeführt und eine geänderte Innenpendelgeometrie zum Einfluß
der Fluidspaltdicke wurde erstellt. Außerdem wurde für die Bündelgeometrie
ein Konstruktionsentwurf mit verschiedenen Versionen der Einzelstab-Auflage-
rung angefertigt und anhand der Bewegungsgleichung eine Betrachtung zum Koppe-
lungsverhalten der reinen Strukturbauteile (ohne Berücksichtigung des Fluides)
angestellt.

Versuche mit der Einzelzelle

Bei den durchgeführten Schwingungsexperimenten war die Einzelzelle im Hin-
blick auf eine weitgehende Reduzierung der Einflußparameter so angeordnet,
daß nur das Innenpendel nach einmaliger Anregung freie Schwingungen ausfüh-
ren konnte. Das Außenpendel war gefesselt. Die für die Auswertung erforder-
lichen physikalischen Werte, wie Masse und Schwerpunktsabstand bzw. Massen-
trägheitsmoment und Federsteife wurden durch Auswiegen bzw. durch Pendel-
schwingungsversuche bei evakuierter Einzelzelle bestimmt. Variiert wurde
das Fluid bzw. die Fluiddicke (Vakuum, Luft, Wasser), die Schwingungsampli-
tude der Anregung (ca. 3-8 mm) und die Systemrückstellung. Folgende Eigenfre-
quenzen wurden erreicht: 0.54, 2.36, 4.38 und 6 Hz in Vakuum bzw. 0.21, 1.45,
2.74 und 3.76 Hz in Wasser.

Die charakteristischen Abmessungen der Einzelzelle betragen: Länge/Durchmesser des
Innenpendels ca. 1144/55 mm, Fluidspaltdicke ca. 12.5 mm. Die über die Länge ge-
mittelte Massenbelegung des Innenpendels war mit 3.93 kg/m ca. um den Faktor
1.64 bzw. 1367 größer als die des verdrängten Wassers bzw. der Luft. Hinsicht-
lich der anteiligen Massenträgheitsmomente (gewichtete Massenbelegung) lag das
Wasser bzw. die Luft bei Zugrundelegung der Potentialtheorie um ca. 55 % über
bzw. ca. 99.8 % unter dem Wert des Innenpendels. Die Fluidfüllstandshöhe be-

trug mit Rücksicht auf die Pendellagerung 92.44 % der Pendellänge. Gemessen wurde die Schwingungsamplitude des Innenpendels mit einem berührungslosen, induktiven Wegaufnehmer, dessen Signale mit einem Visicorder aufgezeichnet wurden.

Die Messungen haben gezeigt, daß Versuche mit gleichen Parametern weitgehend reproduzierbar sind. Der Schwingungsverlauf entspricht in sehr guter Näherung einer abklingenden harmonischen Zeitfunktion ohne erkennbare überlagerte Störungen. Die Abb. 1, 2 und 3 zeigen typische Meßwertaufzeichnungen in Vakuum, Luft und Wasser bei unveränderter Systemrückstellung. Dabei bestehen zwischen den Kurven für Vakuum und Luft nur geringfügige Unterschiede, während sich die Verhältnisse für Wasser, sowohl in der Frequenz als auch im Abklingverhalten, deutlich davon unterscheiden.

Die aus den Messungen errechneten virtuellen Fluidmassen stimmen für das Fluid Wasser mit der Theorie sehr gut überein. Die Abweichungen betragen bei der niedrigsten Eigenfrequenz von 0.21 Hz ca. 7 % und nehmen mit steigender Frequenz auf ca. 1.6 % ab. Für das Fluid Luft ist aus den Messungen nur qualitativ der richtige Trendverlauf erkennbar, nämlich eine geringfügige Eigenfrequenzerniedrigung gegenüber Vakuum. Quantitativ ergeben sich jedoch größere Abweichungen zur Rechnung, die damit zusammenhängen, daß die gewichtete Massenbelegung der Luft nur ca. 1.8 % der des Innenpendels beträgt und sich bereits geringste Meßfehler bei der Bestimmung der Eigenfrequenz sehr stark auf das Ergebnis auswirken.

Eine genauere Untersuchung des Abklingverhaltens ergibt, daß die Dämpfung schwächer als mit der ersten Potenz der Geschwindigkeit proportional ist. Bezogen auf geschwindigkeitslineare Dämpfung kann dies auch so gedeutet werden, daß der Abklingkoeffizient bzw. der relative Dämpfungskoeffizient (Lehrsches Dämpfungsmaß) geschwindigkeits- bzw. amplitudenabhängig ist. Diese Abhängigkeit trat bei allen Versuchen in Erscheinung. Die dadurch bedingte Änderung des Dämpfungskoeffizienten betrug in Wasser innerhalb eines Amplitudenbereiches von ca. 8.5 - 0.6 mm bis zu 50 %. Wird als Dämpfungskoeffizient der über die Amplitudenspanne von etwa 4.5 - 0.6 mm gemittelte Wert verstanden, so ergeben sich für Wasser Dämpfungswerte von ca. 5.4 % bei 0.21 Hz abnehmend auf ca. 1.35 % bei 3.75 Hz. Die Abweichung zur Theorie beträgt im unteren Frequenzbereich ca. 30 % und nimmt mit wachsender Eigenfrequenz stark zu $\sqrt{1}$. Die Dämpfungskoeffizienten der reinen Pendellagerung betragen etwa 1.2 - 2 % und die der Luft nur einige 1/10 %. Sie sind nahezu unabhängig von der Frequenz.

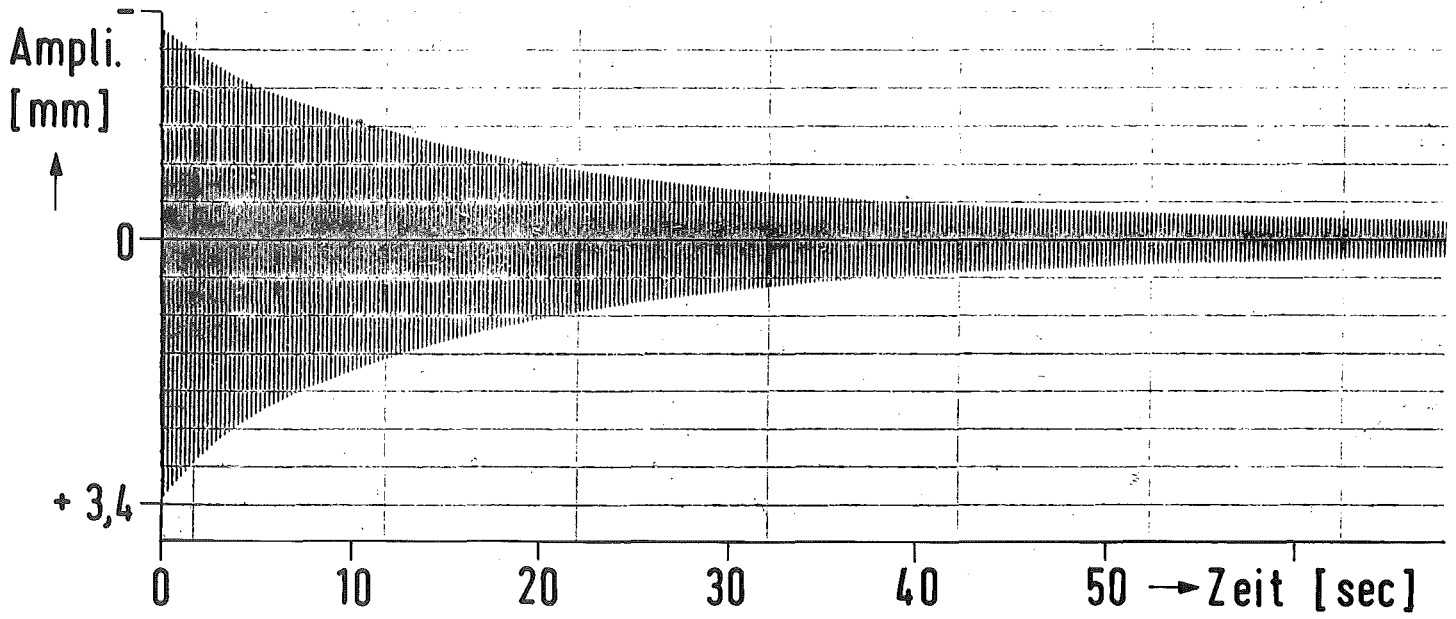


Abb.1: Schwingungsverhalten in Vakuum

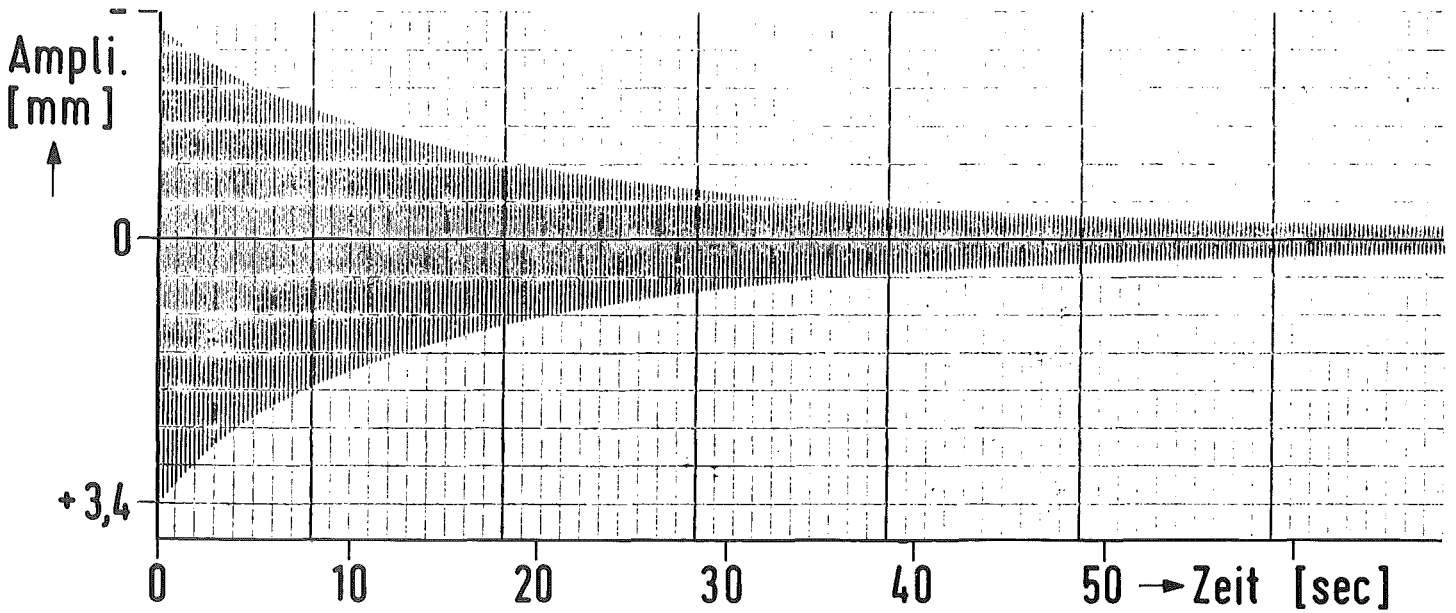


Abb.2: Schwingungsverhalten in Luft

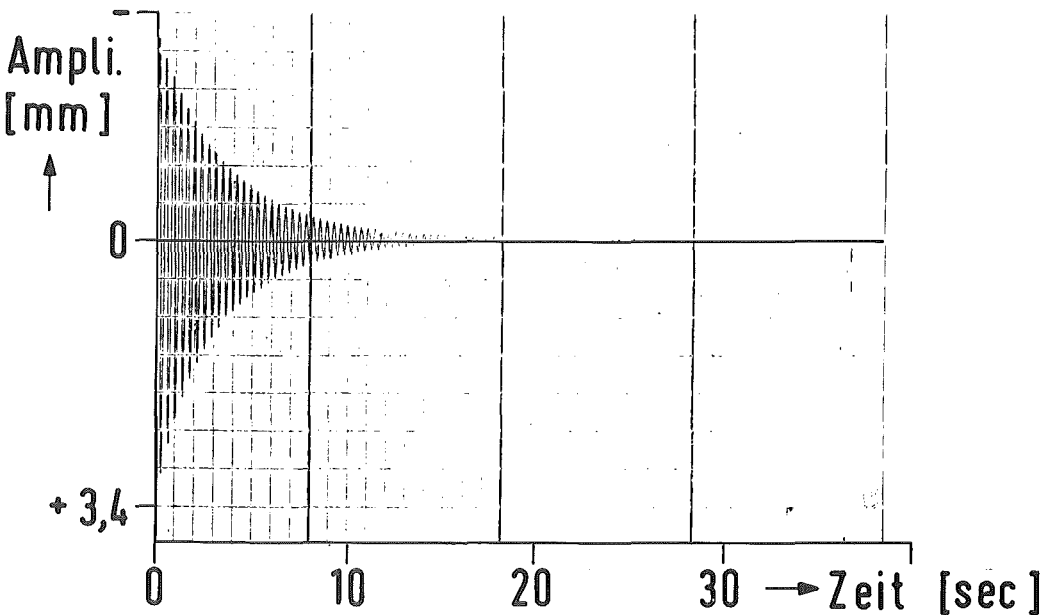


Abb.3: Schwingungsverhalten in Wasser

Betrachtung zum Schwingungsverhalten der Bündelgeometrie

Für die Bündelgeometrie wurde ein Konstruktionsentwurf erstellt. Es handelt sich dabei um eine 7 x 7 Stabanordnung in einem pendelnd aufgehängten Außengehäuse mit Rechteckquerschnitt, das die Fluidfüllung aufnimmt und zu Zwangsschwingungen angeregt werden kann. Die Stäbe ihrerseits stellen ebenfalls Pendel dar, die im Außengehäuse kardanisch gelagert sind, so daß bezüglich der Lagerführung eine Vorzugsrichtung vermieden wird. Da sich die Stabauflagerung gemeinsam mit dem Außengehäuse bewegt, tritt eine mechanische Koppelung innerhalb des gesamten Systems auf, die Einfluß auf das dynamische Verhalten der einzelnen Stäbe hat. Um die Fluidkoppelung separieren zu können, ist es erforderlich, die mechanische Koppelung möglichst klein zu halten. Im folgenden wird das dynamische Verhalten des auf Abb. 4 schematisch dargestellten Pendelsystems anhand der Bewegungsgleichung untersucht. Bei der Betrachtung wird angenommen:

- Auflagerpunkte reibungsfrei
- Außengehäuse und Stäbe starr
- alle Stäbe haben gleiche Abmessungen und Massen
- symmetrische Stabanordnung $x_{i,n} = x_{j,n}$
- Stäbe einer Reihe mit $x_{i,n}$ bzw. $x_{j,n} = \text{konstant}$ werden zu einem Stab zusammengefaßt

Die Bewegungsgleichung in Lagrange'scher Fassung für die generalisierte Koordinate q eines konservativen Systems lautet [2]:

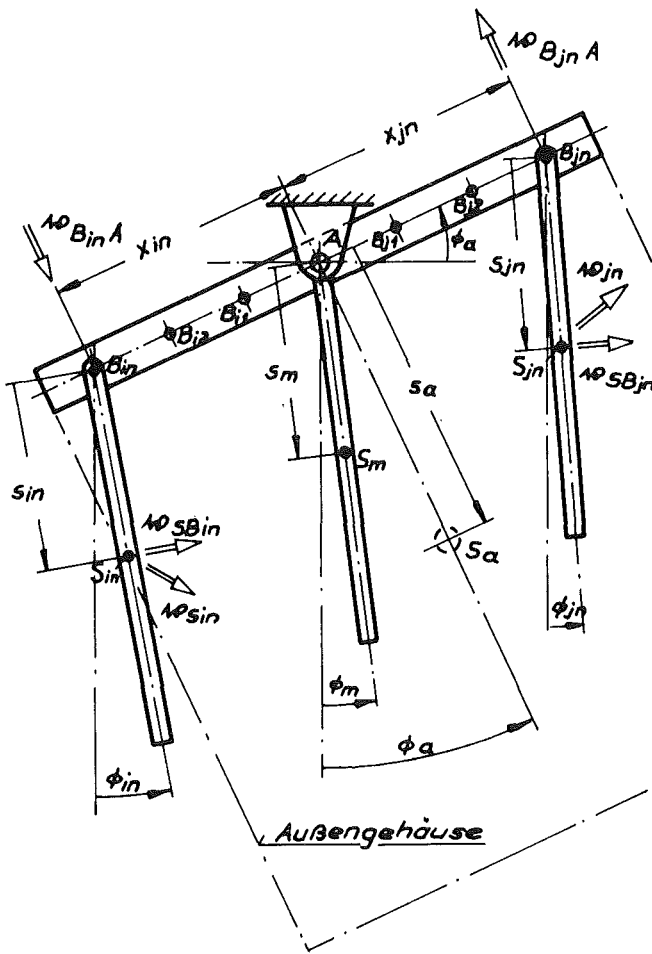
$$\frac{d}{dt} \left(\frac{\partial L}{\partial \dot{q}} \right) - \frac{\partial L}{\partial q} = 0 \quad (1)$$

$L = T - U$: kinetische Potential

T : kinetische Energie

U : potentielle Energie

$\dot{q} = \frac{dq}{dt}$: zeitliche Ableitung von q_n



Indizes:

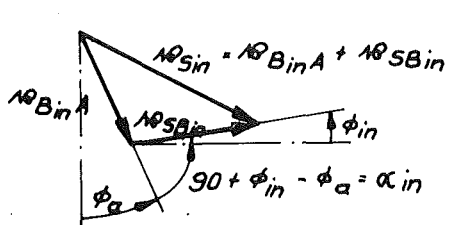
- a : Außengehäuse
- m : Stab konz. zu A
- i,n : Stab im Abstand $x_{i,n}$ von A
- j,n : Stab im Abstand $x_{j,n}$ von A

Bezeichnungen:

- m, S : Masse, Schwerpunkt
- s : Schwerpunktsabstand
- x : Stababstand von A
- ϕ : Drehwinkel
- $\dot{\phi}$: Drehgeschwindigkeit
- \vec{v}, v : Geschw. (Vektor, Betrag)
- $\vec{v}_{B_{i,n}A}$: Geschw. von $B_{i,n}$ um A
- $\vec{v}_{B_{j,n}A}$: Geschw. von $B_{j,n}$ um A
- $\vec{v}_{S_{i,n}B_{i,n}}$: Geschw. von $S_{i,n}$ um $B_{i,n}$
- $\vec{v}_{S_{j,n}B_{j,n}}$: Geschw. von $S_{j,n}$ um $B_{j,n}$
- $\vec{v}_{S_{i,n,jn}}$: Absolutgeschw. von $S_{i,n,jn}$
- k : Trägheitsradius bez. auf S
- g : Erdbeschleunigung
- $\ddot{\phi}$: Drehbeschleunigung
- A, B : Drehpunkte

Abb. 4: Schema Bündelgeometrie

Für die Absolutgeschwindigkeiten $\vec{v}_{S_{i,n}}$ und $\vec{v}_{S_{j,n}}$ sowie $v_{S_{i,n}}^2$ und $v_{S_{j,n}}^2$ gilt nach Abb. 5 und 6:

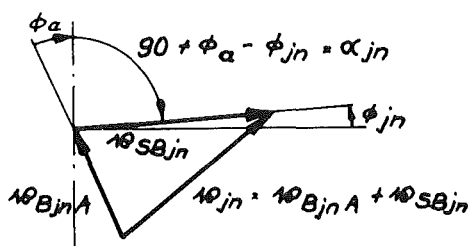


$$v_{S_{i,n}}^2 = v_{B_{i,n}A}^2 + v_{S_{i,n}B_{i,n}}^2 + 2 \cdot v_{B_{i,n}A} \cdot v_{S_{i,n}B_{i,n}} \cdot \cos \alpha_{i,n} \quad [2]$$

mit $\alpha_{i,n} = 90 + \phi_{i,n} - \phi_a$ und $\cos(90 - \beta) = \sin \beta$ folgt

$$v_{S_{i,n}}^2 = v_{B_{i,n}A}^2 + v_{S_{i,n}B_{i,n}}^2 + 2 \cdot v_{B_{i,n}A} \cdot v_{S_{i,n}B_{i,n}} \cdot \sin(\phi_a - \phi_{i,n}) \quad (2)$$

Abb. 5: Geschw.-Vektor $\vec{v}_{S_{i,n}}$



$$v_{S_{j,n}}^2 = v_{B_{j,n}A}^2 + v_{S_{j,n}B_{j,n}}^2 + 2 \cdot v_{B_{j,n}A} \cdot v_{S_{j,n}B_{j,n}} \cdot \cos \alpha_{j,n}$$

mit $\alpha_{j,n} = 90 + \phi_a - \phi_{j,n}$ u. $\cos(90 - \beta) = \sin \beta$ folgt

$$v_{S_{j,n}}^2 = v_{B_{j,n}A}^2 + v_{S_{j,n}B_{j,n}}^2 + 2 \cdot v_{B_{j,n}A} \cdot v_{S_{j,n}B_{j,n}} \cdot \sin(\phi_{j,n} - \phi_a) \quad (3)$$

Abb. 6: Geschw.-Vektor $\vec{v}_{S_{j,n}}$

Für die kinetische bzw. die potentielle Energie ergibt sich mit $m_m = m_{in} = m_{jn} = m$ und $s_m = s_{in} = s_{jn} = s$ nach [2]:

$$T = \frac{1}{2} m_a (k_a^2 + s_a^2) \dot{\phi}_a^2 + \frac{1}{2} m (k^2 + s^2) \dot{\phi}_m^2 + \frac{1}{2} \sum_{n=1}^3 m (k^2 + v_{in}^2) + \frac{1}{2} \sum_{n=1}^3 m (k^2 + v_{jn}^2) \quad (4)$$

$$U = g m_a s_a (1 - \cos \phi_a) + g m s (1 - \cos \phi_m) + g \sum_{n=1}^3 m s (1 - \cos \phi_{in}) + g \sum_{n=1}^3 m s (1 - \cos \phi_{jn}) \quad (5)$$

Werden T und U zum kinetischen Potential L zusammengefaßt und für v_{in}^2 bzw. v_{jn}^2 die Ausdrücke der Gl.(2) bzw. (3) übernommen, so folgen nach Anwendung des Lagrangeschen Formalismus (1) die Bewegungsgleichungen in der Form:

Koordinate ϕ_a :

$$\begin{aligned} & [m_a (k_a^2 + s_a^2) + \sum_{n=1}^3 m x_{in}^2 + \sum_{n=1}^3 m x_{jn}^2] \ddot{\phi}_a + \sum_{n=1}^3 m x_{in} s \ddot{\phi}_{in} \sin(\phi_a - \phi_{in}) + \sum_{n=1}^3 m x_{jn} s \ddot{\phi}_{jn} \sin(\phi_{jn} - \phi_a) \\ & - \sum_{n=1}^3 m x_{in} s \cos(\phi_a - \phi_{in}) \dot{\phi}_a \dot{\phi}_{in} + \sum_{n=1}^3 m x_{jn} s \cos(\phi_{jn} - \phi_a) \dot{\phi}_a \dot{\phi}_{jn} + g m_a s_a \sin \phi_a = 0 \end{aligned} \quad (6)$$

Koordinate ϕ_m :

$$m (k^2 + s^2) \ddot{\phi}_m + g m s \sin \phi_m = 0 \quad (7)$$

Koordinate ϕ_{in} :

$$m x_{in} s \sin(\phi_a - \phi_{in}) \ddot{\phi}_a + m (k^2 + s^2) \ddot{\phi}_{in} + m x_{in} s \cos(\phi_a - \phi_{in}) \dot{\phi}_a \dot{\phi}_{in} + g m s \sin \phi_{in} = 0 \quad (8)$$

Koordinate ϕ_{jn} :

$$m x_{jn} s \sin(\phi_{jn} - \phi_a) \ddot{\phi}_a + m (k^2 + s^2) \ddot{\phi}_{jn} - m x_{jn} s \cos(\phi_{jn} - \phi_a) \dot{\phi}_a \dot{\phi}_{jn} + g m s \sin \phi_{jn} = 0 \quad (9)$$

Die Gl.(6)-(9) gelten für beliebig große Ausschläge ϕ . Mit Ausnahme der Gl.(7) handelt es sich um gekoppelte, nichtlineare Differentialgleichungen von komplizierter Bauart. Für die Annahme kleiner Winkel und damit kleiner Geschwindigkeiten können die Glieder 2. Ordnung ($\phi^2, \dot{\phi}^2$) vernachlässigt werden. Das Gleichungssystem lautet dann in ausführlicher Form für die einzelnen Koordinaten [3]:

$$\phi_a : [m_a(k_a^2 + s^2) + 2 \sum_{n=1}^3 mx_{in}^2] \ddot{\phi}_a + \sum_{n=1}^3 mx_{in} s (\phi_a - \phi_{in}) \ddot{\phi}_{in} + \sum_{n=1}^3 mx_{jn} s (\phi_{jn} - \phi_a) \ddot{\phi}_{jn} + g m_a s_a \phi_a = 0 \quad (10)$$

$$\phi_m : m(k^2 + s^2) \ddot{\phi}_m + gms \cdot \phi_m = 0 \quad (11)$$

$$\phi_{i1} : mx_{i1} s (\phi_a - \phi_{i1}) \ddot{\phi}_a + m(k^2 + s^2) \ddot{\phi}_{i1} + gms \phi_{i1} = 0 \quad (12)$$

$$\phi_{i2} : mx_{i2} s (\phi_a - \phi_{i2}) \ddot{\phi}_a + m(k^2 + s^2) \ddot{\phi}_{i2} + gms \phi_{i2} = 0 \quad (13)$$

$$\phi_{i3} : mx_{i3} s (\phi_a - \phi_{i3}) \ddot{\phi}_a + m(k^2 + s^2) \ddot{\phi}_{i3} + gms \phi_{i3} = 0 \quad (14)$$

$$\phi_{j1} : mx_{j1} s (\phi_{j1} - \phi_a) \ddot{\phi}_a + m(k^2 + s^2) \ddot{\phi}_{j1} + gms \phi_{j1} = 0 \quad (15)$$

$$\phi_{j2} : mx_{j2} s (\phi_{j2} - \phi_a) \ddot{\phi}_a + m(k^2 + s^2) \ddot{\phi}_{j2} + gms \phi_{j2} = 0 \quad (16)$$

$$\phi_{j3} : mx_{j3} s (\phi_{j3} - \phi_a) \ddot{\phi}_a + m(k^2 + s^2) \ddot{\phi}_{j3} + gms \phi_{j3} = 0 \quad (17)$$

Die Gl.(10) - (17) bilden mit Ausnahme der Gl.(11) ein nichtlineares in der Beschleunigung gekoppeltes Differentialgleichungssystem. Unter der Annahme, daß die Ausschläge ϕ klein sind (keine Stabilitätsprobleme), kann die Stärke der Koppelung anhand der Vorfaktoren der Beschleunigung abgeschätzt werden.

Für schwache Koppelung muß dann gelten:

$$\text{für } \phi_a : \frac{\sum_{n=1}^3 mx_{in} s (\phi_a - \phi_{in})}{m_a(k_a^2 + s^2) + 2 \sum_{n=1}^3 mx_{in}^2} \ll 1 \text{ bzw. } \frac{\sum_{n=1}^3 mx_{jn} s (\phi_{jn} - \phi_a)}{m_a(k_a^2 + s^2) + 2 \sum_{n=1}^3 mx_{in}^2} \ll 1 \quad (18)$$

$$\text{für } \phi_{in}, \phi_{jn} : \frac{mx_{in} s}{m(k^2 + s^2)} (\phi_a - \phi_{in}) \ll 1 \text{ bzw. } \frac{mx_{jn} s}{m(k^2 + s^2)} (\phi_{jn} - \phi_a) \ll 1 \quad (19)$$

Für schlanke Stäbe der Länge ℓ mit konstanter Massenbelegung ist $k^2 = s^2/3$.

Mit $m \ll m_a$ folgt damit für die Gl.(18) und (19):

$$\text{für } \phi_a : \frac{3}{4} \frac{ms \sum_{n=1}^3 x_{jn}}{m_a s_a^2} (\phi_a - \phi_{in}) = \varepsilon_a (\phi_a - \phi_{in}) \ll 1 \text{ bzw. } \varepsilon_a (\phi_{jn} - \phi_a) \ll 1 \quad (20)$$

$$\text{für } \phi_{in}, \phi_{jn} : \frac{3}{4} \frac{x_{in}}{s} (\phi_a - \phi_{in}) = \varepsilon_{in} (\phi_a - \phi_{in}) \ll 1 \text{ bzw. } \varepsilon_{jn} (\phi_{jn} - \phi_a) \ll 1 \quad (21)$$

Daraus ergibt sich im Sinne einer schwachen Koppelung für die Konstruktion die Forderung, das statische Moment der Einzelstäbe relativ zum Außengehäuse klein zu halten und die Stablänge zum Anlenkabstand $x_{in,jn}$ groß zu wählen. Die aufgrund der vorgegebenen Einbauverhältnisse erreichbaren Werte betragen für ϵ_a ca. 0.018 und für $\epsilon_{i3,j3}$ ca. 0.05 (Außenstab). Für die weiter innen angeordneten Stäbe gelten kleinere $\epsilon_{i,j}$ -Werte. Mit Auslenkwinkeln $\phi \leq 0.01$ ergeben sich somit für die Gl.(20) und (21) Zahlenwerte von ≤ 0.00018 und ≤ 0.0005 .

In diesem Zusammenhang erhebt sich die Frage, inwieweit die eingangs vernachlässigte Reibung der Stabauflager von Bedeutung ist, die ja ebenfalls einen Koppeleffekt bewirkt. Eine **energetische** Abschätzung bei geschwindigkeitsproportional angenommenem Reibungsgesetz zeigt jedoch, daß sich der Reibungseinfluß schwächer auswirkt als der Einfluß der Beschleunigungskoppelung.

Dieses Ergebnis besagt, daß das Pendelsystem in erster Näherung als mechanisch ungekoppelt **betrachtet** werden kann.

Geplante Weiterarbeit

Im Anschluß an die bisherigen Untersuchungen werden in Anlehnung an den vorhandenen Konstruktionsentwurf die Konstruktionszeichnungen zur Bündelgeometrie erstellt und mit der Fertigung der Bauteile begonnen. Noch offenstehende Fragen zur Stabauflagerung werden durch Vorversuche abgeklärt. Bis zur Fertigstellung der Teile werden die Versuche mit der Einzelzelle weitergeführt, wobei eine geänderte Innenpendelgeometrie zum Einsatz kommt. Untersucht wird der Einfluß der Fluidspaltdicke auf das Koppelungs- und Dämpfungsverhalten.

Literatur:

- [1] U.Schumann:
Effektive Berechnung dreidimensionaler Fluid-Struktur-Wechselwirkung beim Kühlmittelverluststörfall eines Druckwasserreaktors - Flux - KfK 2645, Januar 1979
- [2] Istvan Szabó:
Höhere Technische Mechanik, 5. Aufl.
Springer-Verlag Berlin-Heidelberg-New York 1972
- [3] K.Klotter:
Technische Schwingungslehre II.Bd., 2. Aufl.
Springer Verlag, Berlin/Göttingen/Heidelberg 1960

06.01.02/10A Mechanisches Verhalten der Kernmanteleinspannung und der
PNS 4128 Core-Stützen beim Blowdown

(R. Krieg, B. Dolensky, M. Geiß, G. Hailfinger)

1. Überblick

Zur Beanspruchung der Kernmantel-Einspannung von Druckwasserreaktoren wurden erste Rechnungen mit dem Finite-Elemente-Programm ADINA durchgeführt. Als Belastung wurden axiale Membranspannungen eingeleitet, wie sie bei einem Blowdown mit sehr schneller Druckabsenkung an der Stützenmündung erwartet werden. Die sich ergebenden Verformungen liegen deutlich im plastischen Bereich. Einzelheiten hierzu sind in Kapitel 2 wiedergegeben.

Zur Beanspruchung der Core-Stützen von Druckwasserreaktoren wurden mehrere Rechnungen durchgeführt. Abschätzungen mit einem einfachen Rechenmodell ergaben, daß die erste Druckentlastungswelle, die durch einen plötzlichen Rohrleitungsbruch am Auslaßstutzen ausgelöst wird, nur zu mäßigen Beanspruchungen der Core-Stützen führt. Aufwendigere fluiddynamische Rechnungen mit dem Programm SING waren notwendig, um die Beschleunigungsphase der Blowdown-Strömung zu erfassen. Sie geht über die kurze Zeit der ersten Wellenausbreitung hinaus und beschreibt die Überlagerung mit den nach und nach in großer Zahl auftretenden reflektierten Wellen. In zweidimensionalen Rechnungen mit SING wurde bestätigt, daß die Fluidkompressibilität und damit der Wellencharakter der Strömung nur geringen Einfluß haben auf die maximale Beanspruchung der Core-Stützen. Dreidimensionale Rechnungen unter Vernachlässigung der Fluidkompressibilität sind deswegen eine ausreichende Basis für die wichtigsten Fragen zur Blowdown-Beanspruchung der Core-Stützen. Diese Rechnungen ergaben, daß die Biegespannungen typischer Core-Stützen die Fließgrenze nur unwesentlich überschreiten. Etwas anders ist die Situation für Stützen mit sehr kleinem Durchmesser. Eine genauere Beschreibung der Arbeiten zur Beanspruchung der Core-Stützen wird in Kapitel 3, 4 und 6 gegeben.

2. Spannungs- und Dehnungsverteilung am Übergang von der Kernmantelschale zum Einspannflansch

Zur Analyse des Verformungsverhaltens der Kernmanteleinspannung wurde das Mehrzweckrechenprogramm ADINA benutzt, welches die Berücksichtigung plastischen Stoffverhaltens (bilineares Werkstoffgesetz) und großer Verformungen gestattet. Im Rechenmodell wird der Flansch durch rotationssymmetrische axiale Membranspannungen belastet.

Unter der Annahme, daß bei einem Blowdown vorwiegend der Beam-Mode des Kernbehälters die Beanspruchung des Flansches bestimmt, läßt sich aus gekoppelten fluid-strukturdynamischen Untersuchungen eine maximale Membranbelastung am Umfang von ca. 85 N/mm^2 bestimmen. Da die Gradienten entlang des Umfangs beim Beam-Mode relativ klein sind, kann die maximale Beanspruchung am Umfang mit einem axialsymmetrischen Modell untersucht werden. Die folgende Abbildung zeigt die ermittelten Vergleichsspannungen und Vergleichsdehnungen bei axialen Belastungen von 40, 50 und 60 N/mm^2 . Bereits in diesem Lastbereich beginnt sich am Übergang von der Schale zum Flansch ein Fließgelenk auszubilden; außerdem wird der Flansch an der Oberkante plastisch verformt.

Bei einem Blowdown ist daher in weiten Bereichen der Einspannung mit größeren plastischen Verformungen zu rechnen.

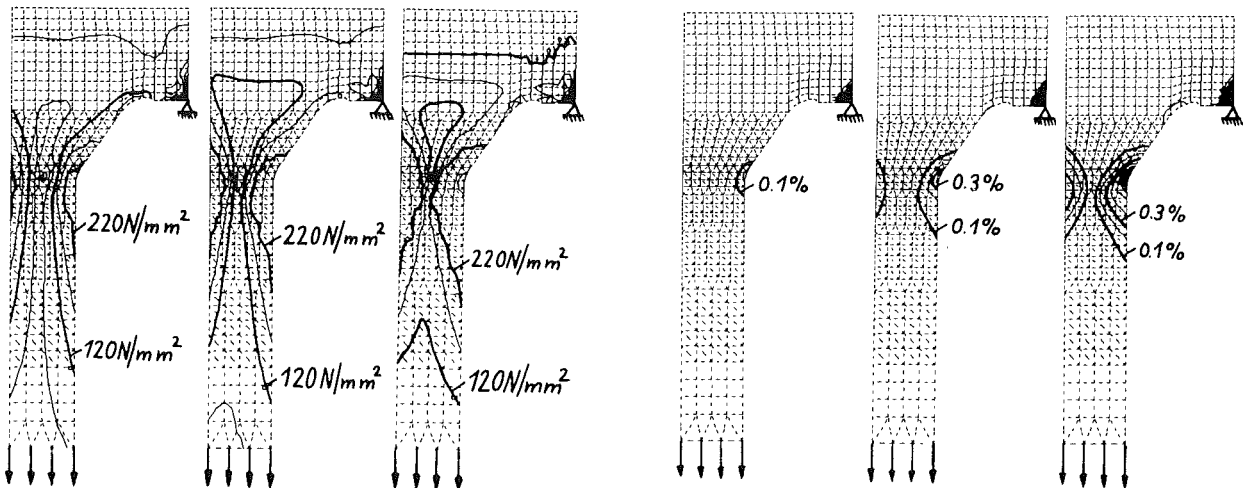


Abb. 1: Vergleichsspannungen und Vergleichsdehnungen im Übergangsbereich von der Kernmantelschale zum Einspannflansch bei den axialen Membranspannungen 40, 50 und 60 N/mm^2 .

3. Abschätzung zur Ausbreitung einer einzelnen Druckentlastungswelle im oberen Plenum

In vereinfachten Untersuchungen geht man manchmal davon aus, daß die maximalen Auslenkungen und Spannungen in den Core-Stützen als Folge einer einzelnen Druckentlastungswelle, die durch das obere Plenum läuft, bestimmt werden können. Um dies zu überprüfen, wird eine derartige Rechnung durchgeführt und später mit aufwendigeren Analysen verglichen.

Es wird angenommen, daß bei einem Bruch in der Primärleitung eine sprunghafte Druckentlastungswelle mit einer Druckabsenkung von 40 bar durch den Auslaßstutzen in das obere Plenum des Reaktors einläuft. Um übersichtliche Verhältnisse zu erhalten, wird weiterhin angenommen, daß die akustische Impedanz der Core-Stützen dieselbe sein soll wie akustische Impedanz des Fluides und daß der Deformationswiderstand der Core-Stützen verschwinden soll. Wellenreflexionen an den Core-Stützen treten dann nicht auf. Da die Analyse nur einen Welledurchgang durch das obere Plenum erfassen soll, brauchen auch die Reflexionen an den Wänden nicht berücksichtigt zu werden.

Unter diesen Voraussetzungen kann die Wellenausbreitung in guter Näherung mit Hilfe einfacher, geschlossener Lösungen der akustischen Gleichungen beschrieben werden. Die Vorgänge im Stutzen werden mit Hilfe der ebenen Wellenausbreitung und die Vorgänge im oberen Plenum mit Hilfe einer Kugelwellenausbreitung angenähert. Im Übergangsbereich vom Stutzen in das obere Plenum können allerdings die Kontinuitäts- und Gleichgewichtsbedingungen nur für räumliche Mittelwerte erfüllt werden.

Im oberen Plenum ist die sich wellenförmig ausbreitende Geschwindigkeit zum Stutzen hin gerichtet. Mit Ausnahme des Übergangsbereiches zum Stutzen betrügt sie:

$$w(r,t) = 0 \quad \text{für } t < \frac{r-r_0}{c}$$
$$w(r,t) = \frac{\Delta p}{\rho c} \left[\frac{r_0^2}{r^2} + \frac{r_0}{r} \left(1 - \frac{3}{2} \frac{r_0}{r} \right) \exp\left(\frac{2}{3} \frac{r-r_0-ct}{r_0} \right) \right] \quad \text{für } t \geq \frac{r-r_0}{c}$$

Hierin ist Δp die angenommene Druckabsenkung im Stutzen, ρ die Fluidichte, c die Schallgeschwindigkeit und r_0 der Radius des Stutzens. Die Variable r beschreibt den Abstand vom Stutzen und die Variable t beschreibt die Zeit.

Aus der Gleichung ergibt sich, daß die Geschwindigkeit mit zunehmendem Abstand vom Stutzen mit dem Faktor $\frac{r_0}{r} - \frac{1}{2} \frac{r_0^2}{r^2}$ abfällt. Außerdem ergibt sich, daß

für einen Punkt im oberen Plenum mit $r > \frac{3}{2}r_0$ die Geschwindigkeit als Funktion der Zeit abnimmt. Die Zusammenhänge sind in Abb. 2 dargestellt.

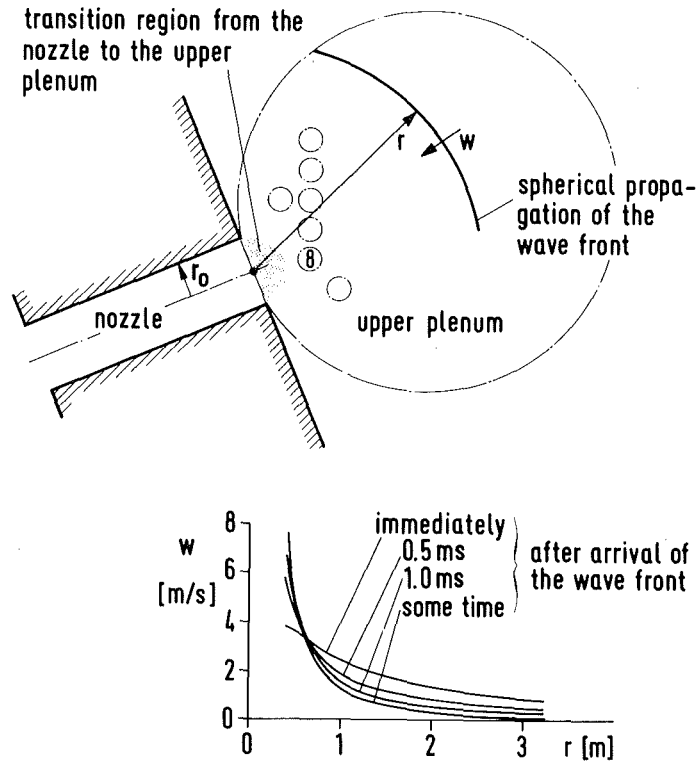


Abb. 2: Geschwindigkeitsverteilung im oberen Plenum

Beschreibt nun r den Abstand eines Querschnittes einer Core-Stütze, dann beschreiben jene Komponenten von $w(r, t)$, welche senkrecht auf der Achse der Core-Stütze stehen, die Geschwindigkeit des Querschnittes. Da sowohl Größe als auch Richtung von r für Punkte entlang der Achse einer Core-Stütze variieren, ändert sich auch die Auslenkungsgeschwindigkeit der Core-Stütze entlang der Achse. In der Mitte der Core-Stütze hat ihre Geschwindigkeit ein Maximum. Die größte Geschwindigkeit ergibt sich für Stütze Nr. 8. Sie hat den kürzesten Abstand zum Stutzen. Die Geschwindigkeitsverteilung der Stütze Nr. 8, unmittelbar nachdem die Welle angekommen ist und eine Millisekunde später, sind in Abb. 3 dargestellt.

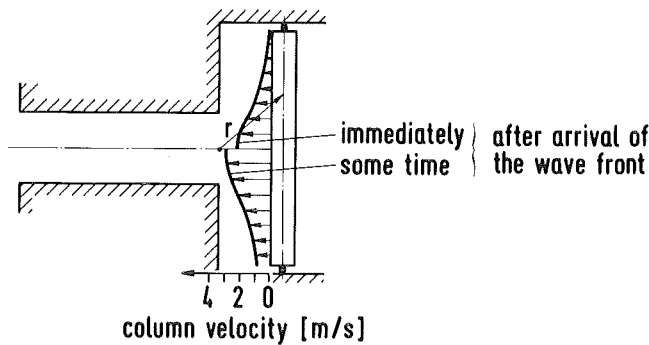


Abb. 3: Geschwindigkeitsverteilung für Stütze Nr. 8

Mit Hilfe solcher Geschwindigkeitsverteilungen können die kinetischen Energien der Core-Stützen bestimmt werden. Der höchste Wert ergibt sich ebenfalls für Stütze Nr. 8. Bei einer Massenverteilung von 200 kg/m entlang der Stützenachse beträgt die kinetische Energie unmittelbar nach Durchlauf der Welle 800 Nm und etwa eine Millisekunde später nur noch 400 Nm. Die Differenz dieser Energien wurde an das Fluid wieder zurückgeliefert. Nur der Rest von 400 Nm wird in Deformationen der Stütze Nr. 8 umgewandelt.

Sind diese Deformationen innerhalb des elastischen Bereiches, so kann die Biegelinie in der Stütze als Überlagerung verschiedener Biegeschwingungen dargestellt werden. Nimmt man an, daß die Stützen an ihren Enden gelenkig gelagert sind, so ist die maximale Dehnung unabhängig davon, in welche Biegeschwingung die Energie gespeist wurde. Die maximale Dehnung ϵ_{max} berechnet sich:

$$\epsilon_{max} = d \sqrt{\frac{U}{EIb}}$$

Hierin ist d der Stützendurchmesser, b die Stützhöhe, U die aufzunehmende kinetische Energie und EI die Biegesteifigkeit der Stütze. Setzt man für diese Größen typische Werte ein, so erhält man eine maximale Dehnung, die etwas unterhalb von 0,1 % liegt, d.h., die Beanspruchung liegt kurz vor der Fließgrenze.

Entgegen den obigen Annahmen sind jedoch die akustischen Impedanzen der Stützen wesentlich höher als die akustische Impedanz des Fluids. Die Ergebnisse stellen deswegen eine erhebliche Überschätzung der tatsächlichen Vorgänge dar. Auch viele der anderen Annahmen haben deutlich konservativen

Charakter. Daraus ergibt sich: Die Core-Stützen werden beim Durchlauf einer einzigen Druckentlastungswelle nur mäßig beansprucht.

In Wirklichkeit folgen auf die erste Druckentlastungswelle ganze Serien von Wellenreflexionen. Sie tragen ebenfalls zur Belastung der Core-Stützen bei. Eine Beschreibung dieser Vorgänge erfordert jedoch aufwendigere Methoden. Sie werden im folgenden erläutert.

4. Zweidimensionale fluiddynamische Analyse mit dem Programm SING unter Vernachlässigung der Fluidkompressibilität

Es wird davon ausgegangen, daß die charakteristischen Wellenausbreitungszeiten im Fluid klein sind gegenüber den relevanten Schwingungszeiten der Core-Stützen. Details der Druckschwankungen, hervorgerufen durch die Wellenausbreitung im Fluid, haben dann keinen wesentlichen Einfluß auf die maximalen Auslenkungen und Spannungen der Core-Stützen. Deswegen können zeitlich gemittelte Drücke, wie sie bei Annahme eines inkompressiblen Fluids entstehen, in guter Näherung zur Berechnung der maximalen Beanspruchungen eingesetzt werden [1].

Außerdem wird davon ausgegangen, daß die maximalen Auslenkungen sämtlicher Stützen in etwa zum selben Zeitpunkt erreicht werden (gegenseitige Zeitverschiebungen bei den Auslenkungen der Core-Stützen sind in der Größenordnung der Wellenausbreitungszeiten zwischen den Core-Stützen und diese sind klein gegenüber den Schwingungsperioden der Core-Stützen). Die Beschleunigungen der Stützen, gemittelt bis zu diesem Zeitpunkt und folgedessen auch die Trägheitskräfte des umgebenden Fluids gemittelt bis zumselben Zeitpunkt, verschwinden deswegen nahezu (der betrachtete Zeitbereich bis zur maximalen Auslenkung der Stützen umfaßt einen Beschleunigungsbereich und einen etwa gleich langen Verzögerungsbereich, die sich gegenseitig heben). Deshalb spielt die Fluid-Struktur-Wechselwirkung, die die Trägheitseffekte des Fluids beschreibt, keine wesentliche Rolle bei der Berechnung der maximalen Auslenkungen und Spannungen der Core-Stützen.

Unter diesen Bedingungen läßt sich das in [2] beschriebene Randintegralverfahren zur Lösung des Problems einsetzen. Die Berechnungen werden durchgeführt für eine horizontale Scheibe des oberen Plenums in der Höhe des Auslaßstutzen. Zur Erfüllung der äußeren Randbedingungen wird die eine Symmetriehälfte der Scheibenoberfläche mit rechteckigen Dipole-Panels belegt. Dies ist in Abb. 4 dargestellt. Zur Beschreibung der Umströmung der Stützen werden entlang ihrer

Achsen sehr schmale Panels angebracht. Bei einer Stütze in Parallelströmung würde ein einziges schmales Panel genügen, für das vorliegende Problem mit dicht benachbarten Stützen wurden jeweils acht sehr schmale Panels um jede Achse verteilt. Dies ist in Abb. 5 angedeutet.

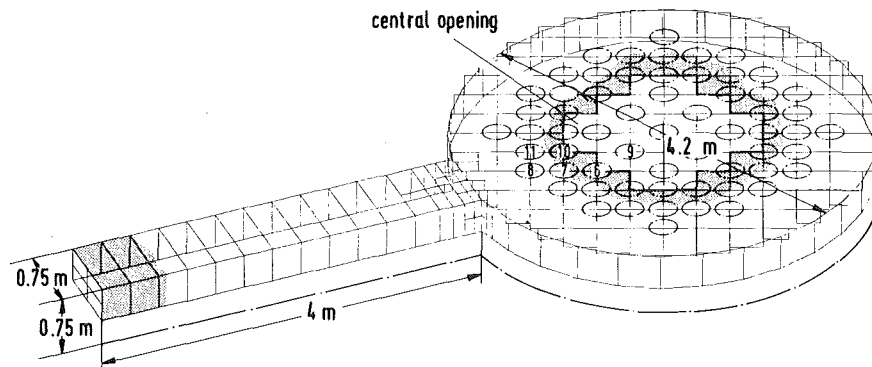


Abb. 4: Panel-Anordnung zur Modellierung einer horizontalen Scheibe aus dem oberen Plenum

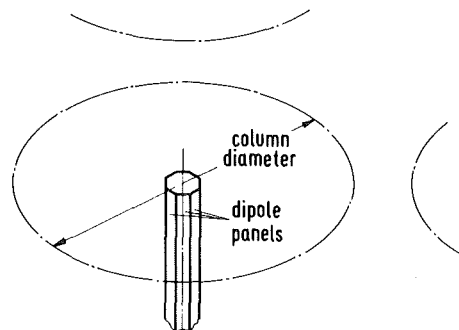
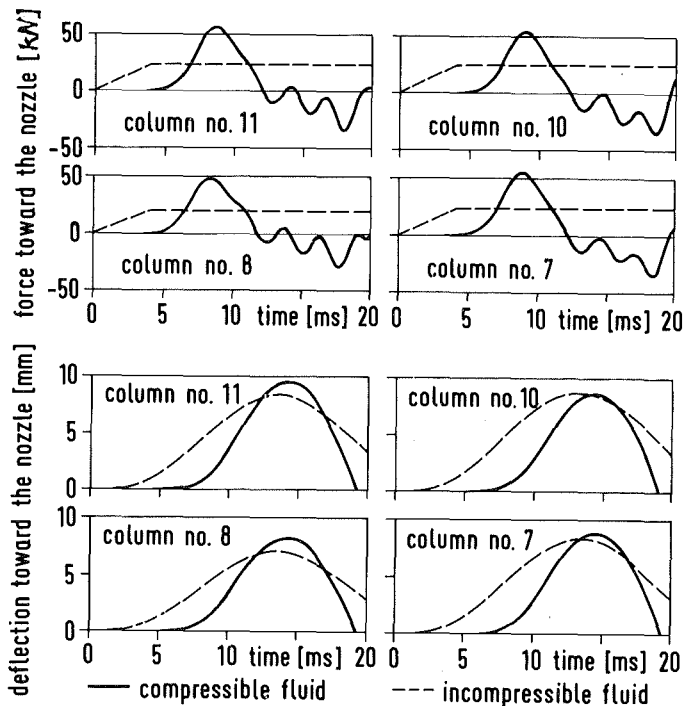


Abb. 5: Panel-Anordnung an den Achsen der Core-Stützen

An der Auslaßöffnung des Stützens soll der Druck innerhalb von 4 ms um 40 bar abfallen und dann konstant bleiben. An den zentralen Öffnungen des oberen Plenums soll der Druck immer konstant bleiben. Alle anderen Ränder, einschließlich der Stützen, werden als starre Wände behandelt. Für die Berechnungen der Spannungen werden jedoch Oszillationen der Stützen (horizontale Verschiebungen innerhalb der Scheibe) mit einer Schwingungsperiode von 23 ms und einer Massenverteilung von 200 kg/m entlang der Stützenachsen zugelassen.

Die größten Kräfte und Verschiebungen ergeben sich für die Stützen Nr. 7, 8, 10 und 11. Die Richtungen dieser Kräfte und Verschiebungen zeigen in etwa zum Stutzen. Ihre Beträge sind in Abb. 6 dargestellt (gestrichelte Linien).



forces are related to a column height of 0.375 m

Abb. 6: Kräfte und Auslenkungen der Stützen Nr. 7, 8, 10, 11 als Funktion der Zeit

Die sich ergebenden Fluidbeschleunigungen senkrecht zu den Oberflächen der Stützen beschreiben den Fehler bei der Erfüllung der Randbedingungen. Die Spitzenwerte dieser Beschleunigungen erreichen jedoch nur etwa 9 % der maximalen Beschleunigung im Stutzen. Die Mittelwerte dieser Beschleunigungen, gebildet über gewisse Bereiche des Stützenumfangs, verschwinden.

5. Zweidimensionale fluiddynamische Analyse mit dem Programm SING unter Berücksichtigung der Fluidkompressibilität

Legt man bei der Beanspruchung der Core-Stützen sehr konservative Maßstäbe an, so können die charakteristischen Wellenausbreitungszeiten im Fluid durchaus an die relevanten Schwingungsperioden der Struktur heranreichen. Das bedeutet, die Vernachlässigung der Fluidkompressibilität kann angezweifelt werden.

Um dies zu überprüfen, wird in einer weiteren Rechnung die Kompressibilität des Fluides durch flexible obere und untere Oberflächen der horizontalen Scheibe simuliert. Ein geeignetes Lösungsverfahren, das ebenfalls auf einem Randintegralverfahren aufbaut, wird in [3] beschrieben. Die Steifheit α der flexiblen Oberflächen, definiert als Druckdifferenz an der Oberfläche, dividiert durch Normalverschiebung der Oberfläche, wird nach folgender Formel berechnet:

$$\alpha = \frac{\rho c^2}{h}$$

Hierin ist ρ die Fluid-Dichte, c die Fluid-Schallgeschwindigkeit und h die Dicke der Scheibe. Testrechnungen ergaben, daß derartige Berechnungsmodelle sehr gute Näherungen für Flüssigkeiten darstellen.

Alle übrigen Annahmen sind dieselben wie in Kapitel 4. Lediglich die zentrischen Öffnungen in Abb. 4 sind jetzt geschlossen.

Die größten Kräfte und Verschiebungen ergeben sich wiederum für die Stützen Nr. 7, 8, 10 und 11. Die Richtungen dieser Kräfte und Verschiebungen zeigen ebenfalls zum Stutzen. Die zugehörigen Beträge sind in Abb. 6 dargestellt (ausgezogene Linien).

Der Vergleich der Ergebnisse zeigt, daß die Fluidkompressibilität erheblichen Einfluß auf die Core-Stützen-Belastung, dagegen nur geringen Einfluß auf die Core-Stützen-Auslenkungen hat. Rechnungen mit inkompressiblem Fluid sind deshalb ausreichend zur Ermittlung der maximalen Beanspruchungen der Core-Stützen. Die Beschreibung der Wellenausbreitungsvorgänge ist überflüssig. Es sollte jedoch betont werden, daß zweidimensionale Rechnungen allein nur eine qualitative Beschreibung der Strömungsvorgänge liefern.

6. Dreidimensionale fluiddynamische Analyse mit dem Programm SING unter Vernachlässigung der Fluidkompressibilität

Eine quantitative Beschreibung der Strömungsvorgänge im oberen Plenum erfordert dreidimensionale Rechnungen. Aus den vorangegangenen zweidimensionalen Rechnungen kann jedoch gefolgert werden, daß auch im dreidimensionalen Falle die Fluidkompressibilität vernachlässigbar ist, wenn es nur auf die maximalen Beanspruchungen der Core-Stützen ankommt. Der Rechenaufwand kann dadurch in erträglichen Grenzen gehalten werden. Insbesondere kann das

Randintegralverfahren SING, das die oben diskutierte, sehr vorteilhafte Beschreibung der Umströmung der Core-Stützen erlaubt, eingesetzt werden.

Das bereits vor einiger Zeit entwickelte Rechenmodell ist in Abb. 7 nochmals dargestellt. Um den Rechenaufwand zu reduzieren, wurde der runde Querschnitt des oberen Plenums durch einen quadratischen Querschnitt ersetzt. Aus demselben Grunde wurden auch zwei Symmetrie-Ebenen angenommen. Die Position einiger Core-Stützen mußte deshalb etwas geändert werden. Außerdem wurden einige als unwesentlich erachtete Core-Stützen weggelassen. Zur Beschreibung der Umströmung der Core-Stützen wurden die Achsen der Stützen in 0.28 m lange Abschnitte eingeteilt und diese jeweils von sechs sehr schmalen Dipole-Panels umgeben. Ein wesentlicher Unterschied gegenüber den zweidimensionalen Rechnungen ist die Annahme eines sehr kurzen Auslaßstutzen. Einige weitere, weniger wichtige Unterschiede sollen hier nicht im einzelnen erläutert werden.

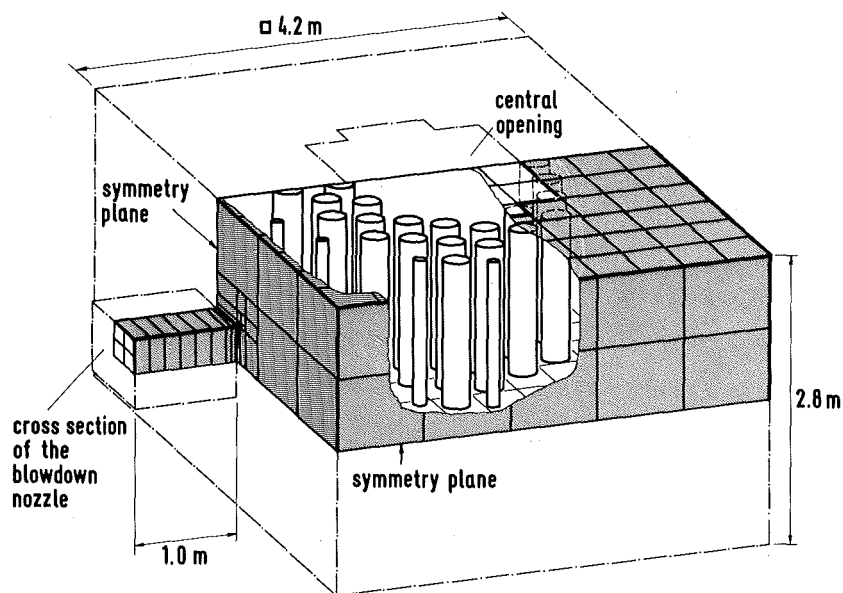


Abb. 7: Geometrie des oberen Plenums. Beschreibung der äußeren Ränder mit Hilfe von Dipole Panels.

Die höchsten Belastungen wurden ebenfalls für die Stützen Nr. 7, 8, 10 und 11 erzielt. In der horizontalen Querschnittsebene, die durch den Auslaßstutzen geht, waren die Kräfte bezogen auf die Stützenlänge deutlich niedriger als in den zweidimensionalen Rechnungen. Ein weitergehender Vergleich zwischen den zwei- und dreidimensionalen Rechnungen ist zur Zeit wegen der oben diskutierten, unterschiedlichen Annahmen wenig aussagekräftig. Ergänzende Rechnungen, die solche Vergleichsmöglichkeiten verbessern, sind in Arbeit.

Auf der Basis der dreidimensionalen Rechnungen wurden die Biegespannungen der Core-Stützen sowie die Spannungen in den Füßen der Core-Stützen bestimmt. Die maximalen Werte liegen im Bereich der Fließspannungen. Lediglich für einige in Abb. 7 dargestellte dünne Core-Stützen wurden erheblich höhere Beanspruchungen berechnet.

Aus dem Vergleich zwischen den Rechnungen für eine einzelne Druckentlastungswelle in Kap. 3 und den letzten Rechnungen folgt, daß die Beschränkung auf einen einzelnen Wellendurchgang zu niedrige Beanspruchungen liefern kann. Ein Wellendurchgang kann nämlich nur einen beschränkten Betrag von Energie auf die Core-Stützen übertragen. Bei Überlagerung sehr vieler Wellendurchgänge können dagegen sehr viel höhere Energien übertragen werden.

Schließt man diese Überlagerungen mit in die Betrachtungen ein, so liefern deshalb Energie-Abschätzungen keine brauchbaren obere Beanspruchungsgrenzen. Für die Beanspruchungen sind vielmehr die zeitlich gemittelten Belastungen ausschlaggebend, die mit Hilfe des Randintegralverfahrens SING bestimmt wurden.

Literatur

- [1] R. Krieg, U. Schumann: Über dynamische Beanspruchungen von Reaktordruckbehältereinbauten beim Blowdown, Jahrestagung Kerntechnik 81, Düsseldorf, Fachsitzung Strukturbeanspruchung durch Druckwellen.
R. Krieg, U. Schumann: Zur Kompressibilität und virtuellen Masse bei Blowdown-Beanspruchung von Reaktordruckbehältereinbauten, Atomkernenergie/Kerntechnik Bd. 39 (1981) 57-63.
- [2] R. Krieg, G. Hailfinger: Transient, Three-dimensional Potential Flow Problems and Dynamic Response of the Surrounding Structures.
Part I: Description of the Fluid Dynamics by a Singularity Method.
Journal of Computational Physics 34 (1980), 139-163
- [3] R. Krieg, B. Göller, G. Hailfinger: Transient, Three-dimensional Potential Flow Problems and Dynamic Response of the Surrounding Structures. Part II: Simultaneous Coupling between Fluid and Structural Dynamics. Journal of Computational Physics 34 (1980), 164-183.

06.01.15/02A Weiterentwicklung und Verifizierung von Codes zur Analyse
PNS 4127 der dynamischen Spannungen und Verformungen von LWR-
Containments
(F. Eberle, G. Hailfinger, B. Göller, J. Kadlec, R. Krieg
R. Scharnowell, E. Wolf; IRE)

1. Überblick

Früher durchgeführte Spannungsanalysen für SWR Containments (Baulinie 69) bei Dampfkondensation im Druckunterdrückungssystem [1, 2, 3, 4] wurden ergänzt und zur Beantwortung aktueller Fragen herangezogen. Insbesondere konnte eine von anderen Autoren eingeführte Näherungsformel für die Umrechnung von Ein-Zellen-Kondensationsversuchen auf Reaktorgeometrie im wesentlichen bestätigt werden. Außerdem konnte die Liste der Kondensationsszenarien, bei denen die zulässigen Spannungen gerade ausgeschöpft werden, um einige besonders interessierende Fälle erweitert werden.

Schwerpunkt der Arbeiten war die Beanspruchung von DWR-Containments durch langsam ansteigenden Innendruck bis in den Bereich großer plastischer Verformungen. Derartige Beanspruchungen werden bei einem postulierten Kernschmelzunfall diskutiert. Zur Berechnung der auftretenden Containment-Verformungen und -dehnungen wurde ein Membranmodell (biegeschlaffe Schale) entwickelt. Erste Rechenergebnisse zeigten, daß der Dehnungszustand in der Kugelschale vor dem Übergang zu den verstärkten Ronden für das Überdruckversagen des Containments von wesentlicher Bedeutung ist. Demgegenüber erscheint der Einspannbereich des Containments weniger kritisch.

Zur Überprüfung von Computerprogrammen waren Experimente zum Eigenschwingverhalten einer stehenden, leeren oder wassergefüllten Zylinderschale durchgeführt worden (Modalanalyse) [5, 6]. Die Schwingungsanregung erfolgte einmal random mit einem elektrodynamischen Erreger, dann mit einem Impulshammer und schließlich mit einer Snapback-Vorrichtung. Alle drei Anregungsarten lieferten konsistente Ergebnisse, die recht gut mit berechneten Werten übereinstimmen. Außerdem wurden aus den Messungen die modalen Dämpfungsbeiwerte ermittelt. Mit Ausnahme der Werte für die globale Biegeschwingung lagen sie sowohl bei der leeren als auch bei der gefüllten Schale bei nur einigen Promill.

2. Ergänzende Arbeiten zu den SWR Containments

Zur Umrechnung von Einzellen-Kondensationsversuchen auf Reaktorgeometrie wurden von anderen Autoren Näherungsformeln eingesetzt. Diese enthalten einen Faktor $1/n$, der die Reduktion der Drücke beschreibt.

Auf der Basis unserer früher veröffentlichten Ergebnisse [2] wurde der Wert n bestimmt. Er verknüpft allerdings nicht die Drücke, sondern die maximalen Spannungen, was für die Sicherheitsbeurteilung aber aussagekräftiger ist. Dabei wird der ungünstige Fall angenommen, daß die zu überlagernden Spannungsfelder ihre Maxima an derselben Stelle haben. Die Einzelzelle ist ein 10^0 -Poolausschnitt mit 2 Kondensationsrohren. Halbiert man das verbleibende Pool-Volumen und die Anzahl der Kondensationsrohre, so kommt man in etwa auf die GKM II Test-Anordnung, d.h. die Einzelzelle entspricht ganz grob der GKM II Test-Anordnung.

Für den Fall 1 (Kugelschale ohne untere Versteifung) ergibt sich:

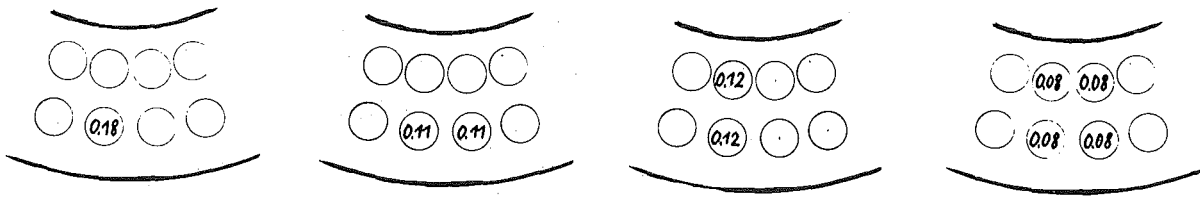
$n = 8,75$	für eine Blasenkollapszeit	$t_o = 0,025$	sec
$n = 8,88$	" " "	$t_o = 0,05$	sec
$n = 8,7$	" " "	$t_o = 0,08$	sec
$n = 8,83$	" " "	$t_o = 0,10$	sec

Für den Fall 2 (Kugelschale mit unterer Versteifung) ergibt sich:

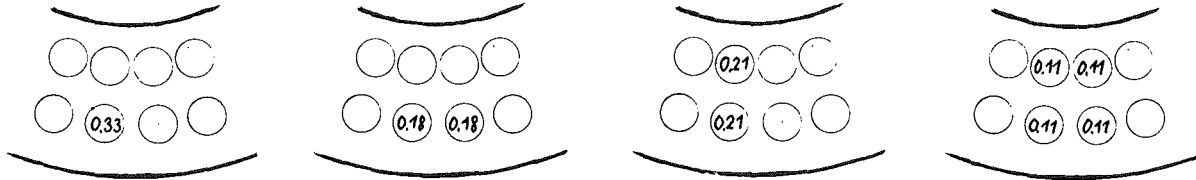
$n = 5,72$	für eine Blasenkollapszeit	$t_o = 0,025$	sec
$n = 5,52$	" " "	$t_o = 0,05$	sec
$n = 5,84$	" " "	$t_o = 0,08$	sec
$n = 5,78$	" " "	$t_o = 0,10$	sec

Man erkennt, daß die Blasenkollapszeit fast keinen, die Fluid-Struktur-Wechselwirkung dagegen erheblichen Einfluß hat auf den Wert n . So ist beim Fall 2 (Kugelschale mit unterer Versteifung) die Reduktion der Spannungen beim Übergang von einer Pool-Zelle auf den gesamten Pool geringer als beim Fall 1. Dies kann durch eine einfache Überlegung leicht bestätigt werden. Beim Fall 2 liegt nämlich die Stelle maximaler Spannungen (untere Einspannung) näher an der Mündung des äußeren Kondensationsrohres als beim Fall 1.

Außerdem wurden auf der Basis von [2] weitere Dampf-Kondensations-Szenarien bestimmt. Sie sind in Abb. 1 und 2 dargestellt und wiederholen sich mit dreifacher Periodizität bei einem Umlauf um den Reaktor. Bei diesen Dampf-Kondensations-Szenarien werden die zulässigen Spannungen gerade ausgeschöpft.

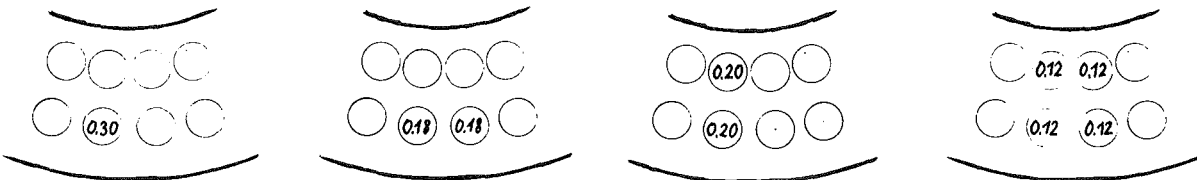


Alle übrigen Rohre 0.04

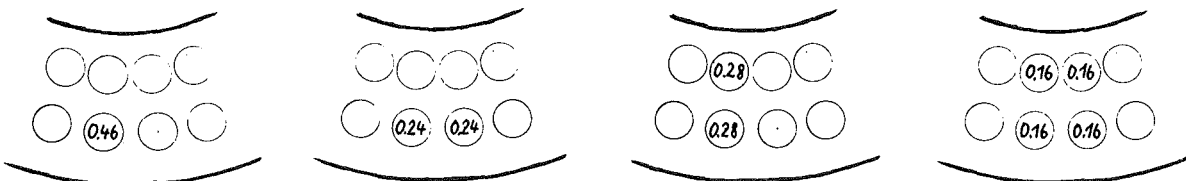


Alle übrigen Rohre 0.02

Kollapszeit $t_0 = 0,025 \text{ sec}$

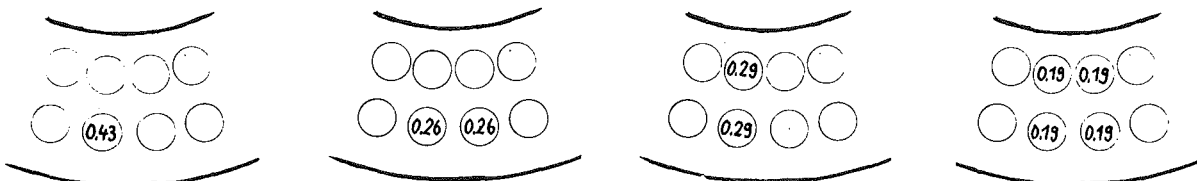


Alle übrigen Rohre 0.05

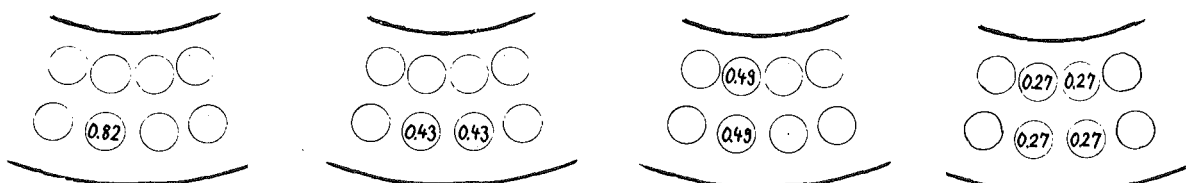


Alle übrigen Rohre 0.03

Kollapszeit $t_0 = 0,05 \text{ sec}$



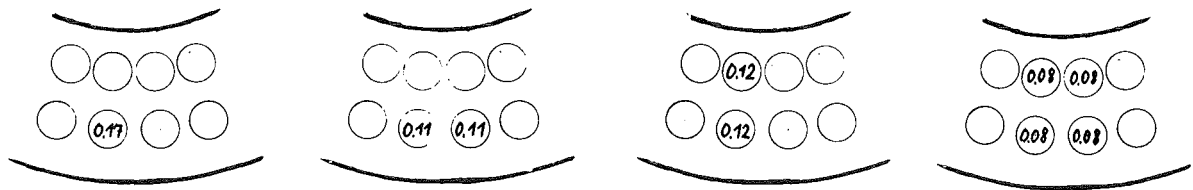
Alle übrigen Rohre 0.10



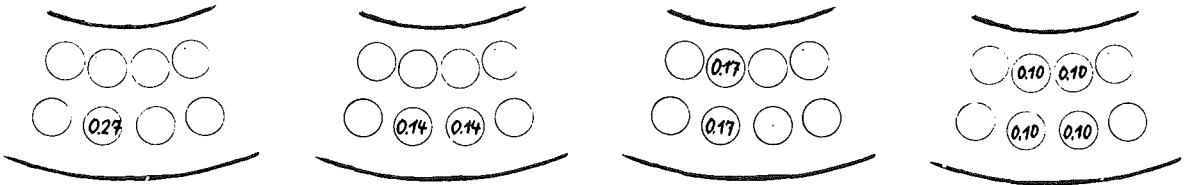
Alle übrigen Rohre 0.05

Kollapszeit $t_0 = 0,1 \text{ sec}$

Abb. 1: Zulässige Volumen-Expansionen V_0 in m^3 an den Mündungen der Kondensationsrohre, Fall 1 (Kugelschale ohne Versteifung)

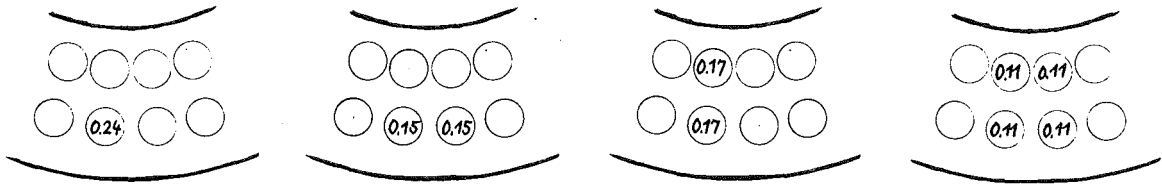


Alle übrigen Rohre 0.04

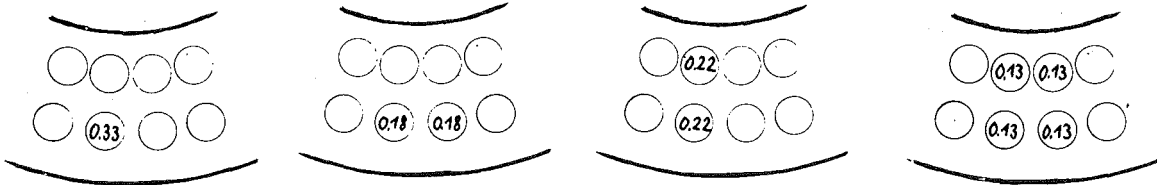


Alle übrigen Rohre 0.02

Kollapszeit $t_0 = 0,025 \text{ sec}$

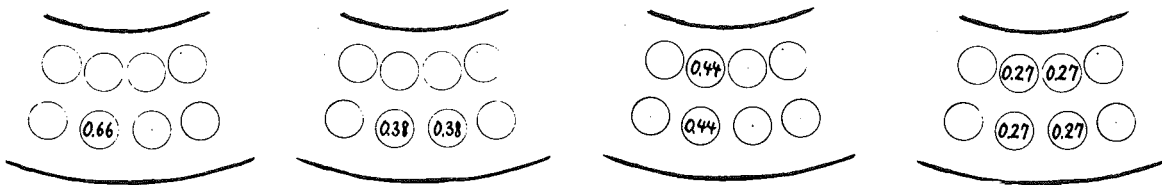


Alle übrigen Rohre 0.0°

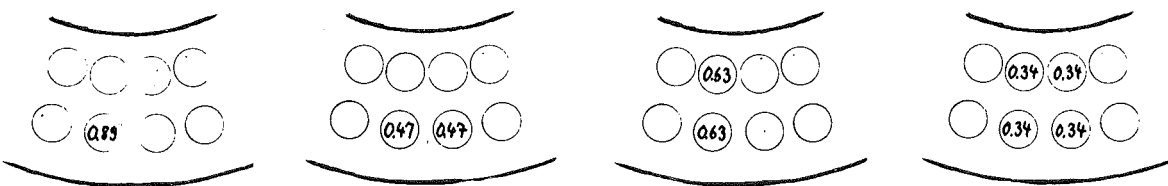


Alle übrigen Rohre 0.03

Kollapszeit $t_0 = 0,05 \text{ sec}$



Alle übrigen Rohre 0.10



Alle übrigen Rohre 0.05

Kollapszeit $t_0 = 0,1 \text{ sec}$

Abb. 2: Zulässige Volumen-Expansionen V_0 in m^3 an den Mündungen der Kondensationsrohre, Fall 2 (Kugelschale mit unterer Versteifung)

Zur Umrechnung der in [2] verwendeten Volumenexpansion V_0 auf den maximalen Druck p_{\max} im Abstand r von dem Zentrum der Kondensation kann dabei in guter Näherung mit der Formel

$$p_{\max} = 1,13 \text{ bar} \frac{V_0}{1\text{m}^3} \left(\frac{0,1 \text{ sec}}{t_0} \right)^2 \frac{1\text{m}}{r}$$

durchgeführt werden. Damit werden Vergleiche mit anderen Untersuchungen zur dynamischen Beanspruchung im Druckunterdrückungssystem erleichtert.

3. Zur Überdruckbeanspruchung von DWR-Containments

Bei einem postulierten Kernschmelzunfall wird im Inneren des Containments ein allmählicher Druckaufbau erwartet, der gegebenenfalls auch den Auslegungsdruck überschreiten kann. Für die Abschätzung der radiologischen Belastung der Umwelt bei einem solchen Störfall ist entscheidend, ob und wann, d.h. bei welchem Druck, das Containment versagt. Aus diesem Grunde wird ein Rechenprogramm entwickelt, das das Verhalten des Containments bei einem hohen inneren Überdruck mit Materialbeanspruchungen oberhalb der Fließgrenze beschreibt.

Das Rechenprogramm benutzt ein rotationssymmetrisches Membranmodell zur Beschreibung des Containments. Es kann sowohl große Verformungen wie auch beliebiges elastisch-plastisches Materialverhalten berücksichtigen. Die Beschränkung auf Membranspannungen und -dehnungen erscheint gerechtfertigt, da bei dem erwarteten hohen Beanspruchungsniveau eventuelle Biegespannungen durch örtliche Fließgelenke abgebaut werden können. Dann sind für das Containmentversagen allein die Membranspannungen und -dehnungen von Bedeutung. Um in einem solchen Modell die Gleichgewichtsbedingungen erfüllen zu können, muß auch bei kleinsten Belastungen die Geometrieänderung infolge der Belastung berücksichtigt werden. Dies erschwert die mathematische Behandlung des Problems.

Zur Lösung des Problems wurde ein Computercode entwickelt, der nach einem Residuenverfahren mit Newton-Raphson-Iteration arbeitet: Ausgehend von einer gefundenen Näherungs-Konfiguration der Membran werden die zugehörigen äußeren Gleichgewichtsbelastungen berechnet. Unterscheiden sie sich von der vorgegebenen Schalenbelastung, dann werden mit der tangentialen Steifigkeitsmatrix der aktuellen Konfiguration Inkremente zur Verbesserung der Näherungslösung ermittelt. Diese Schritte werden so oft wiederholt, bis eine gewünschte Genauigkeit erreicht ist.

In dem entwickelten Rechenprogramm wurde das Containment eines Druckwasserreaktors modelliert, das aus einer Kugelschale mit einem Radius von 28 m mit einer Wandstärke von 38 mm besteht. Sie war 40° unterhalb des Äquators eingespannt. Am oberen Pol wurde eine starre Ronde von 2,5 m Durchmesser angenommen. Für erste Rechnungen wurde ein elastisch-plastisches Werkstoffverhalten mit einer Fließgrenze bei 320 N/mm^2 zugrunde gelegt. Die Übertragung der einachsigen Fließkurve auf den mehrachsigen Spannungszustand der Kugelmembran erfolgte nach dem Werkstoffgesetz von Hencky. Abb. 3 zeigt berechnete Verformungen und Dehnungen bei einem inneren Überdruck von 1 bar und 10 bar. Bei 1 bar liegt ein rein elastischer Beanspruchungszustand mit relativ scharfen Verformungsübergängen vor, bei 10 bar dagegen ein stark plastischer Beanspruchungszustand mit sanften Verformungsübergängen. Beim Abbau der scharfen Verformungsübergänge entstehen nahe bei der Ronde höhere Dehnungen (Meridiandehnungen bis 10 %) als im übrigen Bereich der Kugel (Meridiandehnungen bei 3 %).

Diese ersten Rechnungen zeigen, daß der Dehnungszustand in der Schale am Übergang zu den verstärkten Ronden von ausschlaggebender Bedeutung für das Überdruckversagen des Containments ist. Dagegen erscheint der Einspannbereich des Containments weniger kritisch. Diese Ergebnisse sind durch Auswertung einer am Containmentstahl gemessenen Fließkurve, gegebenenfalls unter Beachtung des Einflusses von Schweißnähten, weiter zu präzisieren.

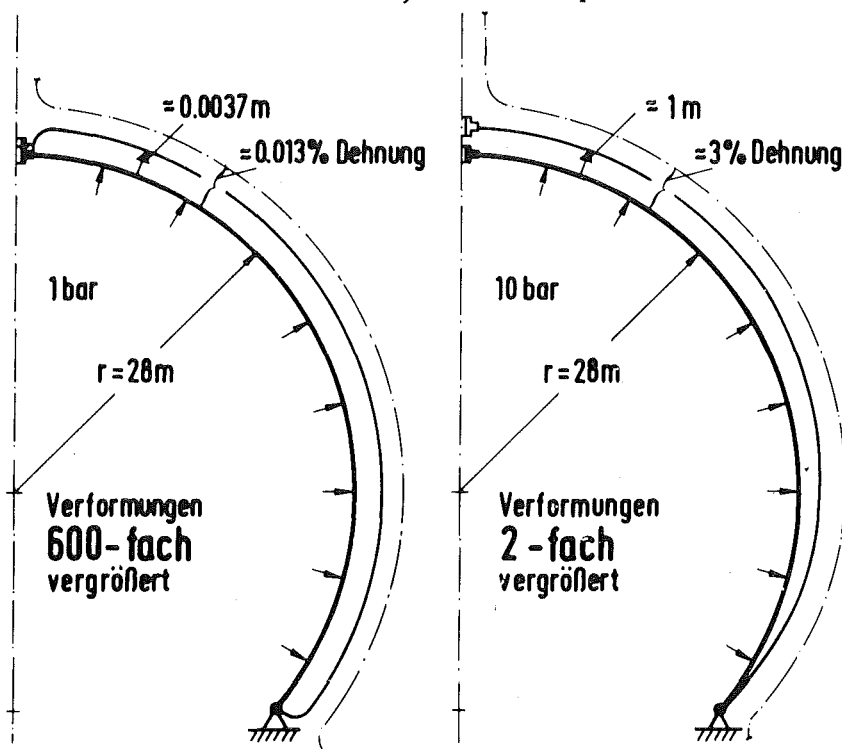


Abb. 3: Verformungen (—) und Meridiandehnungen (---) eines DWR-Containments unter Innendruck

4. Modalanalytische Experimente

Die modalanalytischen Experimente wurden an einem vertikal aufgestellten, leeren oder teilweise wassergefüllten zylindrischen Versuchsbehälter (Innendurchmesser 1000 mm, Wandstärke 3 mm, Höhe 1600 mm, Wasserspiegelhöhe 1350 mm - siehe Abb. 4) durchgeführt. Die dafür eingesetzte Meßinstrumentierung umfaßte 49 Beschleunigungsmeßstellen; für die Schwingungsanregung und modalanalytische Auswertung der Meßsignale wurden folgende vier Verfahren benutzt:

1. Breitbandige transiente Sprunganregung mit einer Snapback-Vorrichtung, Auswertung mit dem Rechenprogramm EVA
2. Schmalbandige transiente Sinusanregung mit einem elektrodynamischen Schwingungserreger, Auswertung mit dem Rechenprogramm EVA
3. Breit- bzw. schmalbandige, stationäre randome Anregung mit einem elektrodynamischen Schwingungserreger, Auswertung mit dem Rechenprogramm MODAMS
4. Breitbandige transiente Impulsanregung mit einem Impulshammer, Auswertung mit dem Rechenprogramm MODAMS

Das erste Verfahren kam bei allen bisher durchgeführten Versuchsreihen systematisch zum Einsatz; eine gemeinsame Benutzung aller vier Verfahren erfolgte lediglich in einer Versuchsreihe, die der Überprüfung des ersten Verfahrens und der Feststellung der Reproduzierbarkeit der ausgewerteten modalanalytischen Kenngrößen diente. Diese Versuchsreihe wurde mit dem wassergefüllten Versuchsbehälter im Frequenzbereich 0 bis 100 Hz gefahren. Als wesentliches Ergebnis wurde dabei ein Streubereich von $\pm 0,3$ Hz für die Reproduzierbarkeit der Eigenfrequenzen und ein Streubereich von ± 30 % für die Reproduzierbarkeit der Eigenschwingungsformen und der modalen Dämpfungsquotienten festgestellt.

Die mit dem ersten Verfahren extrahierten Eigenfrequenzen des wassergefüllten und des leeren Versuchsbehälters sind in den Abbildungen 5 und 6 über der Umfangsordnung aufgetragen. In diesen beiden Diagrammen ist eine relativ gute Übereinstimmung zwischen den berechneten und gemessenen Eigenfrequenzen der Schalenmodes feststellbar. Auf drei Phänomene jedoch sollte hier hingewiesen werden:

- a) Das Auftreten von mehrfachen Modes (Dubletts und Tripletts) gleicher Axial- und Umfangsordnung, die sich im wesentlichen nur durch eine andere Orientierung im Raum und nur wenig unterschiedliche Eigenfrequenzen voneinander unterscheiden.
- b) Das Auftreten von zusätzlichen Modes mit "verzerrten" Eigenschwingungsformen, die von der Theorie nicht vorausgesagt wurden (z.B. die Eigenfrequenzen bei ca. 108, 190 und 222 Hz auf der Linie der zweiten Umfangsordnung in Abb. 6).
- c) Relativ große Empfindlichkeit der Biegemodes im Hinblick auf die Einspannbedingungen des Basisflansches (so z.B. wurde die mit dem Symbol x in Abb. 6 gekennzeichnete Eigenfrequenz des fundamentalen Biegemodes bei einer Versuchsanordnung mit einbetoniertem Basisflansch festgestellt (siehe $\overline{5}$), demgegenüber stammt die mit dem Symbol o bezeichnete Eigenfrequenz des gleichen Biegemodes von der Versuchsanordnung gemäß Abb. 4). Bei den Eigenfrequenzen der Schalenmodes wurde eine derartig starke Abhängigkeit von den Einspannbedingungen nicht festgestellt.

In Abb. 7 ist jeweils ein vertikaler und ein horizontaler Schnitt durch die Eigenschwingungsform von drei identifizierten Dubletts dargestellt. In den Diagrammen auf der rechten Seite dieser Abbildung ist zu erkennen, daß zwischen den beiden, sonst fast identischen Eigenschwingungsformen eines Dubletts lediglich ein Phasenunterschied in Umfangsrichtung auftritt, der jeweils etwa ein Viertel der entsprechenden Wellenlänge beträgt. Das deutet darauf hin, daß auch die Eigenschwingungsformen eines Dubletts gegenseitig orthogonal sind.

Die den einzelnen Eigenschwingungsmodes zugeordneten Werte des modalen Dämpfungsquotienten ξ sind in den Abbildungen 8 und 9 über der Umfangsordnung aufgetragen. Die Streuung der mit dem ersten, dritten und vierten Verfahren identifizierten Dämpfungsquotienten ist in Abb. 8 illustriert. Darüber hinaus kann man hier bei einigen Modes (z.B. bei der zweiten, fünften, sechsten und siebten Umfangsordnung) einen relativ großen Unterschied zwischen den Dämpfungsquotienten eines Dubletts feststellen. Fast alle Dämpfungsquotienten liegen im Bereich von einigen Promill; größere Werte konnten bisher nur bei den Biegemodes nachgewiesen werden.

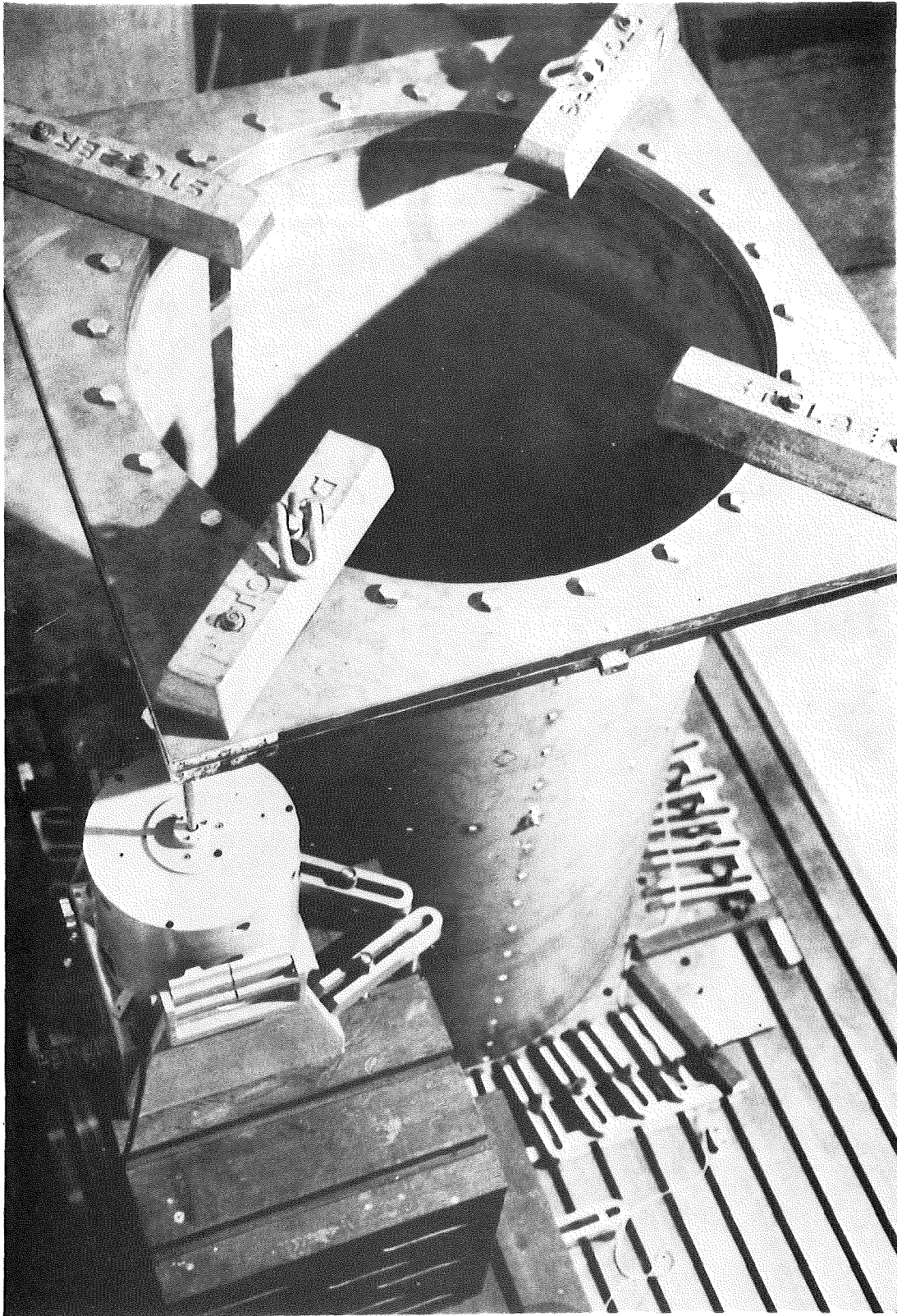
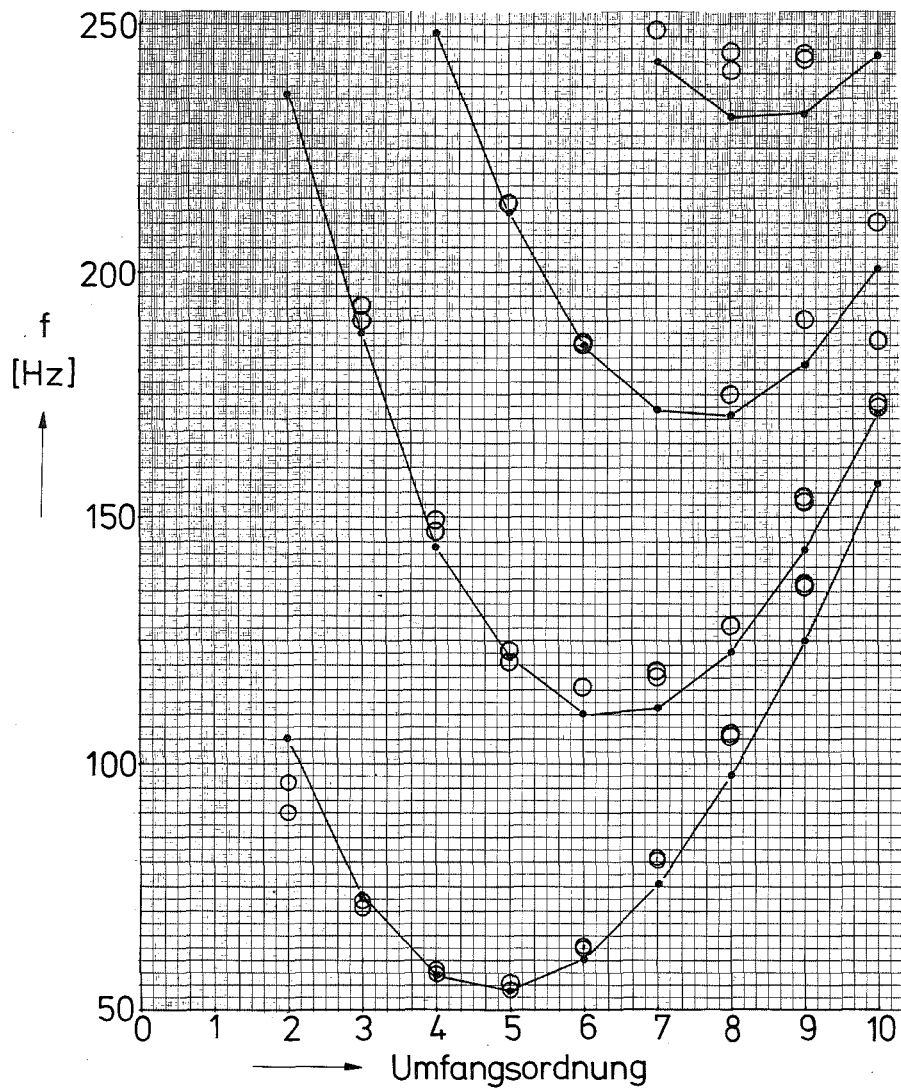
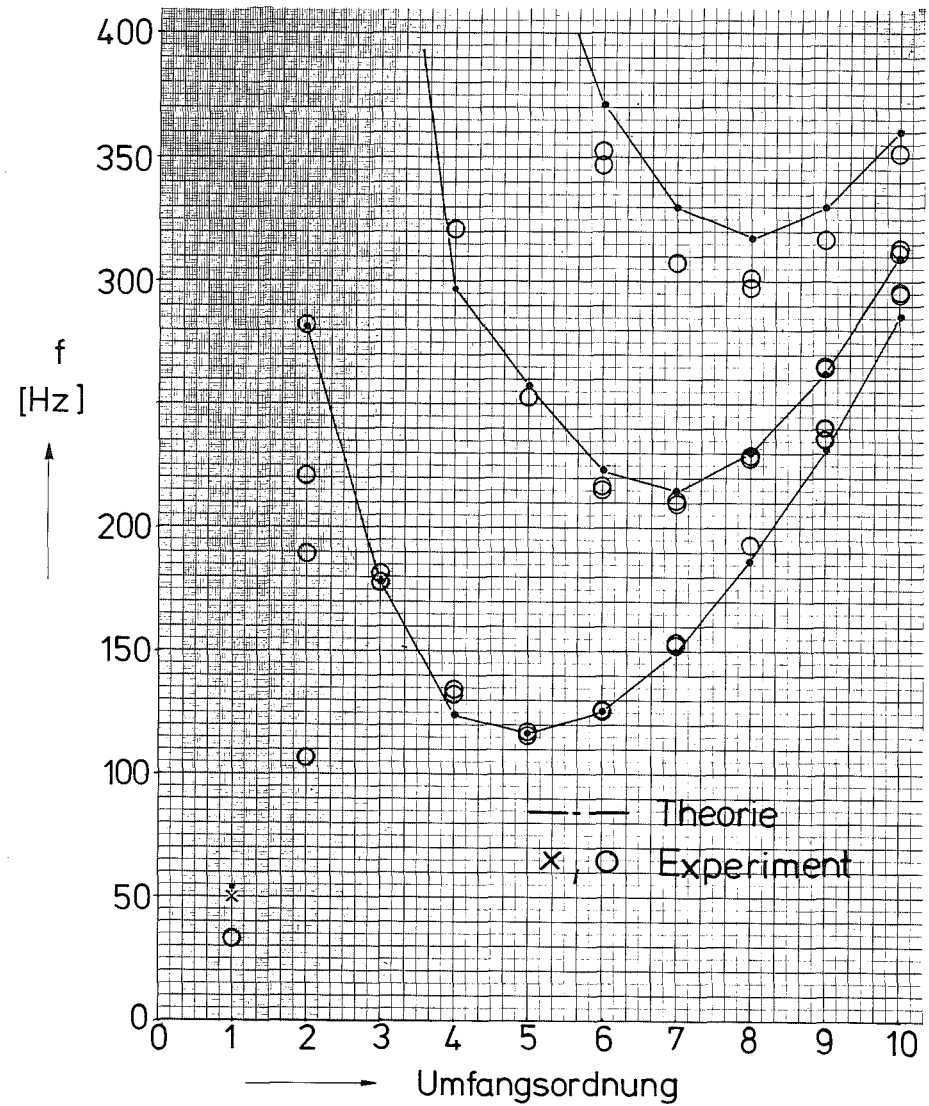


Abb.4: Versuchsaufbau



KIK IRE

Abb.5: Berechnete und gemessene Eigenfrequenzen (50 ≤ f ≤ 250 Hz, Versuchsbehälter gefüllt mit Wasser)



KIK IRE

Abb.6: Berechnete und gemessene Eigenfrequenzen (Versuchsbehälter leer)

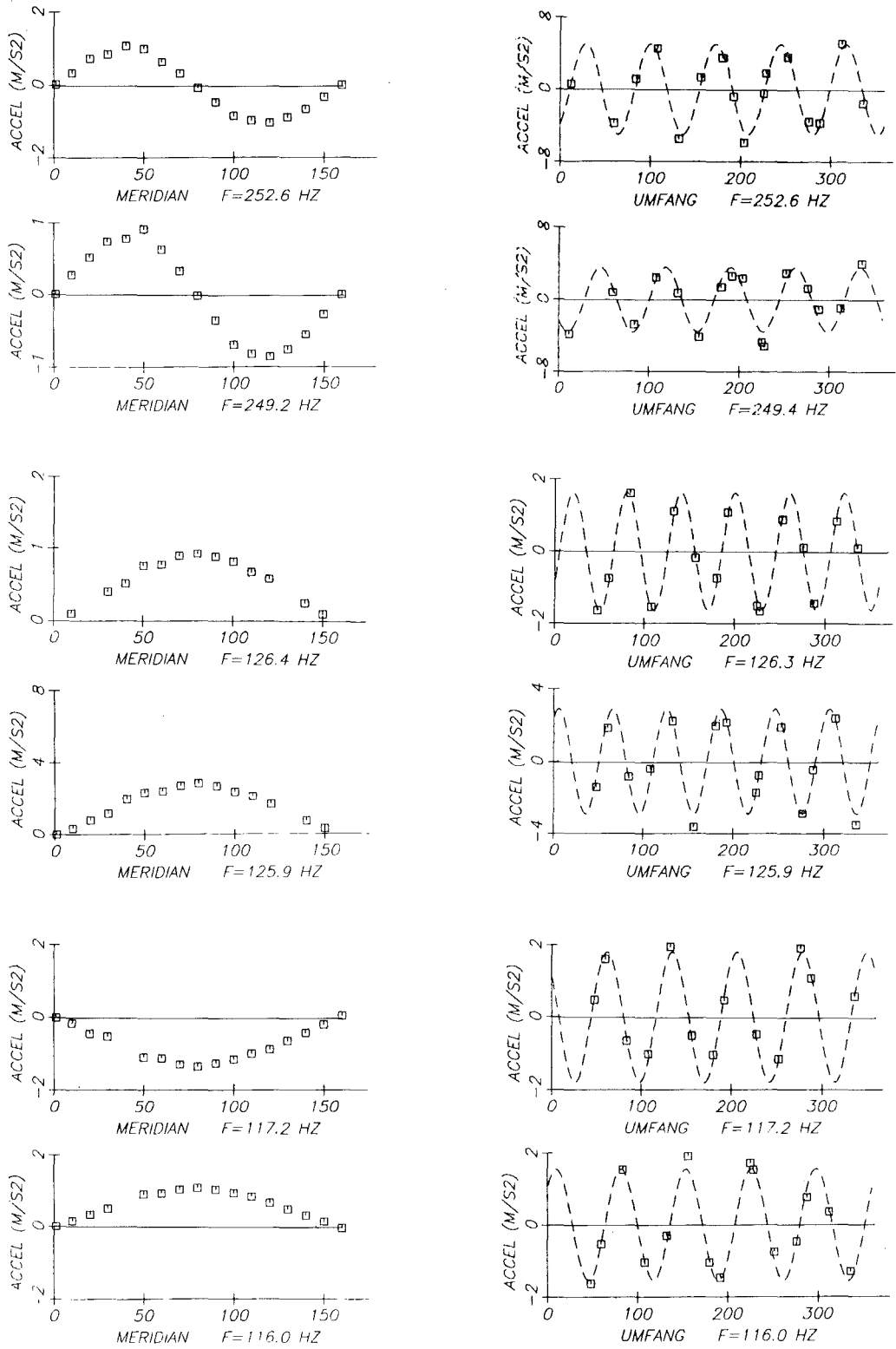


Abb. 7 : Typische Eigenschwingungsformen (Versuchsbehälter leer)

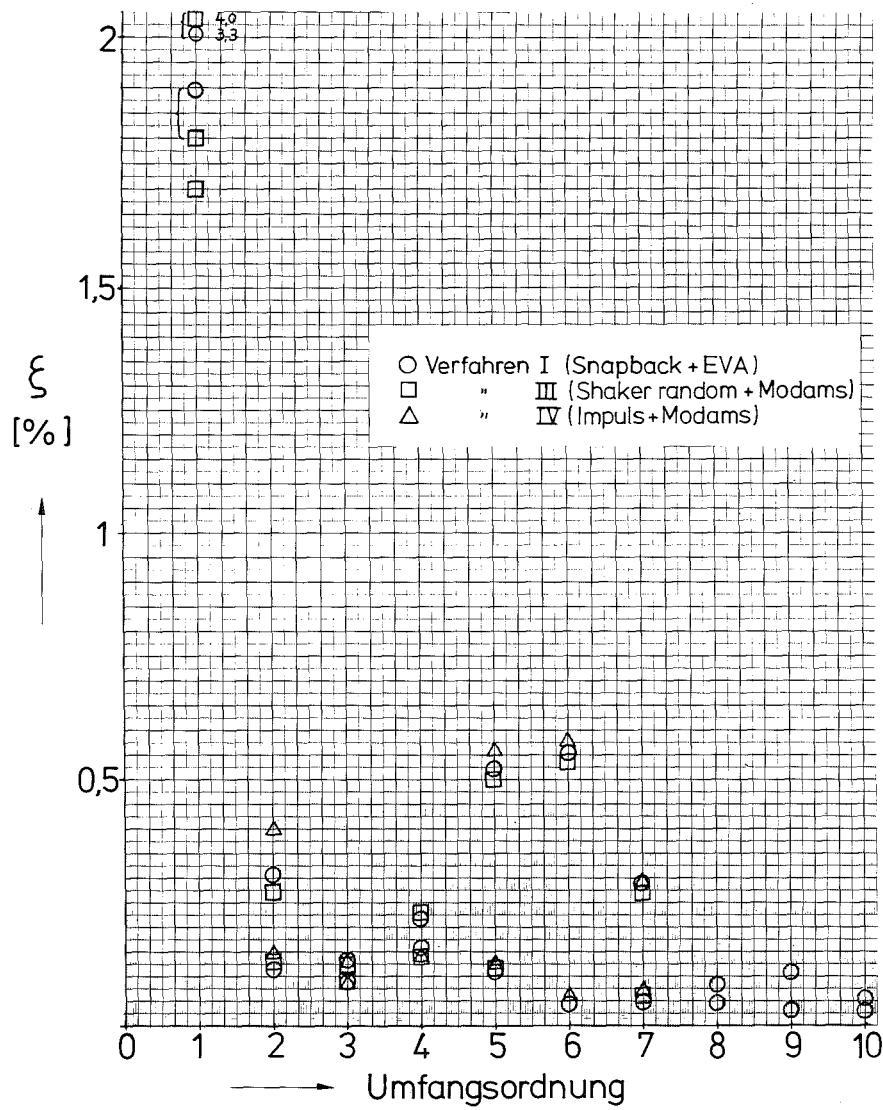


Abb. 8: Gemessene Dämpfungsquotienten der Modes erster Axialordnung (Versuchsbehälter gefüllt)

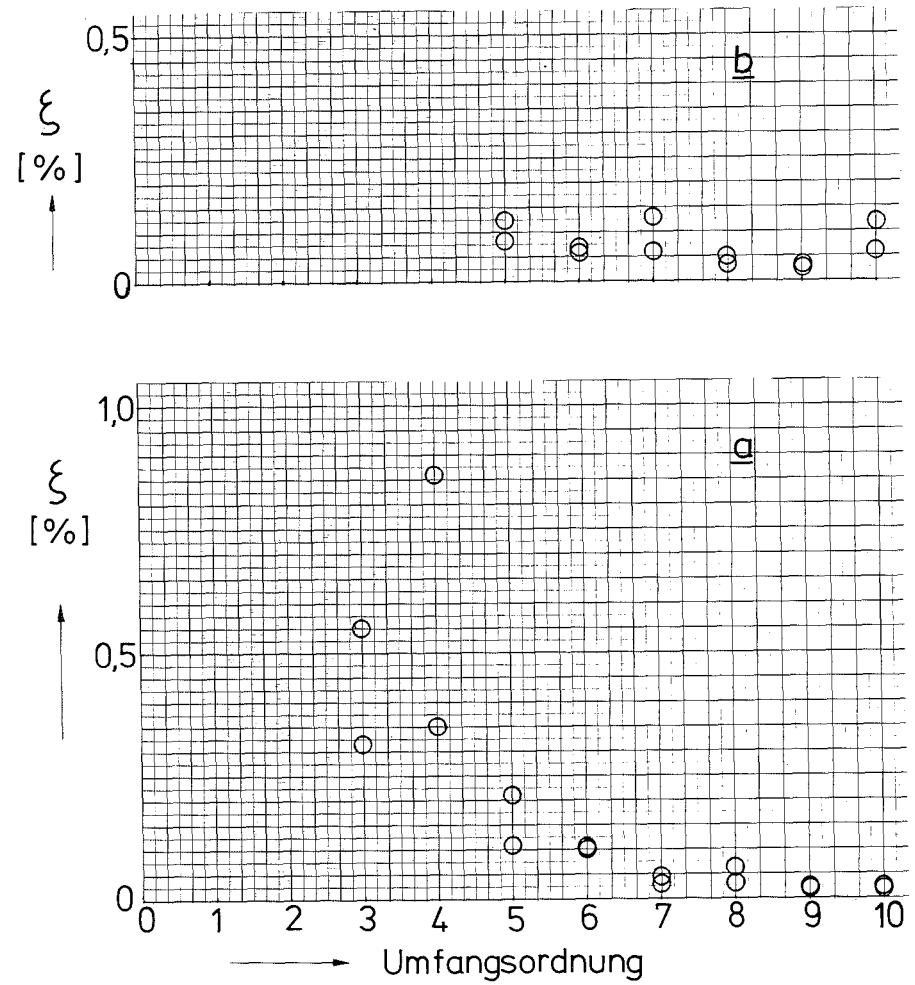


Abb. 9: Gemessene Dämpfungsquotienten der Modes erster (a) und zweiter (b) Axialordnung (Versuchsbehälter leer)

5. Literatur

- [⁻1] Göller, B.: Dynamic Deformations of thin spherical shells based on analytical solutions. J. of Sound and Vibration, 73 (1980), S. 585-596
- [⁻2] Krieg, R., Göller, B., Hailfinger, G.: Dynamic stresses in spherical containments with pressure suppression system during steam condensation. Nuclear Engineering and Design, 64 (1981), S. 203-223
- [⁻3] Krieg, R., Göller, B., Hailfinger, G.: Admissible blowdown loading for spherical containments with pressure suppression system. Transactions of the 6th International Conference SMIRT, Paris, Aug. 17-21, 1981, Vol J, S. J2/4,1-10
- [⁻4] Krieg, R.: Analysis of fluid structure interaction in pressure suppression system type 69 during steam condensation. International Specialist Meeting on BWR-Pressure Suppression Containment Technology, Geesthacht, June 1-3, 1981
- [⁻5] Eberle, F., Göller, B., Hailfinger, G., Kadlec, J.: Eigenoscillations of a fluid filled cylindrical shell. Comparison between theoretical and experimental results. Transactions of the 6th International Conference SMIRT, Paris, Aug. 17-21, 1981, S. B5/5,1-8
- [⁻6] Eberle, F., Kadlec, J.: Erfahrungen aus der modal-analytischen Auswertung von Snap-back-Versuchen. Fachtagung Wind- und Erdbebenerregte Schwingungen von Bauwerken, Hannover, Okt. 1-2, 1981, VDI-Bericht 419, S. 49-54

- 06.01.03 Entwicklung von Zweiphasen-Massenstrom-Meßverfahren
 und Anwendung bei den Blowdown-Experimenten
- 06.01.03/12A . Gemeinsamer Versuchsstand zum Testen und Kalibrieren
PNS 4137 verschiedener Zweiphasen-Massenstrom-Meßverfahren
 (J. Reimann, H. John, B. Brinkmann, A. Demski, L. Pawlak,
 W. Seeger, E. Wanner, R. Weinbrecht)

Einleitung

Bei Experimenten zum Kühlmittelverlustunfall ist die genaue Messung des zweiphasigen Massenstromes von großer Bedeutung. Entsprechende Meßverfahren wurden in den vergangenen Jahren unter stationären Bedingungen ausführlich getestet und dokumentiert. Im Berichtszeitraum publizierte Ergebnisse sind in /1/-/6/ enthalten, ausgenommen die Ergebnisse über den Test des TMFM 50, die im nachfolgenden Bericht PNS 4139 detailliert vorgestellt werden.

Die Untersuchungen zum Test von Zweiphaseninstrumentierungen in stationärer Strömung wurden abgeschlossen; allerdings wurde dafür Sorge getragen, daß bei Bedarf von externer Seite auch in Zukunft entsprechende Experimente möglich sein werden.

Bereits Ende 1980 wurde mit einer Thematik begonnen, die den vorhandenen Dampf-Wasser- sowie Luft-Wasser-Kreislauf optimal nutzt: der Untersuchung der Umverteilung von Zweiphasenströmungen in Rohrverzweigungen. Tritt bei einem Kühlmittelverlustunfall eine zweiphasige Strömung im Rohrsystem des Reaktors auf, so beschreiben derzeit verwendete Codes die Umverteilung der Strömung in z.B. Rohrabzweigen nur mit unbefriedigender Genauigkeit. Diese Tatsache wird von verstärkter Bedeutung bei der Analyse von "Kleinen Leck"-Unfällen aufgrund der hier auftretenden Phasenseparation in bestimmten Komponenten des Reaktorsystems.

Versuchsprogramm: Umverteilung von Zweiphasenströmungen in T-Stücken

Ziel der im IRB begonnenen Untersuchungen ist es, Gesetzmäßigkeiten für die Umverteilung von Zweiphasenströmungen in Rohrverzweigungen zu erarbeiten. Die Experimente konzentrieren sich derzeit auf die Untersuchungen von T-Stücken mit waagerechter Zuströmung. Dabei werden die Massenströme und

und Dampfgehalte in dem Abzweig sowie dem Abstrom bestimmt sowie die Druckverteilung längs der Rohrachsen gemessen. Parameter sind dabei: Massenstrom und Dampfgehalt des Zustromes (Strömungsform des Zustromes), Systemdruck, Differenzdruck zwischen Zustrom und Abzweig und Abzweigorientierung gegenüber der Vertikalen.

Es sollen folgende Experimente durchgeführt werden:

- T-Stück mit $D=d=50$ mm; (D =Durchmesser des Zuströmrohres, d =Durchmesser des Abzweigs) Luft-Wasser- sowie Dampf-Wasser-Experimente; Schwerpunkt: Messung lokaler Größen (Dampfvolumenanteil; Impulsfluß) in der Nähe des Abzweigs.
- T-Stück mit $D=50$; $d=10$ mm: Luft-Wasser- sowie Dampf-Wasser-Experimente; Schwerpunkt: Umverteilung mit kritischer Strömung im Abzweig.

Aufgrund der in der jüngsten Vergangenheit erfolgten Prioritätsverschiebung der Sicherheitsuntersuchungen in Richtung "Kleine Leck"-Thematik wurde eine weitere Teststrecken-Geometrie in das Untersuchungsprogramm aufgenommen:

- Teststrecke mit "kleinem Leck" ($D=200$ mm, $d=8-20$ mm): Luft-Wasser-Experimente; Schwerpunkt: Umverteilung mit kritischer Strömung im Abzweig bei Schichtenströmung im Zustrom.

Erweiterung des Versuchskreislaufs

1. Instrumentierung für Massenstrom und Dampfgehalt

Obwohl die bestehenden Versuchskreisläufe (Hochdruckpumpen, Dampferzeuger, Kondensatoren etc.) genutzt werden, erfordert die Massenstrom- und Dampfgehaltsbestimmung im Abstrom und Abzweig einen erheblichen Aufwand. Abb. 1 zeigt schematisch die notwendige Erweiterung (der übrige Kreislauf stromauf der Mischkammer bzw. stromab der Schnittstelle zu den Kondensatoren ist nicht dargestellt).

Die Bestimmung der Massenströme und Dampfgehalte in beiden Zweigen stromab des T-Stücks erfolgt sowohl bei Luft-Wasser- als auch Dampf-Wasser-Betrieb durch Separation der Phasen und anschließender Messung in einphasigem Zustand. Dazu müssen bei Dampf-Wasser-Betrieb die vom Separator abgehenden Leitungen entweder beheizt oder gekühlt werden. Aufgrund der extremen Variationsbreite der einphasigen Massenströme ($0,024 < \dot{m}_{\text{liquid}} < 30$ kg/s ;

$0,001 < \dot{m}_{\text{gas}} < 3 \text{ kg/s}$) befinden sich in jedem Dampfzweig 3 Meßstrecken, in jedem Wasserzweig 4 Meßstrecken. Diese Meßstrecken wurden mit variablen Drosselstellen bestückt (Durchflußmeßgerät CD, Fa. Caldyn, 7505 Ettlingen). Die meisten dieser Meßstrecken wurden für zwei verschiedene Drosselkörperstellungen geeicht, sodaß die o.g. Massenstrombereiche mit guter Genauigkeit gemessen werden können.

Zur Messung extrem kleiner Dampfgehalte bei Dampf-Wasser-Strömung wird durch Einspritzen von kaltem Wasser in den Blasenreaktor der Dampf kondensiert und der Dampfgehalt über eine Enthalpiebilanz bestimmt.

Stromab der einphasigen Meßstrecken werden die Phasen wieder zusammengeführt und strömen in den Kondensator bzw. den Luft-Wasser-Abscheider.

Bei der Konzeption der Versuchsanlage wurde besonderen Wert gelegt

- a) auf eine optimale Auslegung der Separatoren
und
- b) auf die selbsttätige Einstellung eines stabilen Betriebspunktes

Zu a):

Das Gemisch wird im Spalt zwischen oberem Gehäuseboden und Führungsblech verzögert; der Flüssigkeitsspiegel stellt sich im unteren Bereich des Separators ein; der Dampf wird durch die oberen Entnahmerohre abgesaugt. Die Geschwindigkeit des Wassers in der Nähe der Trennfläche soll klein sein; dies erfordert eine große Trennfläche (Separatordurchmesser). Dies führt jedoch bei kleinem Wasseranfall dazu, daß kleinste zeitliche Änderungen der Wasserspiegelhöhe, die nur ungenau gemessen werden können, zu wesentlichen Meßfehlern führen können. Der Separator (Abb. 2) wurde deshalb so konzipiert, daß, abhängig vom Wassermassenstrom, verschiedene Trennflächen eingestellt werden können.

Zu b):

Durch geeignete Dimensionierung der Separatorhöhe und der Druckverluste der anschließenden Rohrleitungen und Drosselstellen wird erreicht, daß im Separator sich selbständig ein stabiler Betriebspunkt (konstante Wasserspiegelhöhe) einstellt. Als einzige Regelung ist eine Druckregelung im Separator mittels Regelventil hinter der Mischkammer erforderlich.

2. Teststrecke für "Kleine Leck"-Versuche bei geschichteter Strömung

Bei einem Kühlmittelverlustunfall, verursacht durch ein kleines Leck in der Hauptkühlmittelleitung (Abreißen einer Rohrleitung kleinen Durchmessers bzw. Versagen eines Ventils am Ende einer solchen Leitung), kann eine separierte Zweiphasenströmung (Schichtenströmung) im Hauptrohr auftreten. Unbekannt ist wiederum der ausströmende Massenstrom und Dampfgehalt.

Zu dieser Thematik wurde kurzfristig die Teststrecke mit $D=200$ mm Durchmesser gefertigt (Abb. 3 und Abb. 4). Die in Abb. 4a dargestellte "Mischkammer" soll bewirken, daß die Phasen bereits am Teststreckenanfang geschichtet strömen. Stromab einer Anlaufänge von 4,5 m befindet sich ein Plexiglaseinsatz, der zwei um 180° versetzte Abzweige mit Durchmesser von $d=8$ und $d=12$ mm enthält, (bei einem Versuch wird jeweils nur ein Abzweig geöffnet). Abb. 4b zeigt diesen Plexiglaseinsatz mit einem der Abzweige. Die Manometerröhrchen gehören zu statischen Druckbohrungen, die sich an verschiedenen axialen Positionen des Abzweigstutzens befinden. Am Ende der horizontalen Teststrecke dient ein in der Höhe verstellbares Wehr dazu, die Höhe des Wasserspiegels in gewissem Bereich unabhängig von den Volumenströmen der einzelnen Phasen einstellen zu können. Wichtig für die geplanten Untersuchungen ist, daß durch das Drosseln vom Betriebsdruck ($P_{\max} \approx 1$ MPa) auf atmosphärischen Druck keine Druckschwankungen in der Teststrecke selbst erzeugt werden. Zu diesem Zweck ist sicherzustellen, daß die Durchströmung des Drosselorgans zeitlich homogen ist (keine Schwallströmung). Dies soll durch eine spezielle Konstruktion, den sog. Homogenisierer erreicht werden, der im wesentlichen aus 60 senkrecht angeordneten Röhrchen besteht, die doppelseitig geschlitzt sind. Das Wasser sammelt sich im unteren Bereich und strömt durch die Schlitz ab; die Luft wird im oberen Bereich der Rohre zugemischt. Direkt stromab dieses Bauteils ist das Drosselventil angebracht.

3. Durchgeführte Arbeiten

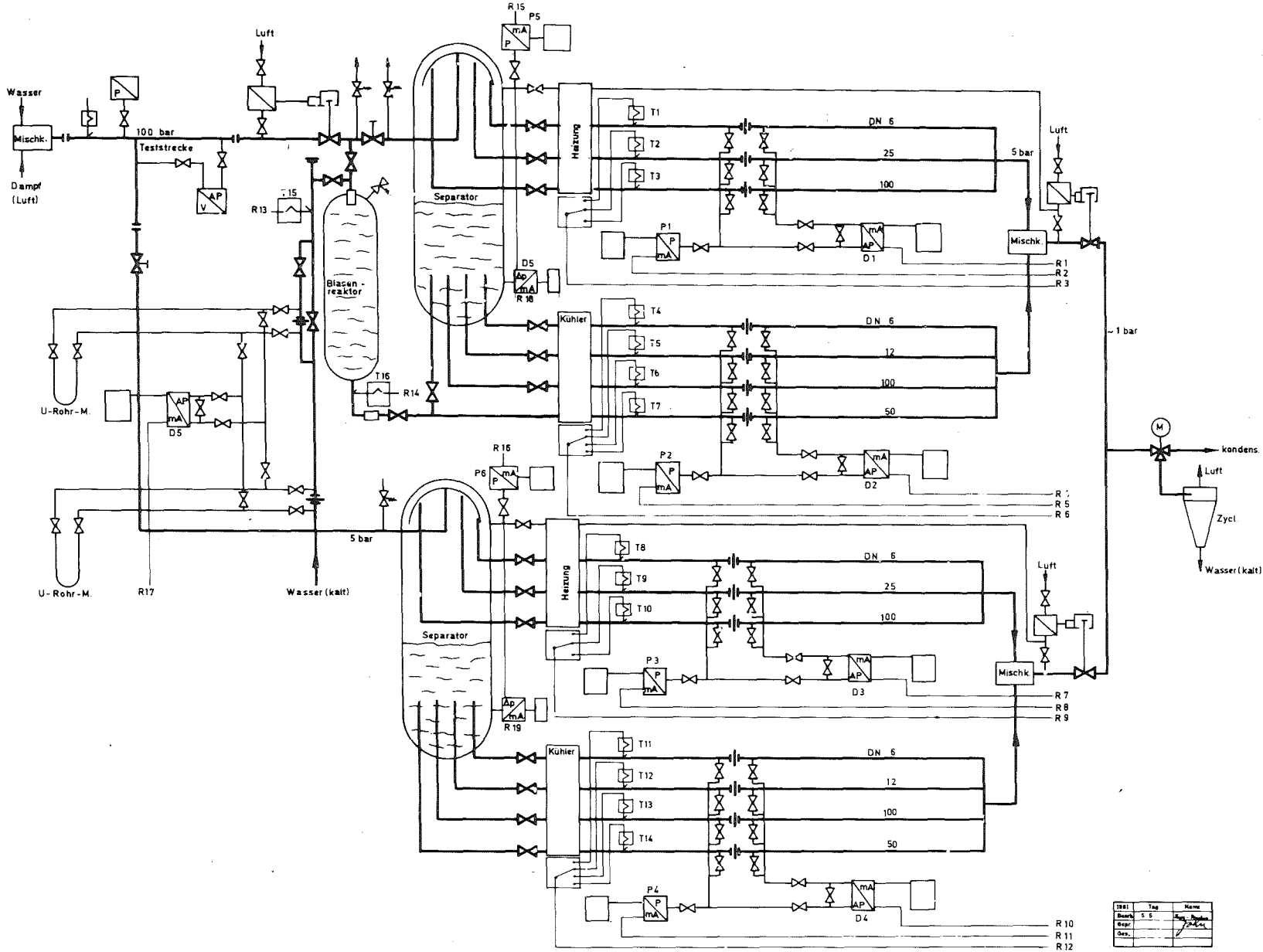
Der Schwerpunkt der Arbeiten im Berichtszeitraum bestand im Aufbau der Instrumentierung für die Massenströme hinter dem T-Stück. Die Anlage wurde mit Luft-Wasser-Strömung in Betrieb genommen. Die Anlage arbeitet gemäß den Auslegungskriterien; dies gilt auch für die selbständige Einstellung eines stabilen Betriebspunktes.

Es wurden erste Messungen der axialen Druckverläufe bei ein- und zweiphasiger Strömung mit der 50 mm Teststrecke durchgeführt. Abb. 5 zeigt als Beispiel Versuchspunkte, bei denen der gesamte Massenstrom entweder durch den Abzweig (branch) oder den Abstrom (run) strömt.

Zur Thematik des Ausströmens bei Schichtenströmung wurde ebenfalls mit ersten Versuchen begonnen. Abb. 6 zeigt Photographien einer Versuchsserie mit nach unten gerichtetem Abzweig und einem Massenstrom des Zustroms von 2,6 kg/s. Bei kleiner Druckdifferenz über dem Abzweig strömt nur Wasser aus (oberes Bild). Bei einer bestimmten Druckdifferenz wird Luft mitgerissen; die beiden unteren Aufnahmen zeigen einen kontinuierlichen Luftmitriß bei höherer Druckdifferenz. Abb. 7 zeigt entsprechende Aufnahmen bei höherem Massenstrom im Zustrom. Aufgrund des höheren Wasserstandes beginnt der Luftmitriß erst bei einer höheren Druckdifferenz. Abb. 8 zeigt einen Versuchspunkt mit einem Zustrommassenstrom von wiederum 2,6 kg/s aber einem sehr viel höheren Wasserstand. Der Strömungszustand ist grundsätzlich verschieden von dem in den Abb. 6 und 7 dargestellten. Während die Strömung in den Abzweig in den letzten beiden Abbildungen im wesentlichen stationär und drallfrei war, ist sie in Abb. 8 periodisch und drallbehaftet: es bilden sich in Abständen von ca. 30 s starke Wirbel kurzer Lebensdauer aus, wobei die Phasentrennfläche meist nicht bis in den Abzweig hineinreicht. Der Gastransport in dem Abzweig ist daher vernachlässigbar klein im Vergleich zu dem drallfreien Abströmen.

Literatur

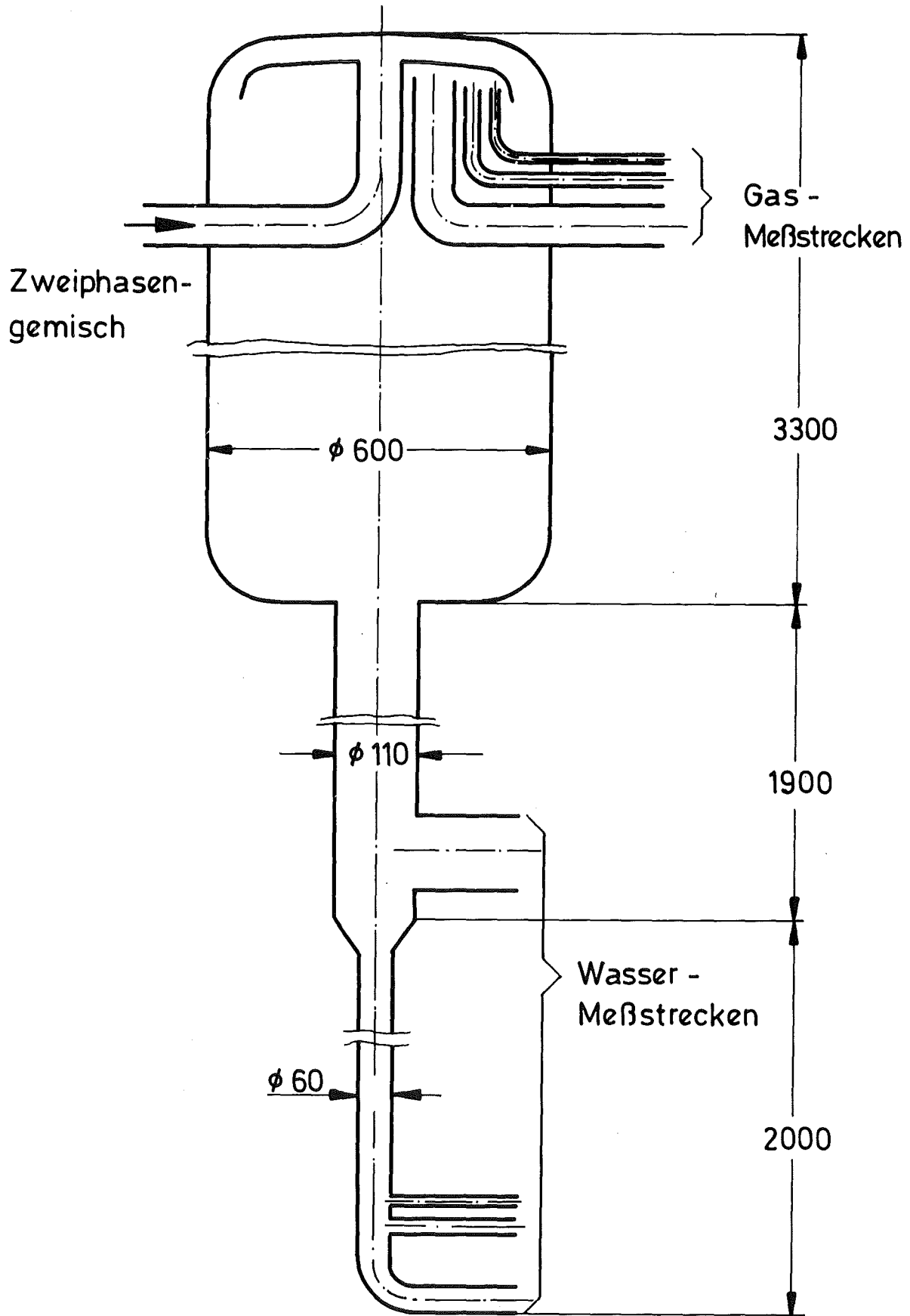
- [1] Reimann, J. ; Frank, R. ; John, H.
Measurement of mass flow rate and quality with a venturi nozzle and a turbine meter in steam-water flow.
3rd CSNI Specialist Meeting on Transient Two-Phase Flow, Pasadena, Calif.,
March 23-25, 1981
- [2] Brockmann, E. ; Hassenpflug, H. ; John, H. ; Neeb, B. ; Reimann, J.
Further development of mass flow rates during blowdown experiments.
3rd CSNI Specialist Meeting on Transient Two-Phase Flow, Pasadena, Calif.,
March 23-25, 1981
- [3] Reimann, J. ; John, H. ; Seeger, W.
Experiments on the transition from slug to annular flow in horizontal air-water and steam-water flow.
Meeting of the European Two Phase Flow Group, Eindhoven, NL, June 2-5, 1981
- [4] Reimann, J. ; John, H. ; Demski, A. ; Hassenpflug, H. ; Muelli, R. ; Neeb, B. ; Pawlak, L. ; Sallet, D. ; Seeger, W. ; Weinbrecht, R.
Gemeinsamer Versuchsstand zum Testen und Kalibrieren verschiedener Zweiphasen-Massenstrom-Meßverfahren.
In: Projekt Nukleare Sicherheit.
Jahresbericht 1980. KfK-2950 (August 81)
S. 4100/75-4100/114
- [5] John, H. ; Hain, K. ; Bruederle, F. ; Reimann, J. ; Schloss, F.
Test des Massenstrom-Meßgerätes TMFM-50 für Zweiphasen-Strömungen.
KfK-3215 (Oktober 81)
- [6] Reimann, J. ; John, H. ; Seeger, W.
Transition from slug to annular flow in horizontal air-water and steam-water flow.
KfK-3189 (November 81)



- 4100-92 -



ABB. 1 MESS- UND REGELSCHEMA FÜR T-STÜCK-EXPERIMENTE



KfK

ABB. 2 SEPARATOR

Mixing Chamber

Lucite Pipe Piece

Traversable Weir

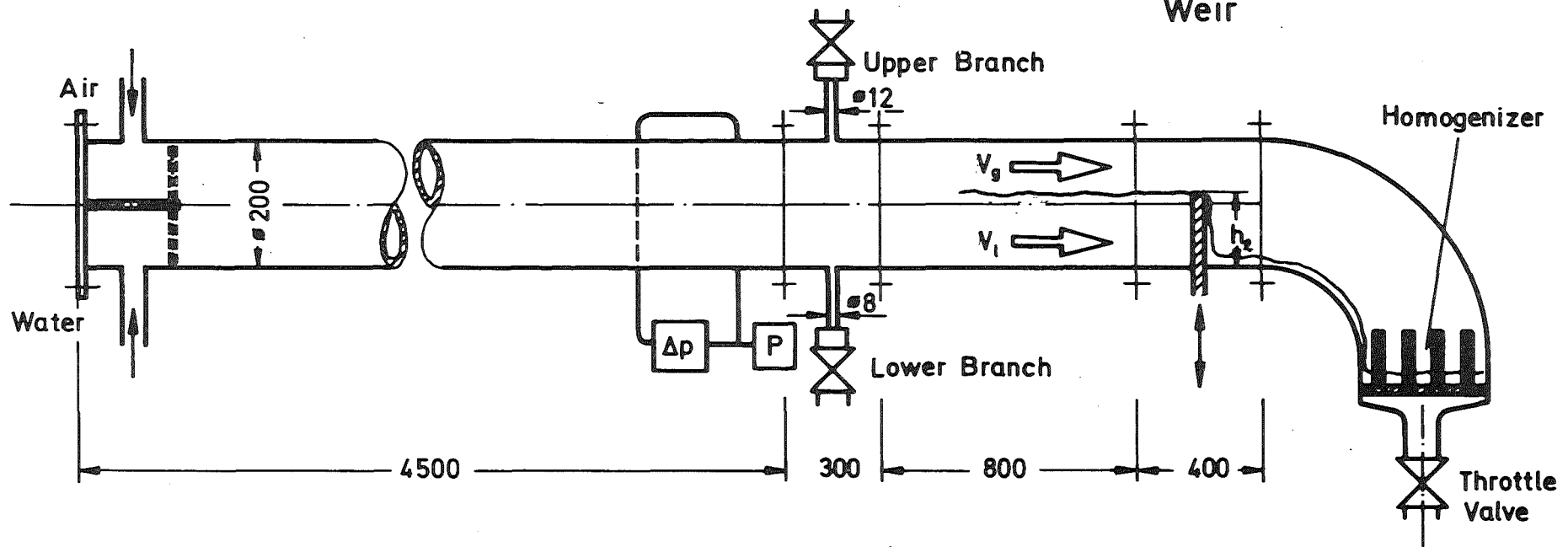
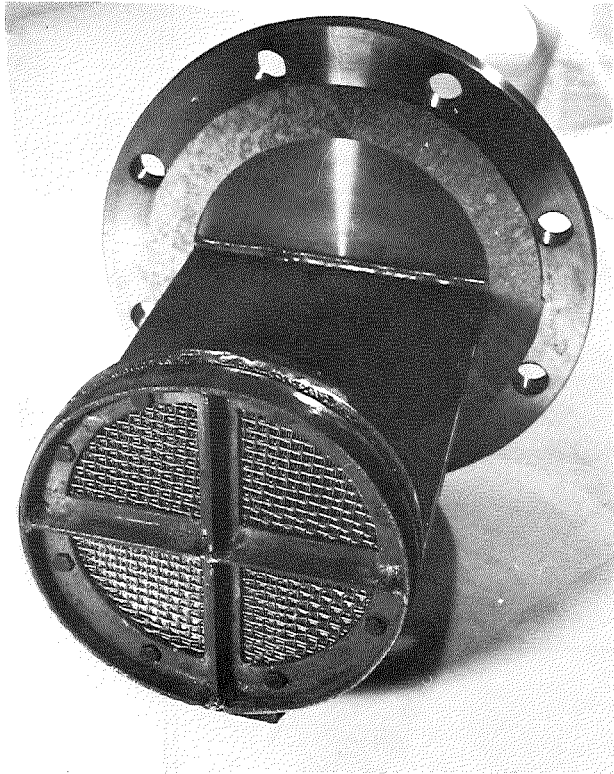
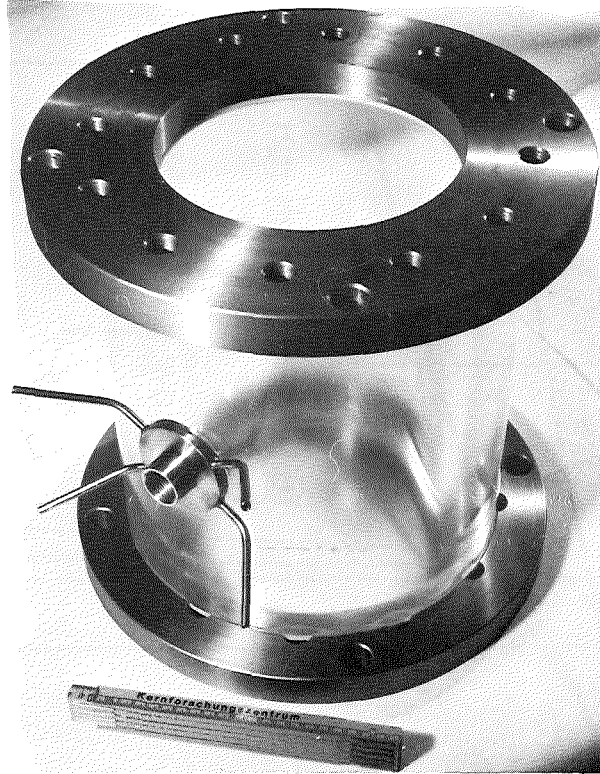


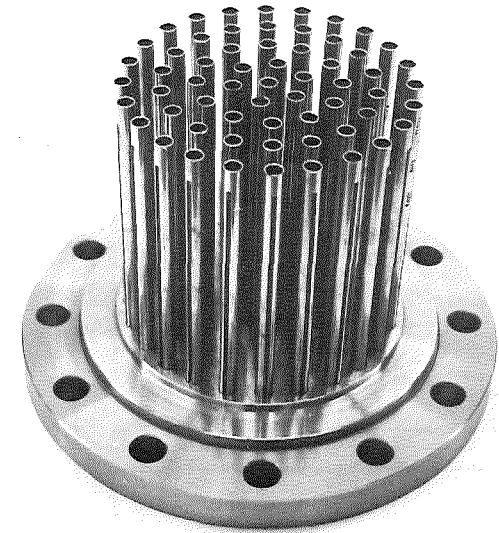
ABB. 3 TESTSTRECKE FÜR "KLEINE LECK"-EXPERIMENTE BEI SCHICHTENSTRÖMUNG



Mischkammer



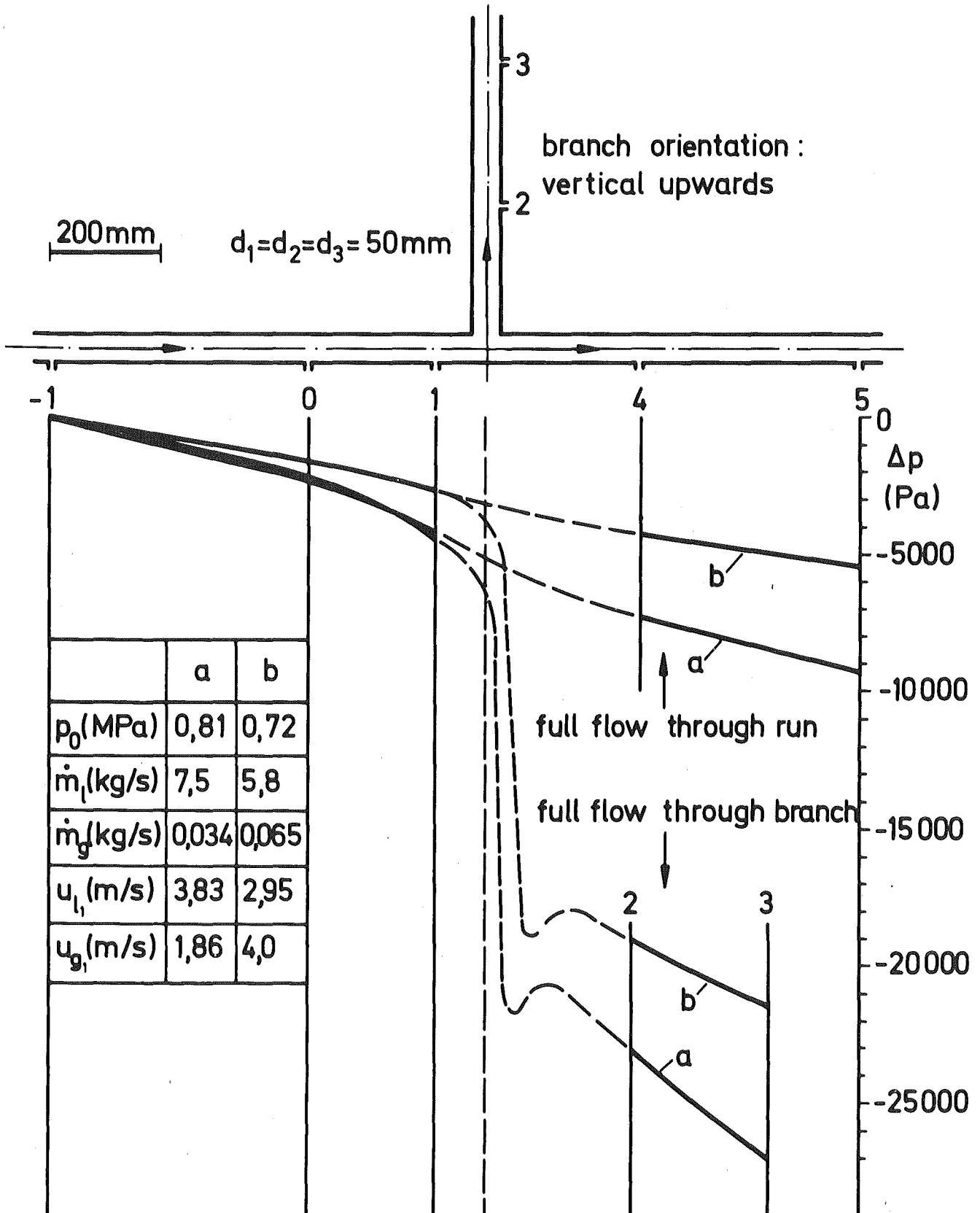
Plexiglas-Rohrstück
mit Abzweig



Homogenisierer

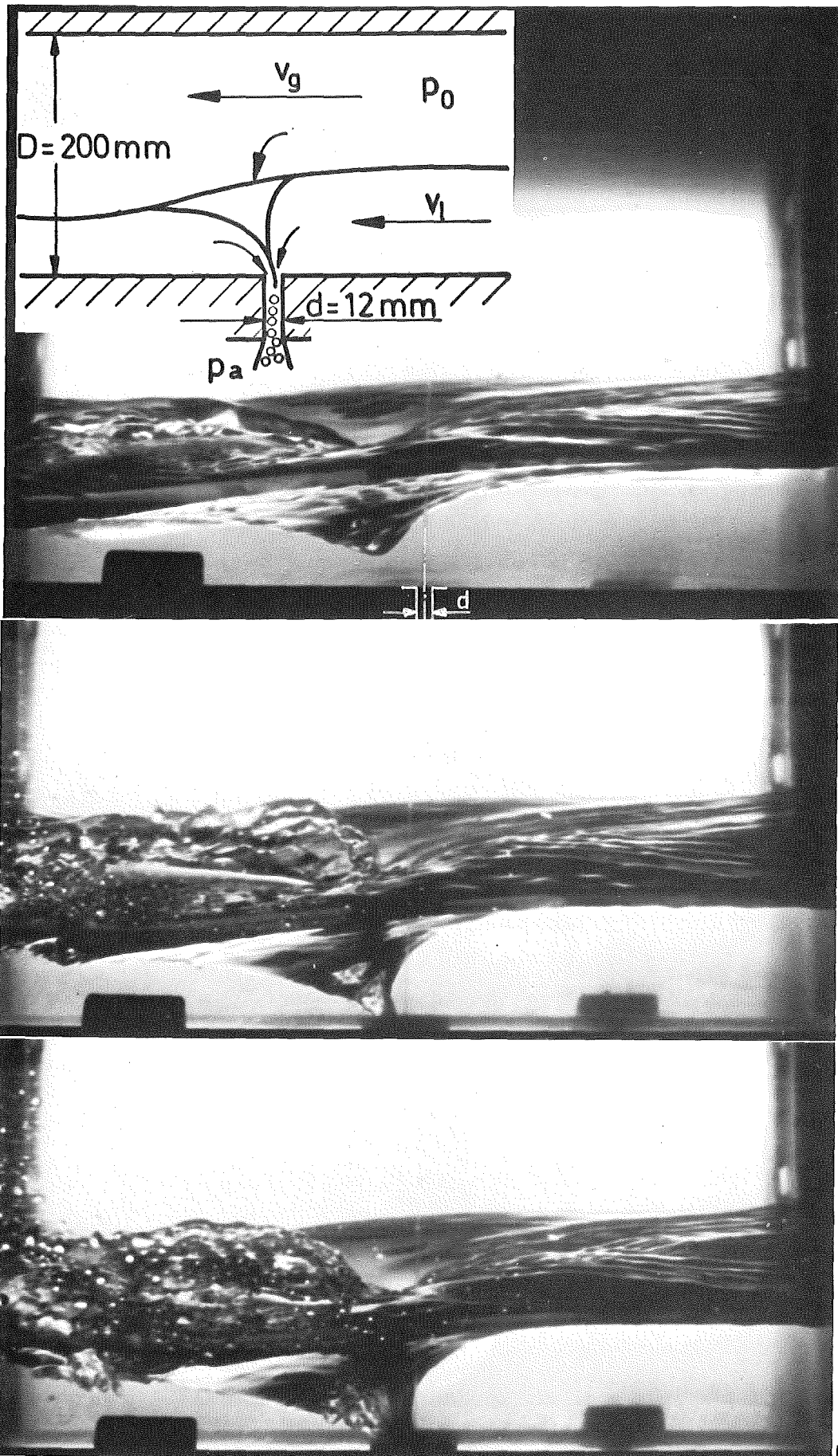


ABB. 4 DETAILS DER TESTSTRECKE FÜR "KLEINE LECK"-EXPERIMENTE



KfK

ABB. 5 AXIALE DRUCKVERTEILUNG BEI LUFT-WASSER-STRÖMUNG



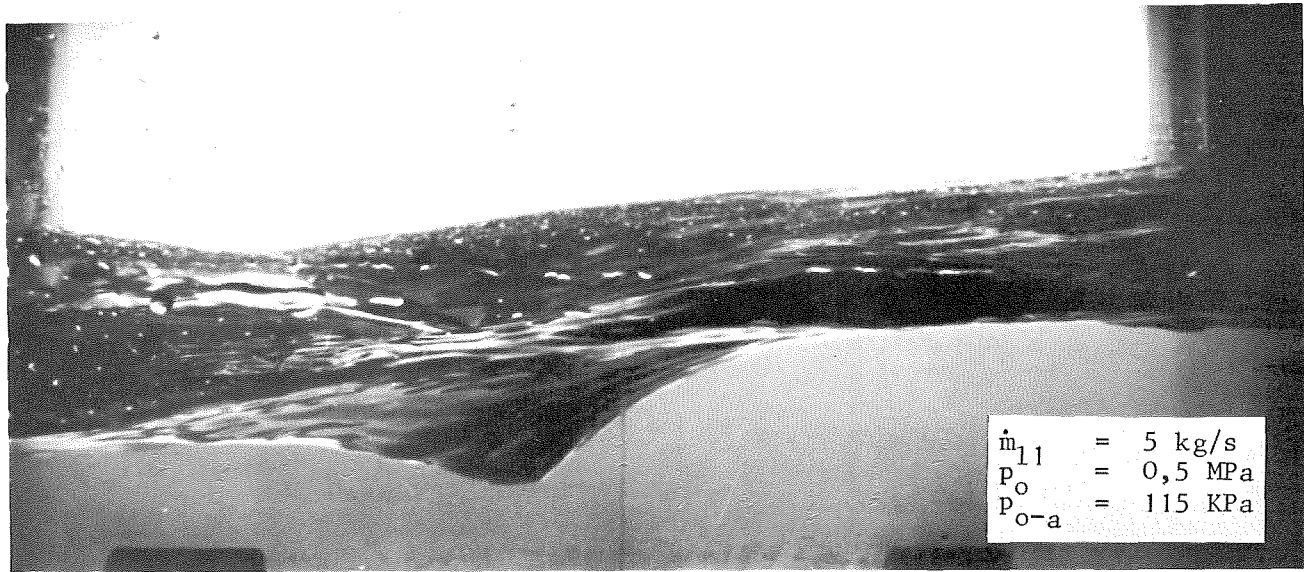
$$\begin{aligned} \dot{m}_{l1} &= 2,6 \text{ kg/s} \\ p_o &= 0,5 \text{ MPa} \\ p_{o-a} &= 50 \text{ KPa} \end{aligned}$$

$$p_{o-a} = 90 \text{ KPa}$$

$$p_{o-a} = 325 \text{ KPa}$$

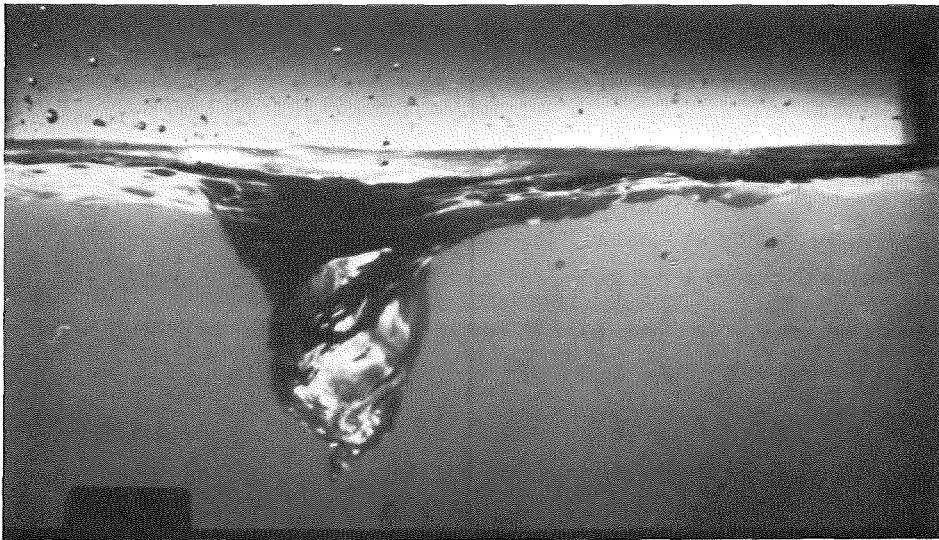
KFK

ABB. 6 AUSSTRÖMEN BEI NACH UNTEN GERICHTETEM ABZWEIG
(MASSENSTROM IM ZUSTRÖM $\dot{m} = 2,6 \text{ kg/s}$)

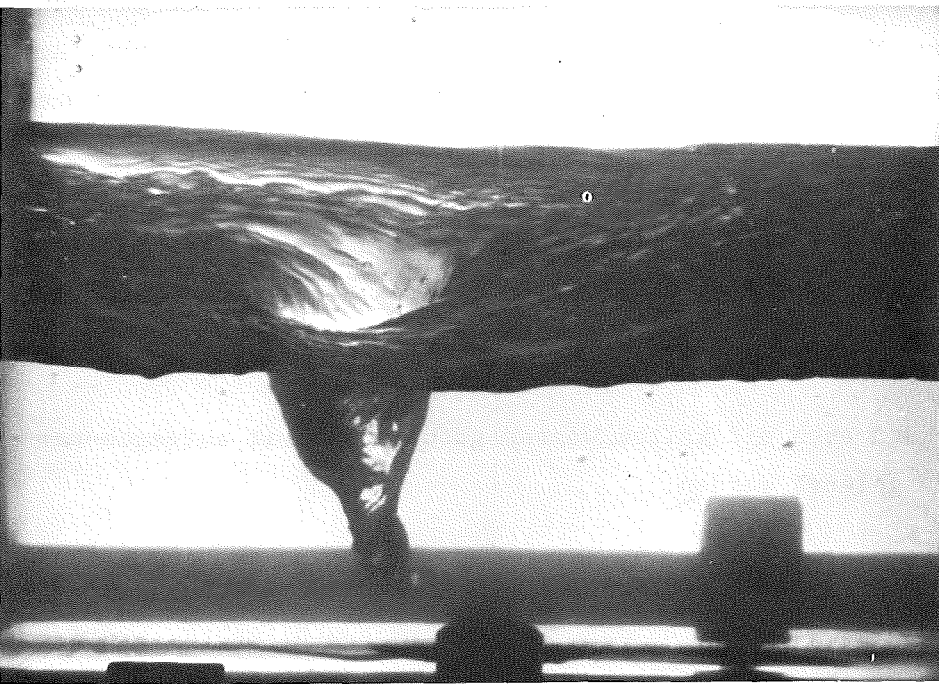
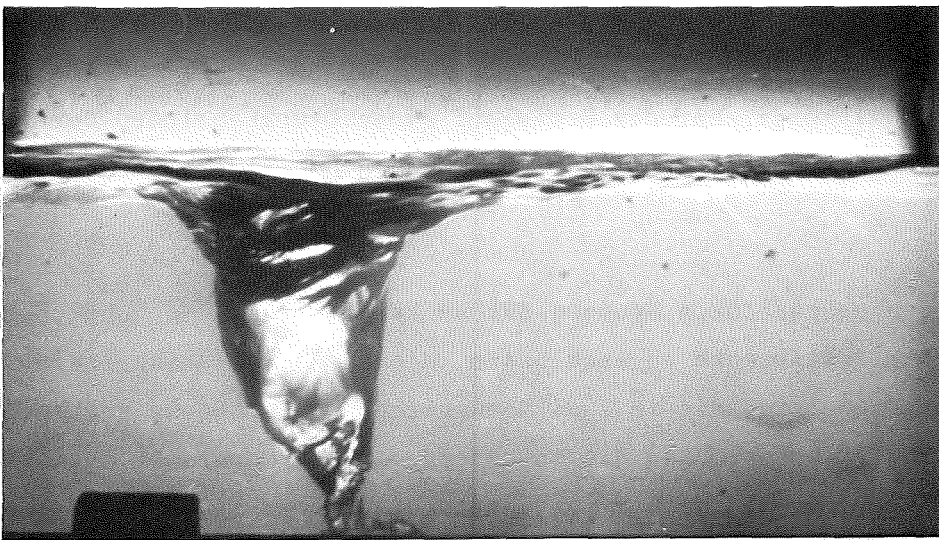


KfK

ABB. 7 AUSSTRÖMEN BEI NACH UNTEN GERICHTETEM ABZWEIG
(MASSENSTROM IM ZUSTRÖM $\dot{M} = 5 \text{ KG/S}$)



$\dot{m}_{11} = 2,6 \text{ kg/s}$
 $p_o = 0,5 \text{ MPa}$
 $p_{o-a} = 400 \text{ KPa}$
höher Wasserstand



KfK

Abb. 8 AUSSTRÖMEN BEI NACH UNTEN GERICHTETEM ABZWEIG
(MASSENSTROM IM ZUSTROM $\dot{M} = 2,6 \text{ kg/s}$; HOHER
WASSERSTAND)

06.01.03/13A Versuchsstand für instationäre Zweiphasenströmungen
PNS 4139 (H.John, J.Reimann, A.Demski, H.Hahn, A.Megerle,
E.Wanner, R.Weinbracht; IRB)

Zu dem seit Jahren betriebenen Kreislauf für stationäre Zweiphasenströmungen /1/ steht ein zweiter Kreislauf für instationäre Zweiphasenströmung kurz vor seiner Fertigstellung. Dieser, für den Test und die Kalibrierung von Massenstrom-Meßmethoden in transients zweiphasiger Dampf-Wasserströmung konzipierte Kreislauf, wurde in dem Halbjahresbericht 1979/1 /2/ aus der Sicht der Planung bereits kurz beschrieben. In diesem Bericht soll eine detailliertere Beschreibung des aktuellen Standes dieses Versuchskreislaufes gegeben werden.

Wie das Schema Abb. 1 zeigt, hat der Kreislauf einen Druckbehälter, der von einer vorhandenen Kesselanlage mit Wasser bei annähernd Siedetemperatur aufgefüllt wird.

An einem der beiden waagerechten Stützen des senkrecht stehenden Behälters ist die waagerechte Teststrecke angeschlossen, die aus einer Reihe aneinander geflanschter Rohrabschnitte, die in zwei Nennweiten zur Verfügung stehen, besteht. In diese Teststrecke können die zu untersuchenden Geräte an beliebiger Stelle eingesetzt werden. Zur Simulation unterschiedlicher Einbaugeometrien können auch Rohrabschnitte mit Krümmern eingebaut werden. Hinter den Testgeräten ist das True Mass Flow Meter als Referenz-Massenstrom-Meßgerät. Am Ende der Teststrecke befindet sich ein Schnellöffnungsventil, das ferngesteuert öffnet und in kurzer Zeit den vollen Rohrquerschnitt freigibt und damit den Kesselinhalt durch die Teststrecke in einen Auffangbehälter abblasen läßt. Im Auffangbehälter wird der Zweiphasenstrom in kaltes Wasser dispergiert und kondensiert. Durch diese Bauweise ist der Einsatz der Radiotracer-Meßmethode möglich.

Der Druckkessel kann auch mit kaltem Wasser gefüllt und mit aufgegebener Preßluft (10 bar) geleert werden.

Der Druckbehälter ist in zwei Höhenpositionen einbaubar und wahlweise mit dem oberen oder unteren Stützen an die Teststrecke anschließbar. Dadurch kann ein Blowdown sowohl aus dem oberen als auch aus dem unteren Plenum simuliert werden. Eine senkrechte Teststrecke mit einer senkrechten geraden Erstreckung von 3 m kann ebenfalls installiert werden.

Durch das aus dem Schema Abb. 1 ersichtliche Rohrleitungssystem kann der Kreislauf dank der angeschlossenen Kesselanlage mit ca. 10 % des maximalen Blowdown-Massenstromes einphasig und stationär gefahren werden. Die Massenstrommessung erfolgt in dem Fall durch Blendenmessung. Die zum Testen eingesetzten Geräte können auf diese Weise vor dem Blowdown einem Funktions- und Eichtest unterworfen werden. Ebenfalls kann die Datenverarbeitungsanlage überprüft werden. Unter Einhaltung eines minimalen Massenstromes kann mit dem automatisch geregelten Reduzierventil in diesem Rohrsystem ein einstellbarer Druck gehalten und dem Blowdown-Kessel aufgeprägt werden. Dieser Druck kann über dem Siededruck der Wasserfüllung liegen. Damit wird die Funktion des Druckhalters erfüllt.

Der Massenstrom während der Blowdown-Phase wird von einem True Mass Flow Meter (TMFM 50) als Referenzmeßgerät bestimmt. Es handelt sich dabei um eine Weiterentwicklung (KFK-IT) der Version, die im stationären Kreislauf erfolgreich erprobt wurde und sich als unabhängig von der Strömungsform der Zweiphasenströmung gezeigt hat. Für die Messung der Dichte in der Teststrecke ist ein 5-Strahl-Gamma-Densitometer für zwei Nennweiten eingeplant, das im IRB entwickelt und gebaut wird. Es ist eine Weiterentwicklung des seriellen 5-Strahl-Densitometers, das ebenfalls im stationären Kreislauf erfolgreich erprobt wurde /3/.

Für die Datenerfassung und Verarbeitung steht eine PDP 11/03 zur Verfügung. Die wichtigsten zeitabhängigen Signale werden auf Magnetplatten dieses Rechners gespeichert, um anschließend verarbeitet werden zu können.

Im folgenden werden die wichtigsten Komponenten des Kreislaufes und seiner Instrumentierung beschrieben. Auf die zu testenden Zweiphasen-Meßmethoden wird in dieser Beschreibung nicht eingegangen.

Blowdown-Kessel

Abb. 2 zeigt den Kessel im Schnitt. Seine ca. 40 mm starke Wandung aus 13 CrMo 44 wird auf der Innenseite durch eine ca. 8 mm starke Schicht aus Edelstahlgewebelagen, die durch einen zweiten gelochten Innenmantel aus Edelstahl gehalten werden, vor zu schneller Abkühlung beim Blowdown geschützt. Die Gewebelagen sollen dabei den Aufbau einer Dampfschicht (Filmsieden) fördern und damit frühzeitig den Wärmeübergang Wand-Wasser reduzieren.

Technische Daten:

Maximaler Betriebsdruck	150 bar
Inhalt	0,7 m ³
Durchmesser/Länge	0,55 / 3,5 m

Stutzen: 2 x NW 80	Ausströmen zur Teststrecke
2 x NW 32	Auffüllen und Ablassen (evtl. Ultraschall-Höhenstands-Sonde)
2 x NW 20	Ultraschall-Höhenstands-Sonde
6 x NW 20	Wandtemperaturmessung
8 x NW 6	Temperatur und Δp -Messung

Der Kessel ist in Kraftmeßdosen aufgehängt, um eine statische und nach Möglichkeit dynamische Überprüfung seines Gewichtes zu ermöglichen. Diese Gewichtsmessung ist sowohl in der oberen als auch in der unteren Einbauposition des Kessels möglich.

Teststrecke

Die Teststrecke hat eine waagerechte Länge von 8 m und ist aus geflanschten Rohrabschnitten der Nennweiten 50 und 80 mit den Längen 2; 1 oder 0,5 m zusammensetzbar. In diesem Längen-Modul sind Rohrabschnitte beliebig durch Testeinsätze austauschbar. Anstelle eines beliebigen waagerechten 2 m langen Rohrabschnittes kann auch eine senkrechte Haarnadel-Schleife mit zwei senkrechten geraden Rohrabschnitten von je 3 m Länge eingesetzt werden. Durch Einsetzen von Krümmern in die waagerechte Teststrecke und versetzen der Untergestelle im Raum kann die gerade Teststrecke modifiziert werden, und dadurch können unterschiedliche Einbaugeometrien für die Testgeräte simuliert werden.

Jeder Rohrabschnitt hat einen Temperatur- und einen Druckmeßstutzen. Das Material ist 15 Mo 3.

Schnellöffnungsventil

Abb. 3 zeigt das im KfK-IRB entwickelte und gebaute Ventil. Der Ventilkegel wird durch ein Tellerfederpaket über den Schaft und die gestreckte Kniehebelanordnung gegen seinen Sitz gepreßt. Nach dem Auslösen (Einknicken) der Kniehebelanordnung wird der Ventilkegel durch den Druck des Mediums aufgedrückt. Ein Preßluftkolben dient zum Auslösen der Kniehebel und ein anderer zum

Strecken derselben und zum Spannen der Tellerfedern. Nach der Auslösung dient der Spannkolben gleichzeitig zur Dämpfung der schnellen Öffnungsbewegung.

Die Öffnungsgeschwindigkeit ist druckabhängig. Sie wurde, wie aus dem Meßdiagramm der Abb. 4 hervorgeht, mit Preßluft gemessen und beträgt bei 100 bar etwa 1 msec. Beim Blowdown wird mit etwas längeren Zeiten gerechnet.

Im Eintritt des Ventils ist eine Drosselscheibe, mit der, durch entsprechende Wahl des inneren Durchmessers, der maximale Blowdown-Massenstrom begrenzt werden kann. Diese Drosselscheibe kann auch an anderen Stellen des Kreislaufes, z.B. am Ende der Teststrecke, eingesetzt werden.

True Mass Flow Meter (TMFM)

Abb. 5 zeigt das TMFM-50, das in dem Kreislauf als Referenz-Massenstrom-Meßgerät dient und für einen maximalen Massenstrom von 50 kg/s bei 160 bar ausgelegt ist. Es ist eine Weiterentwicklung von KfK-IT der früheren Version für 2,5 kg/s, die wegen ihrer hohen Meßgenauigkeit bekannt wurde.

Das TMFM-50 wurde im IT einem Funktionstest bei Auslegungsdruck und Temperatur unterzogen. Bei Luft-Wasserströmung bis 30 kg/s und 5 bar wurde es im IRB getestet und kalibriert.

Abb. 6 zeigt das massenstromproportionale Signal über dem Referenzmassenstrom aufgetragen. Die Kennlinie ist linear. Die maximale Abweichung aller Meßwerte für alle Phasenzustände bei $0 \leq x \leq 20$ % von der Kennlinie ist kleiner als $\pm 1,5$ %, bezogen auf 50 kg/s. Diese an sich schon sehr geringe Meßunsicherheit des Gerätes kann bei Kenntnis des Gasanteils der Zweiphasenströmung noch wesentlich verringert werden. Abb. 7 zeigt den Druckverlust des Gerätes als Funktion des Massenstromes und des Gasgehaltes x . Der Test und die Ergebnisse sind in /4/ und eine genaue Beschreibung des TMFM-50 in /5/ dokumentiert.

Gamma-Densitometer 50/80

Die Abbn. 8, 9 und 10 zeigen das für den instationären Kreislauf im IRB entwickelte und im Bau befindliche Gamma-Densitometer für zwei Nennweiten. Es ist eine Weiterentwicklung des im stationären Kreislauf seit langem mit Erfolg betriebenen seriellen 5-Strahl-Gamma-Densitometers/3/. Durch Auswechselbarkeit der Rohr-Kollimator-Kombination kann die neue Version für die Nennweiten 50 und 80 eingesetzt werden.

Durch die Tatsache, daß für alle Gamma-Strahlen wegen der seriellen Abfrage nur eine elektronische Meßkette benötigt wird und durch das Vorhandensein eines sechsten Referenzstrahles, mit dem die Meßwerte korrigiert werden können, hat sich das Gerät als sehr nullpunktstabil gezeigt, was bei den meisten Dichtemeßvorrichtungen bekanntermaßen das Hauptproblem ist.

Die digital bis zum Rechner übertragenen Zählraten der 6 Gammastrahlen werden mit den anderen Meßwerten zusammen erfaßt und durch ein Aufarbeitungsprogramm zeitrichtig verarbeitet.

Die zur Berechnung der Dichten erforderlichen Eichwerte (Dampf, Wasser) werden vor dem Blowdown vom Rechner erfaßt und gespeichert.

Temperatur, Druck und Differenzdruckaufnehmer

Für den Teststreckenbereich und den Blowdown-Kessel (nicht gerechnet die Betriebsüberwachung und Steuerung des Kreislaufs) stehen folgende Geber zur Verfügung:

- Temperatur: Ni-CrNi Thermoelemente mit 1/8" Schaftdurchmesser, an der Spitze auf 0,5 mm Durchmesser verjüngt (auf 5 mm Länge).
- Druck: Sensotec-Präzisionsdruckaufnehmer (mit Dehnungsmeßstreifen)
 - 200 bar Kl. 0,25
 - 30 bar Kl. 0,5
- Differenzdruck: Sensotec-Differenzdruckaufnehmer (mit Dehnungsmeßstreifen)
 - 2000 mbar Kl. 0,5 Eigenfrequenz 1 kHz
 - 300 mbar Kl. 0,5
 - 10 bar Kl. 0,5

Datenerfassung und Verarbeitung

Für die Erfassung der Daten durch die PDP 11/03 stehen 76 Analogeingänge mit Verstärker und 6 Digitaleingänge zur Verfügung. Die Analogverstärkereingänge haben auswechselbare Filter und Verstärkermodule. Die Abfragezeit pro Kanal beträgt ca. 10 μ sec. so daß insgesamt ca. 100 000 Daten je Sekunde aufgenommen werden können. Die Datenkanäle können in drei Gruppen mit unterschiedlicher Abfragehäufigkeit unterteilt werden. Es stehen maximal vier Magnetplatten zur Verfügung, auf denen ca. $8 \cdot 10^6$ Daten (16 bit Worte) gespeichert werden können. Während der schnellen Erfassung (10^5 Daten/s), die für den

Blowdown vorgesehen ist, kann der Rechner keine Aufarbeitung durchführen und auch keine Ausgaben machen. Die Aufarbeitung erfolgt hinterher.

Während der langsamen Erfassung von Daten, die zum Testen einzelner Komponenten der Anlage, besonders von Meßwertgebern vorgesehen ist, als Versuchsvorbereitung, können einzelne Datenkanäle oder Gruppen von Kanälen on-line aufgearbeitet und direkt geplottet oder ausgedruckt werden. Zum Beispiel können einphasige stationäre Massenströme errechnet werden. Die Eichmessungen (Dampf, Wasser), die für die Gamma-Densitometer-Messungen nötig sind, werden auch dabei durchgeführt und können anhand von direkten stationären Dichtemessungen überprüft werden.

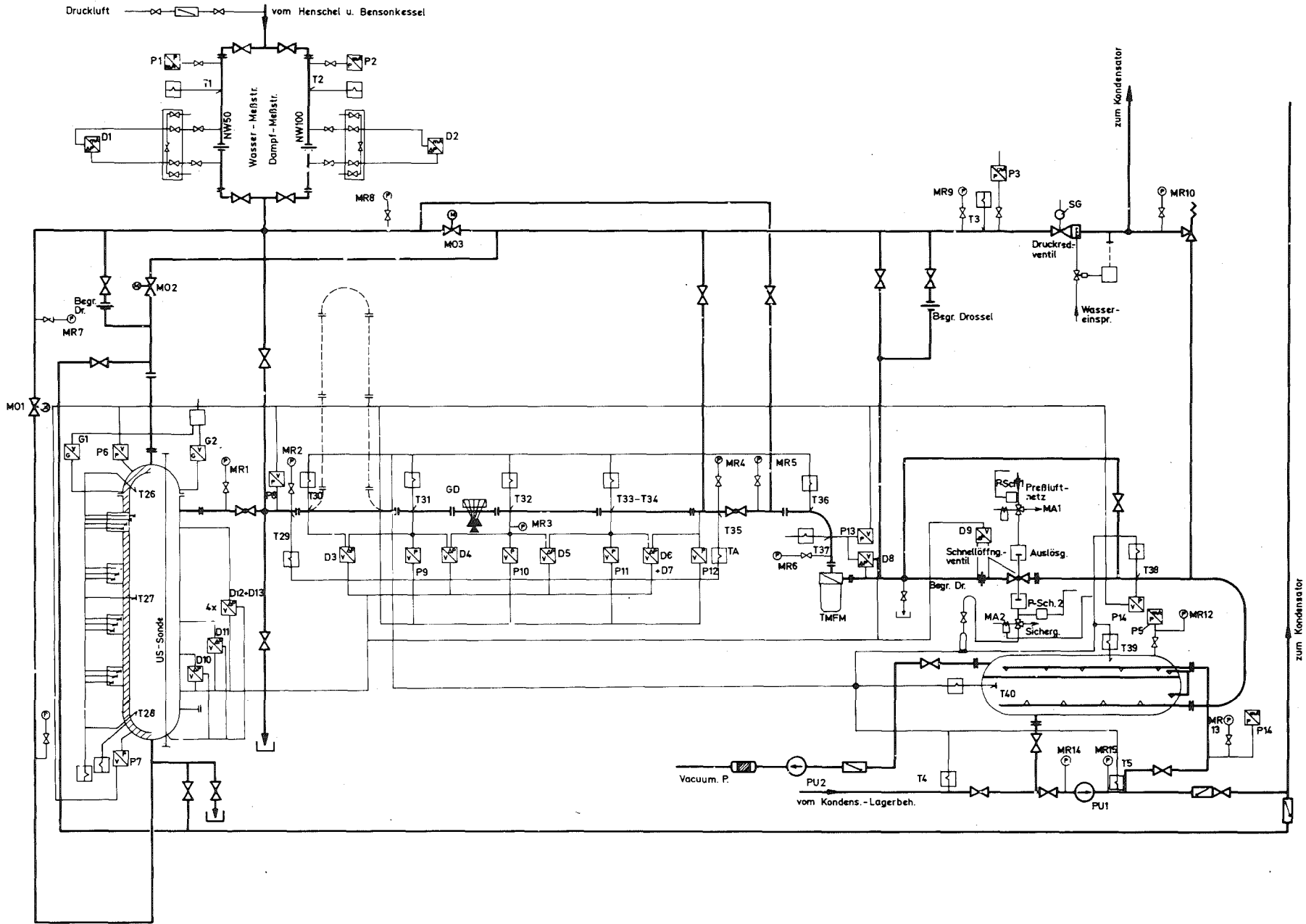
Als Ein- und Ausgabegeräte stehen vor Ort ein Schreibmaschinen-Terminal (LA-120) und am Rechner ein Bildschirm-Terminal und ein Plotter zur Verfügung.

Für die Aufarbeitung der auf den Platten gespeicherten Daten steht eine Reihe von Programmen zur Verfügung, die fast beliebig erweitert werden können. Die wichtigsten Programme sind:

- Offsetkorrektur, Endpunktkontrolle,
- lineare und nichtlineare Eichkorrekturen,
- Umrechnung in physikalische Größen,
- Berechnung von Stofffunktionen für Wasserdampf,
- Berechnung der Referenzmassenstromrate,
- Datenreduktion durch Integration mit wählbarem Integrationsintervall und wählbarer Interpolationsordnung,
- Berechnung beliebiger Werte zwischen den Meßwerten, mit Interpolationsformeln,
- Berechnung von Ausgleichskurven nach der Methode der kleinsten Quadrate,
- Ausgabe über Plotter oder Tabellendrucker,
- Ausgabe auf Band im PDP- oder IBM-Format.

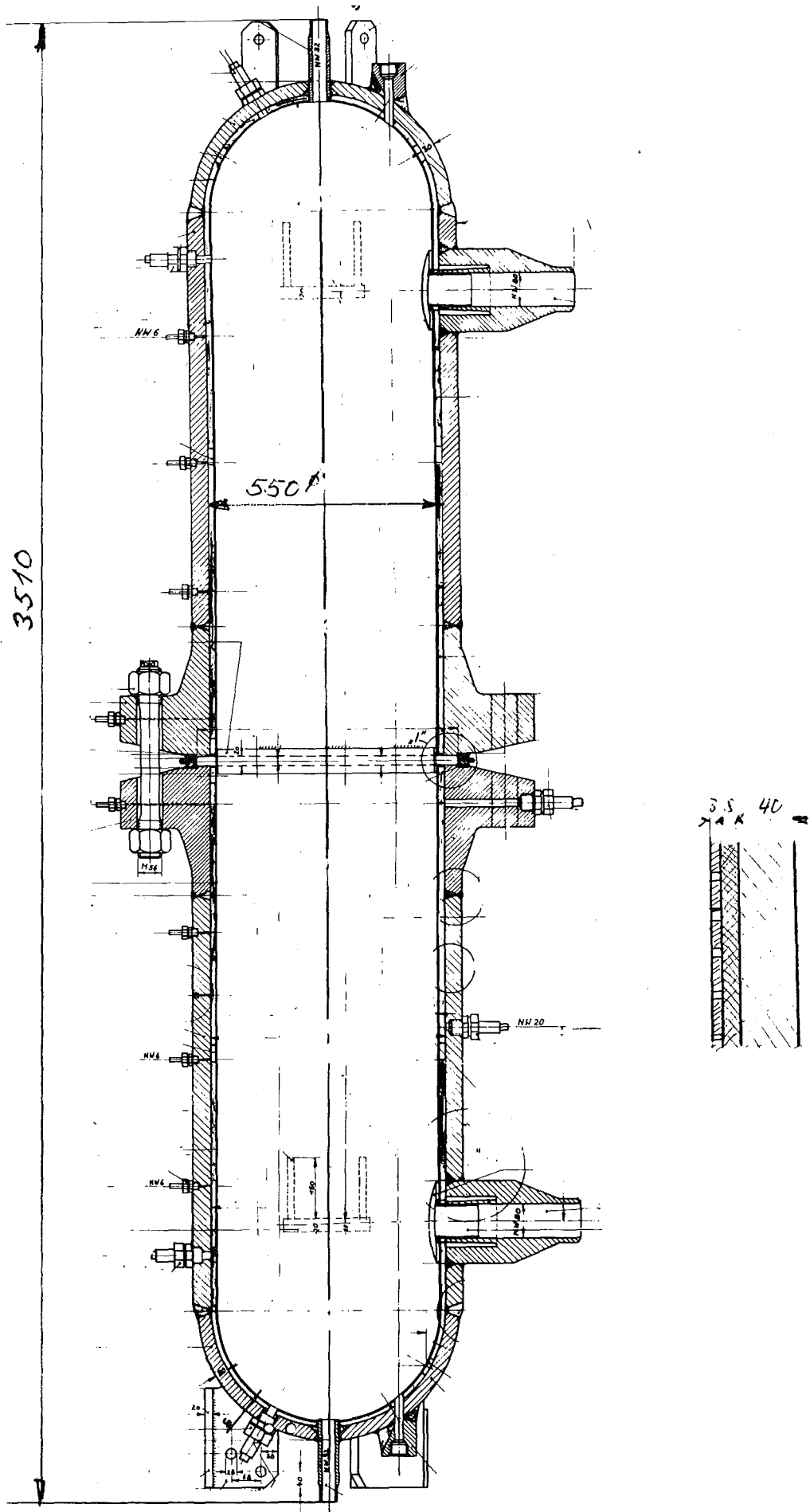
Literatur

- /1/ John, H., Reimann, J.:
Gemeinsamer Versuchsstand zum Testen und Kalibrieren verschiedener Zweiphasen-Massenstrom-Meßverfahren; KfK 2731B, Februar 1979.
- /2/ PNS-Halbjahresbericht 1979/1
KfK 2800, Februar 1980
- /3/ John, H., Reimann, J., Alsmeyer, H., Hahn, H., Megerle, A.:
Seriellles 5-Strahl-Gamma-Densitometer zur Dichtemessung einer Zweiphasenströmung; KfK 2783, November 1979.
- /4/ John, H., Hain, K, Brüderle, F., Reimann, J., Schloß, F.:
Test des Massenstrommeßgerätes TMFM-50 für Zweiphasenströmungen;
KfK 3215, Oktober 1981.
- /5/ Hain, K., Brüderle, F., Butzer, W., Schloß, F., Vollmer, T.:
True Mass Flow Meter 50 - Ein direkt anzeigendes Massenstrom-Meßgerät hoher Genauigkeit für transiente Zweiphasenströmungen bis $\dot{m} = 50 \text{ kg/s}$;
KfK 3197, Oktober 1981.

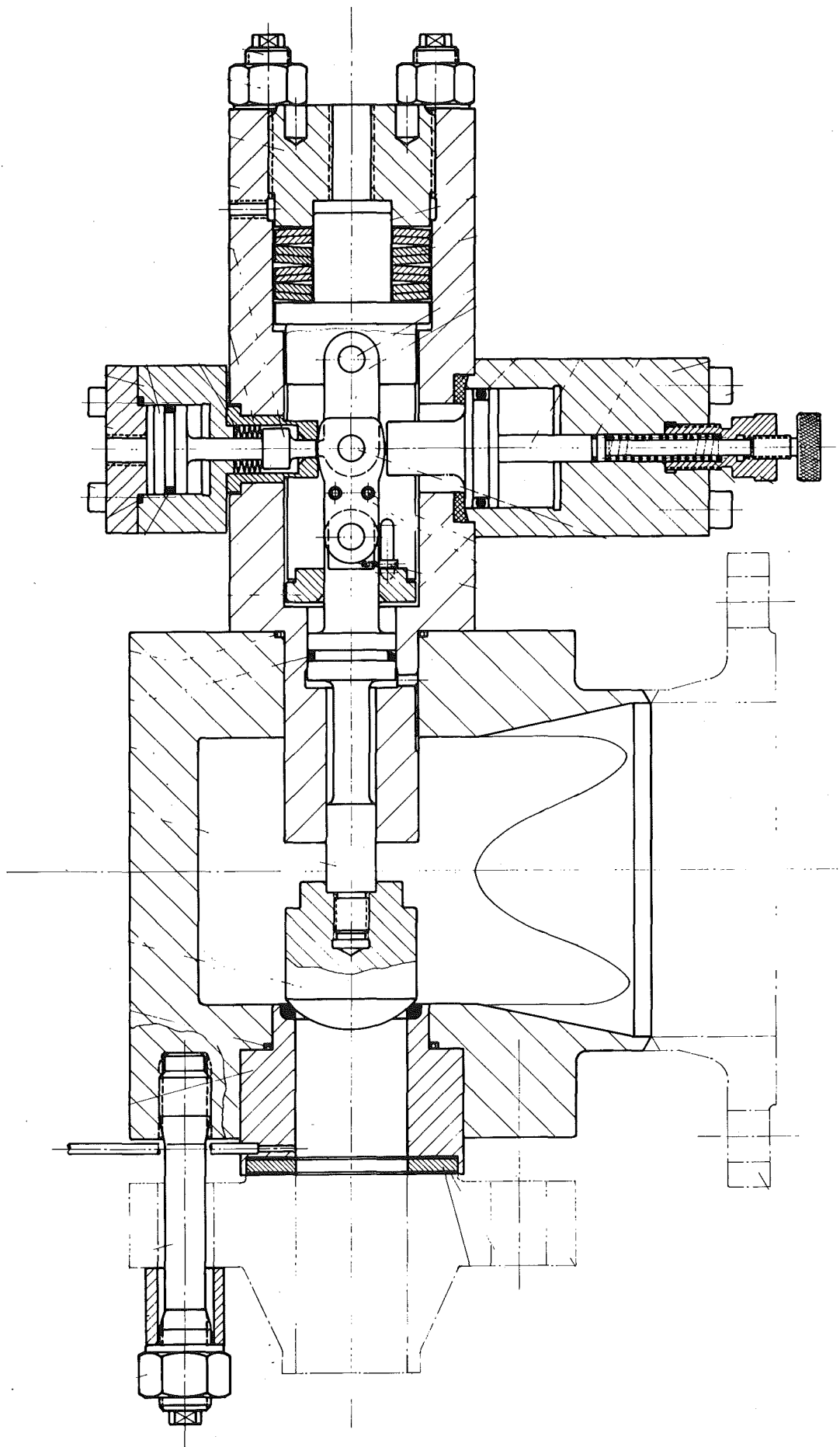


INSTATIONÄRER ZWEIPHASENKREISLAUF

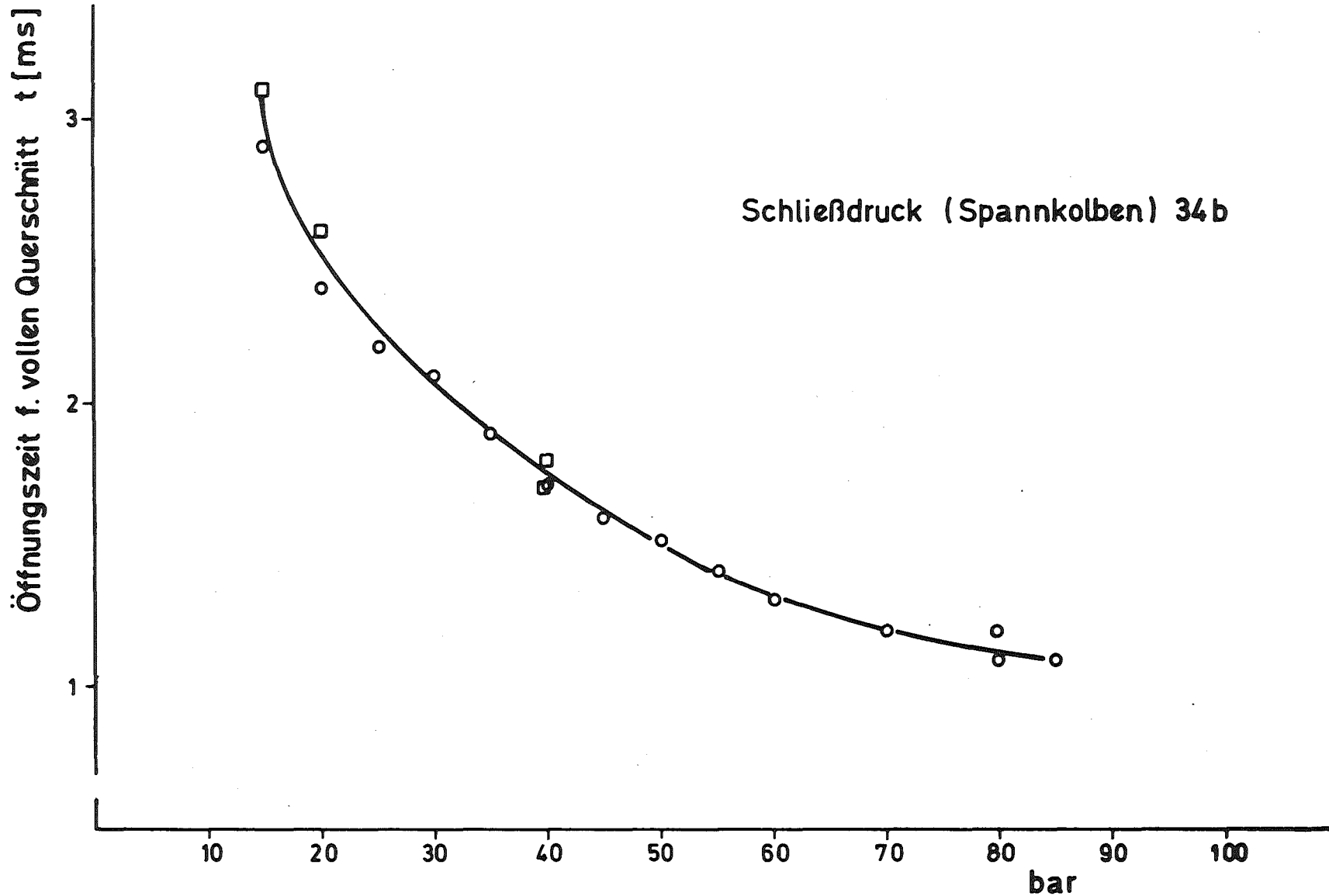
Abb. 1



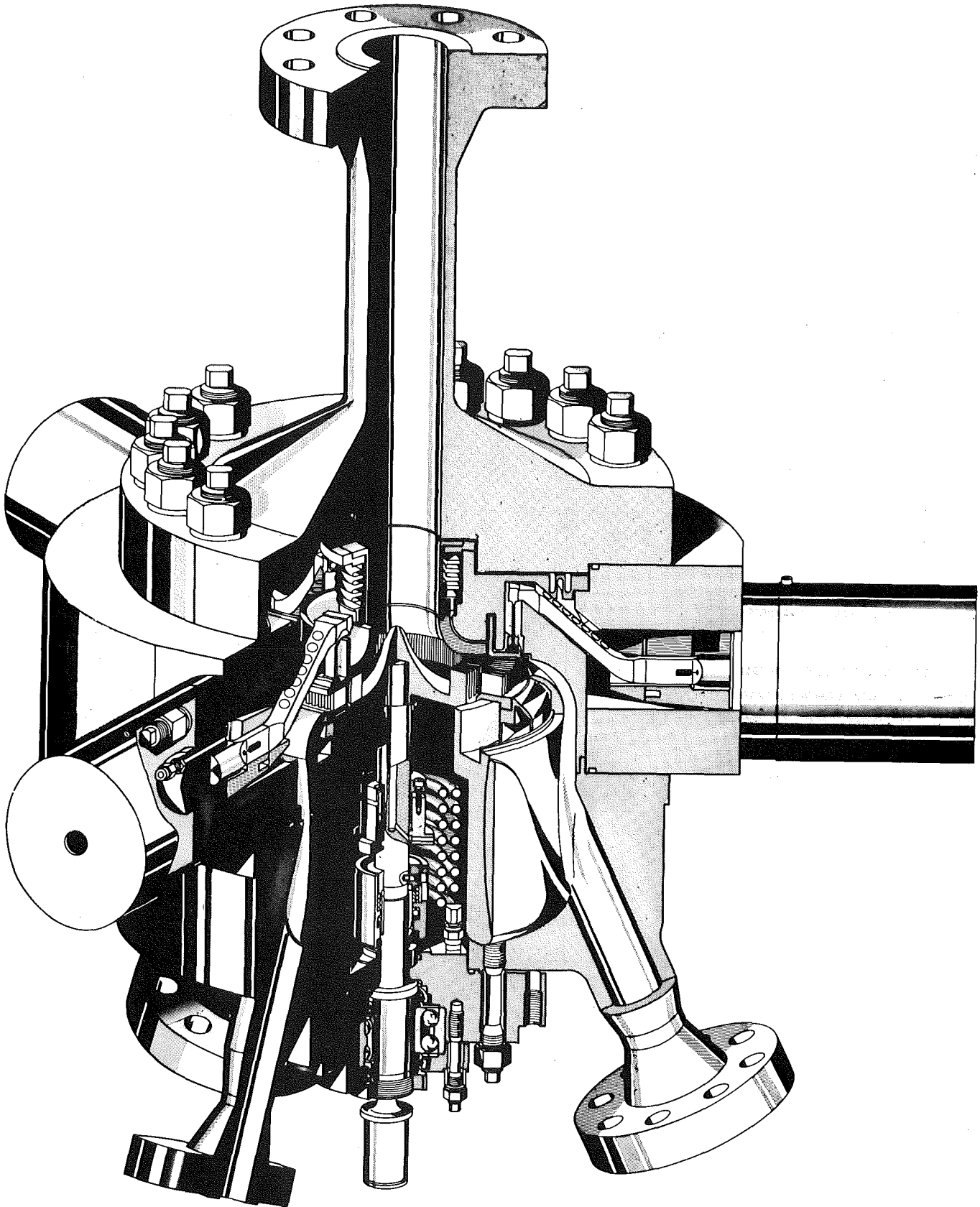
BLOWDOWN KESSEL



SCHNELLÖFFNUNGSVENTIL



Schnellöffnungsventil Kreistlauf für instationäre Zweiphasenströmung

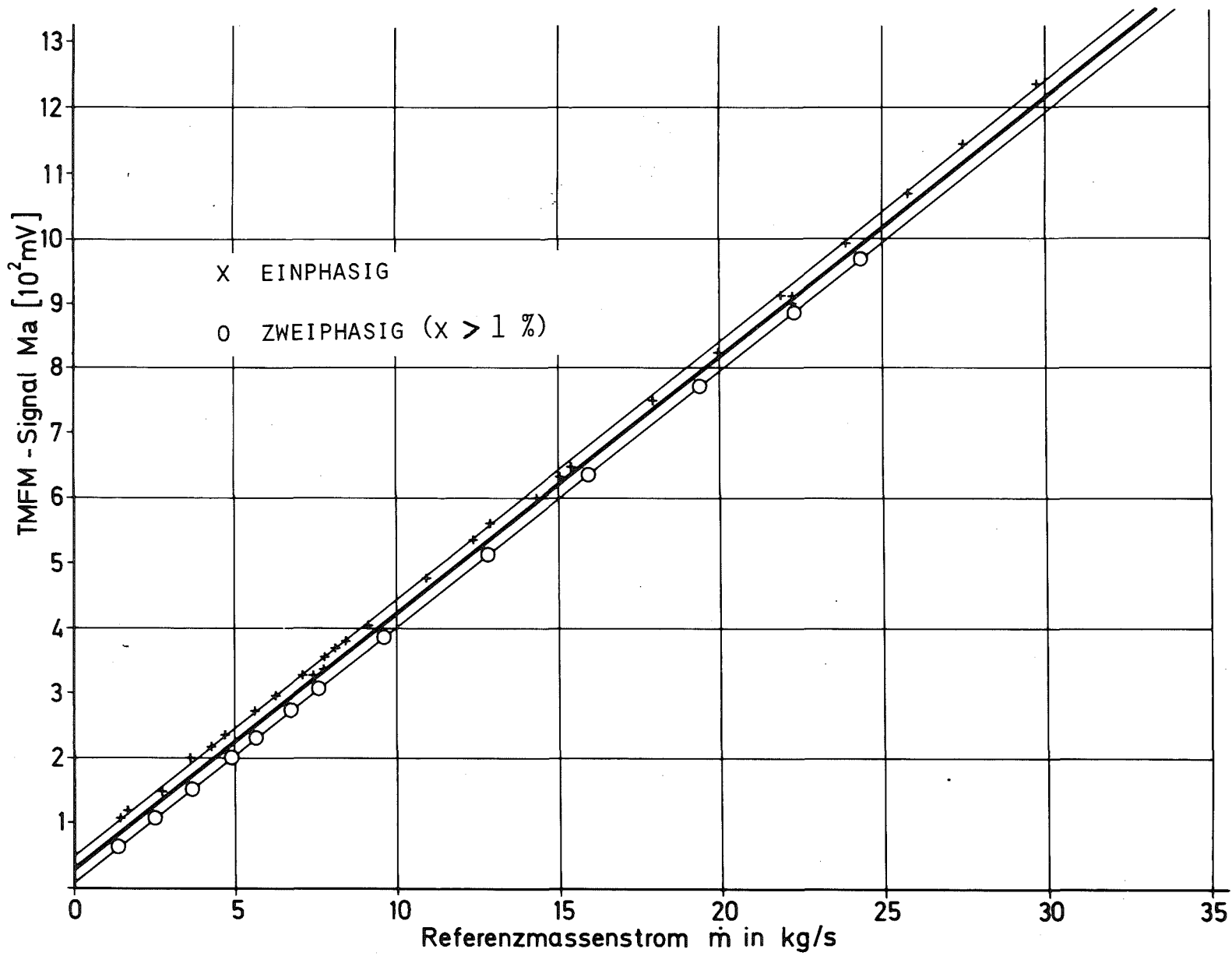


KfK

IT 1980

ZWEIPHASENSTROM-MESSGERÄT TRUE MASS FLOW METER, TMFM 50

$\dot{m} = 50 \text{ kg/s}$, $p = 160 \text{ bar}$, $t = 620 \text{ K}$

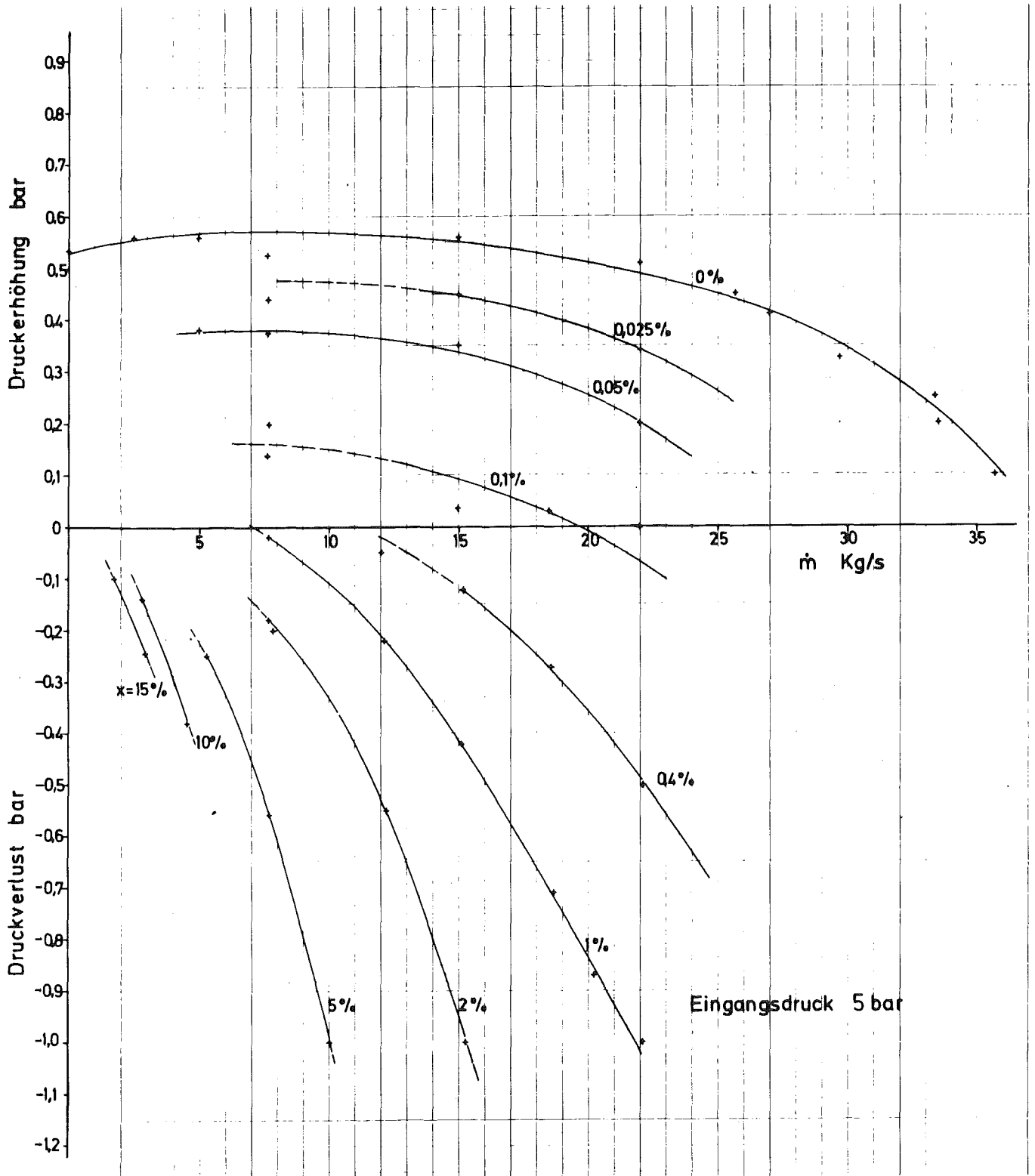


- 4100-112 -

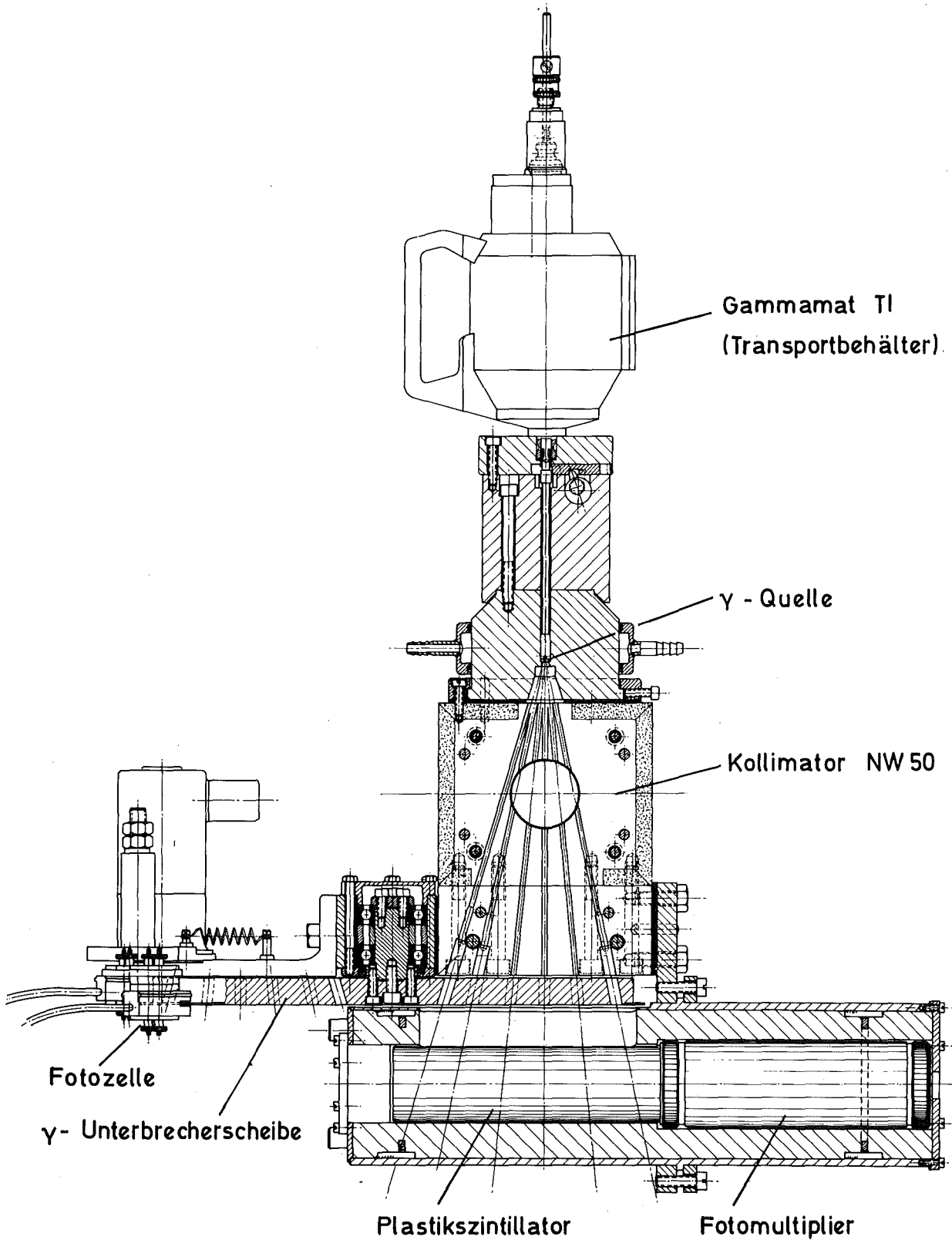
Abb. 6



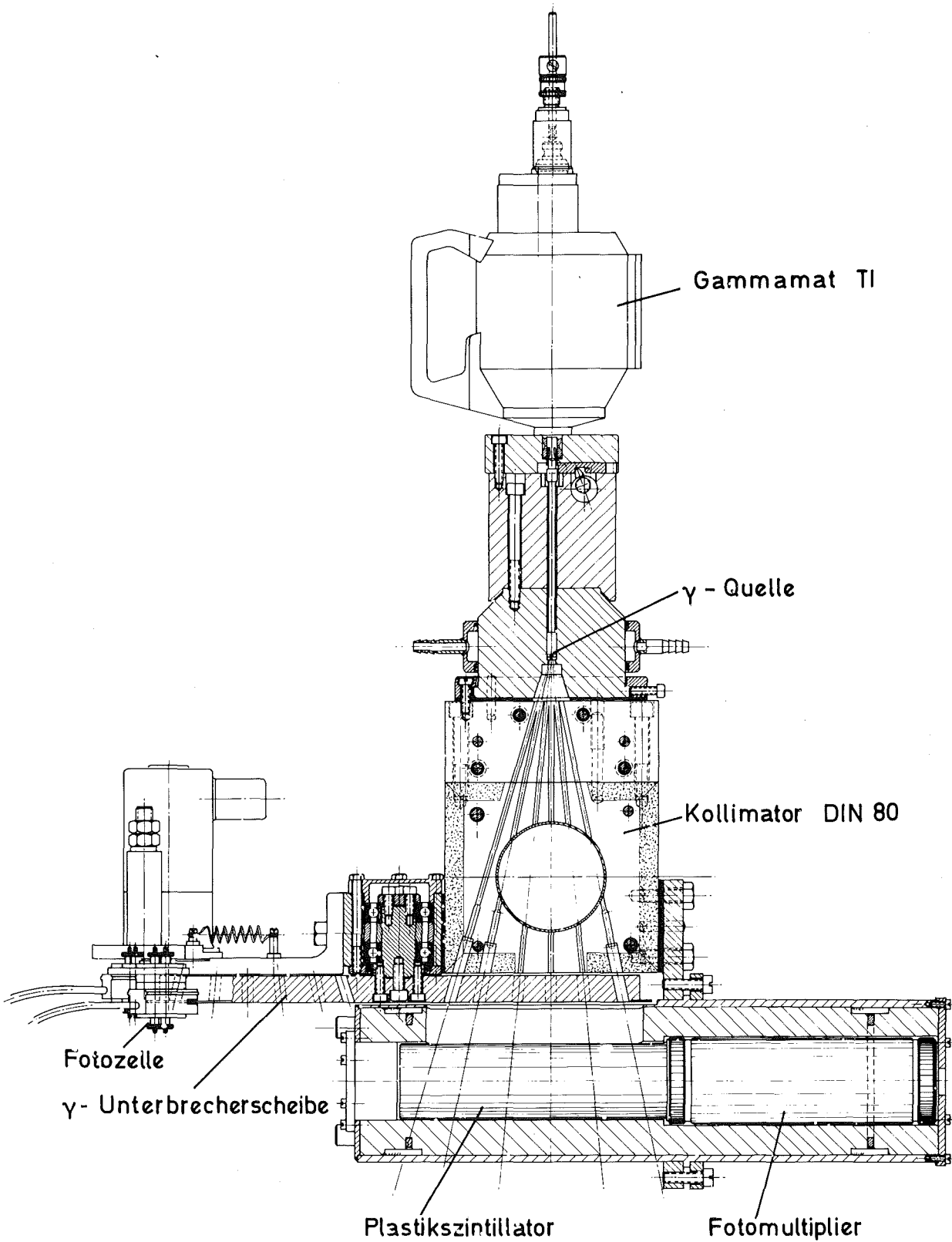
EINPHASEN - ZWEIPHASEN- UND MITTELWERTKENNLINIE DES TMFM-50



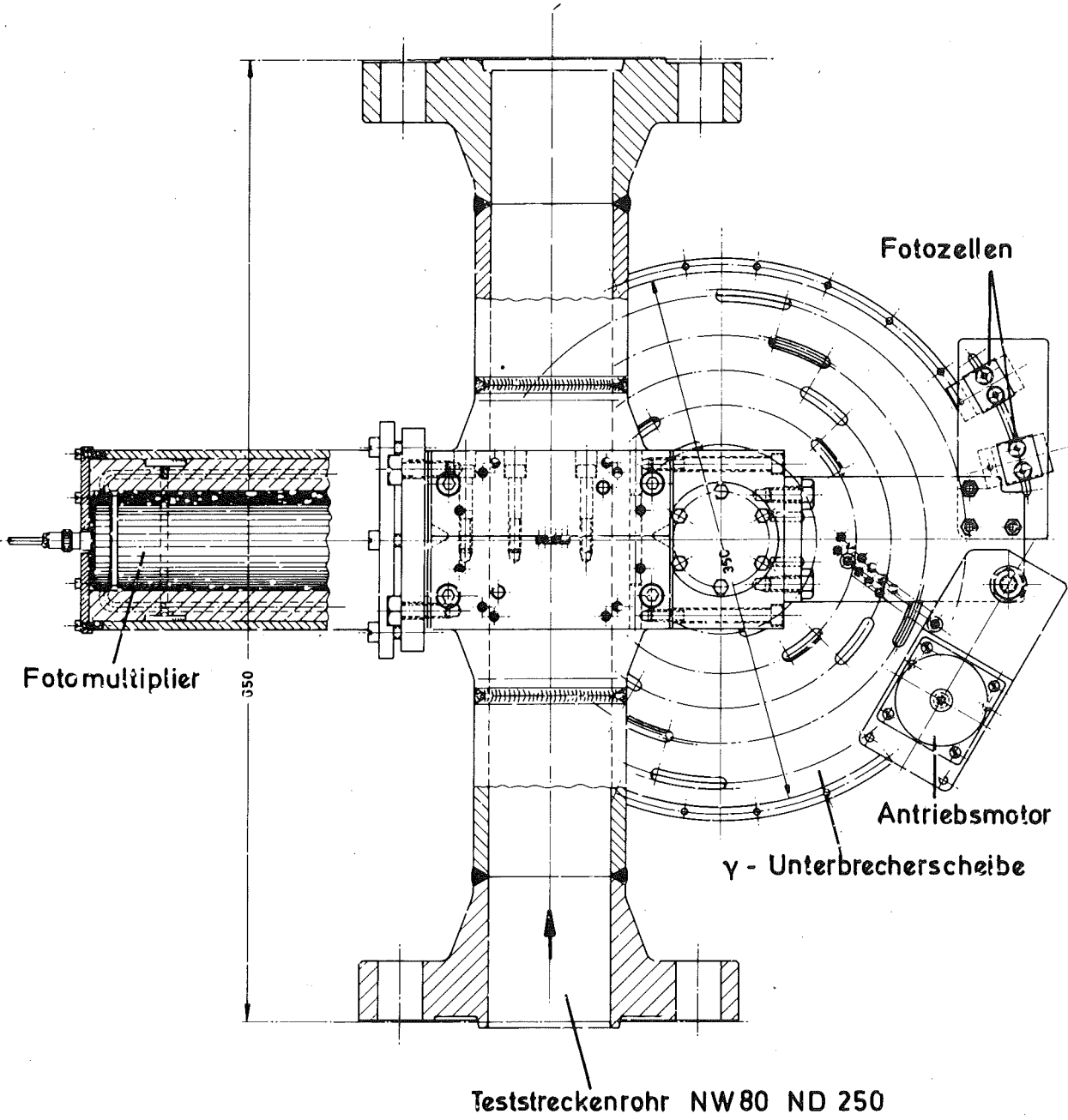
TMFM 50 - DRUCKVERLUSTE IN ABHÄNGIGKEIT VOM
MASSENSTROM UND X-GEHALT



Gamma - Densitometer 50/80 mit Kollimator NW 50



Gamma - Densitometer 50/80 mit Kollimator NW 80



Gamma - Densitometer 50/80 Draufsicht

06.01.03/14A 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)

1. Einleitung

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 60 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 Ingenieurtechnik in Angriff genommen. Im Berichtszeitraum wurde das TMFM 50 fertiggestellt und im gemeinsamen Versuchsstand zum Testen und Kalibrieren verschiedener Zweiphasen-Massenstrommeßverfahren /2/ einem ausgedehnten Testbetrieb unterzogen.

Das Massenstrommeßgerät TMFM 50 steht nunmehr betriebsbereit zur Verfügung; das Vorhaben ist damit abgeschlossen.

2. Kurzbeschreibung des TMFM 50 und erzielte Meßgenauigkeit

Die Bestimmung des Massenstromes bei einer inhomogenen, instationären Strömung erfordert in der Regel die orts- und zeitgleiche Kenntnis mehrerer physikalischer Zustandsgrößen des Strömungsmediums über den Strömungsquerschnitt.

Mit dem True Mass Flow Meter (TMFM) steht ein Meßgerät zur Verfügung, mit dem ein momentaner ein- oder mehrphasiger Massenstrom unabhängig von dem jeweiligen Mediumszustand aus der Kenntnis einer einzigen Meßgröße und mit Hilfe einer vorab bestimmbareren Apparatekonstante ermittelt werden kann.

Die technischen Hauptdaten des TMFM 50 sind:

Massendurchsatz	:	$\dot{m} = 50 \text{ kg/s}$
Betriebsdruck	:	160 bar
Betriebstemperatur	:	620 K
Auslegungsdruck	:	180 bar
Auslegungstemperatur	:	630 K
Gesamtgewicht	:	$\approx 1,8 \cdot 10^3 \text{ kg}$

2.1 Meßprinzip

Das Meßprinzip des TMFM beruht auf der Anwendung des Newton'schen dynamischen Grundgesetzes, angewendet über die Eigenschaften einer Kreiselströmungsmaschine (Prinzipskizze der Abb. 1) und ist in /3/ näher beschrieben. Dem Strömungsmedium wird in einem Rotor ein genau definierter Drall aufgeprägt, der im Fall des radial beschauelten Rotors den Wert

$$D = \rho_{\text{Rotor}} \cdot \dot{m} \cdot r^2 \cdot \omega$$

hat. Dieser Drall wird in einem nachgeschalteten radial beschauelten Stator dem Medium wieder entzogen, wobei ein Abbremsmoment

$$M_a = \rho_{\text{Stator}} \cdot D$$

auftritt. Durch Einsetzen von 2 in 1 ergibt sich der Massenstrom zu

$$\dot{m} = \frac{M_a}{\rho_{\text{Rotor}} \cdot \rho_{\text{Stator}} \cdot r^2 \cdot \omega}$$

Die Gerätekonstante r ist bei einem radialen Austritt aus dem Lauf-
rad genau zu bestimmen. Die Winkelgeschwindigkeit ω kann mit Hilfe
einer konstanten Motordrehzahl ebenfalls mit hoher Genauigkeit ange-
geben werden. Die Faktoren ρ_{Rotor} und ρ_{Stator} sind geräteabhängige
Größen und eineichbar.

Die Messung eines ein-, zwei- oder mehrphasigen Massenstromes kann somit auf die Bestimmung einer einzigen Meßgröße, dem Auslenkungsmoment M_a des Stators, beschränkt werden.

2.2 Konstruktive Ausführung

Die Ausführung des TMFM 50 ist im räumlich dargestellten Teilschnitt der Abb. 1 dargestellt.

Der senkrecht angeordnete Rotor (68 Radialschaufeln, Spaltweite 1,6 mm, Spalthöhe 25 mm) wird von einem Reluktanzmotor von 14 kW Leistung mit einer konstanten Drehzahl von 1500 1/min angetrieben.

Der an drei Federbeinen frei schwingend aufgehängte Stator (180 Schaufeln) trägt an seiner Unterseite ein quecksilbergefülltes Dämpfungsgehäuse, um Anregungsschwingungen des Meßsystems zu unterdrücken.

Das Meßsignal aus dem Abbremsmoment der Strömung wird über Dehnungsmeßstreifen, die beidseitig an den Federarmen befestigt sind, vom Statorring abgenommen.

Die zu messende Ein- oder Zweiphasenströmung tritt von oben senkrecht in das TMFM 50 ein, erhält im Rotor nach einer 90° -Umlenkung einen genau definierten Drall, durchströmt den Stator und wird wieder nach unten umgelenkt. Durch Strömungskörper erfolgt eine weitgehend stoßfreie Aufteilung in 3 Teilströme, die das Mittelteil des TMFM 50 schräg nach unten verlassen. Diese 3 Teilströme werden nach einer sanften Umlenkung in einem Formstück wieder zusammengeführt.

Gegen eine Bypass- oder Kurzschluß-Umströmung ist der Rotor mit einer Gleitringdichtung und der Stator mit einer Spaltabdichtung abgesichert.

2.3 Betrieb des TMFM 50 im Versuchsstand zum Testen und Kalibrieren von Zweiphasen-Massenstrom-Meßgeräten

Da kein Testkreislauf mit einem Wasser/Dampf-Durchsatz von 50 kg/s = 180 t/h zur Verfügung steht, wurde das TMFM 50 in dem Versuchsstand zum Testen und Kalibrieren von Zweiphasen-Massenstrom-Meßgeräten /2/ untersucht und geeicht, an dem auch alle übrigen bekannten und aussichtsreichen Meßverfahren zur Erfassung einer Zweiphasenströmung getestet wurden /4/. Damit ist eine direkte Vergleichsmöglichkeit zu den übrigen getesteten Meßgeräten der Zweiphasenstrom-Meßtechnik gegeben.

Die ein- und zweiphasig durchgeführten Kalibrier- und Testversuche wurden an dem in /2/ näher beschriebenen Versuchsstand mit einem Luft/Wassergemisch bis zu dem maximal möglichen Durchsatz von $\dot{m} = 26 \text{ kg/s}$ (einphasig 36 kg/s) vorgenommen /5/.

Mit einem Dampf/Wassergemisch konnten aus Durchsatzgründen nur Warmfahrversuche mit praktisch 0-Durchsatz durchgeführt werden.

In der Abb. 2 ist die allgemein gültige Kennlinie für den Massendurchsatz angegeben, d. h. bei beliebiger Strömungsart ein- oder zweiphasig, bei beliebigem x-Gehalt der Strömung - wobei der x-Gehalt mit

$$x = \frac{\dot{m}_G}{\dot{m}_G + \dot{m}_L}$$

\dot{m}_G = Dampf-, Gasmassenstrom (kg/s)

\dot{m}_L = Flüssigkeitsmassenstrom (kg/s)

definiert ist - und bei beliebiger Strömungsform, Blasen-, Schwall-, Kolben-, Pfropfen-, Ring- oder Nebelströmung.

In dem durch die Eichversuche abgedeckten Durchsatzbereich läßt sich die Kennlinie mit der Beziehung

$$\dot{m} = \frac{U_M - 30}{39.400} \text{ (kg/s)}$$

beschreiben, wobei U_M das Meßsignal in mV darstellt.

2.4 Genauigkeit der Massenstrommessung mit dem TMFM 50

Bei völliger Unkenntnis über den x-Gehalt der momentanen Strömung, z. B. bei transienten Strömungsvorgängen, beträgt der relative Fehler bezogen auf den Nenndurchsatz von 50 kg/s max. $\pm 1,3$ %. Die Meßpunkte sind in der Abb. 3, obere Meßpunktreihe eingetragen.

Bei einphasigem Betrieb oder zweiphasig mit einem x-Gehalt $\geq 0,35$ % erhöht sich die Genauigkeit auf den Wert $\pm 0,5$ %, mittlere bzw. untere Meßpunktreihe der Abb. 3.

Lediglich im x-Bereich $0 < x < 0,35$ % besteht eine Fehlerbreite von $\pm 1,3$ %, die jedoch bei bekanntem x-Gehalt über eine Korrekturkurve ebenfalls auf $\pm 0,5$ % herabgedrückt werden kann.

3. Schlußbetrachtung

Mit dem True Mass Flow Meter TMFM 50 steht ein Meßgerät zur Bestimmung des Massenstromes in einer beliebigen Zweiphasenströmung zur Verfügung, dessen besonderer Vorteil in einer unmittelbar zur Verfügung stehenden, direkten Massenstromanzeige bei gleichzeitiger hoher Genauigkeit liegt.

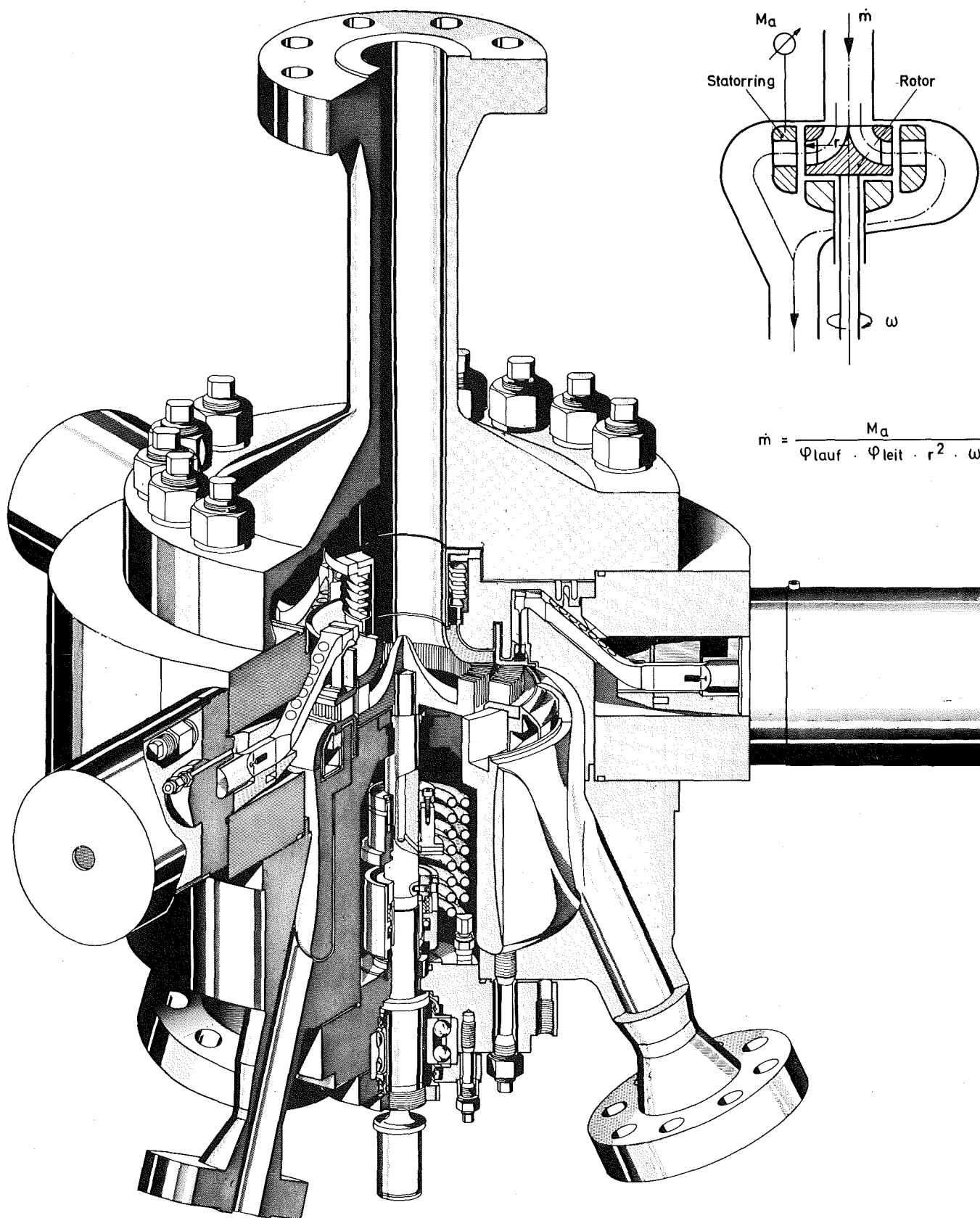
Die Anzeige ist innerhalb des angegebenen Fehlerbandes von $\pm 1,3$ % unabhängig von der Strömungsart und der Strömungsform.

Der Druckverlust über das TMFM 50 hält sich für ein "mechanisches Meßgerät" seiner Größenordnung, wie die Abb. 4 zeigt, in vertretbaren Grenzen.

Das TMFM 50 eignet sich aufgrund seiner hohen Genauigkeit besonders als Referenzmeßgerät in Test- und Eichversuchskreisläufen für Zweiphasenstrom-Meßgeräte.

Literaturverzeichnis

- /1/ G. Class, K. Hain:
COSIMA - Gesteuerte Blowdown-Versuche zum LWR-Brennstabverhalten
KfK-Nachrichten, Jhg. 10, Heft 2/78, S. 39 - 48
- /2/ H. John, J. Reimann:
Gemeinsamer Versuchsstand zum Testen und Kalibrieren verschiedener Zweiphasen-Massenstrommeßverfahren
KfK-Bericht 2731 B, Februar 1979
- /3/ K. Hain, F. Brüderle, W. Butzer, F. Schloß, T. Vollmer
True Mass Flow Meter 50 - Ein direkt anzeigendes Massenstrom-Meßgerät hoher Genauigkeit für transiente Zweiphasenströmungen bis $\dot{m} = 50 \text{ kg/s}$
KfK-Bericht 3197, Oktober 1981
- /4/ J. Reimann, H. John, U. Müller:
Zweiphasenmassenstrom-Messungen - Ein Vergleich verschiedener Meßverfahren
KfK-Bericht 3070, Februar 1981
Sammlung der Vorträge zum Jahreskolloquium 1980 des Projektes Nukleare Sicherheit
- /5/ H. John, K. Hain, F. Brüderle, J. Reimann, F. Schloß:
Test des Massenstrom-Meßgerätes TMFM 50 für zweiphasenströmungen
KfK-Bericht 3215, Oktober 1981

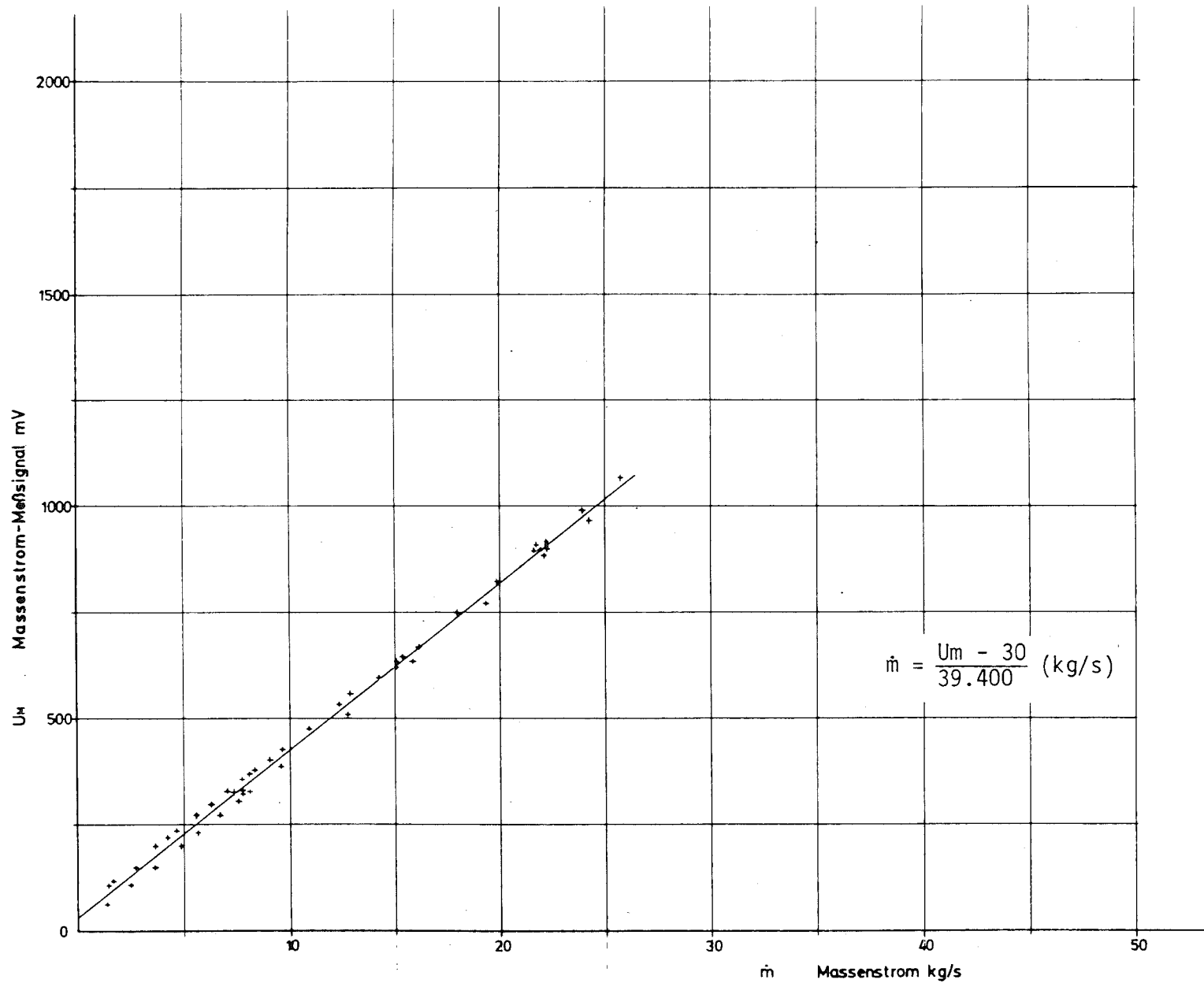


$$\dot{m} = \frac{M_a}{\Phi_{\text{lauf}} \cdot \Phi_{\text{leit}} \cdot r^2 \cdot \omega}$$

kfk IT-1980

ZWEIPHASEN-MASSENSTROMMESSGERÄT TMFM 50
 $\dot{m} = 50 \text{ kg/s}$, $p = 160 \text{ bar}$, $T = 620 \text{ K}$

ABB. 1



- 4100-124 -

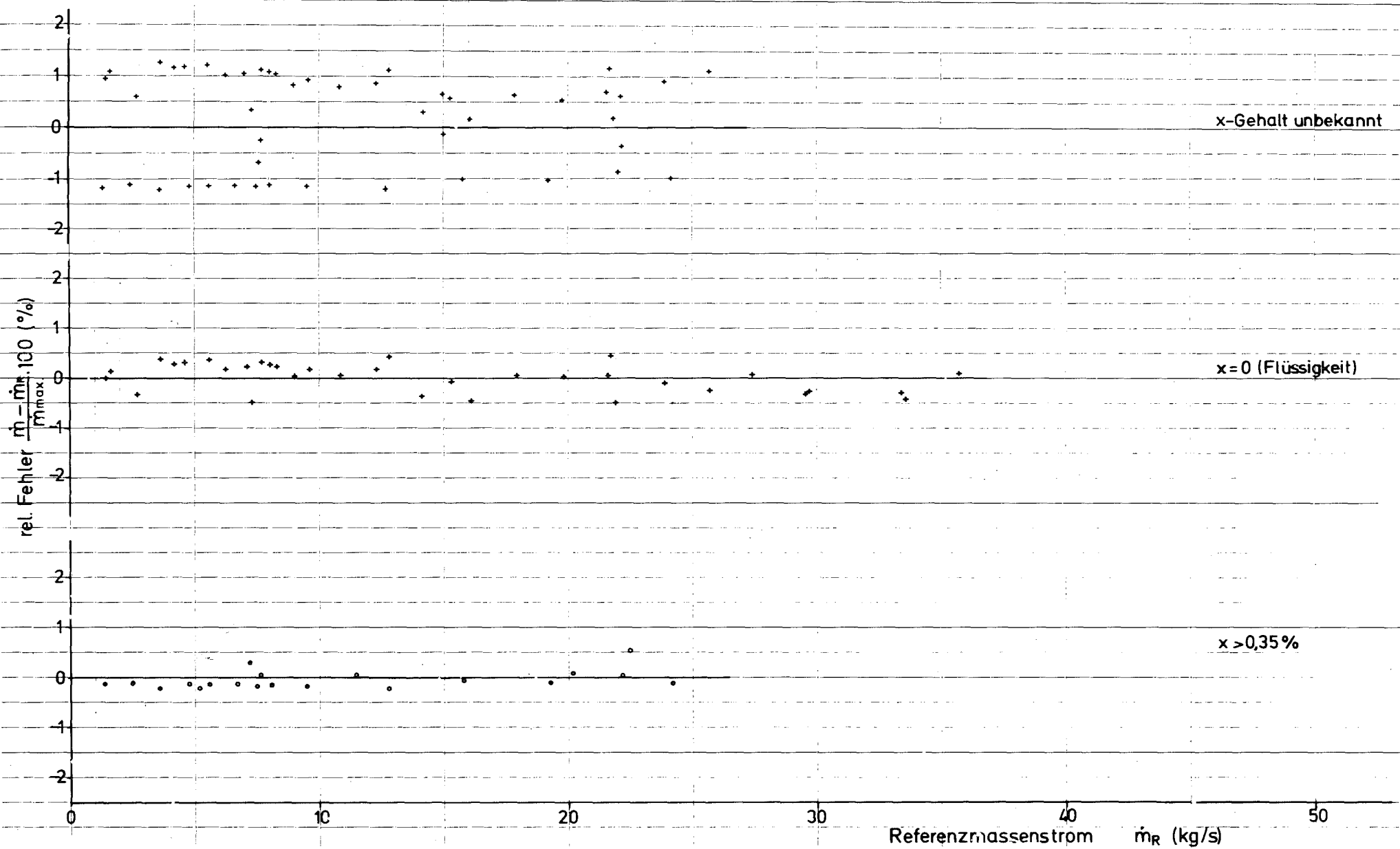


IT - 1981

TMFM 50 - ALLGEMEIN GÜLTIGE KENNLINIE BEI UNBEKANNTER STRÖMUNGSART

Characteristic curve generally applicable to unknow flow regimes

ABB. 2



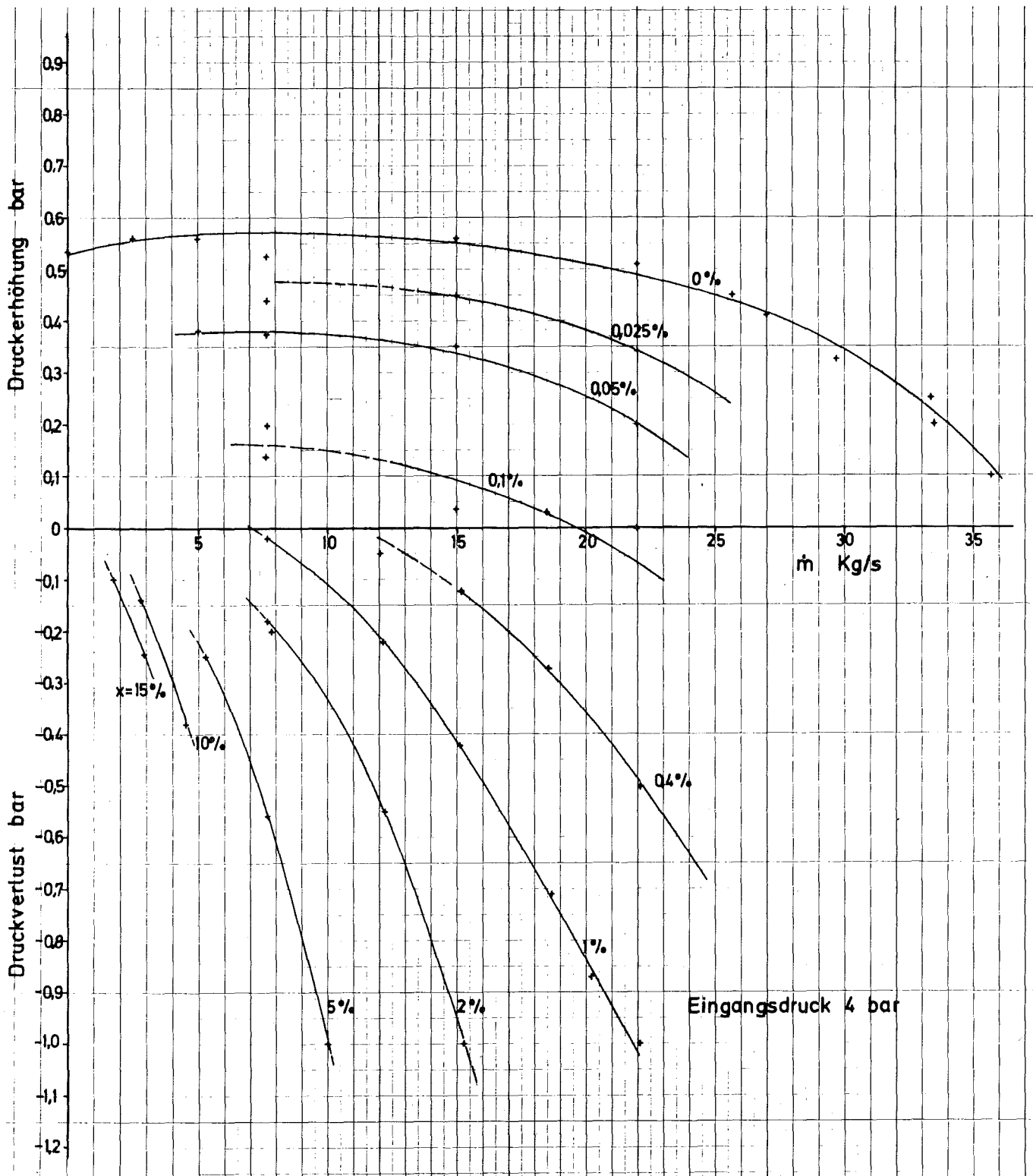
- 4100-125 -



IT - 1981

TMFM 50 - RELATIVER FEHLER ÜBER DEM REFERENZMASSENSTROM
 X = 0 % (MITTE) UND X > 0,35 % (UNTEN)

ABB. 3



		<u>Seite</u>
06.01	SICHERHEIT UND UMGEBUNGSSCHUTZ VON KKW	
<u>PNS-Teilprojekt 4200 - Brennelementverhalten bei Störfällen</u>		
06.01.04	Entwicklung und Verifizierung eines Code-systems zur Beschreibung des Brennelement-verhaltens bei Störfällen (SSYST)	4200-1
06.01.06	Materialverhalten von Zircaloy bei Kühlmittelverluststörfällen	4200-30
06.01.07	Brennstabverhalten in der Blowdown-Phase eines Kühlmittelverluststörfalles	4200-66
06.01.08	In-pile-Experimente im DK-Loop des FR2	4200-82
06.01.09	Brennstabverhalten in der Wiederauffüll- und Flutphase eines Kühlmittelverluststörfalles	420-90
06.01.10	Auswirkung von Kühlkanalblockaden auf die Kernnotkühlung	4200-122
06.01.16	Untersuchungen zu schweren Kernschäden	4200-138
06.01.17	Untersuchungen zum Störfallverhalten fort-geschrittener Druckwasserreaktoren (FDWR)	4200-223

06.01.04 Entwicklung und Verifizierung eines Codesystems
zur Beschreibung des Brennelementverhaltens
bei Störfällen (SSYST)

06.01.04/14A Theoretische Untersuchungen zum Brennstabverhalten bei
15A, 16A, Kühlmittelverluststörfällen und Speziellen Transienten
17A, 18A (H. Borgwaldt, INR; S. Malang, IRB; R. Meyder, IRE)
PNS 4231.1-6

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 IRE, INR und IRB durchgeführt.

Der Schwerpunkt der Arbeiten lag in der Zusammenstellung von Modulen, die zu SSYST3, der nächsten Entwicklungsstufe von SSYST, gehören. Daneben wurden die Arbeiten zur Thermo- und Fluidodynamik, sowie zur statistischen Beschreibung deformierter Stabbündel fortgeführt.

1. Modellentwicklung

1.1 Entwicklung des Deformations- und Versagensmodells NORA.

Bearbeiter: S. Raff, IRE

Im Zuge der Verifizierung von NORA2 an Rohrberstexperimenten mit voroxidierten sowie in oxidierender Atmosphäre verformten Proben zeigte sich, daß konkurrierend mit dem bisher modellierten verfestigenden Sauerstoffeinfluß auch entfestigende Vorgänge wirksam werden können. Diese sind Folge der bei der Oxidation entstehenden Schichtenstruktur der Hüllrohrwand.

Im Temperaturbereich $T > 1000$ C, in dem die stark thermisch aktivierte Oxidationsreaktion das Verformungs- und Versagensverhalten maßgeblich beeinflusst, sind die sauerstoffreichen Schichten Oxid und α tragfähig und wirken stark verfestigend.

Bei Temperaturen $T \lesssim 1000$ C, insbesondere im Phasenumwandlungsbereich, verlieren die sauerstoffreichen Schichten im Laufe der Verformung durch Reißbildung ihre Tragfähigkeit. Dadurch kommt es während der Deformation zu einer Entfestigung infolge einer entsprechenden Querschnittsverringerung der Hüllrohrwand. Verfestigend wirkt dann nur noch der im duktilen Material gelöste Sauerstoff. Die Reißbildung wirkt sich bei voroxidierten Proben besonders stark entfestigend aus. Ohne Voroxidation wird dagegen der Aufbau einer tragfähigen Oxidschicht verhindert.

Infolge der starken Volumenzunahme bei der Bildung des Oxids kommt es in oxidierender Atmosphäre zu Oxidationsspannungen, die zu einer Zugbelastung des duktilen Restquerschnitts führen. Dies bewirkt eine zusätzliche, von der äußeren Last unabhängige, Dehngeschwindigkeitskomponente, die neben der Reißbildung als weitere entfestigende Komponente hinzukommt. Sie ergibt Dehngeschwindigkeitsbeiträge von $\dot{\epsilon} < 10^{-4}$ 1/s und prägt damit das Verformungsverhalten bei kleinen Dehngeschwindigkeiten, während die Reißbildung bei größerer Verformungsgeschwindigkeit wichtig wird.

Beide Effekte sind in NORA2 modelliert, so daß der Einfluß des Sauerstoffs nun durch die Teilmodelle, der Verfestigung und der Entfestigung, berücksichtigt wird, deren Einzelbeiträge von der Temperatur, der Belastung und dem Oxidationsgrad bestimmt werden.

1.2 Entwicklung eines Oxidationsmoduls

Bearbeiter: S. Malang, H.M. Politzky;IRB

Die Entwicklung der ersten Version eines eindimensionalen Rechenprogrammes MOP (Mehrschichten-Oxidations-Programm) zur Beschreibung der Zircaloy-Wasserdampf-Oxidationskinetik wurde abgeschlossen. Dieses Programm bestimmt die Sauerstoffaufnahme und das Sauerstoffprofil in dem Hüllrohr durch Lösung der Diffusionsgleichung für die 3 bei der Zircaloyoxidation entstehenden Schichten. In zahlreichen Testläufen wurde die Übereinstimmung zwischen MOP und dem SIMTRAN-Code /1/ sowie der Einfluß verschiedener Kontrollvariablen zur Steuerung der Node-einteilung und der Zeitschrittkontrolle auf die Genauigkeit und die Rechenzeit untersucht. Hierbei wurden Empfehlungen für die Wahl der Kontrollvariablen erarbeitet. Als Vorbereitung zur Übernahme dieses Programms in SSYST wurde die Möglichkeit geschaffen, ein Restart-File zu beschreiben, welches alle für einen Durchlauf durch das Integrationsloop benötigten Größen enthält. Für 1982 ist geplant, MOP durch Modellierung der Wechselwirkung zwischen UO_2 und Zircaloy zu erweitern.

1.3 Beschreibung der Hüllrohrdeformation für Simulatorbrennstäbe

Bearbeiter: J.Hackenbroich, IRE

Zur Vervollständigung der vereinfachten Beschreibung nichtrotationssymmetrischer Effekte mit dem Modul AZI wurde dort das verbesserte Kriechberstmodell NORA2 eingebaut und die mechanische Analyse so abgeändert, daß auch fertigungsbedingte azimutale Wandstärkeschwankungen berücksichtigt werden können.

Die Entwicklung des 3.D. Schalenmodells zur Beschreibung großer plastischer Hüllrohrdeformationen hat zu einem finiten Schalenelement-Programm geführt. Das Hüllrohr wird im Programm durch ringförmige Schalenelemente dargestellt. Diese besitzen im Ausgangszustand ($t=0$, Abb. 1) Zylindergeometrie.

Während des Aufblähens können die Ringelemente je nach Temperaturverteilung stark verformte nichtrotationssymmetrische Formen annehmen, z.B. die aktuelle Konfiguration zum Zeitpunkt $t=\tau$ (Abb. 1)

Das Programm bestimmt für diese deformierte Konfiguration des Hüllrohres die Kräfte- und Momentengleichgewichtsbedingungen. Dazu ist es notwendig, für jedes Ringelement eine Elementsteifigkeitsmatrix \underline{S}_{e1} und einen Elementlastvektor \underline{L}_{e1} aufzustellen.

Zur Ermittlung von Elementsteifigkeitsmatrix \underline{S}_{e1} und Lastvektor \underline{L}_{e1} werden die unbekanntes Verschiebungen und Schnittkräfte durch eine Fourier-Reihenentwicklung in Umfangsrichtung und einen hermiteschen Polynomansatz in axialer Richtung approximiert. Mit der Methode der gewichteten Residuen (Galerkin) ergibt sich dann aus dem partiellen Schalendifferentialgleichungssystem ein algebraisches Gleichungssystem mit der Elementsteifigkeitsmatrix \underline{S}_{e1} als Koeffizientenmatrix und dem Elementlastvektor \underline{L}_{e1} als rechte Seite.

Durch die Forderung, daß die Verschiebungen und deren Ableitungen an den Rändern benachbarter Ringelemente übereinstimmen, ergeben sich Koppelbedingungen zwischen den Elementen. Mit diesen Koppelbedingungen können die einzelnen Elementsteifigkeitsmatrizen und Elementlastvektoren zur Systemsteifigkeitsmatrix \underline{S}_{sy} und Systemlastvektor \underline{L}_{sy} zusammengesetzt werden.

Wegen der auftretenden großen Verformungen sind die Steifigkeitsmatrizen und Lastvektoren nicht nur von den Werkstoffdaten und der Belastung abhängig, sondern auch von den Verschiebungen $\bar{u}(x_i, t)$. Die Steifigkeitsmatrizen und Lastvektoren sind daher Funktionen der Zeit. Die Zeitunabhängigkeit wird im Programm wahlweise durch ein Runge-Kutta-Verfahren oder "step by step" berücksichtigt.

Im Gegensatz zu anderen Programmen die auf einer reinen Membrantheorie aufbauen (z.B. Ballon II von Hagermann /2/), berücksichtigt das Programm die Spannungsverteilung über die Schalendicke. Infolge der Nichtlinearität des Werkstoffgesetzes ist es aber nicht möglich, die Spannungsverteilung wie im elastischen Falle allein aus der Belastung und den Verformungen zu ermitteln. Sie ergibt sich vielmehr aus der gesamten zeitabhängigen Belastungs- und Verformungsgeschichte des Hüllrohres. Im Programm wird dies durch die Aufintegration der Belastungsgeschichte einzelner über die Schalendicke verteilter Punkte berücksichtigt. Die so ermittelte Spannungsverteilung beeinflusst dann die Lastvektoren der einzelnen Ringelemente.

Erste Testrechnungen mit einfachen Belastungen, z.B. nur Innendruck, nur azimutale Temperaturverteilung sowie in Kombination beider Lastfälle, wurden durchgeführt. Die Ergebnisse zeigen im rein elastischen Teil der Rechnung befriedigende Übereinstimmungen mit ASKA-Rechnungen /3/. Beim Übergang auf plastische Verformungen ergeben sich noch numerische Schwierigkeiten, an deren Beseitigung zur Zeit gearbeitet wird.

Neben diesen Arbeiten zum 3.D-Schalenmodell wurde eine Abschätzung zum symmetrischen Aufblähen von Hüllrohren bei gegenseitiger Abstützung der Rohre durchgeführt, /4/ (Abb. 2a). Ziel der Untersuchung war zu ermitteln, wie schnell sich der Kühlkanal schließt und ob er sich ganz schließt. Die Rechnungen stellen zwei Fälle einander gegenüber. Den Fall vollkommener axialer Dehnungsbehinderung durch die Abstandshalter und den realistischen Fall ohne axiale Dehnungsbehinderung. Im letzten Fall verschieben sich die Abstandshalter in axialer Richtung mit den Brennstäben mit.

Der Unterschied zwischen den beiden Fällen zeigt sich am deutlichsten in den Spannungsverläufen Abb. 2. Die Zeitverläufe ergeben sich aus der Lösung der in /4/ angegebenen Differentialgleichungen mit den Werkstoffdaten aus NORA bei 750 °C. Der innere Überdruck beträgt 70 bar. Die Abbildung zeigt die Axial-, die Tangential- und die Vergleichsspannung $\sigma_a(t)$, $\sigma_t(t)$, $\sigma_e(t)$ ohne Behinderung der axialen Dehnung (durchgezogene Kurven). Dem gegenübergestellt ist der Verlauf der Tangentialspannung $\hat{\sigma}_t(t)$ bei vollständiger Behinderung der axialen Dehnung. Die Spannungsverläufe $\hat{\sigma}_a(t)$ und $\hat{\sigma}_e(t)$ sind qualitativ gleich dem Verlauf von $\hat{\sigma}_t$ und unterscheiden sich nur durch die konstanten Faktoren 0,5 bzw. 0,866.

Bis zum Anliegen der Hüllrohre bei $t_A = 47,6$ sec sind die Spannungsverläufe gleich. Vergleicht man nach dem Anliegen die Tangentialspannungen miteinander, so zeigt sich, daß die Spannung σ_t ohne axiale Dehnungsbehinderung rascher abfällt als die Spannung $\hat{\sigma}_t$, um dann aber kurz t_k wieder steil anzusteigen, während sich der Abfall von $\hat{\sigma}_t$ fortsetzt. Dies ist begründet in der rascheren Wandstärkenabnahme im Falle ohne Dehnungsbehinderung. Zum Zeitpunkt t_k verschwindet im Falle ohne axiale Dehnungsbehinderung die tangentielle Komponente des Spannungsdeviators und der Werkstoff fließt nur noch in axialer Richtung.

Um den Einfluß von Temperatur und Druck zu ermitteln, wurden weitere Rechnungen mit unterschiedlichen Temperaturen bei 70 bar und 90 bar durchgeführt. Als Werkstoffdaten wurden die Daten für maximale Dehngeschwindigkeit in Luft aus NORA gewählt. In den Abb. 2c und 2d sind die zeitlichen Verläufe des verbleibenden Restkühlkanalquerschnittes bezogen auf den Ausgangskühlkanalquerschnitt bei 70 bar Innendruck aufgetragen. Wie die Abbildungen zeigen, ist der Unterschied zwischen den Zeitverläufen mit axialer Dehnungsbehinderung Abb. 2c und ohne Behinderung Abb. 2d gering. Der Kühlkanal im Fall ohne axiale Dehnungsbehinderung schließt sich mit den in /4/ getroffenen Annahmen nicht vollständig. Es verbleibt ein Restkühlkanalquerschnitt von ~ 3 % bezogen auf den Ausgangsquerschnitt.

Wie die Diagramme weiter zeigen, schließt sich der Kühlkanal mit steigender Temperatur rasch. Nur bei Temperaturen unterhalb von 700°C verbleibt nach 120 sec noch ein Restkühlkanalquerschnitt von mehr als 10 %. Die durchgeführten Abschätzungen beruhen auf zum Teil stark konservativen Annahmen wie gleicher Belastung für alle Rohre und vollkommen symmetrisches Verformungsverhalten.

Um aber nachzuweisen, daß nach einem Kühlmittelverluststörfall der verbleibende Kühlkanalquerschnitt nicht weniger als 10 % des Ausgangsquerschnittes beträgt ist es notwendig zu zeigen, daß entweder

- die Hüllrohrtemperatur während eines Störfalls nicht über 700°C ansteigen kann,

oder daß

- die Auswirkungen von kleinen Schwankungen in der Wandstärke und der Hüllrohrtemperatur groß genug sind, um ausreichend große asymmetrische Verformungen hervorzurufen, derart, daß Bersten der Rohre auftritt, bevor die Deformationen des Hüllrohres zu einer größeren Kühlkanalsperrung führen.

Letzteres bestätigt erneut die Bedeutung der dreidimensionalen Beschreibung durch das eingangs angeführte Schalenmodell.

1.4 Entwicklung probabilistischer Modelle zur Bündelanalyse durch Auswertung von Experimenten mit Brennstäben und Brennstabbündeln

Bearbeiter: H. Wenzelburger, IDT

Um das Brennstabverhalten bei einem Kühlmittelverluststörfall probabilistisch zu beschreiben, wurde bisher die sog. "response-surface"-Methode mit Monte Carlo-Simulationstechniken kombiniert /6/. Dabei werden mit Hilfe eines deterministischen Rechenprogramms (SSYST) die Wahrscheinlichkeitsverteilungen der interessierenden Größen über Wahrscheinlichkeitsverteilungen der Anfangsgrößen simuliert. In diesem Vorhaben, das den Charakter einer Vorstudie trägt, soll geklärt werden, ob das gesuchte stochastische Modell nicht direkt aus geeigneten experimentellen Daten /5/ gewonnen werden kann. D.h., es wird mit Hilfe der Theorie der Stochastischen Prozesse ein empirisch-phänomenologischer Ansatz gemacht, der dann mit den Methoden der Mathematischen Statistik zu "verifizieren" ist.

Hierbei sind wie für jedes derartige Modell folgende zwei Aufgaben zu lösen:

1. Schätzung der unbekannt Parameter des stochastischen Modells aus den experimentellen Daten
2. Konstruktion von statistischen Signifikanz-Tests zur Überprüfung der interessierenden Hypothesen.

Diese beiden Aufgaben wurden im Berichtszeitraum für das Modell einer reversiblen Markoff-Kette gelöst, womit das Dehnungs- und Berstverhalten eines unendlich langen homogenen Brennstabs zugrunde gelegt wird /7/.

Natürlich können bei dieser Betrachtungsweise "Inhomogenitäten", wie sie z.B. durch die Einspannungen des Brennstabs an dessen Enden und die Abstandshalter verursacht werden, nicht erfaßt werden.

Zur Lösung der oben erwähnten statistischen Probleme haben wir die von P. Billingsley /8/ entwickelte Schätz- und Testtheorie für Markoff-Prozesse angewandt.

Die Schätzwerte für die unbekannt Parameter (Übergangswahrscheinlichkeiten) erhalten wir mit der Maximum-Likelihood-Methode, wobei wir Lagrangesche Multiplikatoren verwenden, um insbesondere die Restriktionen zu beschreiben, die bei reversiblen Markoff-Ketten auftreten.

Die konstruierten statistischen Tests gelten nur asymptotisch, d.h. für großes Datenmaterial, und basieren auf dem Neyman-Pearson-Kriterium /7/.

Mit den bisher erzielten Ergebnissen können Versuche wie etwa die von Chapman /5/ nur mit großer Vorsicht ausgewertet werden. Dies liegt daran, daß bei /5/ aufgrund der schwierigen Versuchsbedingungen die Brennstäbe nicht nur im Bereich der Einspannungen und Abstandshalter inhomogen sind. So bleiben nur wenig Abschnitte auf den Brennstäben übrig, von denen man annehmen kann, daß sie homogen sind. Die Konstruktion von Signifikanz-Tests für kleine Stichproben ist aber selbst für ein homogenes Markoff-Modell schwierig. Das gilt um so mehr für inhomogene Modelle.

Erste Ansätze für einstochastisches inhomogenes Brennstab-Modell wurden erarbeitet /9/.

2. Programmtechnische Verbesserungen in SSYST

2.1 Standardeingaben

Bearbeiter: W. Höbel; INR, U.Marek; IRE

Die Bereitstellung von SSYST-Eingaben ist im allgemeinen aufwendig, da diese ca. 500 bis 1000 Karten umfassen kann. Um diesem Umstand Abhilfe zu schaffen, werden Standardeingaben für die häufigsten Anwendungsfälle, wie einen Reaktor-brennstab, einen Simulationsbrennstab der REBEKA-Anlage und einen Simulationsbrennstab der COSIMA-Anlage erstellt. Diese Eingaben enthalten besonders gekennzeichnete Variable. Der Modul VARIO ersetzt diese Variablen vor der Ausführung einer Rechnung durch aktuelle Zahlenwerte. Durch die in VARIO verfügbare Festkommaarithmetik reduziert sich die Eingabe auf ca. 20 bis 30 Daten. Die Standardeingaben berechnen den Zustand des Stabes vor Beginn einer Transienten.

Zur Durchführung von Parameterstudien oder statistischen Analysen gibt es jetzt im Modul VARIO auch die Möglichkeit, alle gewünschten Kombinationen von Eingabedaten in einer Matrix zusammenzufassen und den Variablen der Standardeingabe Werte aus dieser Matrix zuzuweisen. Mit den Modulen SAMMEL und BLMOD kann man schließlich die interessierenden Ergebnisse einer Analyse wieder in einem Datenblock zusammenfassen. Somit ist jetzt der Aufwand zur Erstellung einer SSYST-Eingabe vergleichbar mit anderen Rechenprogrammen, die Durchführung von Parameterstudien aber viel einfacher.

2.2 SSYST-Preprocessor PREPRO

Bearbeiter: H. Borgwald, INR

Das modulare Programmsystem SSYST /10/ besitzt eine leistungsfähige Steuer-
sprache, die dem Benutzer viele Möglichkeiten gibt. Erkauft wird diese Frei-
heit dadurch, daß SSYST-Eingaben oft umfangreich und schwer lesbar sind.
Parameterstudien erfordern häufig parallele Änderungen an mehreren Stellen der
Eingabe. Eine Unterstützung bietet dann der in SSYST-2 aufrufbare Modul VARIO,
der formatfreie, symbolische Eingabe ermöglicht. Jedoch wird dabei die Gültig-
keit der Eingabedaten nicht scharf geprüft. Im Gegensatz dazu führt der neu
entwickelte Eingabe-Preprocessor PREPRO mehr semantische Prüfungen durch. Aus
der teilweise formatfreien Eingabe-Datei erstellt PREPRO eine den SSYST-Konven-
tionen folgende neue Datei. Ferner unterstützt das Programm den Benutzer bei
der Zusammenstellung des lauffähigen Lademoduls.

Da sich die Funktionen des Preprocessors PREPRO und des SSYST-Moduls VARIO
teilweise überschneiden, ergeben sich hier Kompatibilitätsprobleme. Die vor-
liegenden Versionen von PREPRO und VARIO können nur nacheinander, jeder für
sich, auf eine SSYST-Eingabe-Datei angewandt werden.

Das globale Eingabeprüfprogramm PREPRO wurde entwickelt mit dem Ziel, die Er-
stellung und Überprüfung von Eingaben für das Programmsystem SSYST zu erleich-
tern. PREPRO ist in der für Textverarbeitung optimalen Sprache PL/1 geschrie-
ben und hat folgende Fähigkeiten:

- (1) Normale, formatierte SSYST-Eingabe wird gelesen, auf Formfehler geprüft
sowie durch Einfügen einer Leerzeile vor jedem Steuerwort und Hervorhe-
bung aller SPEICHER-Blöcke in besser lesbarer Form protokolliert.
- (2) Es wird eine Liste der für die Programm-Ausführung benötigten SSYST-Moduln
erstellt, welche das Schreiben der Eingabe für den IBM-Linkage-Editor er-
leichtert und weitere Vereinfachungen der Code-Handhabung in Zukunft er-
möglichen wird.
- (3) Neben formatierter Eingabe darf eine formatfreie Form verwendet werden,
wobei der Preprocessor diese allein am Auftreten von Separatoren erkennt
und sie in die normalen Formate wandelt. Separatoren sind das Komma
(Normalfall) und das Semikolon (nur für Daten im REAI/REAG-Format). Im
letzteren Fall dienen 1 oder 2 Kommas bedarfsweise zur weiteren Gliederung
des maximal dreigliedrigen REAI/REAG-Ausdrucks.

- (4) Wie gewohnt, werden Leerfelder zwischen Separatoren in formatfreier Eingabe als Nullen interpretiert. Ebenso bewirkt fehlender Text nach einem Separator das Lesen eines Fortsetzungs-Records.
- (5) Gleitkomma- (Real-) und ganzzahlige (Integer-) Daten können symbolisch definiert werden. Symbole dürfen aus bis zu 16 Zeichen bestehen. Verboten sind am Anfang alle Ziffern, Punkt, Komma, Semikolon sowie die Operationszeichen +, -, und /. Im Inneren eines Symbols sind verboten: Leerstelle (Blank), Komma, Semikolon sowie die Operationszeichen +, -, und /. Die numerische Definition der Symbole erfolgt in dem mehrfach aufrufbaren PREPRO-Modul SYMBTAB, der durch das Steuerwort SYM-TAB eröffnet und durch das Steuerwort SYMB-END abgeschlossen wird. Für ganzzahlige Daten existiert neben der direkten Zuweisung (Substitution, mit dem Zuweisungszeichen =) die Möglichkeit eines arithmetischen Ausdrucks auf der rechten Seite (Zuweisungszeichen <). Wiederholte, auch rekursive Zuweisungen sind erlaubt.
- (6) Die Ganzzahl-Arithmetik, sowohl innerhalb der formatfreien Eingabe als auch nach dem nur von PREPRO erkannten Steuerwort SYMB-TAB, läßt Ausdrücke in einer von 4 Formen zu:

Inta , -Inta , Inta Op Intb , -Inta Op Intb.

Dabei sind Inta, Intb entweder vorzeichenfreie ganze Zahlen (Ziffernfolgen) oder bereits definierte Symbole für ganzzahlige Daten. Op steht für einen der arithmetischen Operatoren +, -, oder /. Das Minuszeichen im 2. und 4. Beispiel muß unmittelbar vor dem (linken) Symbol stehen, ansonsten können Leerstellen (Blanks) frei benutzt werden.

Sonderfälle für den Einsatz von PREPRO sind die SSYST-Steuerworte SPEICHER und MODIF. Für SPEICHER mußte vorgesehen werden, die Formalprüfung des Speicherinhalts wahlweise zu unterbinden. Für MODIF ist die Formalprüfung und Interpretation formatfrei-symbolischer Eingabe des modifizierten Speicherinhalts möglich, jedoch nur mit Einschränkungen.

Die bisherigen Tests zeigen, daß PREPRO, von der Syntax her, sehr leistungsfähig ist. Jeder mit der Syntax von SSYST und der IBM-Job Control Language vertraute Benutzer sollte nach einer einstündigen Einweisung die Handhabung von PREPRO beherrschen. Der SSYST-Preprocessor soll nach weiterer interner Erprobung zusammen mit der Programmsystem-Version SSYST-3 freigegeben werden.

2.3 Weiterentwicklung des Programmsystems SSYST

Bearbeiter: H. Borgwaldt, G. Willerding, INR

Die seit 1980 im KfK eingesetzte Version SSYST-2 des modularen Programmsystems SSYST /10/ wurde im Oktober 1981 der NEA Data Bank sowie dem CCR Ispra übergeben. Im Zusammenhang damit waren umfangreiche Abschlußarbeiten durchzuführen, zur Komplettierung und Beseitigung von Inkonsistenzen, speziell für selten benutzte Optionen. In zahlreiche SSYST-Moduln wurden Datenkonsistenz-Prüfungen eingebaut, welche die Code-Zuverlässigkeit deutlich erhöhen.

Für die Nachfolge-Version SSYST-3 wurde der Systemkern bereinigt, die Steuerung der Ausgabe vereinfacht und flexibler gemacht sowie die Einführung einer verallgemeinerten Zeitschritt- und Ablauf-Steuerung vorbereitet. Diese Arbeiten waren erforderlich, um den weiteren Ausbau von SSYST mit zusätzlichen physikalischen Modellen und anderen Störfallscenarien vorzubereiten. Zum Einsatz mit SSYST-3 wurde ein leistungsfähiger Eingabe-Preprocessor PREPRO (s. 2.2) bereitgestellt.

Der 1-dimensionale Wärmeleit-Modul ZET1D wurde so erweitert, daß unter SSYST-3 der Benutzer wahlweise die semi-implizite Zeitintegration nach Crank-Nicholsen oder das numerisch stabilere implizite Verfahren einsetzen kann. Im 2-dimensionalen Modul ZET2D wurde ein Diskretisierungsfehler beseitigt, der nur bei extrem steilen axialen Temperaturprofilen sichtbar wurde. Die anschließend durchgeführte Nachrechnung des FR2-Inpile-Experiments F4 ergab befriedigende Resultate.

Von der GRS wurde der Flut-Code REFLUX übernommen und zunächst in eine restart-fähige Form gebracht. Die weitere Integration in SSYST-3 verläuft planmäßig.

Von dem im Rahmen der SSYST-Entwicklung betreuten Thermohydraulik-Code COBRA4i wurde ein der Geometrie des FEBA-Blockade-Experiments angepaßter Lademodul bereitgestellt. Ferner wurde unsere IBM-Version dieses Codes restart-fähig gemacht.

3. Anwendungsrechnungen mit SSYST

3.1 Einfluß fertigungsbedingter azimuthaler Wandstärkeschwankungen

Bearbeiter: U. Marek, R. Meyder, S. Raff, IRE

Bei der Herstellung von Zry-Hüllrohren treten azimuthale Wandstärkeschwankungen auf, die Werte zwischen 10 μ und 20 μ betragen können. Der Einfluß dieser Wandstärkeschwankungen wurde für den typischen Fall von 70 bar Innendruck und eine Temperaturrampe von ca. 5 K/sec untersucht. Dabei war keine Temperaturschwankung am Umfang zugelassen worden. Das Ergebnis ist in Abb. 3 aufgetragen,

in dem die Hüllrohraufweitung abhängig von der Wandstärkeschwankung vor der Rampe dargestellt ist. Man sieht, daß dort eine Reduktion der Hüllrohraufweitung (bei konstanter lokaler Berstdehnung), um 40% durchaus möglich ist. Weitere Untersuchungen zeigten jedoch, daß dieser Einfluß in vielen Fällen durch azimutale Temperaturschwankungen verdeckt wird. Die einzige Ausnahme sind direkt (Ohm'sch) beheizte Rohrproben, bei denen azimutale Wandstärkeschwankungen bis etwa 15 μ durch azimutal unterschiedliche Wärmeentwicklung kompensiert werden /11/.

Eine Konsequenz aus dieser Analyse ist, daß das Versagenskriterium in NORA2, das auf der Hüllrohraufweitung von Rohrproben basiert, für den Fall einer lokalen Anwendung überarbeitet werden muß.

3.2 Untersuchung von Rampeneffekten bei Simulatoren

Bearbeiter: U. Marek, R. Meyder, S. Raff, IRE

Bei Einzeluntersuchungen mit Brennstabsimulatoren wurde festgestellt, daß mit zunehmender Steilheit der Temperaturrampe die Berstdehnung der Hüllrohre abnimmt. Um diesen Effekt zu untersuchen, wurden zwei Serien von Rechnungen durchgeführt, bei denen das Experiment so gut wie möglich nachgebildet wurde. Der Unterschied zwischen den Serien war, daß für Serie A eine symmetrische Anordnung zwischen Heizstab und Hülle gewählt wurde und für Serie B maximale Exzentrizität. Daneben wurde die Temperaturrampe in den Stufen 1 K/sec, 10 K/sec und 30 K/sec variiert, ein weiterer Parameter war der Stabinnendruck, er wurde zwischen 40 bar und 150 bar variiert. Mit in der Modellierung berücksichtigt wurde das beheizte Dampfführungsrohr, das mit dem Simulator im Strahlungsaustausch steht. Die Temperatur des Dampfführungsrohres wurde ca. 30 K höher als die momentane mittlere Hüllrohrtemperatur angenommen. Abb. 4 zeigt den Verlauf der Enddehnungen dieser Studie über der Bersttemperatur. Dabei sind die Enddehnungen einer Rampensteilheit aber unterschiedlichem Innendruck miteinander verbunden worden. Aus dieser Darstellung erkennt man, daß sich bei Annahme maximaler Exzentrizität zwischen Hülle und Heizer bei zunehmender Rampensteilheit eine abnehmende Berstdehnung, wie im Experiment, einstellt. Bei Annahme einer konzentrischen Anordnung kehren sich diese Verhältnisse jedoch gerade um.

Bei einem direkten Vergleich der hier gezeigten Enddehnungen mit den Daten aus dem Experiment zeigt sich, daß die berechneten Enddehnungen zu klein sind. Dies hat zwei Gründe: Einmal ist die Annahme maximaler Exzentrizität während des Versuchs eine obere Grenze, die aufgrund der sorgfältigen Versuchsführung wohl nicht immer zutrifft und zum Zweiten hat das Versagenskriterium

in NORA2 lokal angewendet, wie in 3.1 erwähnt, die Tendenz, die Berstdehnung zu unterschätzen.

3.3 Anwendung von SSYST zur Überprüfung eines Blockademodelles

Bearbeiter: M.K. Charyulu, S. Malang, IRB

Eine sehr wichtige Aufgabe der Untersuchungen zum Brennstabverhalten bei Kühlmittelverluststörfällen ist die Entwicklung von Modellen und Verfahren zur Vorausberechnung von Kühlkanalversperrungen, wie sie beim Aufblähen der Brennstabhüllen infolge eines inneren Überdruckes entstehen können. In zahlreichen theoretischen und experimentellen Vorhaben wurde das Deformationsverhalten von Einzelstäben untersucht. Unbefriedigend waren dagegen die Möglichkeiten, die für Einzelstäbe entwickelten Verformungsmodelle auf Stab-bündel zu übertragen, um Kühlkanalblockaden vorherzusagen. Es hat sich nämlich gezeigt, daß die Hüllrohrdehnung in Bündeln immer wesentlich kleiner ist als bei Einzelstäben. Die wesentlichste Ursache hierfür sind azimutale Temperaturdifferenzen, die zu einer ungleichmäßigen Hüllrohrverformung führen. Die Größe dieser Temperaturvariation hängt in erster Linie von der Lage der Wärmequelle im Hüllrohr ab und wird durch die Kühlung und die Aufheizrate beeinflusst. Da bei festgehaltener Exzentrizität im Stabaufbau die Einflüsse der Kühlung und der Aufheizrate auf die Hüllrohrdehnung wenigstens qualitativ richtig wiedergegeben werden, wurde versucht, eine fiktive Exzentrizität so zu bestimmen, daß die berechnete Umfangsdehnung beim Bersten der Hülle möglichst gut mit der gemessenen mittleren Hüllrohrdehnung aller Stäbe in der Ebene maximaler Kühlkanalblockade übereinstimmt. Zur Bestimmung dieser fiktiven Exzentrizität wurden mit dem AZI-Modul von SSYST das zwei-dimensionale Temperaturfeld und die Hüllrohrdehnung in Brennstabsimulatoren berechnet unter Variation der Exzentrizität. Die Randbedingungen wie Stableistung, äußerer Wärmeübergang sowie innerer Überdruck wurden aus den jeweils betrachteten Experimenten übernommen. Als typisches Ergebnis sind in Abb. 5 für den 3. Bündeltest des REBEKA-Vorhabens die Verläufe von azimutaler Temperaturdifferenz und der Hüllrohrdehnung über der Exzentrizität aufgetragen. Es ist zu erkennen, daß eine Exzentrizität von 1, d.h. einseitiges Anliegen der Pellets, die beste Übereinstimmung zwischen Rechnung und Messung ergibt. Dies hat sich auch bei der Nachrechnung aller anderen REBEKA- und MRBT-Tests bestätigt. Die Übereinstimmung zwischen der nach dieser Methode berechneten mit den gemessenen Blockadegraden ist in Abb. 6 aufgetragen.

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

4.1 Implementierung von RELAP5

Bearbeiter: G. Jacobs, G. Willerding, INR

Das neue LWR-System-Thermohydraulik-Programm RELAP5 von INEL (EG&G) wurde nur für CDC CYBER 175 und 176 Rechenanlagen entwickelt. Bei der Übernahme der ersten Version dieses Programms durch KfK (INR) gab es zwei Möglichkeiten:

- a) Umstellung des Codes von CDC auf IBM,
- b) Implementierung auf CDC-Rechenanlage.

Die Umstellung von RELAP5, das in CDC-FORTRAN 4 geschrieben ist, auf IBM hätte aus folgenden Hauptgründen einen größeren Arbeitsaufwand bedeutet.

- 1.) CDC-Maschinen verwenden 60-Bit-Worte, die auf doppelt lange 64-Bit-Worte bei IBM abzubilden sind.
- 2.) Dieses macht wegen eines durchgehend angewendeten Bit-Packens in RELAP5 zur Integer-Kompaktspeicherung sehr viele Statement-Änderungen notwendig.
- 3.) Die Länge der COMMON-Blöcke in RELAP5 ist dynamisch. Verbunden damit ist eine besondere Verwaltung von Datenfeldern im Hauptspeicher und auf Platten. Anzupassen ist das FTB-Paket aus dem Programm-Environment.
- 4.) Spezielles CDC-FORTRAN, wie ENCODE, DECODE, BUFFERIN und BUFFEROUT, ist zu emulieren.

Es wurde entschieden, zunächst von einer Umstellung von CDC auf IBM abzusehen und auf eine IBM-Version von anderer Seite zu hoffen. Inzwischen stellte JAERI das Programm um und stellte uns eine IBM-Version zur Verfügung, die zur Zeit bei GRS und KfK (INR) in Zusammenarbeit ausgetestet und komplettiert wird.

Die andere Möglichkeit, nämlich die Implementierung auf einer CDC-Anlage, wurde hingegen verwirklicht, und zwar im kommerziell betriebenen CDC-CYBERNET. Es handelt sich um ein internationales Verbundsystem mit 27 Großrechenanlagen (CYBER 175, 176, 7400, 7600 und eine CYBER 205) an 11 verschiedenen Standorten in Nordamerika und Westeuropa. Zwischen den europäischen und amerikanischen Stationen besteht eine Satellitverbindung. Der Benutzer dieses Systems kann, sofern er entsprechende Validierungen besitzt, mit interaktiven oder Remote Batch Terminals via Telefonwahl - oder auch Standleitungen auf jede CYBERNT-Station direkt, auch in Übersee, zugreifen. Im KfK (INR) steht für Batch eine DATA 100 mit CDC-UT 200 Emulator und für Timesharing ein interaktives Terminal CDC 752 zur Verfügung.

RELAP5 wurde auf einer CYBER 176 mit LCME (= large core memory extended), die in Brüssel stationiert ist, implementiert. Für die Einspielung der Daten und Weiterleitung nach Brüssel diente eine CYBER 175 in Frankfurt. Diese Arbeiten werden an dieser Stelle berichtet, weil unseres Wissens die Inbetriebnahme eines großen Programms im CYBERNET direkt vom KfK aus erstmalig durchgeführt wurde. Da zu Beginn der Arbeiten kaum Kenntnisse über CDC-Systeme vorhanden waren, mußte parallel zur Implementierung ein Kennenlernen des CDC-Environments stattfinden. Es war notwendig, den Umgang mit den beiden Betriebssystemen NOS und SCOPE 3.4 und den weiteren Software-Produkten wie Loader, Record Manager und UPDATE sowie dem CYBERLINK Processing und interaktivem Job Entry zu erlernen.

Mit dem erreichten Kenntnisstand über CDC-Systeme, CYBERNET im besonderen, können wir künftig ähnliche Aufgaben in Zusammenhang mit CDC-Codes, ob es sich nun um Implementierung auf CDC-Anlagen oder Umstellung auf IBM-Anlagen handelt, flexibler als bisher bewältigen.

Bedenkt man, daß etwa 1000 interaktive Benutzer-Terminals mit nur einer CYBER 175 (EFA Family in Frankfurt) korrespondieren, ist es im Vergleich mit dem TSO-Betrieb im KfK bemerkenswert, daß NOS ohne nennenswerte Terminal-Wartezeiten und Ausfälle funktioniert. Weitere Vorteile des CDC-Systems konnten wir kennenlernen:

Einfache Kommandosprache mit einem Maximum an Defaultwerten.

Bequemes Einrichten und Ansprechen von Datenfiles auf Platten, Massenspeicher und Magnetbändern mit einem guten Schutz vor fremdem Datenzugriff.

* Direkte Wahl der Job-Priorität in 5 Stufen mit einer Kostenspanne von 1 : 4.

Die Nachteile dieser Art von Datenfernbearbeitung sind, abgesehen von den aus F&E - Mitteln zu finanzierenden Rechenkosten, folgende:

* Bescheidene Batch-Terminal Ausrüstung mit zu geringer Übertragungsgeschwindigkeit (2400 Bit/s)

* Dadurch umständliche Eingabe von großen Datenmengen, nämlich auf Magnetband per Bahnexpress. Das Gleiche gilt für die Rechnerausgabe.

Zur RELAP5-Implementierung im einzelnen: RELAP5 läuft bei INEL unter NOS/BE, das SCOPE 3.4 plus Timesharing entspricht. Wegen einiger Unterschiede zwischen NOS und SCOPE 3.4 gab es Schwierigkeiten. So kollidierte die Speicherverwaltung von NOS mit der RELAP5-eigenen dynamischen Speicherplatz-Allokierung. Aus diesem Grunde konnte der Plot-Teil, der das Plotpaket DISSPLA benutzt, nur off-line zum Laufen gebracht werden. Die Verwendung von LCM brachte nach Ansprechen eines Spezialcompilers keine weiteren Probleme. Gegen Ende der Implementierungszeit wurden von CDC eingreifende Änderungen in der CYBERNET Konfiguration vorgenommen, was bei uns eine gewisse Anpassungszeit zur Folge hatte. Es wurden einige Sample Probleme gerechnet, wegen der momentanen Mittelsituation konnte eine LOFT Small Break Nachrechnung nicht voll durchgeführt werden.

4.2 Nachrechnungen von FEBA-Versuchen mit den Rechenprogrammen

RELAP 4/MOD 6 und REFLUX/GRS

Bearbeiter: K. Rust, IRB

1) FEBA-Versuche

Die Flutexperimente mit blockierten Anordnungen (FEBA) zur Untersuchung von Einzeleffekten bei Zwangsfluten bestehen aus mehreren Versuchsserien. In Versuchsserie 1 wurde ein 5x5 Stabbündel in Original-Anordnung ohne lokale Kühlkanalblockaden geflutet.

Das Bündel besteht aus Heizstäben in einer quadratischen Anordnung mit einem Stabmittenabstand von 14.3 mm. Die Stäbe haben DWR-Abmessungen, einen Außendurchmesser von 10.75 mm und eine beheizte Länge von 3900 mm. Das cosinusförmige axial Leistungsprofil ist durch 7 Leistungsstufen angenähert (Maximum 24.38 W/cm). Die Stäbe werden in einem dickwandigen, außen isolierten Kasten durch 7 Original-DWR-Abstandshalter geführt, die im Abstand von 545 mm symmetrisch zur Bündelmittenebene angeordnet sind.

Die Experimente wurden mit verschiedenen Flutgeschwindigkeiten und Systemdrücken durchgeführt, die jedoch während der Versuchsdauer konstant blieben. Hierdurch werden alle Systemeffekte ausgeschlossen. Bei den Flutversuchen wurden folgende Randbedingungen variiert:

- die "kalte" Flutgeschwindigkeit (3.8 und 5.8 cm/s) und
- der Systemdruck (2.1, 4.1 und 6.2 bar absolut).

Die Nachwärmeleistung basierte auf dem ANS-Standard zuzüglich eines Sicherheitszuschlages von 20 %. Die Leistung zu Beginn des Flutens entspricht etwa 5 % der Nennleistung eines DWR's. Die Speisewassertemperatur des Flutwassers betrug etwa 40 °C. Die Hüllrohrtemperaturen wurden mit vollständig eingebetteten Thermoelementen von 0,5 mm Durchmesser an 19 interessierenden axialen Ebenen gemessen. Zu Beginn der Flutversuche betrugen die Hüllrohrtemperaturen in Bündelmittenebene ca. 780 °C.

2) RELAP 4/MOD 6 - Nachrechnung

Für die Nachrechnung der FEBA-Flutversuche mit RELAP 4/MOD 6 (Update 4) /12/ wurde die Teststrecke durch 3 Kontrollvolumina (unteres Plenum, Stabbündel, oberes Plenum) und 3 Verknüpfungen fluidseitig dargestellt. Die Wassereinspeisung erfolgte über eine Verknüpfung in das untere Plenum. Hierbei wurde berücksichtigt, daß die Speisewassertemperatur bei Flutbeginn zwischen 60 und 120 °C betrug und erst nach 10 bis 15 Sekunden auf den Sollwert von 40°C absank. Das Stabbündel wurde durch einen repräsentativen Kanal simuliert. Der beheizte Bereich wurde in axialer Richtung in 20 Zonen (heat slabs) unterteilt. Im Heizstab wurden 8 Knoten in radialer Richtung berücksichtigt.

Folgende Flutmodelle des RELAP-Programms wurden verwendet:

- Wandermaschenmodell (grobe Maschenweite = 195 mm, mittlere Maschenweite = 39 mm, feine Maschenweite = 7,8 mm)

Die mittlere und feine Maschenweite erstreckten sich jeweils auf eine axiale Länge von 195 mm.

- Modell zur Bestimmung des örtlichen Massenstroms
- Dampfüberhitzungsmodell
- implizites Wassermittelsmodell

für das Wassermittelsmodell von Steen-Wallis wurden folgende Exponenten verwendet:

$$HC1 = 1 \times 10^6 \quad \text{und} \quad HC2 = 3 \times 10^{-6}$$

Vor allem die Konstante EN der halbempirisch gewonnenen Beziehung für den Transport mitgerissenen Wassers im Dampf ist eine Größe, von deren Annahme das Ergebnis der Flutrechnung stark beeinflusst wird. Für die nachgerechneten FEBA-Versuche wurden je nach Systemdruck Werte zwischen 0.77 und 0.85 eingelesen.

Homogene Phasemischung wurde für alle Kontrollvolumina angenommen.

Bei der Berechnung des Wärmeübergangs wurde die Option HTS4 verwendet, wobei jedoch nicht den revidierten Empfehlungen gefolgt wurde, die zu größeren Abweichungen der Rechenergebnisse von den Experimenten führten als die Verwendung der ursprünglichen Empfehlungen.

Für den Bereich der Nebelkühlung wurde bei der Anwendung der Wärmeübergangsbeziehungen von Hsu und Bromley-Pomeranz der Dampfgehalt α als unabhängige Variable in den Wichtungsfaktoren für den Dampf- und Flüssigkeitsanteil gewählt. Für die Wichtung des Dampfanteils wurde ein Exponent $M = 1.0$ eingelesen. Für die Wichtung des Wasseranteils wurden von Versuch zu Versuch unterschiedliche Exponenten N eingelesen, wobei größere Exponenten zu einem erhöhten Anteil des konvektiven Wärmeübergangs an die Wassertropfen führen. Für den Wasseranteil wurden Exponenten zwischen 30 und 40 gewählt.

Außerdem wurde die Summe der Korrelationen von Hsu und Bromley-Pomeranz verwendet und nicht deren Maximum.

3) Vergleich: FEBA-Versuch mit RELAP 4/MOD 6-Nachrechnung

Abb. 7 zeigt einen Vergleich der Rechenergebnisse mit den korrespondierenden Versuchsdaten des FEBA-Versuches Nr. 216. Dieser Versuch wurde durchgeführt bei einer "kalten" Flutrate von 3.8 cm/s und einem Systemdruck von 4.1 bar. Für die Nachrechnung wurden eingelesen : $EN = 0.77$ und $N = 30$. Der obere Teil der Abbildung zeigt einen Vergleich der gerechneten und gemessenen Hüll-

rohrtemperaturen als Funktion der Zeit. Bei der Darstellung der Temperaturen handelt es sich um eine axiale Position, die 2.25 m oberhalb des unteren Endes der beheizten Stablänge im Bereich der maximalen Stableistung liegt. Die gerechneten Temperaturen verlaufen in guter Übereinstimmung mit dem Experiment. Zum Quenchzeitpunkt zeigen die Rechnungen einen verschmierten Temperaturabfall und nicht den typisch steilen Abfall, durch den die experimentellen Daten charakterisiert sind. Im unteren Teil der Abbildung sind die entsprechenden Wärmeübergangszahlen über der Zeit aufgetragen. Die Wärmeübergangszahlen sind bezogen auf die Sättigungstemperatur, die dem Systemdruck zuzuordnen ist.

Für die gleiche axiale Position sind im oberen Teil der Abb. 8 die Hüllrohrtemperaturen für Versuch Nr. 223 dargestellt. Der Versuch wurde durchgeführt bei einer Flutgeschwindigkeit von wiederum $v = 3.8 \text{ cm/s}$ und einem Systemdruck von nur $p = 2.2 \text{ bar}$. Für die RELAP-Rechnung wurden eingelesen: $EN = 0.85$ und $N = 40$. Die Übereinstimmung zwischen Messung und Rechnung ist auch in diesem Fall gut, wenn auch die Rechenergebnisse ein etwas höheres Temperaturmaximum aufweisen als die Meßdaten. Der untere Teil der Abbildung zeigt einen Ergebnisvergleich für den Versuch - Nr. 214, der bei einer erhöhten Flutgeschwindigkeit von $v = 5.8 \text{ cm/s}$ und einem Systemdruck von $p = 4.1 \text{ bar}$ durchgeführt wurde. Eingelesen wurden: $EN = 0.80$ und $N = 30$. Die Rechenergebnisse weichen in diesem Beispiel stärker von den Meßdaten ab. Die Quenchzeit wird um ca. 60 s unterschätzt.

4) REFLUX/GRS-Nachrechnung

Das Einzeleffektprogramm REFLUX/GRS /13/ zur Beschreibung des Flutvorgangs wurde modifiziert zur Modellierung von FEBA-Heizstäben. Die beheizte Stablänge wurde in 200 axiale Abschnitte unterteilt. In radialer Richtung wurden 8 Knotenpunkte berücksichtigt. Die Nachrechnung erfolgte mit der Option $KODE = 2$.

5) Vergleich: FEBA-Versuch mit REFLUX/GRS-Nachrechnung

Die Nachrechnung von FEBA-Versuchen mit dem REFLUX/GRS-Programm zeigt eine Überschätzung sowohl der maximalen Hüllrohrtemperatur als auch der Quenchzeit.

6) Zusammenfassung und Schlußfolgerungen

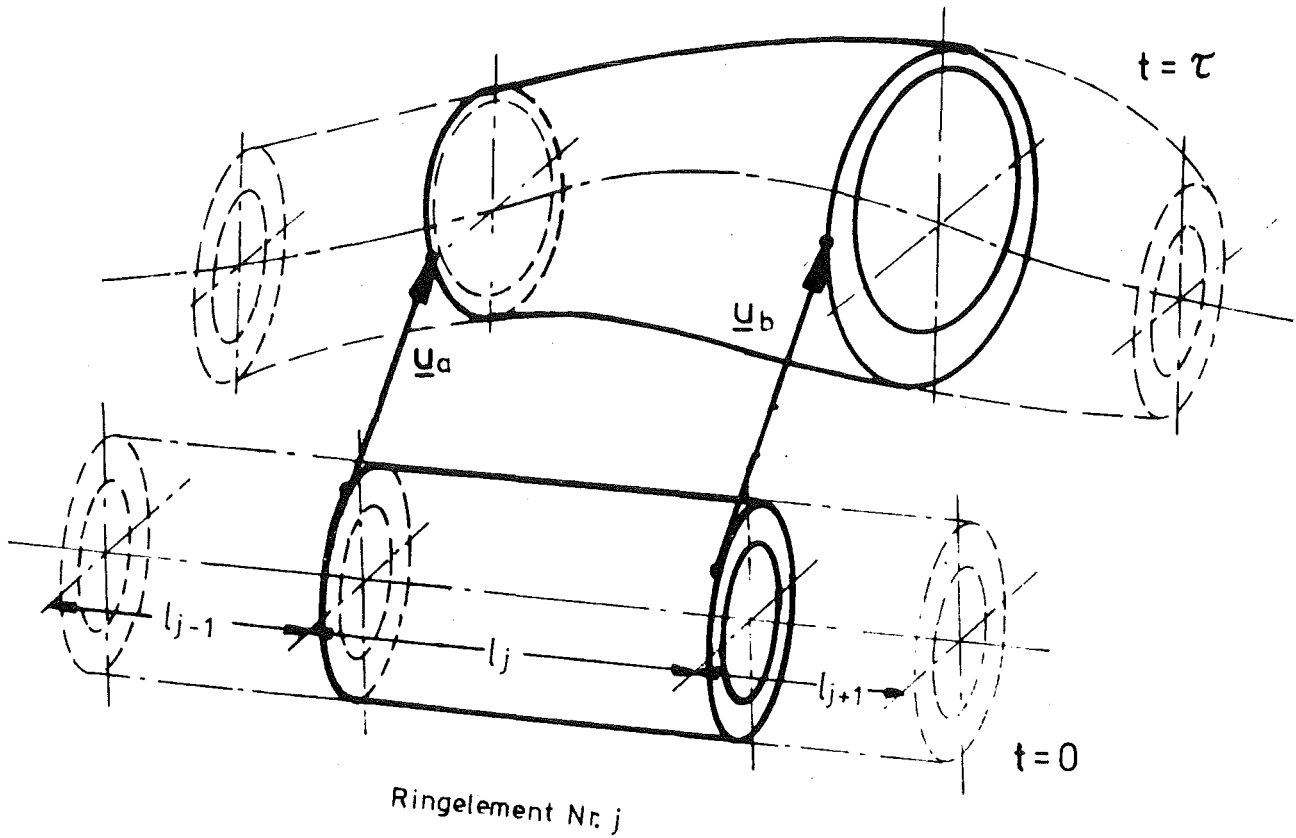
Der Vergleich von Meßdaten mit den Rechenergebnissen des RELAP-Programms zeigt eine zufriedenstellende Übereinstimmung der maximalen Hüllrohrtemperatur, der Quenchzeit und des Wärmeübergangs von den Stäben an das Kühlmittel für eine Flutgeschwindigkeit von 3.8 cm/s. Die Abweichungen der Rechenergebnisse vom Experiment sind erheblich bei einer Flutrate von 5.8 cm/s, obwohl bei allen Nachrechnungen zur Kompensation von Modellschwächen die Einflußgrößen EN und N soweit variiert wurden, daß einerseits möglichst experimentnahe Rechenergebnisse gewonnen wurden, andererseits aber programmspezifische Schwierigkeiten vermieden werden konnten. Diese Ergebnisse werden verständlich, wenn man berücksichtigt, daß für das Zwangsfluten das RELAP-Programm ausschließlich anhand von wenigen FLECHT- und SEMISCALE-Versuchen verifiziert wurde /14/, deren Flutgeschwindigkeiten zwischen 2.1 und 3.8 cm/s lagen, bei Systemdrücken zwischen 1.45 und 4.14 bar.

Zusätzliche Studien wurden durchgeführt im Hinblick auf die spezifischen Einflußgrößen und Schwachstellen des REFLUX/GRS-Programms. Diese Untersuchungen zeigen, daß die Modelle zur Beschreibung der Zweiphasenströmung und des Wärmeübergangs vor allem für die Anfangsphase des Flutvorgangs nicht angemessen sind, um die gerechneten Hüllrohrtemperaturen experimentnahe zu bestimmen. Diese Diskrepanz resultiert aus der konventionellen Annahme, daß während der Nebelkühlung die heißen Stäbe gekühlt werden durch den parallel zu ihnen strömenden Dampf, der Wassertropfen mit sich führt. Die Wärmeabfuhr wird somit nur der Dampfphase zugeschrieben, während ein direkter Wärmeübergang von der Hüllrohroberfläche an die Wassertröpfchen vernachlässigt wird. Vor allem Tropfen von geringem Durchmesser sind aber in der Lage, in die Dampfgrenzschicht einzudringen und einen wirksamen Kühleffekt zu bewirken infolge ihres vorteilhaften Verhältnisses von Oberfläche zu Masse. Diese Modellschwäche wird beim RELAP-Programm überspielt durch ein Anpassen der Wichtigkeitsgrößen M und vor allem N, wobei die tatsächlichen physikalischen Effekte außer acht gelassen werden.

Literatur:

- /1/ S. Malang:
Simtran I - A computer code for the simultaneous calculation of oxygen distributions and temperature profiles in Zircaloy during exposure to high-temperature oxidizing environments
ORNL-5083, Nov. 1975
- /2/ D.L. Hagermann:
Zircaloy Cladding Shape at Failure (Balon 2)
EGG-CDAP-5379 July 1981
- /3/ J. Hackenbroich:
in KfK 2950, S. 4200-8
- /4/ J. Hackenbroich:
unveröffentlichter Bericht, April 1981
- /5/ R.H. Chapman et al.:
Bundle B-3 Test Data Multirod Burst Test Program
ORNL/NUREG/TM-360
- /6/ W. Sengpiel:
Probabilistische Untersuchungen des Brennstabverhaltens in einem Brennelement eines Druckwasserreaktors bei einem hypothetischen Kühlmittelverluststörfall.
KfK 2965
- /7/ E. Ammicht, H. Wenzelburger:
Maximum Likelihood Estimators of a Transition Probability of a Reversible Markov Chain
6th IFAC Symposium on Identification and System Parameter Estimation, Washington, 1982
- /8/ P. Billingsley:
Statistical Inference for Markov Processes.
The University of Chicago Press. 1961

- /9/ H. Wenzelburger, W. Sengpiel:
Stochastic Modelling of Fuel Rods Experimental Data from
Multirod Burst Data
American-German-Japanese Workshop on Fuel Behavior,
May 20-22, 1981, Tokai Mura, Japan
- /10/ R. Meyder: SSYST-2 Eingabebeschreibung und Handhabung
KfK 2966, Nov. 1980
- /11/ H. Stehle:
Innendruckversuche an Einstelstabproben zur experimentellen
Absicherung des Brennstabverhaltens der Notkühlanalyse.
BMFT RS 309; KWU-Erlangen R 914/029/80
- /12/ RELAP 4/MOD 6, A Computer Program for Transient Thermal-
Hydraulic Analysis of Nuclear Reactors and Related Systems,
User's Manual EG&G Idaho, Inc., CDAP-TR-003, January 1978
- /13/ A.B. Wahba:
Description of the Reflood Code REFLUX/GRS
GRS Garching, GRS-A596, May 1981
- /14/ Assessment of the RELAP 4/MOD 6 Thermal-Hydraulic Transient
Code for PWR Experimental Applications, Vol. 1
EG&G, Idaho, Inc., CAAP-TR-78-035, December 1978



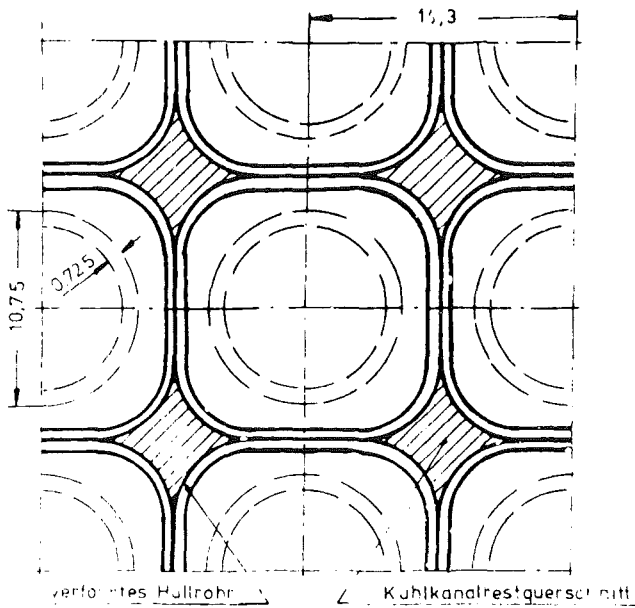
Gleichungssystem Ringelement Nr. j

$$\left[\begin{array}{c} \underline{S}_{el}^j(E, \nu, u, T, \dots) \end{array} \right] \begin{bmatrix} \underline{u}_a \\ \underline{u}_b \end{bmatrix} = \left[\begin{array}{c} \underline{L}_{el}^j(p, T, u, \sigma) \end{array} \right]$$

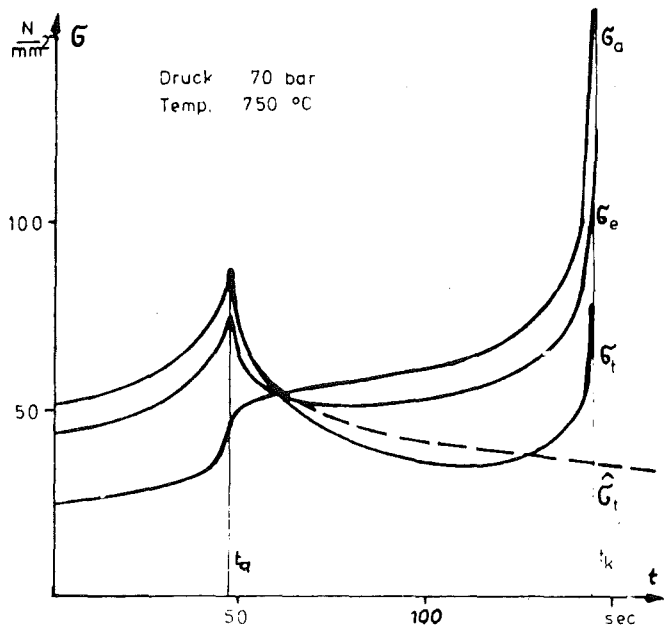
Koppelbedingung

$$\begin{array}{ll} \underline{u}_a^j = \underline{u}_b^{j-1} & \underline{u}_a^{j-1} = \underline{u}_b^{j-2} \\ \underline{u}_b^j = \underline{u}_a^{j+1} & \underline{u}_b^{j+1} = \underline{u}_a^{j+2} \end{array}$$

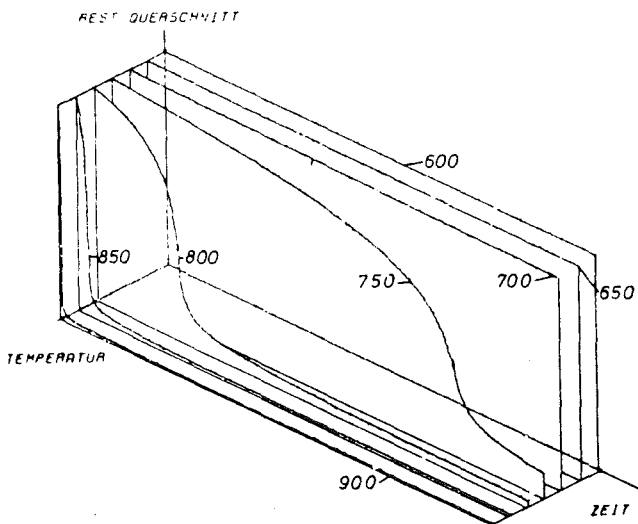
Abb. 1: Schalenelement zur Beschreibung der 3D-Deformation eines Hüllrohres



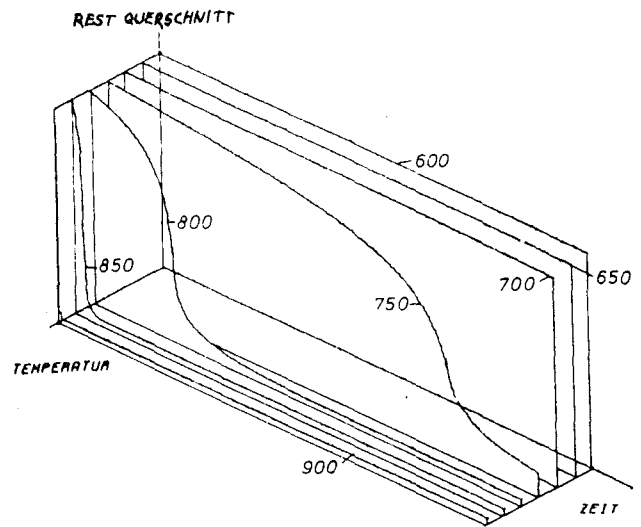
a) Aufblähenvon Hüllrohren bei gegenseitiger Abstützung



b) Spannungsverlauf σ_a , σ_e , σ_t und σ_r



c) Kühlkanalrestquerschnitt mit axialer Dehnungsbehinderung Innendruck 70 bar



d) Kühlkanalrestquerschnitt ohne axiale Dehnungsbehinderung Innendruck 70 bar

Abb. 2: Blockadeverhalten eines symmetrisch verformenden Stabbündels

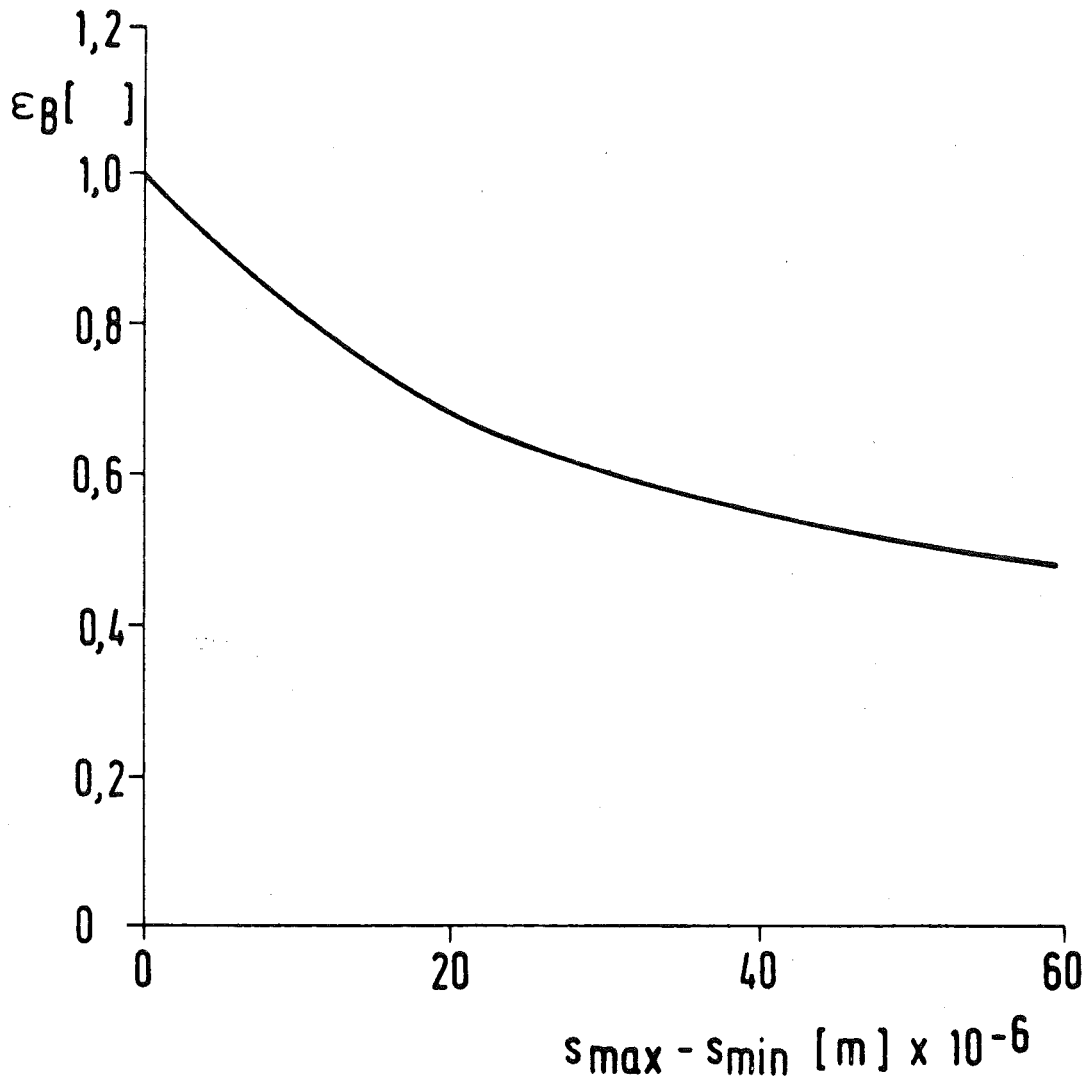


Abb. 3: Einfluß fertigungsbedingter azimuthaler Wandstärkeschwankungen auf die Enddehnung

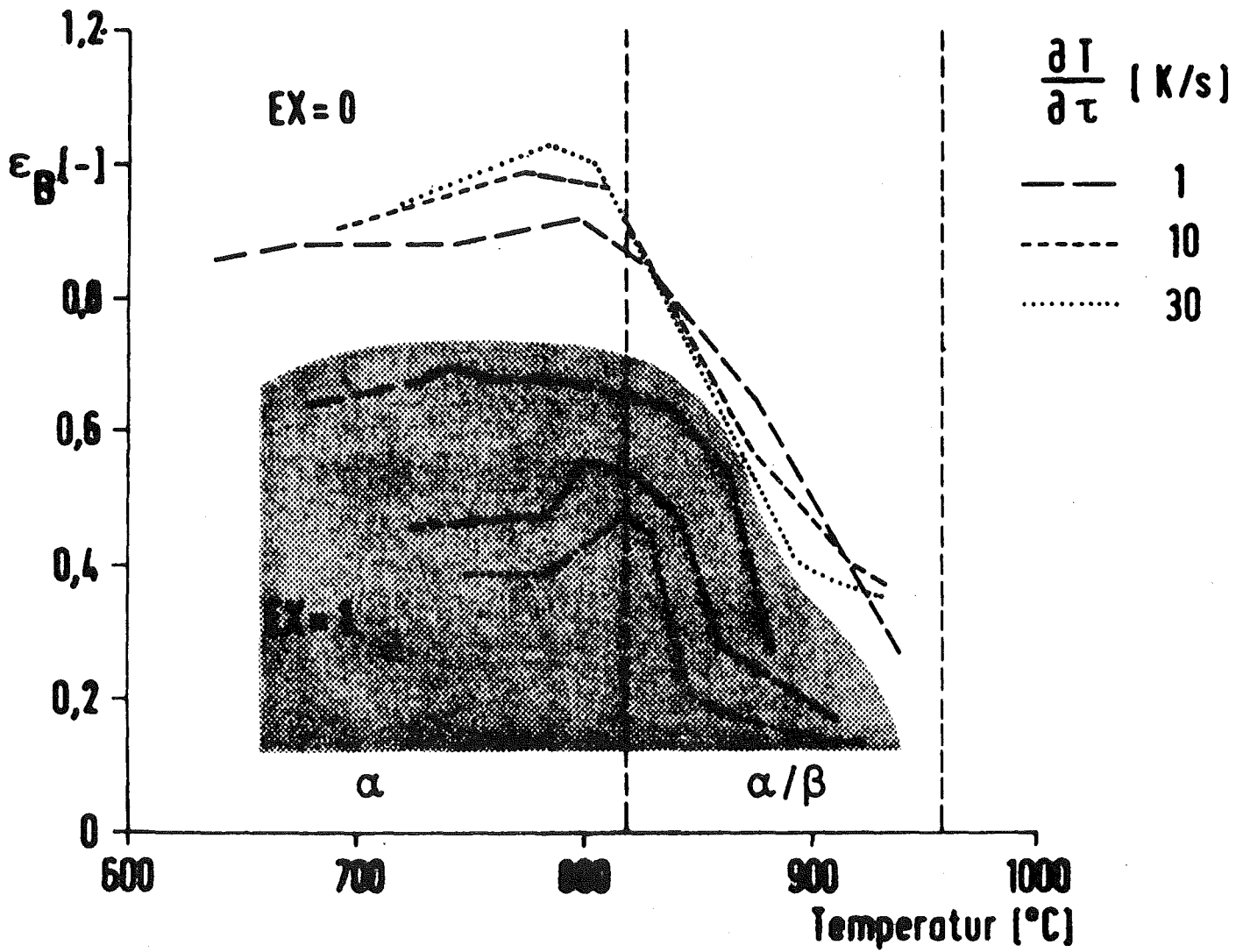


Abb. 4: Einfluß der Exzentrizität auf die Enddehnung von Temperaturrampenexperimenten

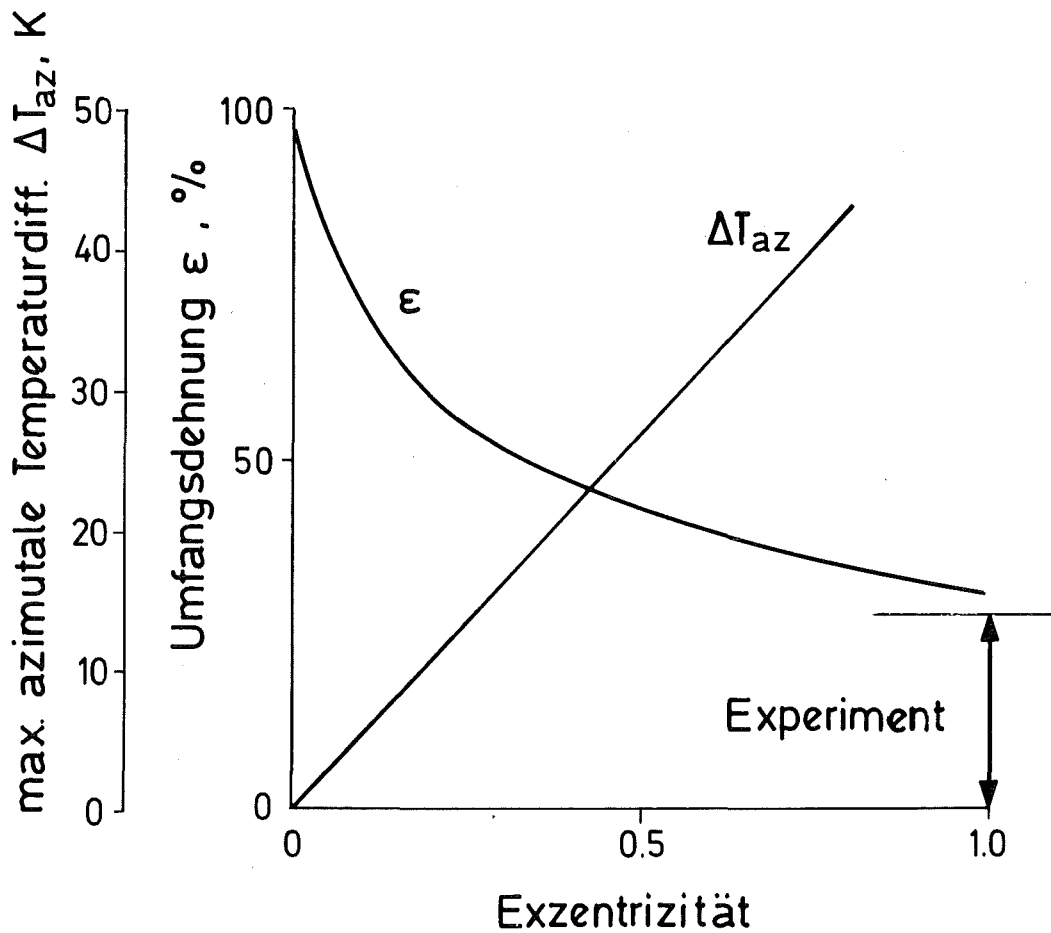


Abb.: 5:

Einfluß der Stabexzentrizität auf die azimuthale Temperaturvariation und die mittlere Umfangsdehnung für die Randbedingungen aus REBEKA 3

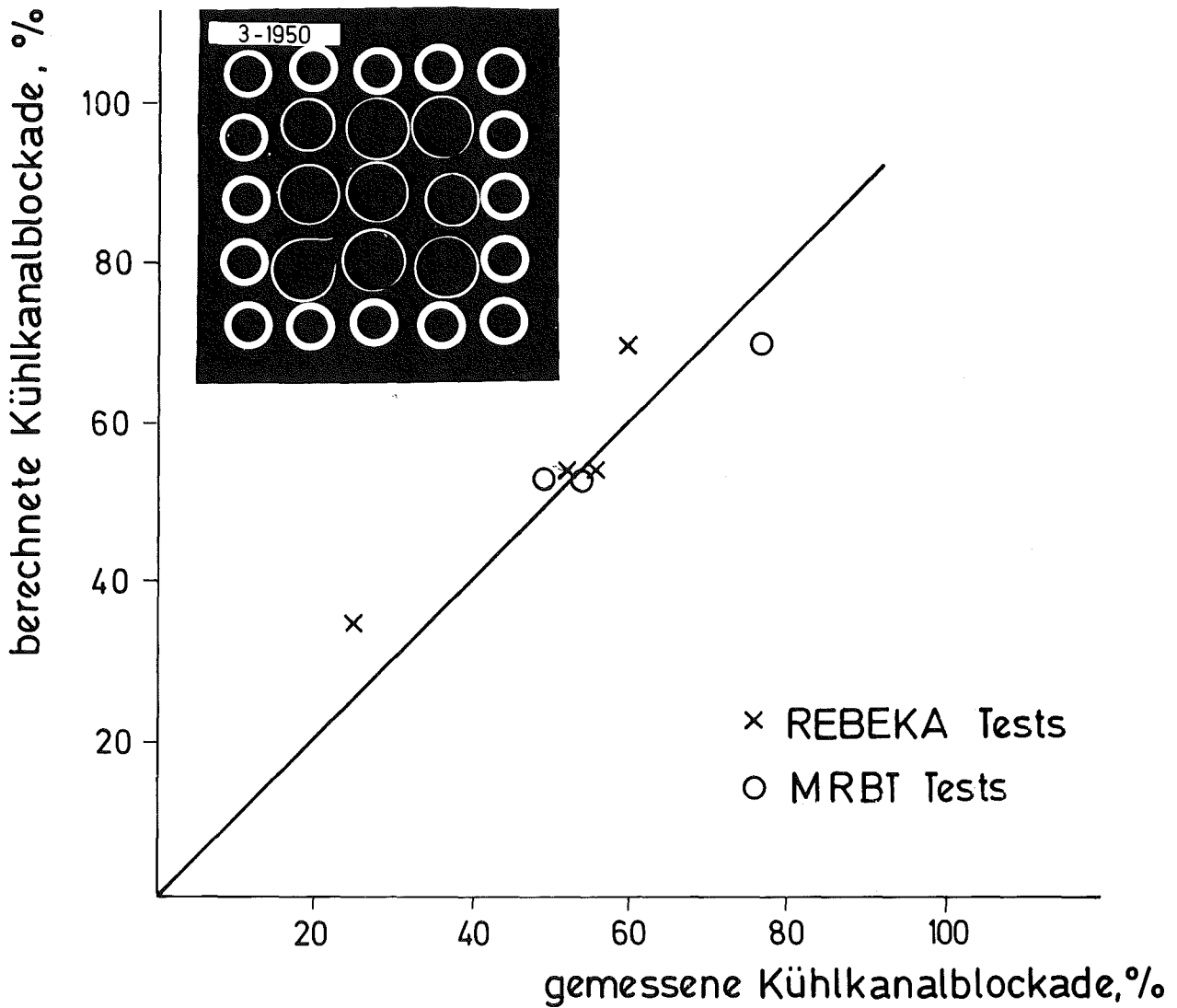
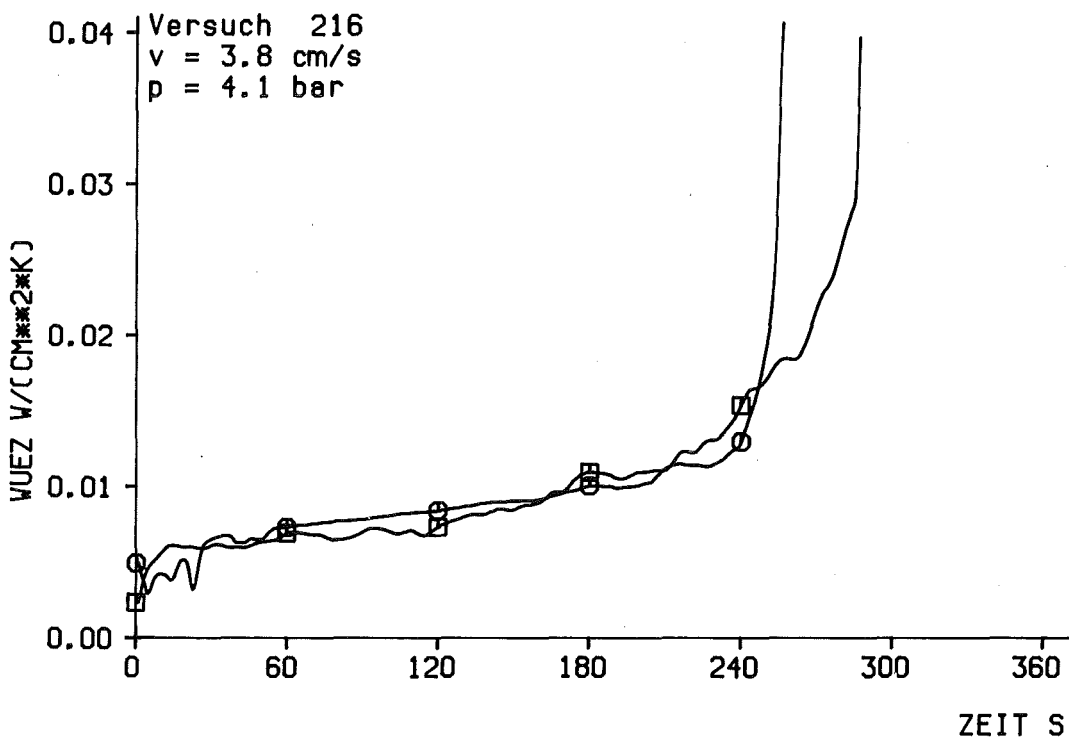
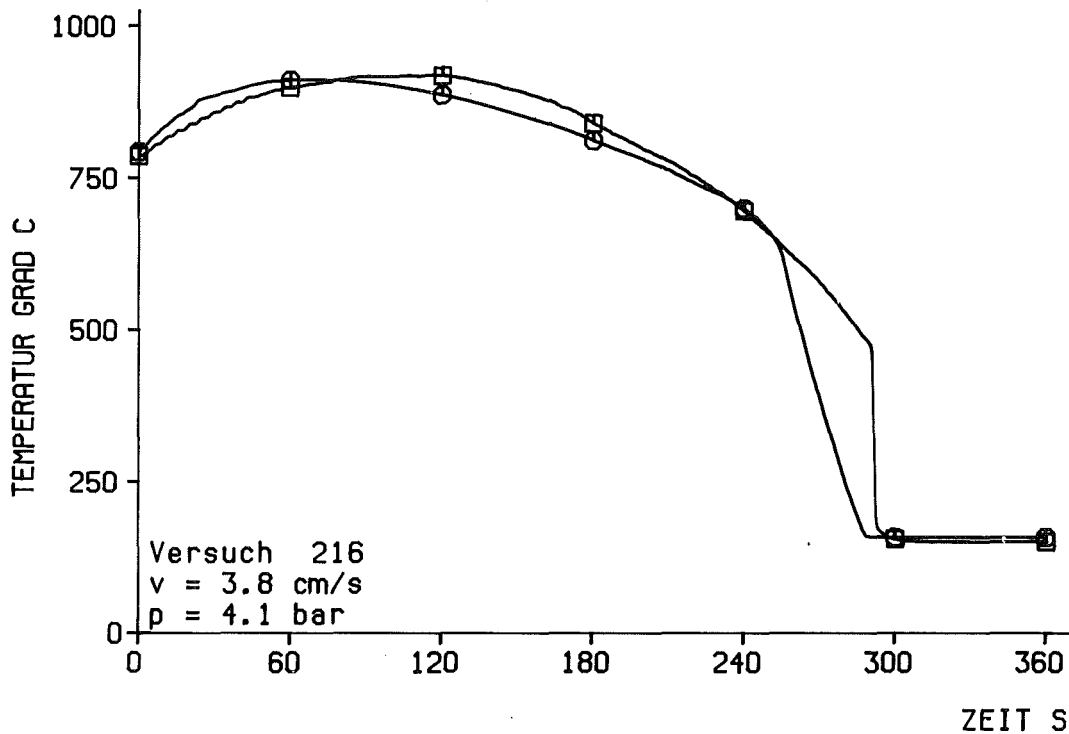


Abb. : 6:



Vergleich der gemessenen und der berechneten maximalen Kühlkanalblockaden

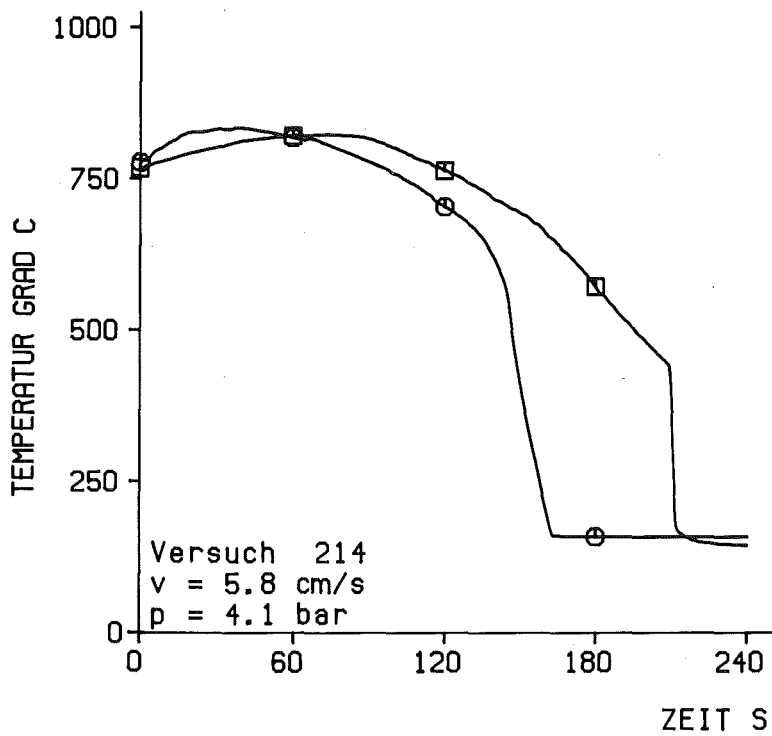
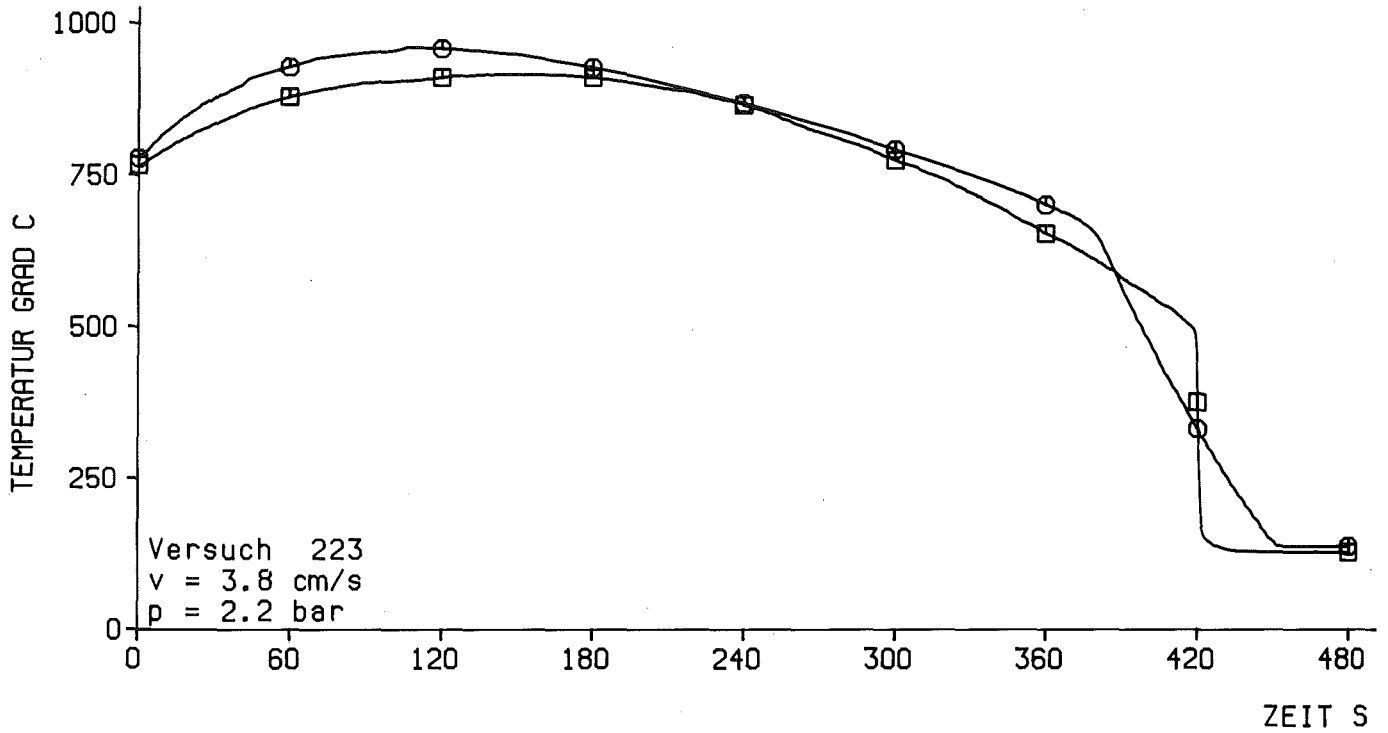


ax. Niveau: 2.25 m

□ FEBA - Versuch
 ○ RELAP-Rechnung

Abb.: 7

FEBA: 5x5 Stabbündel
 Versuch - RELAP-Rechnung



ax. Niveau: 2.25 m

▣ FEBA - Versuch
○ RELAP-Rechnung

Abb.: 8

FEBA: 5x5 Stabbündel
Versuch - RELAP-Rechnung

06.01.06 Materialverhalten von Zircaloy bei Kühlmittelverluststörfällen

06.01.06/14A Untersuchungen zum mechanischen Verhalten von Zircaloy-
PNS 4235.1 Hüllmaterial

(M. Bocek, A. Falkenstein, C. Petersen, H. Schneider,
W. Schweiger; IMF-II)

1. Stand der Arbeiten

- Die Zugversuche und Zugkriechversuche sind abgeschlossen. Die Ergebnisse daraus dienen einesteils zur Entwicklung der Versagenskriterien, zum anderen flossen diese auch ein bei der Entwicklung des NORA-Dehnungsmodells (Datenbank des IRE, KfK). In der FABIOLA-Anlage sind Versuche durchgeführt worden, deren Ergebnisse sowohl zur Verifizierung der Summenregel der Lebensanteile (SRL, engl.: Life Fraction Rule) als auch zur Berechnung der Berstdehnung mit Hilfe der modifizierten Monkman-Grant-Beziehung (MMG) benötigt wurden.
- Die Ergebnisse aus Nachuntersuchungen der in-pile geborstenen Stabserien A, B und F wurden veröffentlicht /1/ und /2/. Die Auswertung von zerstörenden Nachuntersuchungen der G-Serie (35.000 MWd/t Vorbestrahlung mit anschließender in-pile Verformung) wurde weitergeführt. Unterschiede bezüglich der mechanischen Eigenschaften gegenüber nicht vorbestrahlten Versuchen der A- und B-Serien konnten bisher nicht festgestellt werden.

2. Versagensrechenmodelle

2.1 Nachrechnung der Versagenstemperatur von Berstversuchen mit SRL

Die Weiterentwicklung der SRL für temperaturtransiente Versuchsführung führte durch Überprüfung einiger als konstant vorausgesetzter Berechnungsgrößen zu einer wesentlichen Verbesserung der Versagenstemperaturvorhersage im oberen $\alpha+\beta$ - bis hinein in den β -Phasenbereich. Der als nur temperaturabhängig angenommene Larson-Miller-Parameter $P = Q/RT_0$ erwies sich über die darin enthaltene scheinbare Aktivierungsenergie des Kriechens Q als spannungsabhängig. Diese in Abb. 1 dargestellte Abhängigkeit führt zu einem geänderten Ansatz für P

$$P = \frac{Q(\sigma)}{R T_o} \equiv \frac{I \sigma^h}{T_o} \equiv \frac{I(\alpha p_i)^h}{T_o} \quad (1)$$

mit den Konstanten I und h für den nachzurechnenden Spannungsbereich ($\sigma = \alpha \cdot p_i$). Damit ergibt sich für die Berechnung der Bersttemperatur T_B folgende implizite Form

$$c = \frac{T_o^2 \alpha \cdot p_i}{I(\alpha \cdot p_i)^{h_K}} \left[\left(\frac{T_B}{T_o} \right)^2 \exp \left(I(\alpha \cdot p_i)^h \left(\frac{1}{T_o} - \frac{1}{T_B} \right) \right) - 1 \right] \quad (2)$$

mit der Aufheizgeschwindigkeit $c = \frac{dT}{dt} = \text{konstant} \neq f(t)$ und dem Innendruck p_i als Variablen und den Konstanten $T_o = \text{"Start-Temperatur"}$, K, α , I und h.

Die Ergebnisse der so durchgeführten Nachrechnungen aus Daten indirekt beheizter Einzelstabberstexperimente der FABIOLA-Anlage /3/ sind in Abb. 2 und der REBEKA-Anlage /4/ in Abb. 3a dargestellt. Für die Nachrechnung direkt beheizter Einzelstabberstexperimente wurden KWU-Daten /5/ (Abb. 3b) und Battelle-North-West-Daten /6/ (Abb. 3c) verwendet. Bei allen vier Datensätzen konnte der Bereich guter Übereinstimmung zwischen gemessenen und gerechneten Bersttemperaturen bis an die obere Grenze des $\alpha + \beta$ -Phasenbereiches ausgedehnt werden. Dabei zeigten sich große Abweichungen erst am Anfang des β -Phasenbereiches wegen des dort einsetzenden starken Kornwachstums /7/.

2.2 Nachrechnung der Versagensdehnung von Berstexperimenten mit MMG

Die Verknüpfung der minimalen Kriechgeschwindigkeit mit den Belastungsbedingungen hatte im Falle einachsiger Verformung über die Dorn-Beziehung:

$$\frac{\dot{\epsilon}_{\min}}{D(T)} = B \left(\frac{\sigma}{E(T)} \right)^n \quad (3)$$

zu guten Ergebnissen bei der Nachrechnung von Versagensdehnungen temperaturtransienter Experimente geführt /8/. Bei der Berechnung von Umfangsdehnungen aus Berstexperimenten hingegen konnte keine gute Übereinstimmung erzielt werden. So wurden aus 14 Einzelstab-Berstexperimenten (3x REBEKA, IRB und 11x FABIOLA IMF, KfK) die neuen Konstanten B und n der Dorn-Be-

ziehung durch lineare Regression aus Abb. 4 ermittelt.

Weiter konnte durch detailliertere Analysen des Gültigkeitsbereiches des Integrales

$$\Theta = \frac{1}{t_f} \int_0^{t_f} \exp\left(-\frac{Q_D}{Rct}\right) dt \quad (4)$$

aus dem Zehner-Hollonom-Parameter (temperaturkompensierte Zeit)

$$T_{\text{eff}} = -\frac{Q_D}{R \ln \Theta} \quad (5)$$

eine lineare Approximation in der Form

$$\Theta = B' (c t_f)^\beta \quad (6)$$

gefunden werden. Damit ergibt sich für die MMG folgende Form:

$$\frac{t_f}{\epsilon_f} = K \left(\frac{\dot{\epsilon}_{\Theta,m}}{(c t_f)^\beta} \right)^{\alpha'} \quad (7)$$

mit $\dot{\epsilon}_{\Theta,m}$ der minimalen Kriechgeschwindigkeit des Rohres in Umfangsrichtung. Die Konstante β konnte zu 3,8756 berechnet werden. Wie aus Abb. 5 ersichtlich ist, besteht bei der Auftragung des Verhältnisses aus Versagenszeit und Versagensverformung in Abhängigkeit von der Größe $\dot{\epsilon}_{\Theta,m}/(c t_f)^\beta$ eine starke Aufheizgeschwindigkeitsabhängigkeit nicht nur für die Lage der Kurven sondern auch für deren Neigung. Dies bedeutet aber, daß die beiden Größen K und α' Funktionen von c sind.

Diese funktionalen Abhängigkeiten sind für α' und K aus Abb. 6 ermittelt und in Potenzansätzen von c dargestellt worden.

So lautet die MMG-Beziehung nach der Berstdehnung ϵ_f aufgelöst:

$$\epsilon_f = \frac{t_f}{Ac^e \left[\frac{B \cdot D_o \exp\left(-\frac{Q_D}{R T_{\text{eff}}}\right) \left(\frac{\alpha p_i}{E(T_{\text{eff}})}\right)^n}{(c t_f)^\beta} \right] E' c^f} \quad (8)$$

die Berstzeit t_f wird mit der SRL ermittelt, c und p_i sind die variablen Eingabegrößen, die Konstanten Q_D (Aktivierungsenergie der Selbstdiffusion), $A, B, D_0, E', R, e, f, n, \alpha$ und β sind in Tabelle 1 angegeben.

Die Berstdehnung an indirekt beheizten Versuchen in den Anlagen FABIOLA /3/ und REBEKA /4/ sind mit denen gemäß der MMG vorhergesagten in Abb. 7 verglichen worden. Aus dem MMG-Modell folgt eine starke Abhängigkeit der Berstdehnung von der Aufheizrate die deutlich aus dem Vergleich der Abb. 7a und 7b zu Tage tritt. In Abb. 7a wurde bei der Berechnung der Berstdehnungen eine konstante zeitunabhängige Temperaturanstiegsgeschwindigkeit über den ganzen Versuch angenommen, während in Abb. 7b die beim Bersten vorliegende Aufheizgeschwindigkeit zur Berechnung herangezogen wurde. Da bei dem Datensatz aus REBEKA-Versuchen (Abb. 7c) der zeitliche Verlauf der Aufheizgeschwindigkeit nicht bekannt war, konnte eine solche Analyse nicht durchgeführt werden. Die gleiche Unsicherheit liegt bei der Nachrechnung der Berstdehnung direkt beheizter Berstexperimente von KWU /5/ Abb. 8 und Battelle-North-West /6/ Abb. 9 vor. Hier würde eine genaue Kenntnis der zeitlichen Verläufe von Aufheizgeschwindigkeit und Innendruck sowie sie bei FABIOLA-Experimenten vermittelt wird, eine wesentliche Verbesserung bringen. Wenn weiterhin berücksichtigt wird, daß in den Rechnungen mögliche azimutale Temperaturunterschiede (deren Einfluß auf die Umfangsdehnung als gesichert angesehen werden kann) unberücksichtigt blieben, ist die Übereinstimmung zwischen den Experimenten und Rechnungen, die für den Vergleich herangezogen wurden, zufriedenstellend.

3. Weiteres Vorgehen

Zur Zeit laufen weitere Experimente in der FABIOLA-Anlage mit dem Ziel, die Genauigkeit der im MMG enthaltenen Konstanten durch Verbreiterung der Datenbasis zu verbessern. Nach Auswertung dieser Experimente sollen die Daten neuer, besser dokumentierter Berstexperimente (z.B. REBEKA und KWU) nachgerechnet werden und das Konzept der Lebensdauer- und Berstdehnungsvoraussage damit für temperaturtransiente Experimente zum Abschluß gebracht werden.

4. Literatur

- /1/ E.H. Karb, L. Sepold, P. Hofmann, C. Petersen, G. Schanz
und H. Zimmermann:
"LWR Fuel Rod Behavior During Reactor Tests Under Loss-of-
Coolant Conditions, Results of the In-pile Tests"
Journal of Nuclear Materials, im Druck.
- /2/ E.H. Karb, L. Sepold, P. Hofmann, C. Petersen, G. Schanz
und H. Zimmermann:
"Results of the FR2 in-pile tests on LWR fuel rod behavior"
Topical Meeting on Reactor Safety Aspects of Fuel Behaviour,
Sun Valley, Idaho, August 2-6, 1981
- /3/ L. Schmidt: Persönliche Mitteilung
- /4/ F. Erbacher: Persönliche Mitteilung
- /5/ G. Cheliotis und E. Ortlieb, KWU-Bericht: R914/029/80
- /6/ C.R. Hann, C.L. Mohr et.al.: EPRI-Report: NP-526, Vol. 3
March 1978
- /7/ M. Boček, C. Petersen und E.H. Toscano, Enlarged
HPG-Meeting, Hango, Norwegen, 14-18, Juni 1981
und Annual Nat. Meeting of the ANS, Miami Beach, USA,
7-12. Juni 1981
- /8/ M. Boček, C. Petersen et.al.: CSNI Specialist Meeting,
Espoo, Finnland 1-4. Sept. 1980

Tabelle 1

Konstanten zur Berstdehnungsberechnung nach MMG

Q_D/R	=	22912	$\sqrt{K_7}$	e	=	-1.2579
A	=	1.8949		f	=	0.15395
B	=	6.07×10^{22}		n	=	4.5234
D_o	=	5.6×10^{-4}		α	=	0.59875
E'	=	0.16714		β	=	3.8756

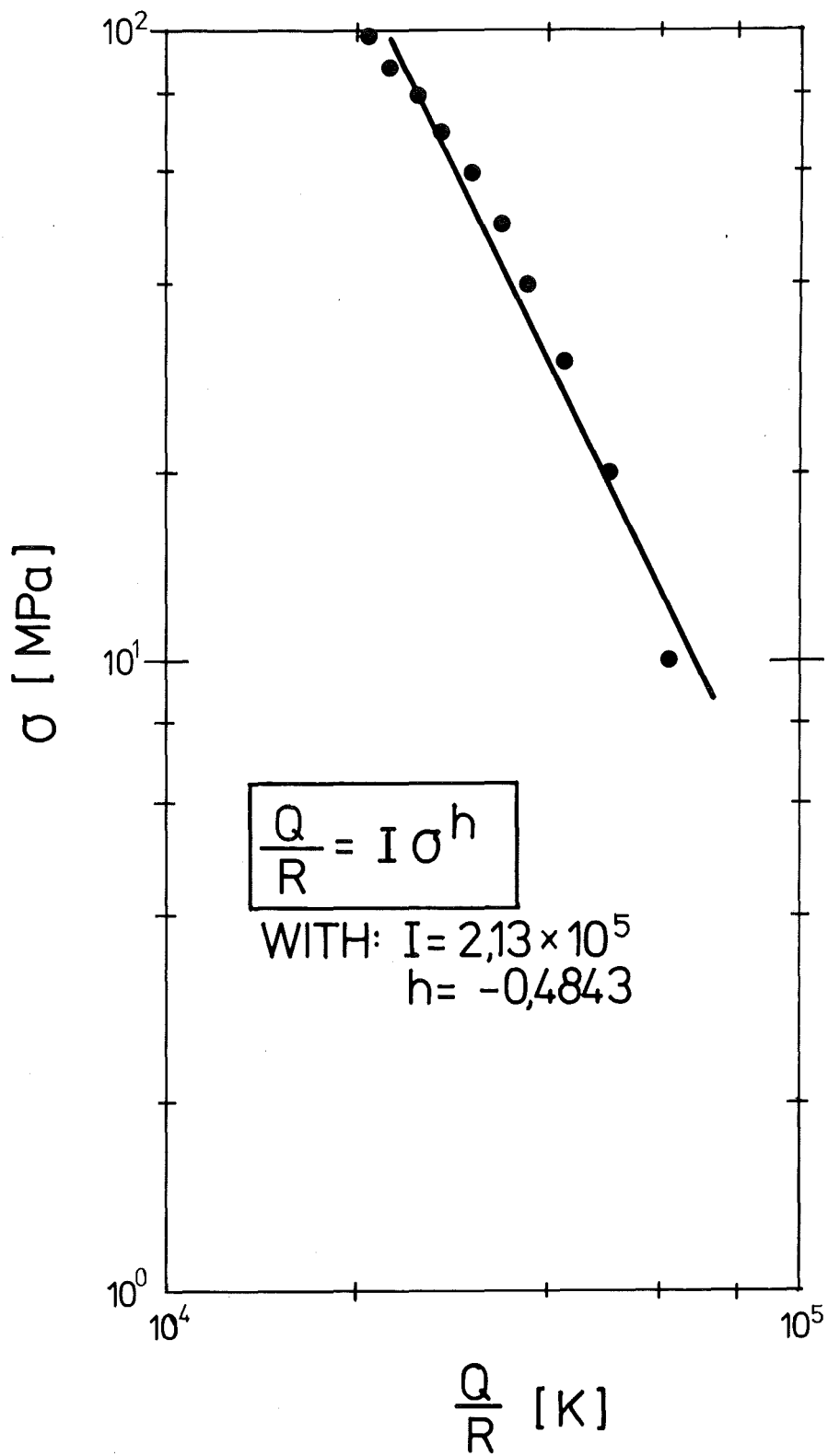


Abb. 1 Die Spannungsabhängigkeit der scheinbaren Aktivierungsenergie des Kriechens.

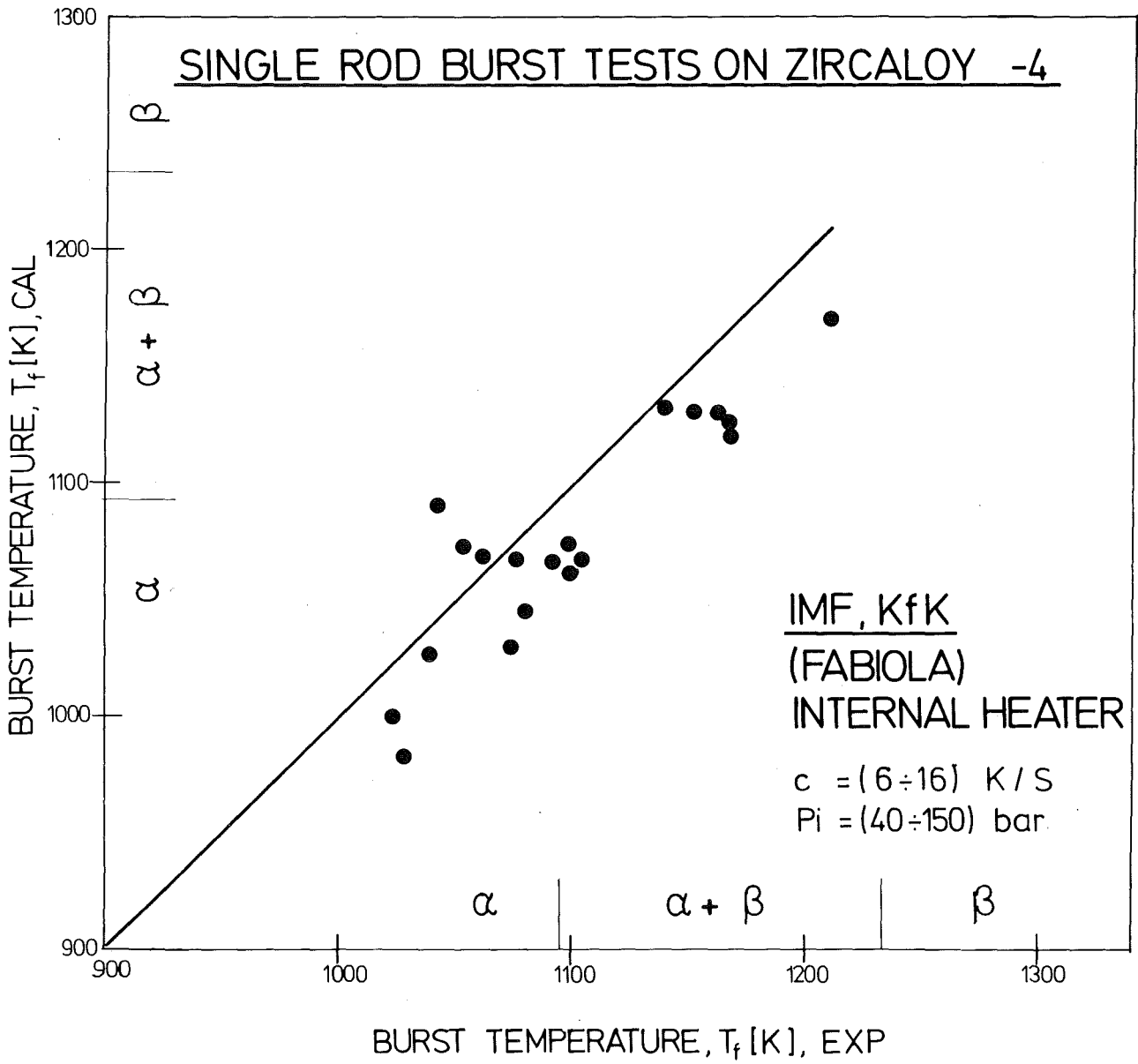


Abb. 2 Vergleich von Bersttemperaturen aus Experiment und Rechnung mit Hilfe der SRL

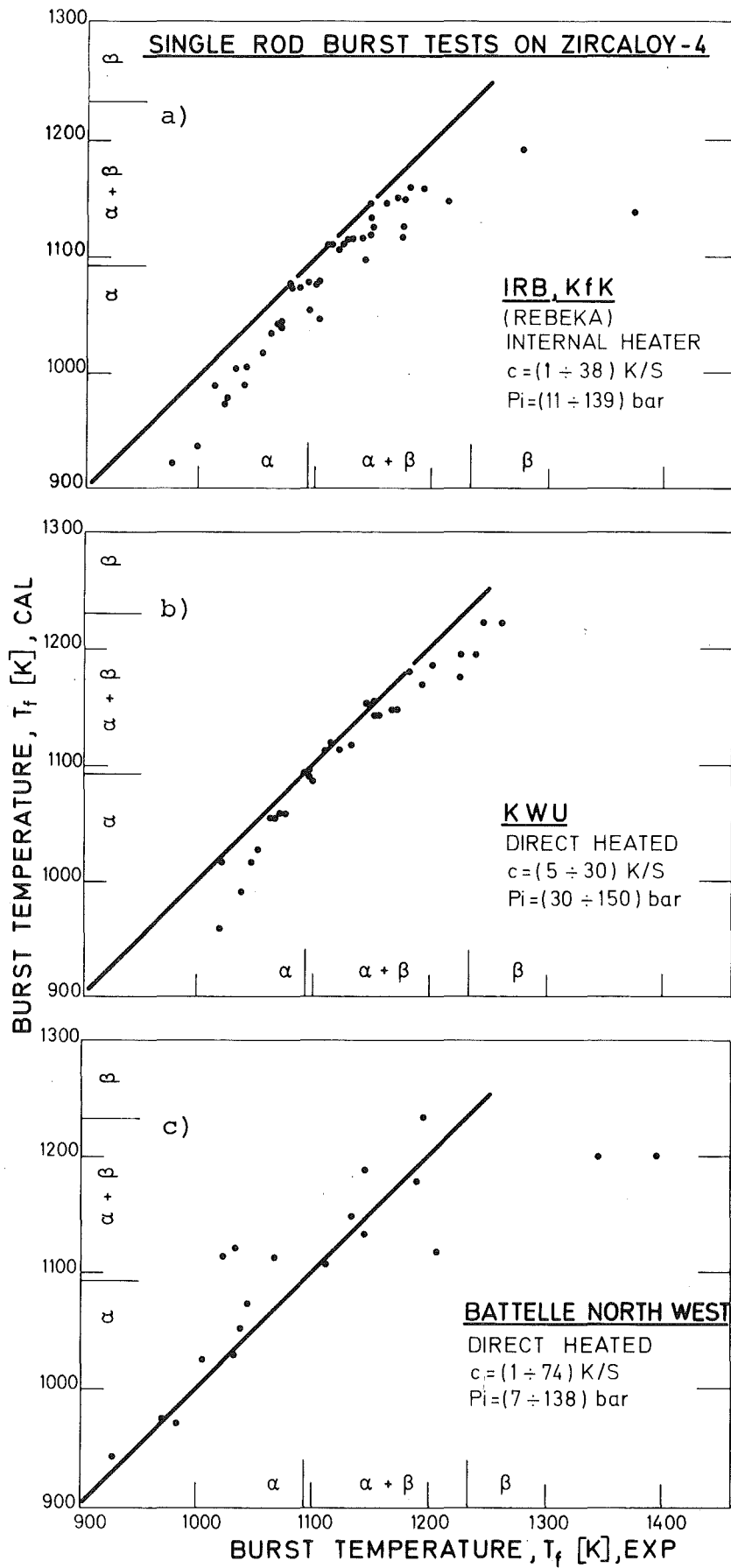


Abb. 3 Vergleich von Bersttemperaturen aus Experiment und Rechnung mit Hilfe der SRL

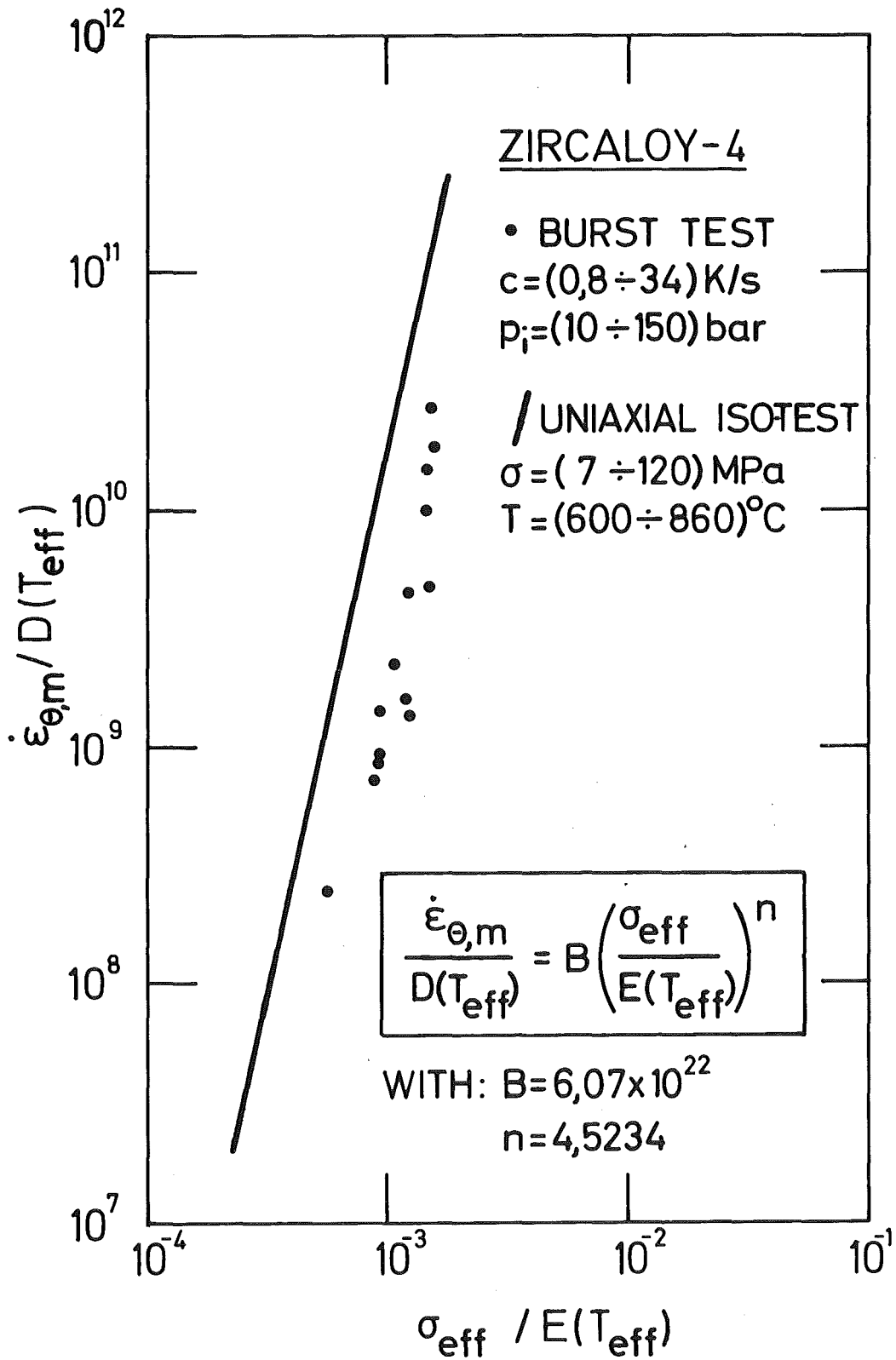


Abb. 4 Die Dorn-Beziehung für temperaturtransiente Berstversuche

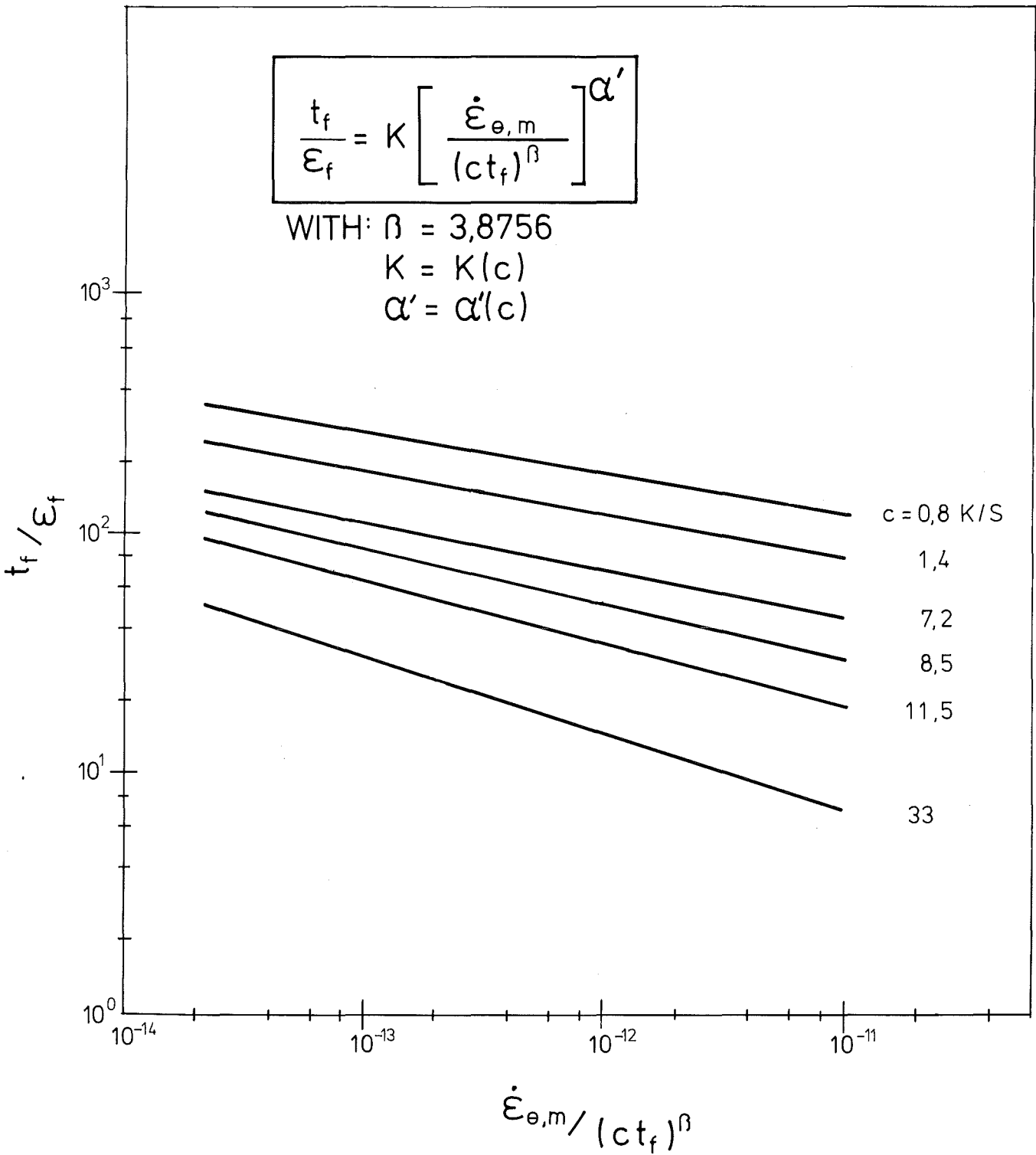


Abb. 5 Die Aufheizgeschwindigkeitsabhängigkeit der MMG

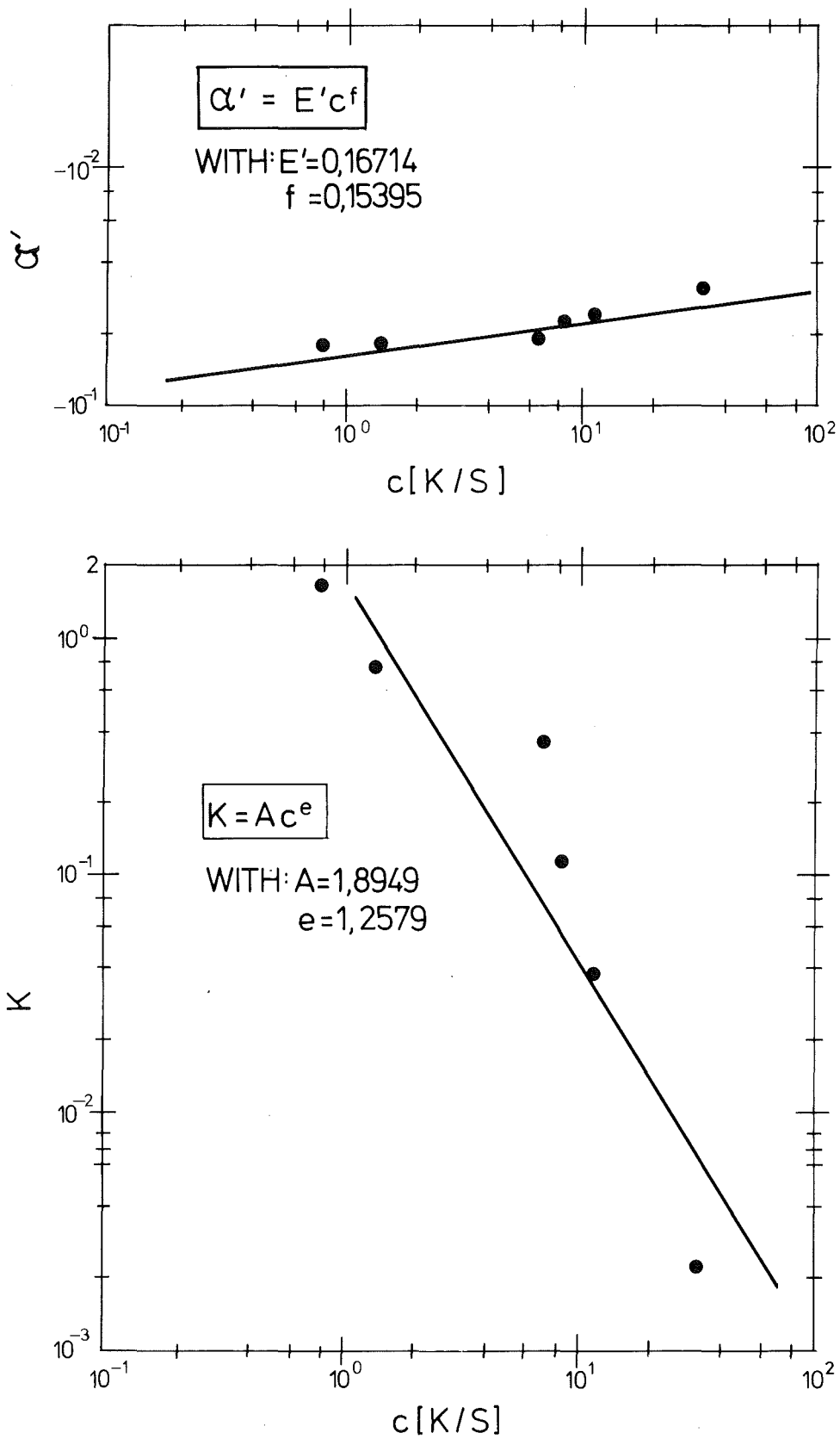


Abb. 6 Die Aufheizgeschwindigkeitsabhängigkeit der MMG-Konstanten K und α'

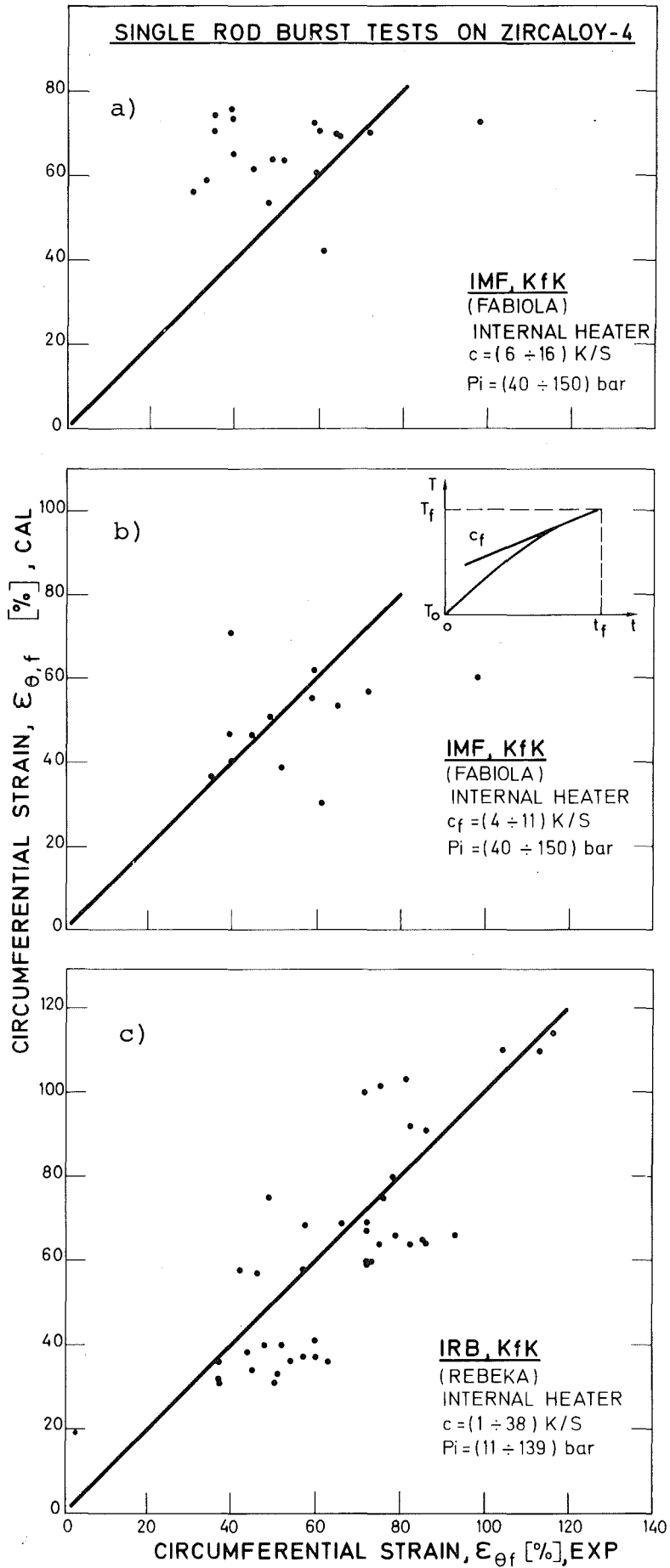


Abb. 7 Vergleich von Umfangsdehnungen aus Experiment und Rechnung mit Hilfe der MMG

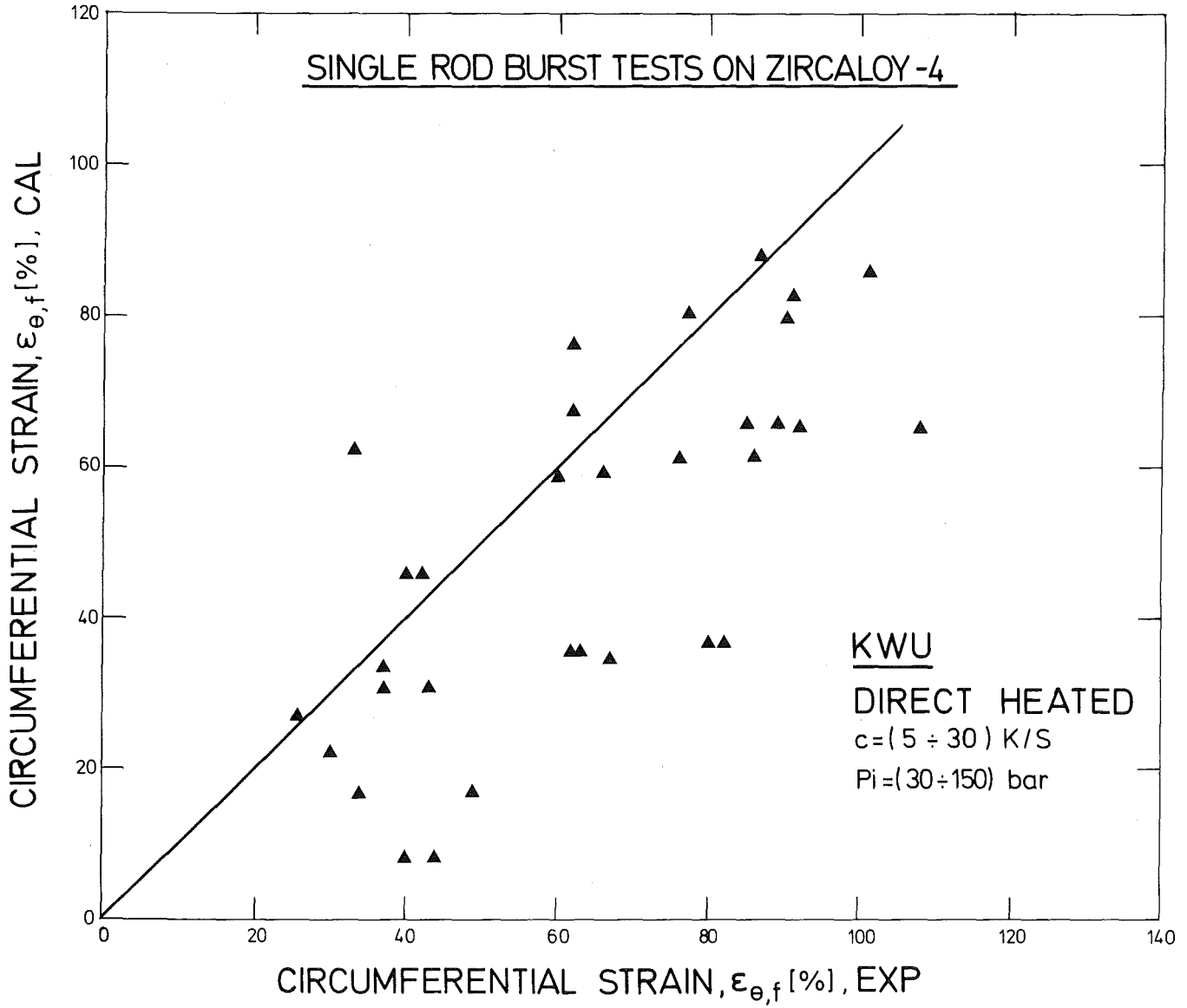


Abb. 8 Vergleich von Umfangsdehnungen aus Experiment und Rechnung mit Hilfe der MMG

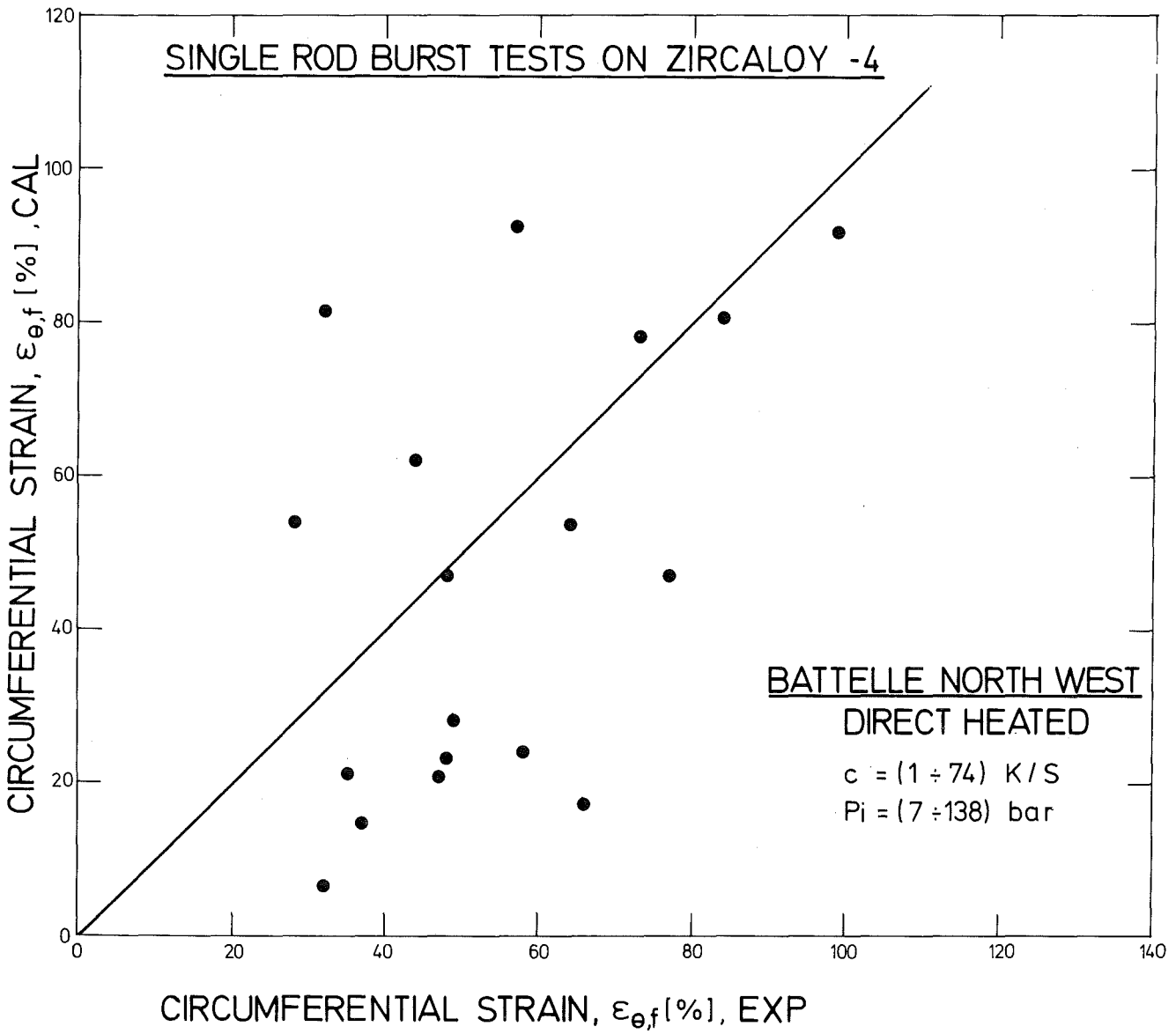


Abb. 9 Vergleich von Umfangsdehnungen aus Experiment und Rechnung mit Hilfe der MMG

06.01.06/17A Oxidationsverhalten von Zircaloy-Hüllrohren bei
PNS 4235.2 Kühlmittelverluststörfällen
(S. Leistikow, G. Schanz; IMF-II)

Auswertung der metallographischen Heißzellen-Untersuchung von Brennstäben nach in-pile Experimenten (PNS 4237)

1. Zielsetzung

Das Ziel der genannten in-pile Versuche mit unbestrahlten und bestrahlten Brennstabprüflingen ist, den Einfluß nuklearer Parameter auf die Mechanismen des Brennstabversagens unter LOCA-Bedingungen zu untersuchen. Dazu werden die Brennstäbe nach der Vorbestrahlung bzw. nach dem LOCA-typischen Test in den Heißen Zellen zerlegt und nachuntersucht. In diesem Rahmen ist die Außenoxidation der Zircaloy 4-Hüllrohre durch Wasserdampf und die Oxidation der Rohrinneenseite durch Brennstoff und eingedrungenen Dampf zu untersuchen. Außerdem werden die über die Hüllrohrwand gemessenen Mikrohärteprofile ausgewertet und das Zircaloy-Gefüge zur Abschätzung azimuthaler und axialer Temperaturdifferenzen und zum Vergleich mit Temperaturmessungen beurteilt.

2. Durchgeführte Untersuchungen

Die Brennstäbe der F-Serie, die bis zu einem Abbrand von ca. 22 000 MWd/t_U im FR2-Reaktor vorbestrahlt worden waren, wurden nachuntersucht. Der Brennstab F6 lag im vorbestrahlten Zustand, die Stäbe F1 bis F5 nach der anschließenden LOCA-Transiente vor. Die Ergebnisse der Nachuntersuchung wurden in einem Abschlußbericht zusammengestellt. Der Stand der Nachuntersuchung der Brennstäbe wurde zur Veröffentlichung im Zusammenhang mit den Ergebnissen der in-pile-Experimente PNS 4237 dokumentiert. Die Auswertung der abgeschlossenen Nachuntersuchung der Brennstäbe der G-Serie (Abbrand: 35 000 MWd/t_U) wurde begonnen.

3. Untersuchungsergebnisse

Während der Vorbestrahlung sind die Zircaloy-Hüllrohre nur geringfügig oxidiert, und das für die Rohrherstellung typische Verformungsgefüge ist

unbeeinflusst. Die variable Färbung der Hüllrohr-Außenoberfläche nach der Transiente ist oxidationsbedingt. Das nur bei vorbestrahlten Brennstäben registrierte, bereichsweise Auftreten weißen Oxides kann als Folgeerscheinung der "Vorkorrosion" während der Bestrahlung erklärt werden. Die dehnungsbeeinflusste Dampf-Oxidation der Hüllrohr-Außenseite ist im Erscheinungsbild und im Ausmaß vergleichbar mit den Ergebnissen der nicht vorbestrahlten Brennstäbe und von out-of-pile Untersuchungen.

Zur Oxidation der Hüllrohr-Innenseite tragen der Brennstoff und - auf den unmittelbaren Bereich der Berststelle begrenzt und dort überwiegend - der von außen eingedrungene Dampf bei. Im Bereich des Risses wird - im Gegensatz zu den nicht vorbestrahlten Stäben - stärkere Innenoxidation im Vergleich zur Außenseite registriert und versuchsweise mit der Bildung weniger schützender, gestörter Oxidschichten gedeutet. Außerhalb dieses Bereichs sind die gebildeten Schichten (ZrO_2 und $\alpha-Zr(O)$) zwar relativ dünn, die Beeinflussung des Gefüges durch eindiffundierenden Sauerstoff jedoch ist vergleichbar mit den Verhältnissen an der Rohraußenseite.

Das Hüllrohrgefüge wird - von der Oxidation abgesehen - hauptsächlich durch die lokal erreichte Höchsttemperatur und die lokale Dehnung beeinflusst. Spezielle Merkmale des Gefüges können zur Abschätzung der erreichten Maximaltemperatur beurteilt werden. Diese bestätigte weitgehend die Thermoelement-Messungen und die axialen Temperaturprofile. Azimutale Temperaturdifferenzen bis ca. $85^\circ C$ sind nachgewiesen worden. Absolut gesehen liegen die über das Gefüge abgeschätzten Temperaturen im Mittel um etwa $30^\circ C$ niedriger als die gemessenen und durch Addition von $75^\circ C$ korrigierten Werte. Einflüsse der Vorbestrahlung auf die Verteilung der Hüllrohrtemperatur sind nicht nachgewiesen.

Die Mikrohärteprofile über die Hüllrohrwand des vorbestrahlten und einer Transiente unterworfenen Brennstabs F1 lassen sich nicht generell mit den lokalen Werten der Dehnung, der erreichten Temperatur und dem Ausmaß der Oxidation korrelieren und deuten. Die Mittelwerte über die Rohrwand liegen im Streuband entsprechender Messungen für die A- und B-Stäbe und streuen um das Niveau des Rohrmaterials im Ausgangszustand. Die Mikrohärte im vorbestrahlten Zustand (Stab F6) liegt wesentlich höher, möglicherweise bedingt durch Strahlungsdefekte.

Bisher ist kein wesentlicher Einfluß des Abbrandes der G-Stäbe (ca. $35\ 000\ MWd/t_U$) im Vergleich zu dem der F-Stäbe nachgewiesen worden.

4. Literatur

- /1/ P. Hofmann, C. Petersen, G. Schanz, H. Zimmermann:
"KfK-in-pile Versuche zum Brennstabverhalten in der Aufheiz-
phase eines LOCA; Ergebnisse der zerstörenden Nachuntersuchungen"
Bericht über die Versuchsserie F. KfK 3288 (1981)
- /2/ E.H. Karb, L. Sepold, P. Hofmann, C. Petersen, G. Schanz,
H. Zimmermann:
"Results of the FR2 In-pile Tests on LWR Fuel Rod Behaviour"
ANS Topical Meeting, Sun Valley, Idaho, USA, Aug. 1981,
im Druck

06.01.06/18A Untersuchungen zum Einfluß des Oxidbrennstoffes und von
PNS 4235.3 Spaltprodukten auf die mechanischen Eigenschaften von
Zircaloy-4-Hüllrohren

(P. Hofmann, Ch. Braun, J. Spino, H. Zimmermann,
J. Burbach, Ch. Gosgnach, K. Kurz, H. Metzger; IMF-I)

1. Zeitstandexperimente in Gegenwart von Jod

Die Zeitstandexperimente zur Bestimmung der kritischen Jodkonzentration im Temperaturbereich 500 bis 900°C, die zum verformungsarmen Versagen der Zircaloy-Hüllrohre infolge Spannungsrißkorrosion (SRK) führt, wurden abgeschlossen /1/. Die kritische Jodkonzentration steigt mit der Temperatur stark an und variiert zwischen ca. 0,01 mg/cm³ bei 500°C und etwa 50 mg/cm³ bei 900°C. Das in den Rohrproben eingesetzte Jod reagiert mit dem Zirkonium unter Bildung von gasförmigen Zirkontetrajodid (ZrJ₄) und kondensierten ZrJ_x-Phasen. Die chemische Zusammensetzung der kondensierten Phasen variiert zwischen ZrJ_{0,4} und ZrJ_{2,7}.

Für die jodinduzierte Rißbildung und Rißfortpflanzung ist offenbar nur die ZrJ₄-Gasphase verantwortlich. Es wurde daher der ZrJ₄-Partialdruck abgeschätzt, der zur SRK von Zircaloy-Hüllrohren führt. Die Versuchsergebnisse sind in Abbildung 06.01.06/18A-1 in Abhängigkeit der reziproken Temperatur dargestellt und mit Literaturdaten verglichen. Da sich neben der ZrJ₄-Gasphase auch kondensierte ZrJ_x-Phasen bilden, ist es nicht möglich, die kritische Jodkonzentration vollständig in einen entsprechenden ZrJ₄-Partialdruck umzurechnen. Durch verschiedene experimentelle Verfahren war es aber möglich, den kritischen ZrJ₄-Partialdruck, der SRK von Zircaloy bewirkt, abzuschätzen /2/. Der Abb. 06.01.06/18A-1 kann man entnehmen, daß zwischen dem theoretischen (berechneten) und dem experimentell bestimmten ZrJ₄-Druck oberhalb 550°C deutliche Unterschiede bestehen. Darüber hinaus ist ein großer ZrJ₄-Druckbereich zu erkennen, in dem die Bildung von SRK-Rissen im Hüllrohr beobachtet wurde, das Versagen jedoch nicht ausschließlich infolge jodinduziertem Rißwachstum erfolgte. Die ermittelten kritischen ZrJ₄-Partialdrücke lassen sich auch auf tiefere Temperaturen (< 500°C) extrapolieren und stimmen gut mit den Literaturdaten überein.

Die Zeitstandexperimente mit innen vorgeschädigten Rohrproben (20 - 200 μm tiefe axiale Kerben) unter Jodeinwirkung im Temperaturbereich 500 bis 700 $^{\circ}\text{C}$ wurden abgeschlossen. Die Standzeit der Rohre kann mit bruchmechanischen Methoden abgeschätzt werden. Durch Berücksichtigung einer plastischen Zone vor der Rißspitze und der Inkubationszeit für die Rißbildung lassen sich die Standzeiten befriedigend voraussagen /4/.

Die Zeitstandexperimente in der Rohrberstanlage TUBA zur Bestimmung des Verformungsverhaltens von Zry-4-Hüllrohren unter Schutzgas im Temperaturbereich zwischen 600 und 1200 $^{\circ}\text{C}$ wurden in einem Abschlußbericht zusammengefaßt /5/.

2. Ergebnisse der zerstörenden Nachuntersuchungen von Brennstäben der Versuchsserie F (Abbrand: 22 000 MWd/t_U).

2.1 Innenkorrosion

Die Nachuntersuchungen der im FR 2 getesteten Brennstäbe der Serie F (Abbrand 22 000 MWd/t_U) wurden abgeschlossen /7/. Eine Hüllrohrinnenkorrosion erfolgt nur in der Umgebung der Berststelle durch den eindringenden Wasserdampf. Ein Einfluß von Spaltprodukten, insbesondere Jod, auf das Verformungs- und Bruchverhalten des Zry-Hüllrohres konnte bisher nicht festgestellt werden. Die Bersttemperaturen der LOCA-getesteten Brennstäbe lagen alle deutlich oberhalb 700 $^{\circ}\text{C}$, wo das Jodangebot selbst in hochabgebrannten Brennstäben kleiner ist als die für Spannungsrißkorrosion notwendige kritische Jodkonzentration /1, 3, 7/.

2.2 Spaltgasverhalten und Brennstoffschwellen

2.2.1 Vorbestrahlung

Die aus dem Brennstoff freigesetzte Spaltgasmenge wurde nach Anbohren des Stabes unter Vakuum und Absaugen des gesamten Gases gaschromatographisch bestimmt (freies Spaltgas). Dabei wurden 7,513 cm³ Spaltgas gefunden, wobei das Xe/Kr-Verhältnis 6,15 betrug. Bei einem über die Stablänge gemittelten Abbrand von 2,4%, einem Brennstoffgewicht von 344,5 g und einer Gaserzeugungsrate von 0,31 Gasatomen pro Spaltung entspricht das einer Spaltgasfreisetzung von 3.5%.

Die über das Brennstoffvolumen gemittelte Spaltgasfreisetzung von 3,5% ist vor dem Hintergrund der Temperaturverteilung im Brennstoff zu sehen. Der größte Teil des Brennstoffes wies während der gesamten Bestrahlungszeit Temperaturen $\leq 1000^{\circ}\text{C}$ auf; Temperaturen also, bei denen die Freisetzung bei niedrigen Abbränden sehr gering ist. Die hohen Zentraltemperaturen traten in der Anfangsphase der Bestrahlung auf, in der die Spaltgaskonzentration noch sehr niedrig ist, so daß örtlich und zeitlich begrenzte höhere prozentuale Freisetzungsraten die Gesamtfreisetzung nur relativ wenig beeinflussen.

Zur Bestimmung des zurückhaltenen Spaltgases wurden im mittleren Teil der Brennstoffsäule im Abstand von ca. 90 mm zwei Brennstoffproben entnommen. Die Bestimmung erfolgte in zwei Stufen. Zunächst wurde der Brennstoff in einer Kugelmühle gemahlen und das dabei freigesetzte Spaltgas bestimmt. Bei diesem Mahlprozeß wird der Brennstoff in Teilchengrößen mit Durchmessern unter $1\ \mu\text{m}$ zerkleinert. Dabei entweicht sämtliches Spaltgas, das sich in Blasen und Poren mit Durchmessern $\geq 0,1\ \mu\text{m}$ sowie an Korngrenzen befindet. Dieses Gas wird im folgenden als "Porensplattgas" bezeichnet. Der gemahlene Brennstoff wurde anschließend in Salpetersäure aufgelöst, wobei das Spaltgas freigesetzt wurde, das sich in bestrahlungsbedingter Lösung oder in sehr kleinen intragranularen Blasen befand ("Gittersplattgas").

Die Bestimmungen des zurückgehaltenen Spaltgases an den beiden Proben brachten stark voneinander abweichende Resultate. In einem Fall war die Konzentration deutlich höher, im anderen Fall deutlich niedriger als die auf Grund des örtlichen Abbrands zu erwartende Spaltgaskonzentration. Der Mittelwert beider Proben ergab einen Wert, der auf eine lokale Spaltgasfreisetzung von ca. 5% im mittleren Teil der Brennstoffsäule bei etwa 2,4% Abbrand schließen läßt.

Die Dichte des Brennstoffes wurde nach dem Auftriebsverfahren in Tetrachlorkohlenstoff bestimmt. Die Abhängigkeit der Brennstoffdichte von der axialen Position ist in Abb. 06.01.06./18A-2 dargestellt. Die Dichte nimmt mit zunehmender Entfernung vom unteren Brennstabende, d.h. mit abnehmendem Abbrand zu. Insgesamt ist eine leichte Dichtezunahme gegenüber dem Ausgangszustand festzustellen, d.h. die Nachverdichtungsvorgänge sind bis zu einem Abbrand von 2,4% noch stärker ausgeprägt als die Volumenzunahme durch Schwellung, wobei unter "Schwellung" nur die Volumenzunahme infolge Einlagerung fester und gasförmiger Spaltprodukte in den Brennstoff verstanden wird. Als bestimmender Nachverdichtungsvorgang kommt im vorliegenden Fall nur bestrahlungsbedingte Nachsinterung in Frage.

Setzt man eine integrale, d.h. über den Brennstoffquerschnitt gemittelte Schwellrate von 1%/ Abbrand voraus, so ergibt sich, daß die ursprüngliche Porosität bis auf einen Restwert von ca. 2% verschwunden sein muß. Das axiale Dichteprofil zeigt den Einfluß des Abbrandes auf die Brennstoffdichte. Der stärkere Dichteabfall am äußersten unteren Brennstoffende kann aber auch auf eine stärkere Schwellung infolge erhöhter Temperatur hindeuten.

2.2.2 LOCA-Tests

Eine Bestimmung der freigesetzten Spaltgase war an den LOCA-getesteten Stäben wegen der Hüllrohrdefekte nicht möglich. Aussagen zur Spaltgasfreisetzung während des LOCA-Tests sind daher nur bedingt möglich anhand der Messungen des zurückgehaltenen Spaltgases. Abb. 06.01.06/18A-3 zeigt die in den Brennstäben der F-Serie gefundenen Konzentrationen des zurückgehaltenen Spaltgases und die auf Grund des radiochemisch bestimmten Abbrands berechnete Konzentration in Abhängigkeit von der axialen Position, wobei eine Spaltgaserzeugungsrate von 0,31 Atomen pro gespaltenem U-Atom angenommen wurde. Unter der Voraussetzung gleichen Abbrandes und gleicher axialer Abbrandverteilung in allen Brennstäben sowie annähernd gleicher Spaltgasfreisetzung während der Vorbestrahlung in den Stäben F1 bis F5 einerseits und F6 andererseits muß man annehmen, daß während der LOCA-Tests in den Stäben F1, F2 und F3 eine geringe zusätzliche Spaltgasfreisetzung von wenigen Prozent stattfand. In den Stäben F4 und F5 scheint keine zusätzliche Freisetzung erfolgt zu sein.

Eine Spaltgasfreisetzung aufgrund diffusionsbedingter Vorgänge während der LOCA-Tests ist unwahrscheinlich. Die auftretenden Temperaturen sind zu niedrig, und die Zeiten, in denen Brennstoffbereiche auf Temperaturen erwärmt werden, die höher sind als die im stationären Betrieb, sind zu kurz. Dagegen ist eine gewisse Spaltgasfreisetzung infolge Riß- und Mikrorißbildung während der LOCA-Versuche möglich. Wenn mit Spaltgasblasen belegte Korngrenzen aufreißen, setzen sie ihren Gasinhalt frei. Die auf diese Weise zustande kommende Freisetzung beschränkt sich auf einige Prozent des insgesamt erzeugten Spaltgases.

In die Abb. 06.01.06/18A-2 sind die an Brennstoffproben der LOCA-getesteten Stäbe F1 bis F5 gemessenen Dichtewerte eingetragen. Sie entsprechen weitgehend den Werten, die an den Proben des nicht LOCA-getesteten Vergleichstabes F6 gefunden wurden, oder liegen im Falle der Stäbe F2 bis F5 im Mittel um 0,3% unter den F6-Werten. Dieses Ergebnis deutet darauf hin, daß während des LOCA-Tests keine Schwellung stattfand. Die geringfügig niedrigen Dichte-

werte in den LOCA-getesteten Stäben sind möglicherweise durch leichte Unterschiede in den Bestrahlungsbedingungen in den verschiedenen Stäben hervorgerufen.

2.2.3 Nachbestrahlungsglühungen

Ziel der Nachbestrahlungsglühungen und der anschließenden Untersuchung ist die Ermittlung der Spaltgasfreisetzung und der Schwellung von teilabgebranntem UO_2 bei Temperaturerhöhung. 11 mm lange Brennstoffproben (ca. 7,4 g) des Stabes F6 wurden bei verschiedenen Temperaturen verschieden lange geglüht und die dabei auftretende Spaltgasfreisetzung und Schwellung als Funktion der Glühtemperatur und der Glühzeit bestimmt.

Die Glühungen erfolgen unter Ar-Atmosphäre in verschweißten Mo- oder Nb-Kapseln in einem Rohrofen. Das Untersuchungsprogramm umfaßt:

- Dichtebestimmungen vor und nach der Glühung zur Ermittlung der Schwellung,
- Bestimmung des freigesetzten Spaltgases,
- Bestimmung des Poren- und Gitterspaltgases zwecks Untersuchung der Spaltgasumverteilungsvorgänge im Brennstoff während der Glühung,
- keramographische Untersuchungen zur Feststellung evtl. Gefügeänderungen.

Tab. 06.01.06/18A-1 gibt eine Übersicht über die Glühbehandlungen und die Versuchsergebnisse. Aufgeführt sind die Glühbedingungen der Proben, die während der Glühung eingetretene Schwellung und Spaltgasfreisetzung sowie die Verteilung des zurückgehaltenen Spaltgases. Zusätzlich ist der Probenabbrand angegeben, der ebenfalls als Versuchsparameter zu berücksichtigen ist.

In Abb. 06.01.06/18A-4 sind die Spaltgasfreisetzungen (bezogen auf das erzeugte Spaltgas) während der Glühungen in Abhängigkeit von der Glühzeit dargestellt. Bei Glühtemperaturen $\leq 1400^\circ C$ ist die gemessene Spaltgasfreisetzung stets $\leq 3\%$. Mit steigender Temperatur nimmt die Freisetzung zu. Die Zeitabhängigkeit der Freisetzung ist gekennzeichnet durch einen raschen Anfangsanstieg und einen langsamen weiteren Anstieg. Die rasche Anfangsfreisetzung wird vermutlich hervorgerufen durch Aufreißen von Korngrenzen und Entweichen des darin befindlichen Spaltgases. Die weitere Freisetzung wird bestimmt durch Diffusion von Gitterspaltgas zu den Korngrenzen. Dieser Vorgang ist tempera-

Glühbehandlung	Proben- abbrand %	Schwell- lung %	Spaltgas- freisetzg. %	Gebund. Poren %	Spaltgas in Gitter %
2 h - 1200°C	2,54	0,1	1,7	-	-
4 h - 1200°C	2,52	0,4	0,9	8,2	91,8
3 h - 1300°C	2,58	0,2	2,0	3,4	96,6
3 h - 1400°C	2,44	0,5	3,0	6,0	94,0
8 min - 1500°C	2,65	1,0	10,5	32,9	67,1
15 min - 1525°C	2,51	2,1	12,5	-	-
30 min - 1510°C	2,50	1,5	14,3	17,4	82,6
58 min - 1500°C	2,48	1,5	15,1	-	-
2 h - 1500°C	2,55	3,0	16,5	28,1	71,9
3 h - 1500°C	2,26	4,3	14,6	28,3	71,7
15 min - 1600°C	2,23	2,4	15,4	13,6	86,4
55 min - 1600°C	2,14	2,9	25,7	44,0	56,0
115 min - 1600°C	2,43	3,5	25,0	-	-
3 h - 1600°C	2,57	4,8	28,4	37,0	63,0

Tab. 06.01.06/18A-1: Versuchsergebnisse der Glühproben aus dem Stab F6.

tur- und zeitabhängig und führt im untersuchten Temperaturbereich bis 1600°C nur zu relativ niedrigen Freisetzungen, so daß die Spaltgasfreisetzung nach einigen Stunden Glühzeit einem temperaturabhängigen Sättigungswert zuzustreben scheint.

In Abb. 06.01.06/18A-5 sind die verschiedenen Spaltgasanteile, freigesetztes Spaltgas, Poren- und Gitterspaltgas, in Proben der F-Stäbe nach verschiedenen Behandlungen aufgetragen. Im vorbestrahlten Zustand liegen noch ca. 90% des erzeugten Spaltgases als Gitterspaltgas vor. Dieser Anteil vermindert sich bei einer anschließenden Wärmebehandlung durch Diffusion zu Korngrenzen mit darauffolgender teilweiser Freisetzung, aber auch durch Ausscheidung in Blasen und Poren, wodurch der Anteil des Porenspaltgases zunimmt und eine Schwellung des Brennstoffes hervorgerufen wird.

In Abb. 06.01.06/18A-6 ist die Schwellung bei 1500 und 1600°C Glühtemperatur in Abhängigkeit von der Glühzeit dargestellt. Bis zu drei Stunden Glühzeit nimmt die Schwellung mit der Zeit zu. Offenbar laufen bei diesen Temperaturen die Diffusionsvorgänge, die das Spaltgasblasenwachstum steuern, noch relativ langsam ab, so daß sich erst nach längeren Glühzeiten Sättigungswerte der

Schwellung einstellen. Bei Glühtemperaturen bis zu 1400°C ist die Schwellung gering; sie wurde nach einer dreistündigen Glühung bei 1400°C an einer Probe mit ca. 2,4% Abbrand zu 0,5% bestimmt.

Abb. 06.01.06/18-7 zeigt das UO₂-Gefüge von Glühproben in verschiedenen Behandlungszuständen. Nach einer vierstündigen Glühung bei 1200°C traten noch keine Gefügeänderungen auf. Bei Glühtemperaturen von 1500°C werden Korngrenzenauflockerungen und Spaltgasblasenbildung beobachtet. Diese Effekte verstärken sich mit zunehmender Glühtemperatur und -dauer. Sie sind verantwortlich für die beobachtete Spaltgasfreisetzung und Schwellung.

3. Literatur

- /1/ P. Hofmann, J. Spino:
Can One Expect a Low Ductility Failure of Zircaloy Tubing due to Iodine-Induced SSC in a LOCA Transient ?,
Topical Meeting on "REACTOR SAFETY ASPECTS OF FUEL BEHAVIOR",
August 1981, Sun Valley, Idaho, USA
- /2/ P. Hofmann, J. Spino:
Determination of the Critical Iodine Concentration for SCC Failure of Zircaloy-4-Tubing between 500 and 900°C, to be published in Journ. of Nucl. Mater. 1982
- /3/ P. Hofmann et al.:
PNS-Jahresbericht 1980, KfK 2950 (1981), Seite 4200-70 bis 4200-95
- /4/ H. Eckstein, P. Hofmann:
Preliminary Results of a Fracture Mechanics Model for Iodine-Induced Crack Growth in Zircaloy-4 Cladding Tubes at 600 and 700°C, KfK 3192 (1981)
- /5/ P. Hofmann, S. Raff:
Verformungsverhalten von Zircaloy-4-Hüllrohren unter Schutzgas zwischen 600 und 1200°C, KfK 3168 (1981)

- /6/ P. Hofmann, C. Petersen, G. Schanz, H. Zimmermann:
In-pile Experimente zum Brennstabverhalten beim Kühlmittel-
verluststörfall; Ergebnisse der zerstörenden Nachuntersuchungen
der Versuchsserie F (22.000 MWd/t_U), KfK 3288 (1982)
- /7/ E.H. Karb, L. Sepold, P. Hofmann, C. Petersen, G. Schanz,
H. Zimmermann:
Results of the FR 2 In-pile Tests on LWR Fuel Rod Behavior,
Topical Meeting on "REACTOR SAFETY ASPECTS OF FUEL BEHAVIOR",
August 1981, Sun Valley, Idaho, USA

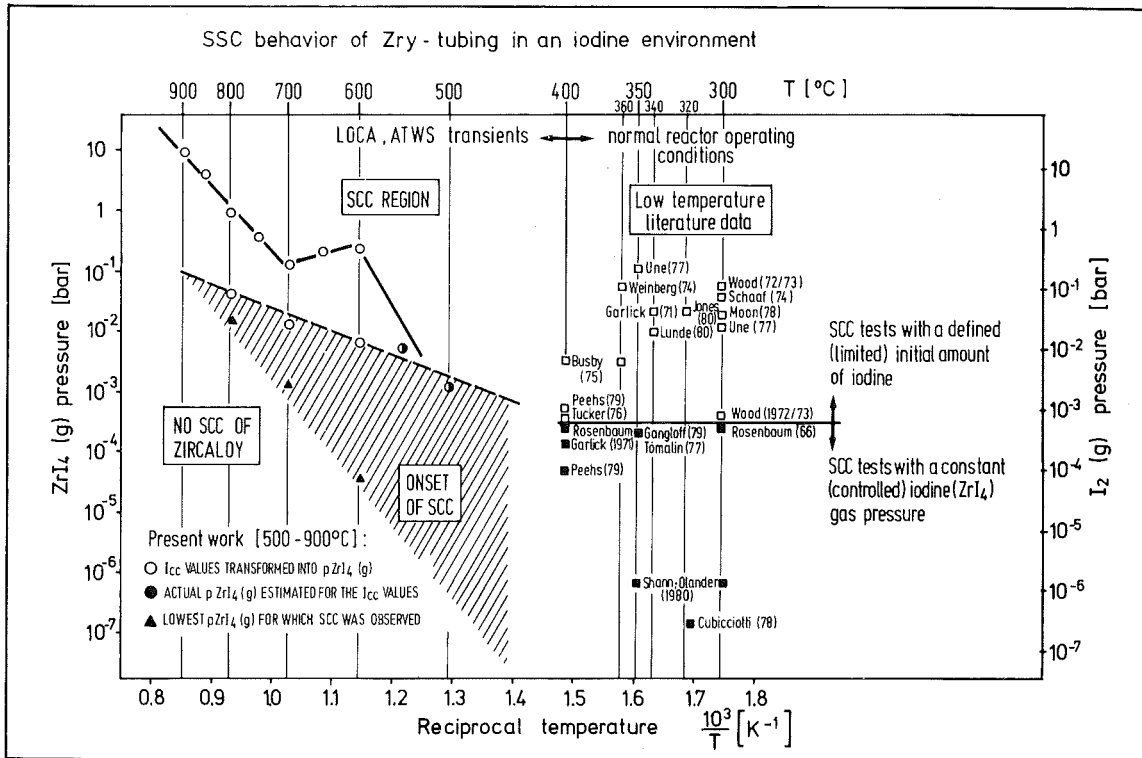


Abb. 06.01.06/18A-1: Jod- und Zirkontetraiodid drücke in Abhängigkeit der reziproken Temperatur, die zum Versagen von Zircaloy-Hüllrohren infolge Spannungsrißkorrosion führen.

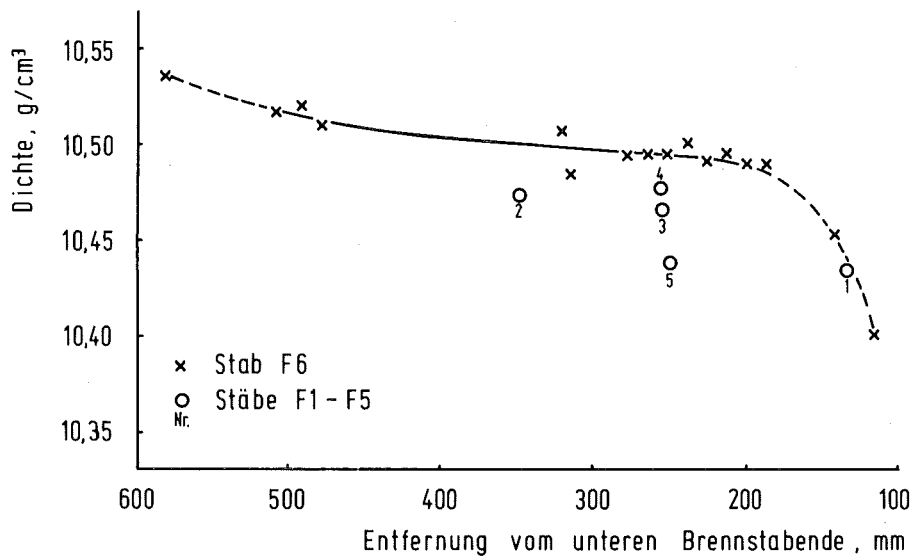


Abb. 06.01.06/18A-2: Brennstoffdichte der Stäbe F1-F6 nach Bestrahlung in Abhängigkeit von der axialen Position.

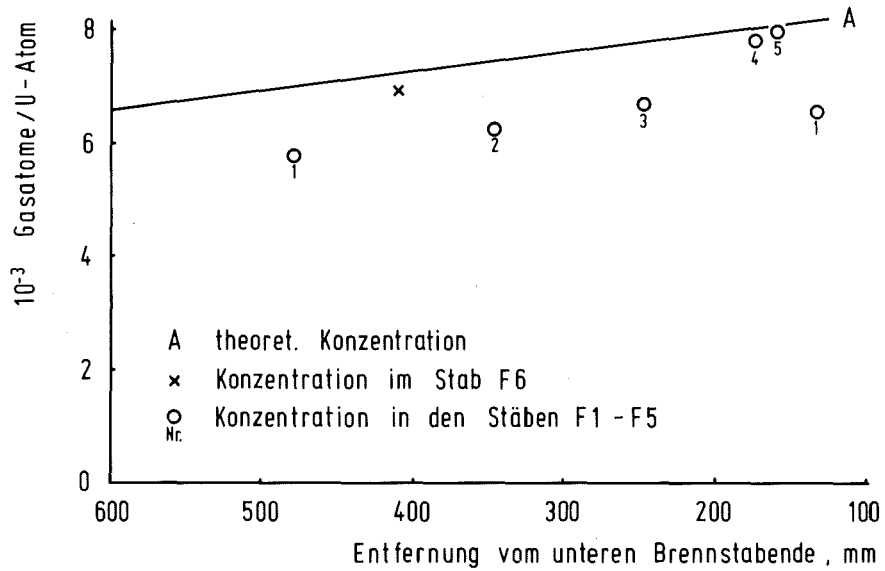


Abb. 06.01.06/18A-3: Konzentration des gebundenen Spaltgases in den F-Stäben in Abhängigkeit von der axialen Position.

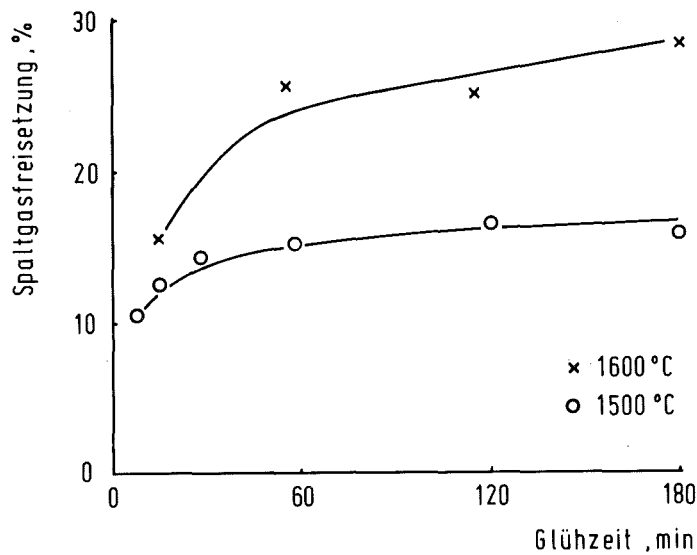


Abb. 06.01.06/18A-4: Spaltgasfreisetzung in Abhängigkeit von der Glühzeit.

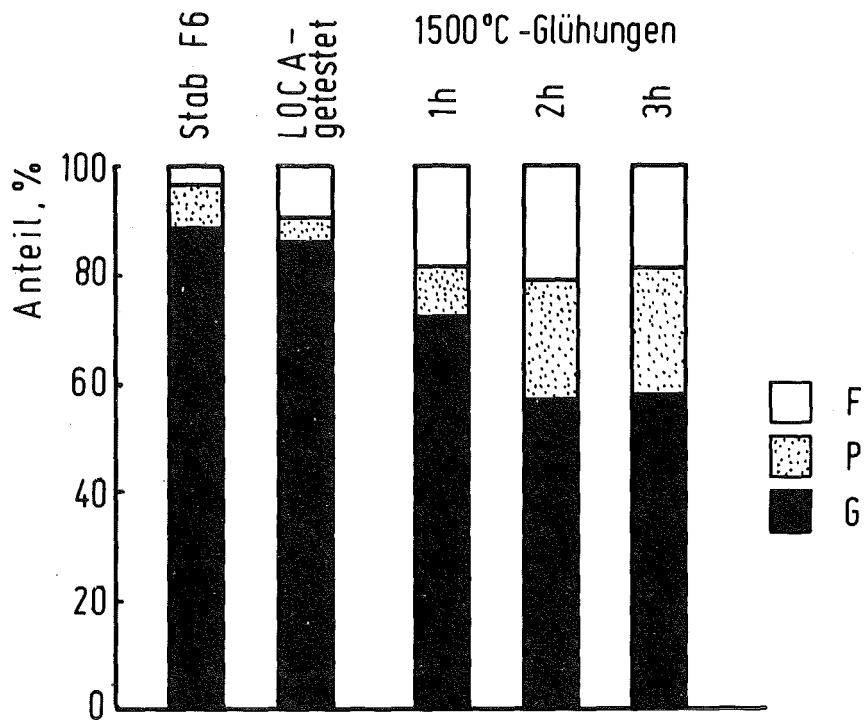


Abb. 06.01.06/ 18A-5: Spaltgasanteile in Proben der F-Stäbe nach verschiedenen Behandlungen (F = freies Spaltgas, P = Porensplattgas, G = Gittersplattgas).

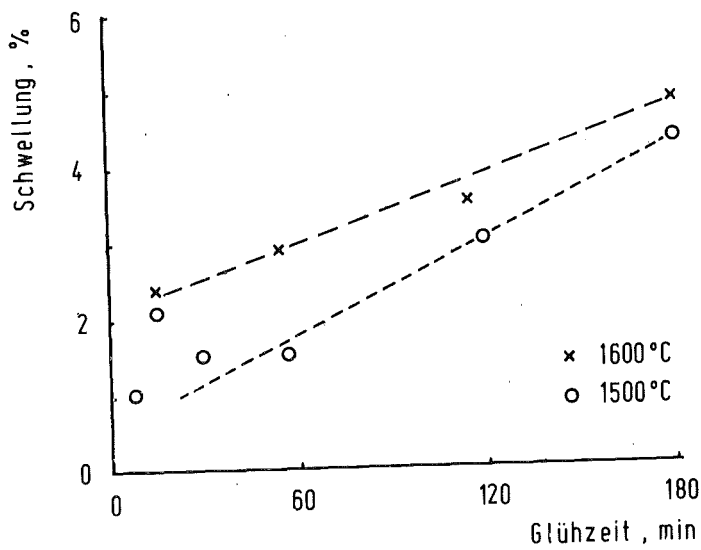
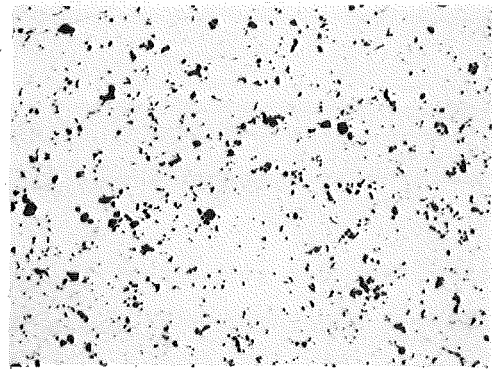
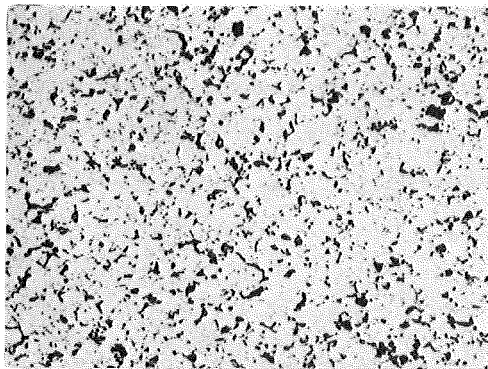


Abb. 06.01.06/18A-6: Schwellung in Abhängigkeit von der Glühzeit.



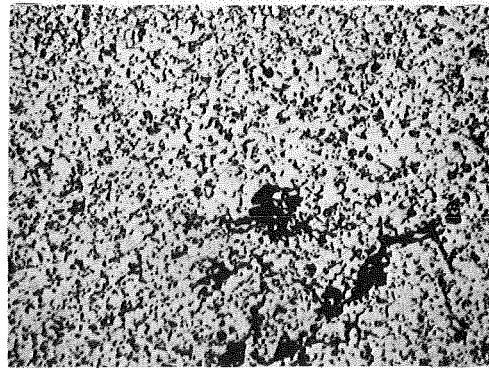
4h - 1473K

200:1



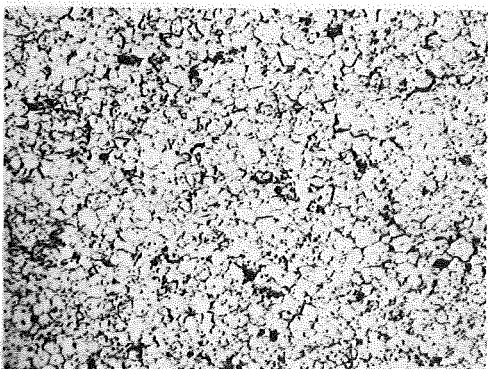
15 min - 1800K

200:1



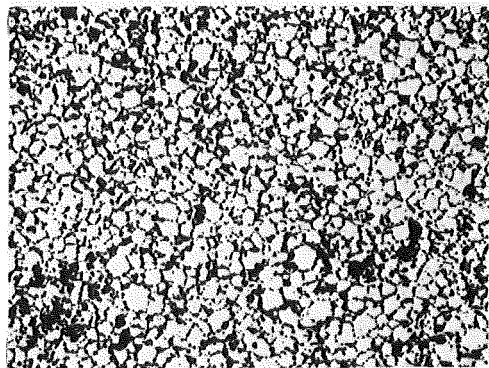
12 min - 1873K

200:1



3h - 1773K

200:1



3h - 1873K

200:1

Abb. 06.01.06/18A-7: Gefüge des UO₂ nach verschiedenen Glühbehandlungen.

06.01.06/19A 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)

In der Testeinrichtung FABIOLA wird das Beul- und Berstverhalten von Zircaloy-4-Hüllrohren in Einzelstabexperimenten unter störfalltypischen Bedingungen untersucht.

Das bisherige Testprogramm, bei dem schwerpunktmäßig der Einfluß von Spaltprodukten und der Einfluß des Sauerstoffpotentials des UO_2 auf das Verformungsverhalten der Hülle im Vordergrund stand, wurde mit Versuchen an UO_2 -gefüllten Brennstabsimulatoren abgeschlossen.

Eine neue Teststrecke wurde entwickelt und in Betrieb genommen. Danach wurde mit einer größeren Testserie unter Heißstabbedingungen begonnen. Hierbei werden erhöhte Anforderungen an die Temperaturgleichmäßigkeit am Hüllrohr im Bereich der Beulzone gestellt. Die Daten dieser Tests dienen zur Verifizierung verschiedener Rechencodes.

FABIOLA-Teststrecke

Bei den FABIOLA-Versuchen wird die Oberflächentemperatur des Zircaloy-Hüllrohres berührungslos mit Pyrometern gemessen. Dies hat zur Folge, daß die Teststrecke entsprechend gestaltet sein muß und im Dampfführungsrohr (Shroud) im Bereich der Meßstellen Durchbrüche vorhanden sein müssen. Da das Dampfführungsrohr insbesondere bei den Versuchen mit UO_2 auch gleichzeitig die Funktion einer dichten und in gewisser Weise auch druckfesten Barriere zu erfüllen hatte, mußten die Durchbrüche über eine aufwendige Anordnung abgedichtet werden.

Die unterschiedliche Anhäufung von Material am direkt beheizten Shroud hatte einen ungünstigen Einfluß auf die Temperaturverteilung auf der Brennstabsimulatoroberfläche. Bei der neuen Teststrecke wurde deshalb ein Doppelrohrsystem verwendet.

Abbildung 06.01.06/19A-1 zeigt die Röntgenaufnahme eines Teststreckenausschnittes im Bereich der mittleren Pyrometerebene. Der innenliegende, direkt beheizte Shroud ist ein glattes Rohr aus Inconel mit kleinen Öffnungen für die Pyrometer. Das äußere Rohr ist als dichte und druckfeste Barriere ausgebildet und wird indirekt beheizt. Der Dampf strömt im Ringraum zwischen dem

zentralen Brennstabsimulator und dem Shroud von oben nach unten. Der Heizer im indirekt beheizten Brennstabsimulator ist profiliert und bewirkt, daß sich im Hüllrohr ein axiales Temperaturprofil aufbaut und das Temperaturmaximum immer am gleichen Ort, im Bereich der Pyrometermeßebene, liegt. Dies wird in der oben genannten Abbildung deutlich veranschaulicht. Das Maximum der Beule liegt direkt am Pyrometermeßfleck. Damit ist eine exakte Zuordnung von Temperatur- und Dehnungsverlauf gegeben.

Da das Pyrometer nur eine Stelle am Umfang des Hüllrohres erfaßt, wird zwischen den einzelnen Testreihen die azimutale Temperaturverteilung an Brennstabsimulatoren ermittelt, die zusätzlich mit mehreren Thermoelementen instrumentiert sind.

Die gewählte Doppelrohranordnung erlaubt Aufheizraten von 2 K/s bis ca. 30 K/s bei Stablängenleistungen von 5 W/cm bis 90 W/cm (Mittelwerte). Der Shroud wird während des Versuches mit der gleichen Aufheizrate hochgeheizt wie der Brennstabsimulator. Das äußere indirekt beheizte Druckrohr wird auf einem höheren Temperaturniveau gehalten, so daß mit Sicherheit auch an den außen liegenden Pyrometerfenstern keine Dampfkondensation auftritt.

Ergebnisse

Die Versuche mit UO_2 -gefüllten Brennstabsimulatoren zeigten, daß im Einphasenbereich des Zircaloy-4 (α -Phase) das UO_2 keinen Einfluß auf das Beul- und Berstverhalten der Hülle hat. Dies wurde auch schon bereits bei den Einzel-effektuntersuchungen festgestellt. In Anwesenheit von Jod tritt auch wieder Spannungsrißkorrosion auf mit extrem kleinen Berstdehnungen. Die Versuche wurden durchgeführt bei Innendrücken von ca. 120 bar und Aufheizraten um 11 K/s. Die Bersttemperaturen lagen bei ca. 800°C und die Berstdehnungen beim jodfreien Stab bei ca. 60 % und beim Stab mit Jod bei ca. 10 %. Ähnliche Werte wurden an Stäben mit Al_2O_3 -Füllung gemessen, die den gleichen Testbedingungen unterworfen waren.

Die Experimente unter Heißstabbedingungen sind erst angelaufen, so daß vorerst nur ein kurzer Überblick über die bisherigen Ergebnisse gegeben werden soll. Zwei Versuchsreihen konnten abgeschlossen werden. Die Aufheizraten betragen ca. 5 K/s und ca. 10 K/s, die Innendruckbelastungen lagen jeweils bei 140, 120, 80 und 50 bar. Die mit Thermoelementen im Beulbereich gemessenen azimutalen Temperaturabweichungen lagen bei ca. 10 K.

Die Bersttemperaturen über dem Berstdruck, Abbildung 06.01.06/19A-2, zeigen

ähnliche Werte, wie auch von anderen Experimentatoren ermittelt. Bei den hohen Drücken 120 und 140 bar liegen die Bersttemperaturen im Einphasenbereich des Zircaloy (α -Phase), bei den niedrigeren Drücken im Zweiphasenbereich ($\alpha+\beta$ -Phase).

In Abbildung 06.01.06/19A-3 sind die Berstdehnungen über der Bersttemperatur aufgetragen. Parameter ist die Aufheizrate. Es ist deutlich zu erkennen, daß im α -Phasenbereich die Dehnungen mit zunehmender Bersttemperatur größer werden und im Übergangsbereich zum Zweiphasenbereich hin ein Maximum erreichen.

Mit zunehmender Bersttemperatur nehmen die Berstdehnungen wieder ab und erreichen bei ca. 960°C ein Minimum. Bei weiter steigender Bersttemperatur werden die Dehnungen wieder größer.

Diese Ergebnisse zeigen eine gute Übereinstimmung mit den theoretischen Werten des REBEKA-Modells. Auch die Nachrechnung verschiedener Dehnungsverläufe mit dem NORA-Modell ergab gute Übereinstimmungen.

Geplante Weiterarbeit

- Abschluß der begonnenen Versuchsserie unter Heißstabbedingungen
- Auswertung und Dokumentation der Versuchsergebnisse
- Erweiterung der Testeinrichtung für Temperaturen über 1000°C

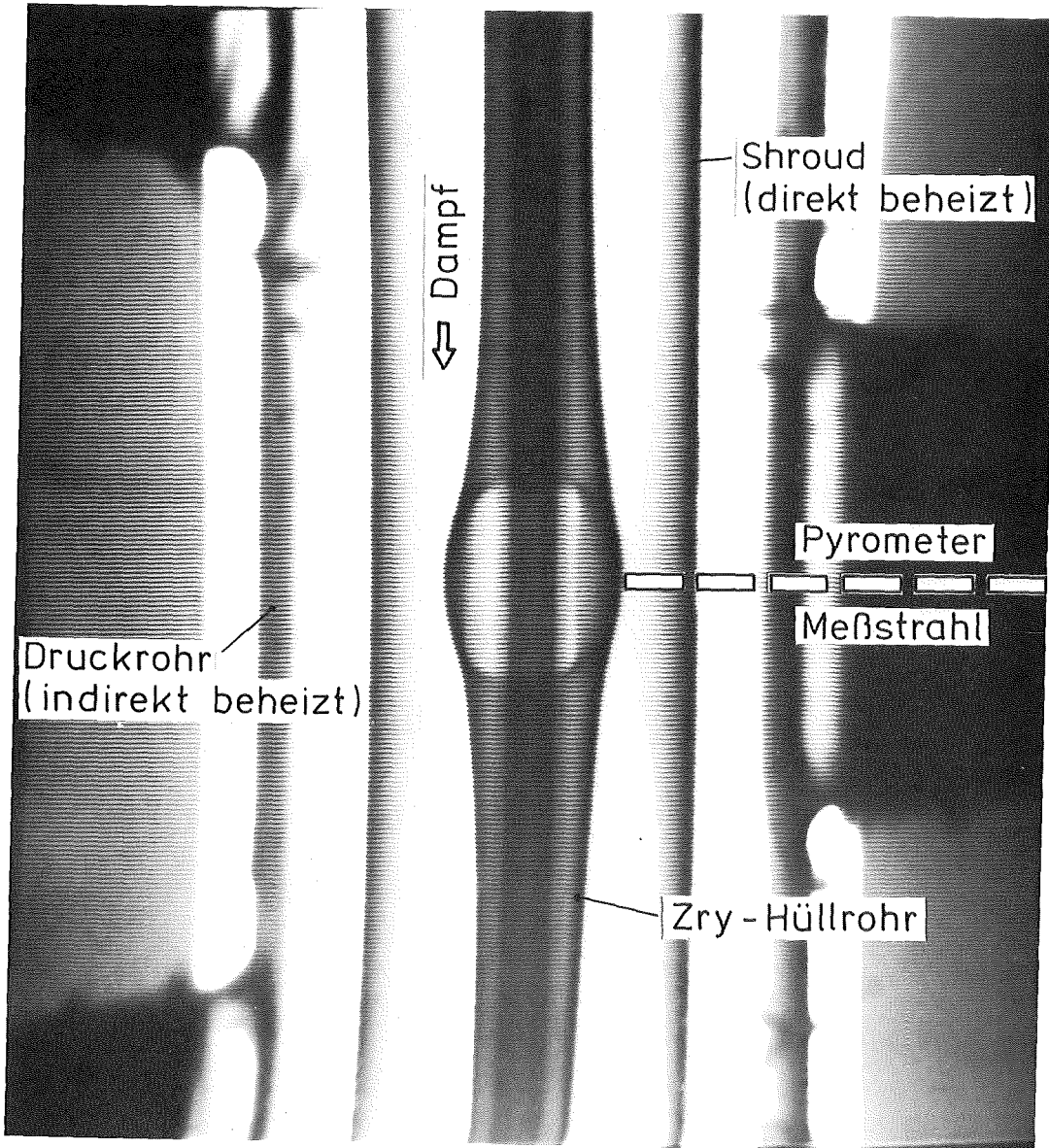


Abbildung 06.01.07/19A-1: FABIOLA-Teststrecke
Röntgenbildausschnitt

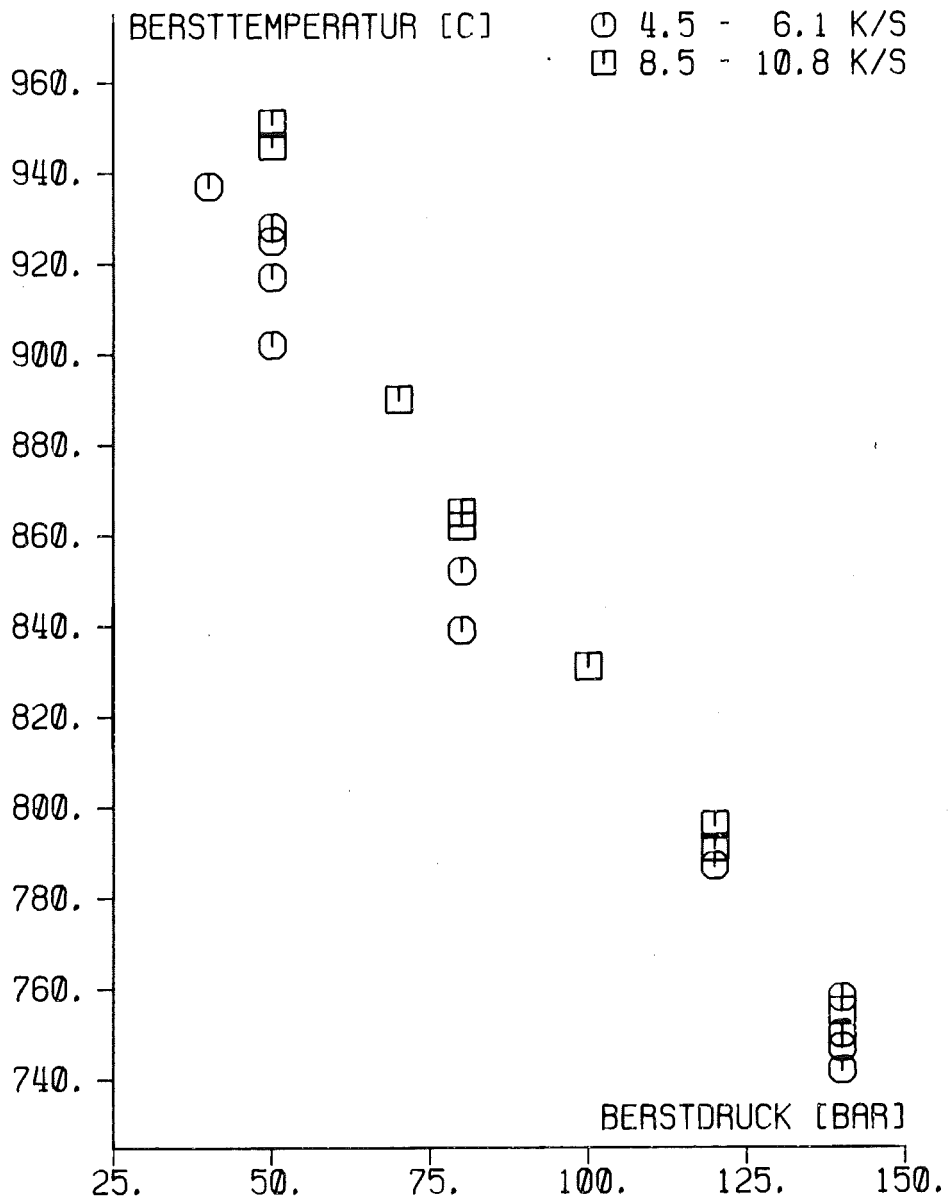


Abbildung 06.01.06/19A-2: FABIOLA-Testergebnisse
Bersttemperatur über Berstdruck

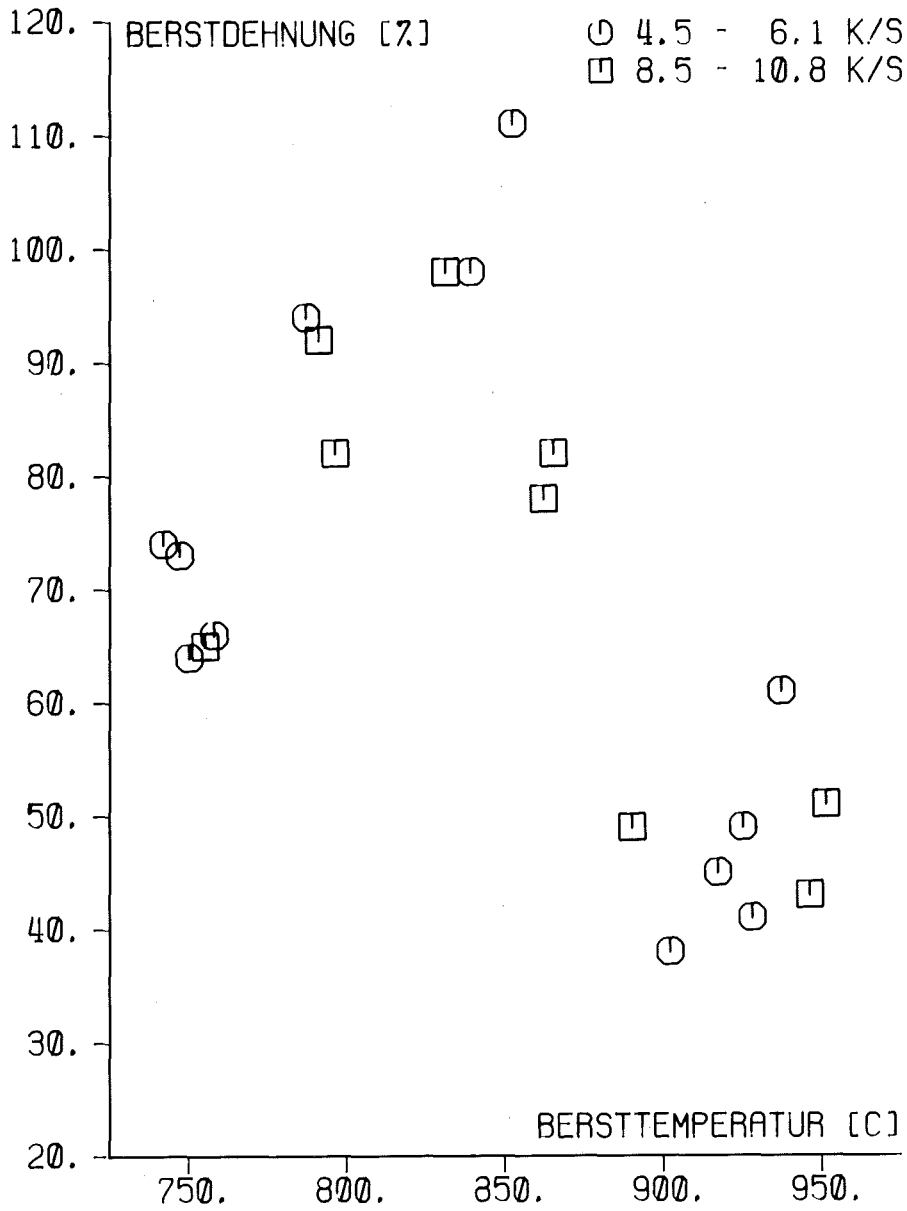


Abbildung 06.01.06/19A-3: FABIOLA-Testergebnisse
Berstdehnung über Bersttemperatur

06.01.07 Brennstabverhalten in der Blowdown-Phase eines Kühlmittel-
berluststörfalles

06.01.07/07A Untersuchungen zum Brennstabverhalten unter gesteuerten
/08A thermohydraulischen Randbedingungen (COSIMA-Programm)

PNS 4236.1/2 (G. Class, R. Meyder, E. Stratmanns; IRE
K. Hain, T. Vollmer, F. Brüderle; IT)

In der out-of-pile-Versuchsanlage COSIMA (= controled single rod blowdown simulation experiment Karlsruhe) wird das Brennstabverhalten während der Blowdown-Phase eines Kühlmittelverluststörfalles untersucht. Der Versuchsbetrieb wurde Mitte 1977 aufgenommen. Bisher sind in der Anlage insgesamt 168 Blowdown-Experimente gefahren worden, Die Meßdaten der meisten Versuche sind ausgewertet und auf Magnetbändern gespeichert.

Das Brennstabverhalten beim Kühlmittelverluststörfall wird durch die transiente thermische und mechanische Beanspruchung der Brennstabhülle bestimmt. Die mechanische Beanspruchung ergibt sich in der Hauptsache aus dem Verhalten des Stabinnendruckes (Spaltgas) und der äußeren Druckabsenkung durch das Ausströmen des Primärkreis-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 Kühlbedingungen.

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 1981

1. Im zurückliegenden Berichtsjahr wurden an der COSIMA-Versuchsanlage 33 Blowdown-Versuche gefahren. Sie dienten folgenden Versuchszielen:
 - a) Einfluß der Pelletrelocation auf den Blowdownablauf
 - b) Reproduzierbarkeit der Meßdaten
2. Die Nachrechnung des Versuches V82 mit dem Thermohydraulik-Code RELAP4/MOD6 wurde abgeschlossen.

Einfluß der Pelletrelocation und Reproduktion der Messwerte

In der Untersuchung ' Einfluß außen montierter Thermoelemente auf das Hüllrohr-Temperaturverhalten bei Blowdown-Transienten in COSIMA ' trat wegen der Verwendung verschiedener Brennstab-Simulatoren, die Frage nach der Reproduzierbarkeit der Messwerte auf.

Der mit Al_2O_3 Ringpellets bestückte Brennstab-Simulator (SIM, Abb.1) zeigt hinsichtlich Pellet-Relocation ein reaktorähnliches Verhalten. Die Al_2O_3 Pellets brechen aufgrund des radialen Temperatur-Profiles während der Transiente sektorförmig auseinander und die Bruchstücke verlagern sich in Richtung Simulatorhülle (Pellet-Relocation).

Da in aufeinander folgenden Transienten die Bruchstücke weiter brechen, nimmt die Korngröße ab, und die Pellet-Relocation führt zum Schließen des Gasspaltes zwischen Pellet und Simulatorhülle. Hierdurch wird der Wärmetransport zum Fluid deutlich verbessert, und der Stab erreicht in der Stationärphase eine geringere Speicherwärme. Dies führt zu einem jeweils milderen Verlauf der Hüllrohrtemperatur-Transiente (Abb.2).

Somit lassen sich nur Versuche miteinander vergleichen, in denen neben den gleichen Anlage-Steuerdaten auch die verwendeten Brennstab-Simulatoren die gleichen Ausgangsbedingungen haben. Dies ist in etwa gegeben bei der Verwendung 'frischer' Stäbe (die Pellets sind nicht gebrochen). Da die Pellets jedoch neben der nicht reproduzierbaren Lage (Exzentrizität) im Stab nicht deterministisch zerbrechen, ist auch hier mit einer Unsicherheit zu rechnen (Abb.3).

Versuche mit SiO_2 -Ringpellets

Es wurde erwartet, daß der Einsatz von SiO_2 - anstatt der Al_2O_3 -Pellets die Reproduzierbarkeit der Messwerte verbessern würde (clean-condition- Experimente), da SiO_2 (Quarz) Pellets während der Transiente nicht brechen (hohe Temperatur-Wechselbeständigkeit). Erwartet wurden jedoch Störungen eventuell durch chemische Reaktionen und durch die Strahlungsdurchlässigkeit von klar geschmolzenem Quarz.

- a) Quarzglas ($SiO_2 \geq 99.8\%$) wird ab $\approx 1050^\circ C$ durch C reduziert, wobei CO und SiO entstehen.
- b) Bei Raumtemperatur liegt der Transmissionsgrad für klar geschmolzenes Quarz und Wellenlängen von $0.3 \mu m \leq \lambda \leq 2.5 \mu m$ bei $\approx 90\%$.
Eine Temperaturabhängigkeit des Transmissionsgrades ist jedoch zu erwarten

Die Abb. 4 zeigt Messdaten dieser Reproduktionsversuche aus denen Hinweise auf die angesprochenen Störeinflüsse zu entnehmen sind.

Interpretation der Meßergebnisse.

Der Einfluss der Strahlungsdurchlässigkeit nimmt im Verlauf mehrerer Transienten ab, da durch Ablagerungen von Kohlenstoff auf der Innenseite des Ringpellets das Quarz-Pellet zunehmend Wärmestrahlung absorbiert. Der Einfluss chemischer Reaktion zwischen dem Kohlenstoff des Graphit-Heizers und dem SiO_2 -Pellet nimmt aus dem gleichen Grund zu, da mit abnehmender Strahlungsdurchlässigkeit das Pellet höhere Temperaturen erreicht. Somit ergibt sich ein sehr komplexer Vorgang, der die unzulängliche Reproduktion der Hüllrohrtemperatur-Transiente in den Versuchen erklärt.

Vergleicht man jedoch die Versuchsserie V108-V114 (Al_2O_3 -Pellet) mit der Versuchsserie V160-V168 (SiO_2 -Pellet), so erkennt man eine deutliche Verbesserung in der Reproduktion der Hüllrohrtemperaturtransiente. Im ersten Versuch der Serie mit den SiO_2 -Pellets bildet sich erstmals eine Schwärzung der SiO_2 aus (Konditionierung); dieser Versuch wird somit hier nicht gewertet.

Reproduzierbare Werte in Bezug auf die Hüllrohrtemperatur-Transiente sind, wenn man nur einen Simulator des Stabkonzeptes SIM in mehreren Versuchen einsetzt, derzeit nicht zu erwarten, da entweder das Pelletrelocation oder die eben diskutierten Effekte dem im Wege stehen.

Will man in COSIMA die Hüllrohrtemperatur-Transiente in mehreren Versuchen reproduzieren, so muss jeweils ein 'frischer' Simulator des Konzeptes SIM oder ein Solid-Heater (Stabkonzept in COSIMA : WUS) eingesetzt werden.

Ergebnisse der Nachrechnung des COSIMA-Experimentes V82 mit dem
Thermohydraulik-Code RELAP4/MOD6

Das Steuerprogramm des Versuches V82 wurde in Anlehnung an eine Transiente, wie sie bei einem 2f-Bruch der Kühlmittelleitung zwischen Pumpe und Reaktordruckgefäß an einem Druckwasserreaktor vom Typ Biblis A erwartet wird, erstellt.

Da das Experiment mit der von den RELAP-Autoren empfohlenen Standardeingabe für die Berechnung von Blowdown-Transienten / 3 / nicht nachrechenbar ist, wurden folgende zusätzliche Optionen verwendet:

1. Phasenseparation in den Plena
2. Slip-modell für die Volumina der Plena
3. Variation der bubble-rise Parameter
4. Critical flow Modell nach Henry-Fauske
5. Heat Transfer Logic nach HTS 2
(Filmsiede Korrelation nach Condie-Bengston III)
6. DNB-Beziehung nach 'Hsu-Beckner and modified Zuber'

(zusätzlich musste das Phasenseparationsmodell für das Unterplenium zu Beginn der Strömungsumkehr (Abwärtsströmung zum Zeitpunkt 32.7 s (s.Abb.5) ausgeschaltet werden, da RELAP4/MOD6 das Einspeisen von Wasser oder eines homogen verteilten Fluid/Dampf Gemisches in einen Dampfdom, wie er beim Ansatz des Phasenseparations-Modelles in Verbindung mit der Slip-Option entsteht, nicht berechnen kann.)

Obwohl der Vergleich zwischen gemessenen und gerechneten integralen Druckverlauf (Abb.6) sehr unbefriedigend verläuft, werden andere Messwerte, wie der Hüllrohrtemperaturverlauf und die integrale Dichte in den Plena (Abb. 7; 8; 9; 11; 12), überraschend gut wiedergegeben. Der Grund für die grosse Diskrepanz zwischen gemessenen Druckverlauf und Rechenergebniss wird in 1. Linie auf das Unvermögen des Codes, die schwierigen Strömungsverhältnisse und die komplizierte Fluidverteilung in den Plena nachzubilden (Abb.11; 12 zeigt die errechnete Dichteverteilung in den Plena; Abb.13; 14 den gerechneten Coremassenstrom), zurückgeführt.

Erwartet wurde, daß die Rechnung die Überhitzung des Fluids in der Teststrecke wie in der Messung (Abb.10) zeigt. Trotz der lokalen Messung der Fluidtemperatur zeigt sich hier das Unvermögen des Codes, infolge der homogenen Verteilung der Phasen, das radiale Temperaturprofil in der Strecke zu berücksichtigen.

Bessere Ergebnisse werden vom Einsatz fortgeschrittener Zwei-Phasen-

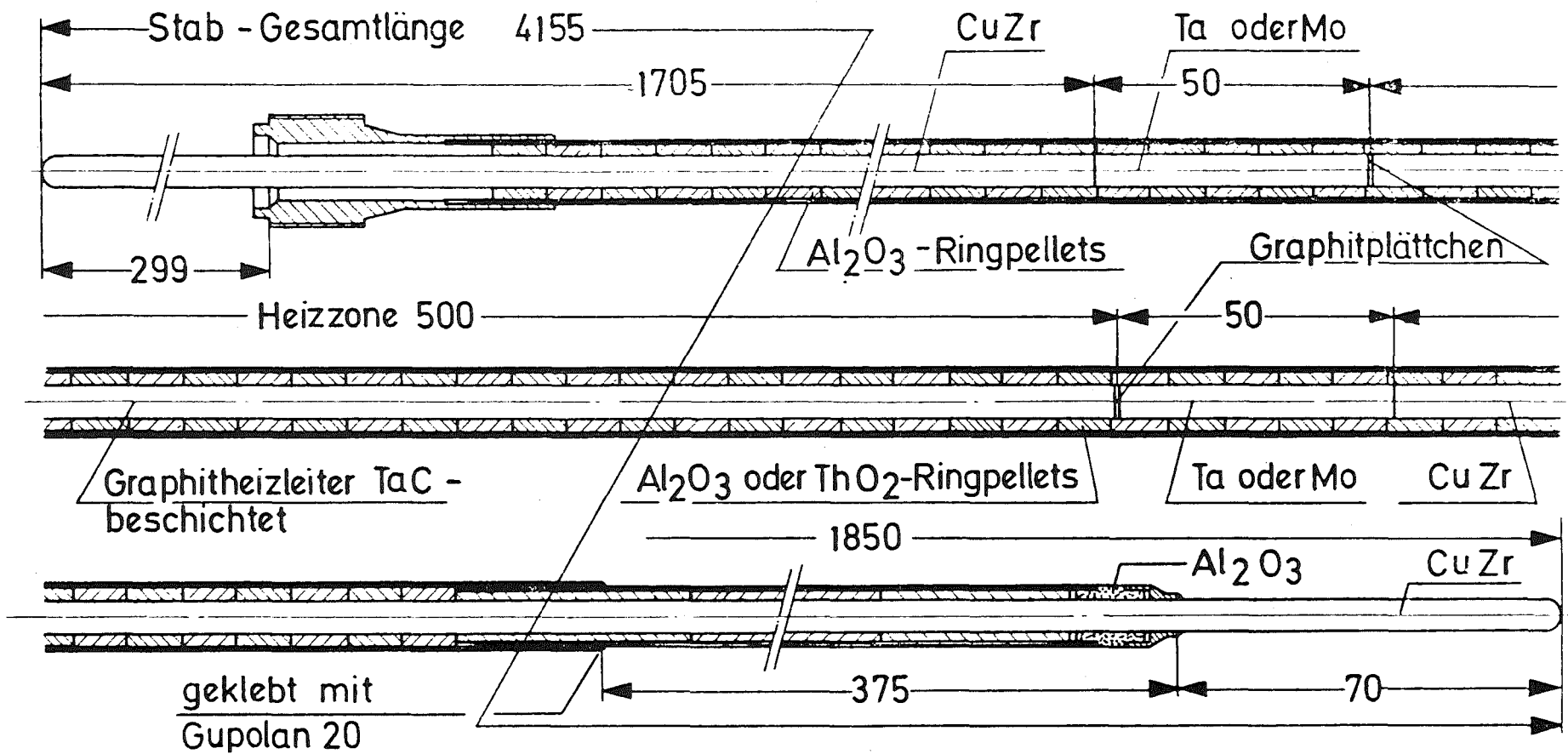
Codes, wie etwa DRUFAN oder RELAP5, erwartet. Diese Codes werden etwa Mitte 1982 im Kernforschungszentrum Karlsruhe zur Verfügung stehen.

Literatur

- /1/ G. Class et. al.:
Thermohydraulisch gesteuerte Blowdown-Versuche in der
Versuchsanlage COSIMA zum DWR-Brennstabverhalten:
Experimentelle und theoretische Ergebnisse.
KfK 2770, Februar 1979, S. 66-68

- /2/ G. Class, R. Meyder, K. Hain:
Messung der Brennstab-Hüllrohrtemperatur mit lofotypischen
Thermoelementen unter Blowdown-Bedingungen in COSIMA.
Projekt Nukleare Sicherheit; Jahreskolloquium 1980, KfK 3070

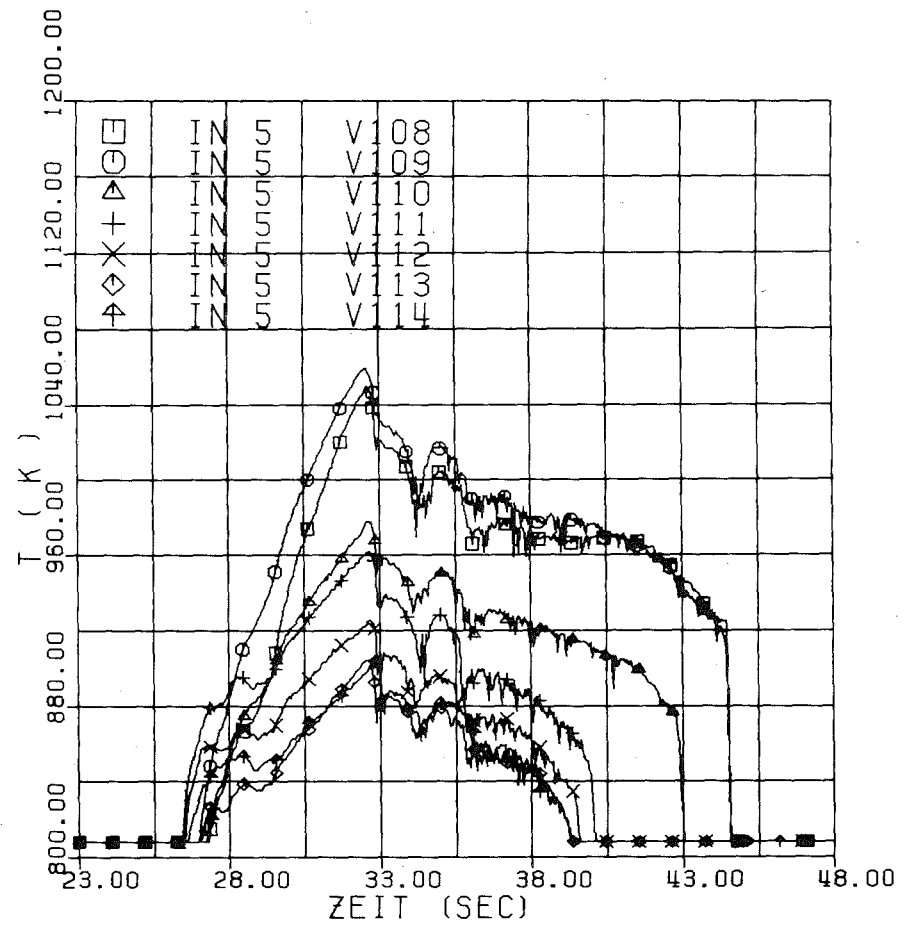
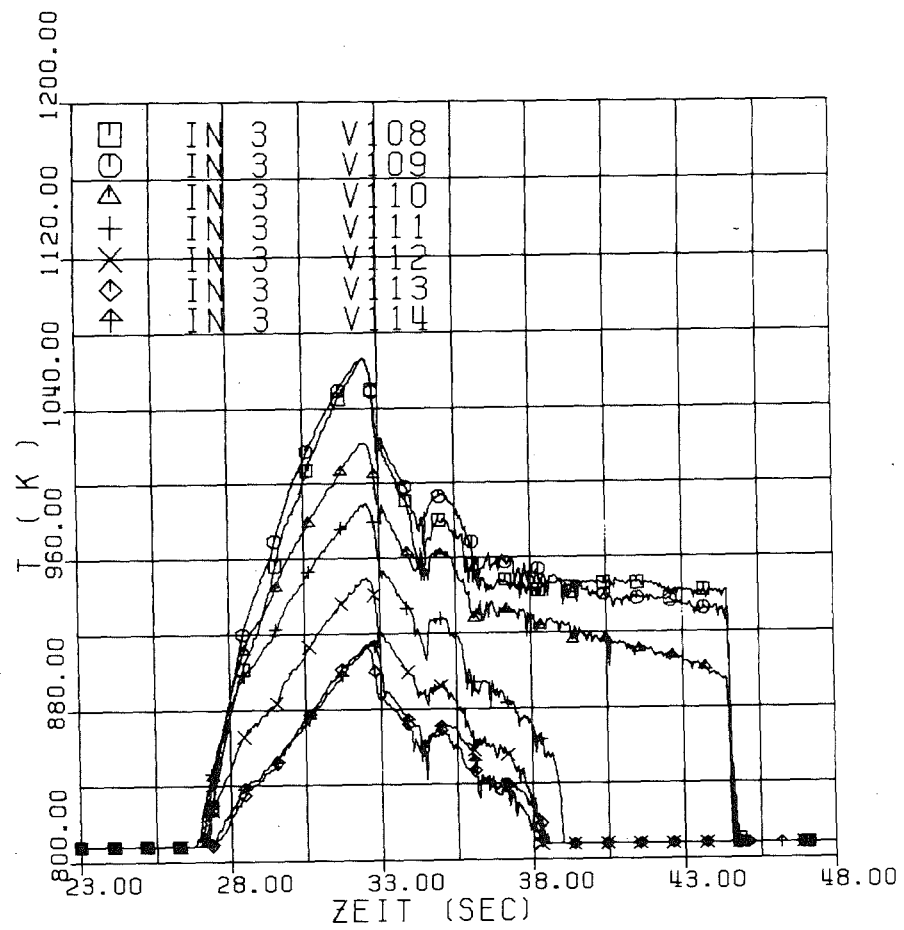
- /3/ RELAP4/MOD6 Users Manual, EG&G Idaho (Inel),
CDAP-TR-003, 1978



- 4200-71 -



Abb. 1 Simulationsbrennstab 'S I M' für Blowdownversuche



- 4200-72 -



Abb. 2 Versuchsserie V108 - V114 mit Al_2O_3 -Pellets
Relocation-Einfluß auf die Hüllrohrtemperatur-Transiente

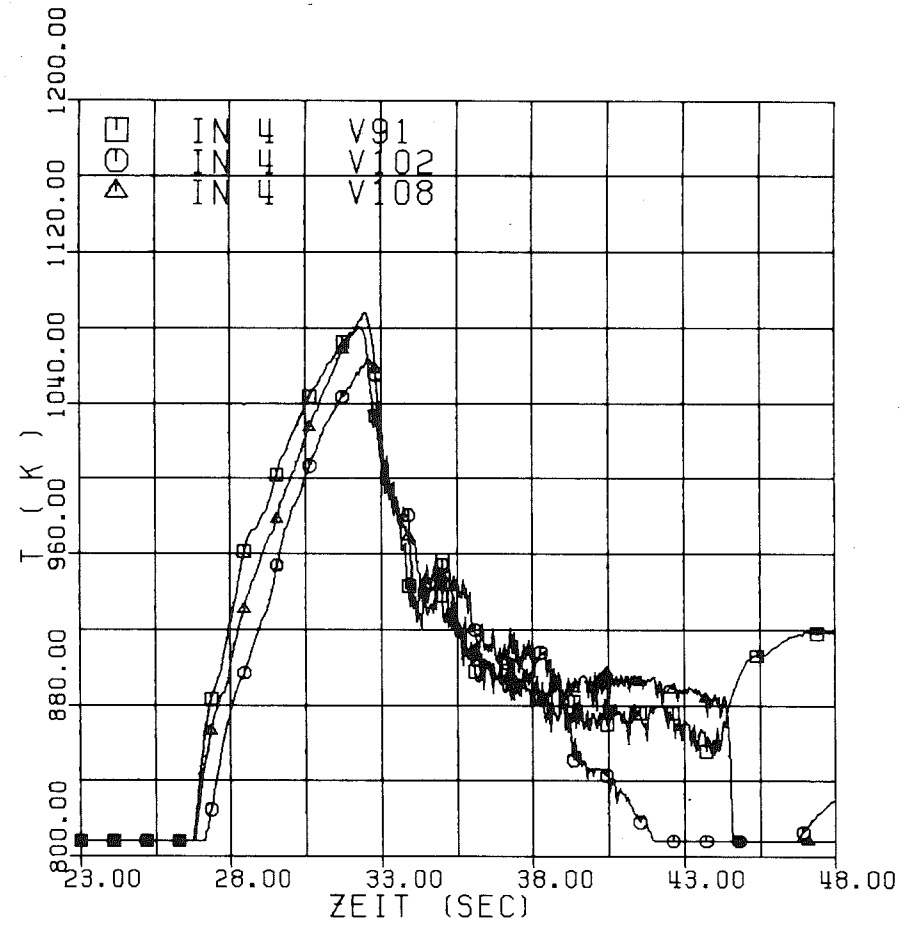
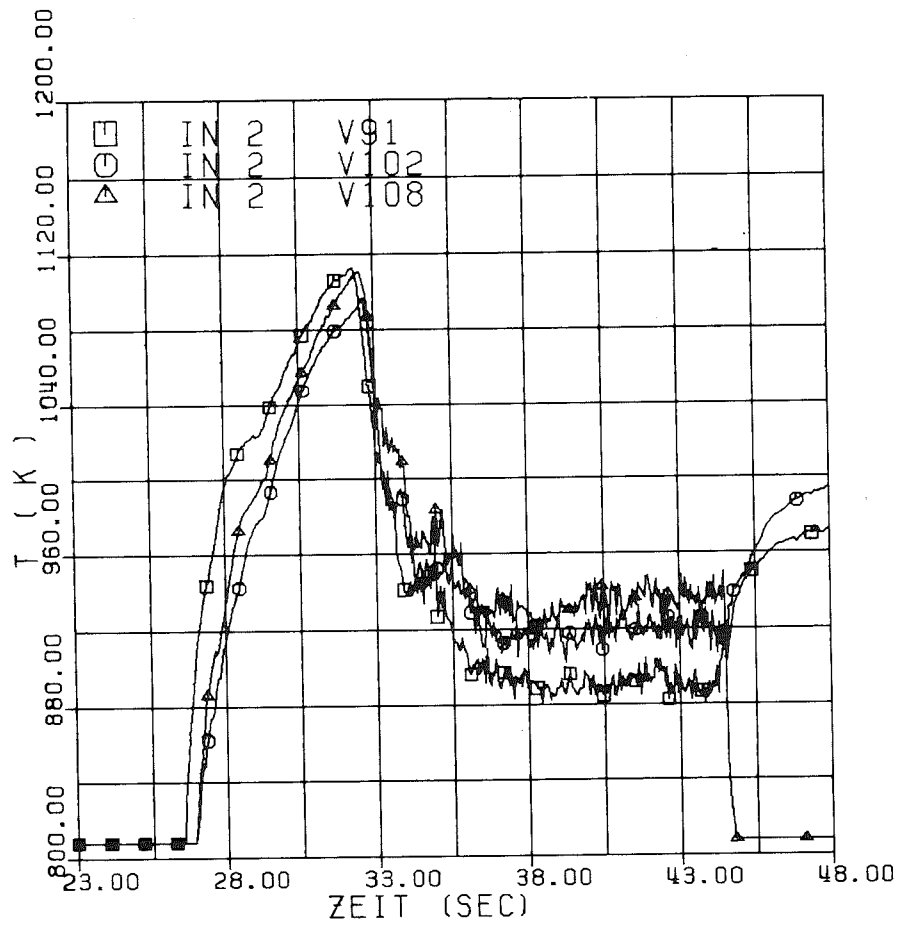


Abb. 3 Reproduktion der Hüllrohrtemperatur-Transiente bei Verwendung jeweils 'frischer' Simulationsbrennstäbe mit Al_2O_3 -Pellets

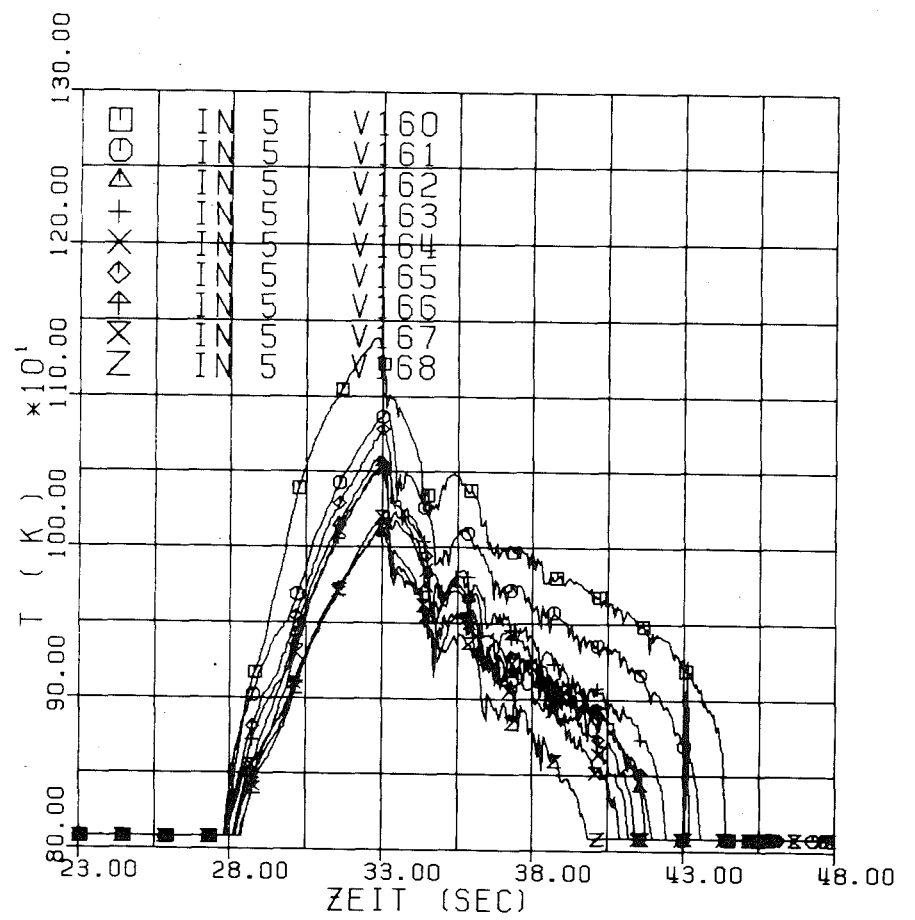
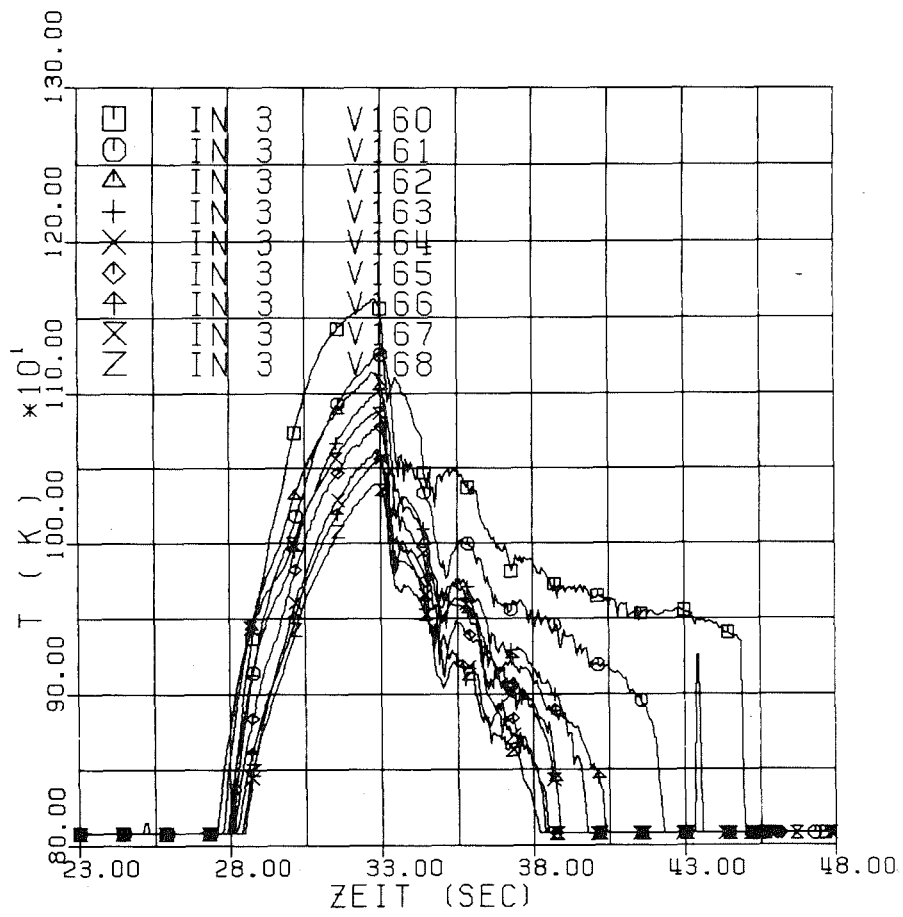


Abb. 4 Versuchsserie V160 - V168 mit SiO₂-Pellets
Einfluß von Strahlungsdurchlässigkeit und chemischer
Reaktionen auf die Hüllrohrtemperatur-Transiente

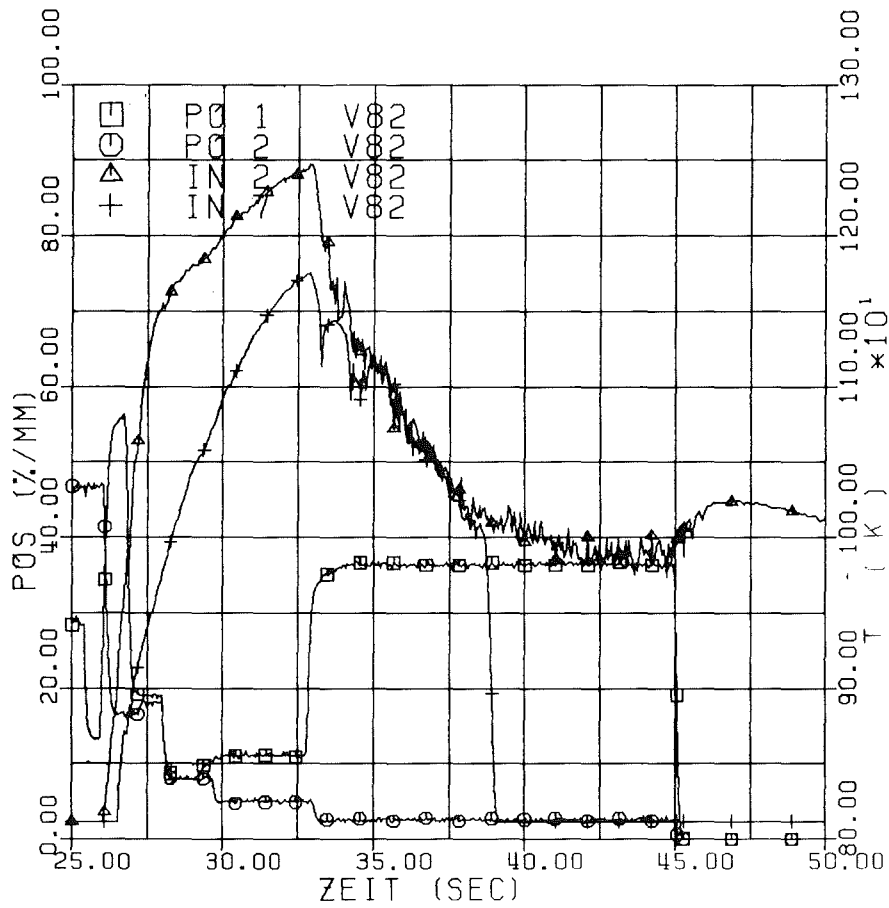


Abb. 5 Korrelation zwischen Ventilsteuerprogramm
und Hüllrohrtemperatur-Transiente
Po 1 = Steuerprogramm Abblaseventil Unterplenium
Po 2 = Steuerprogramm Abblaseventil Oberplenium
IN 2 = Hüllrohroberflächen-Temperatur unten
IN 7 = Hüllrohroberflächen-Temperatur oben

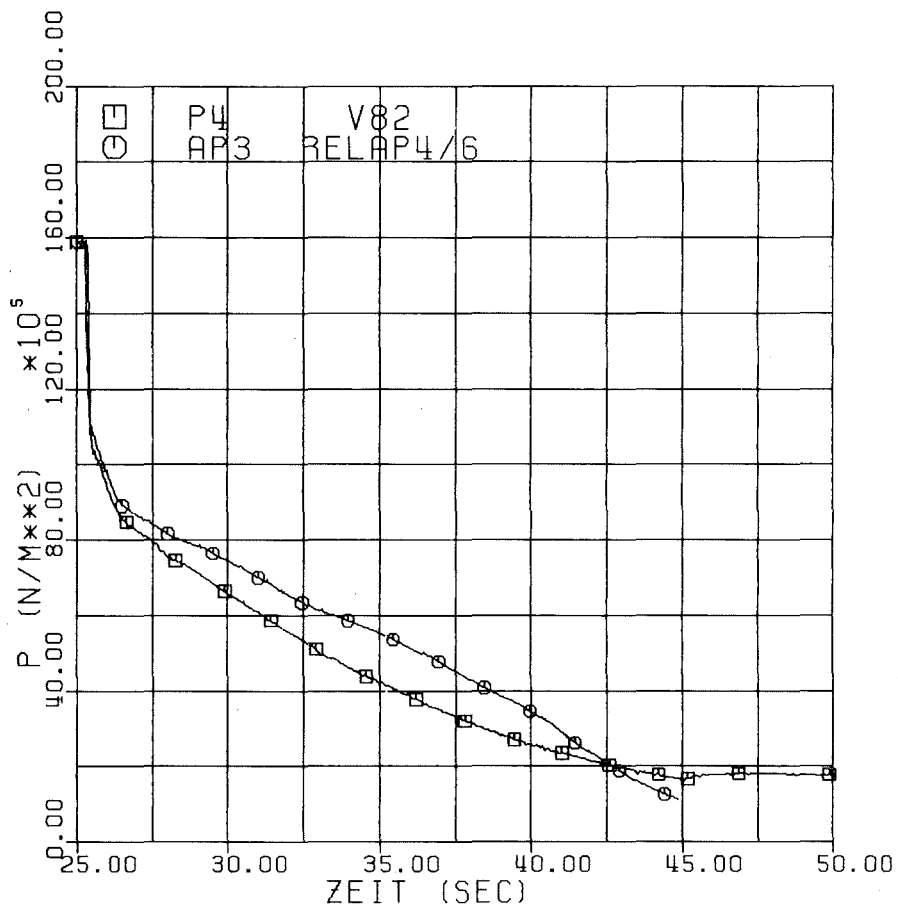


Abb. 6 Vergleich Messung / Rechnung mit RELAP4/MOD6
Drucktransiente im Unterplenium

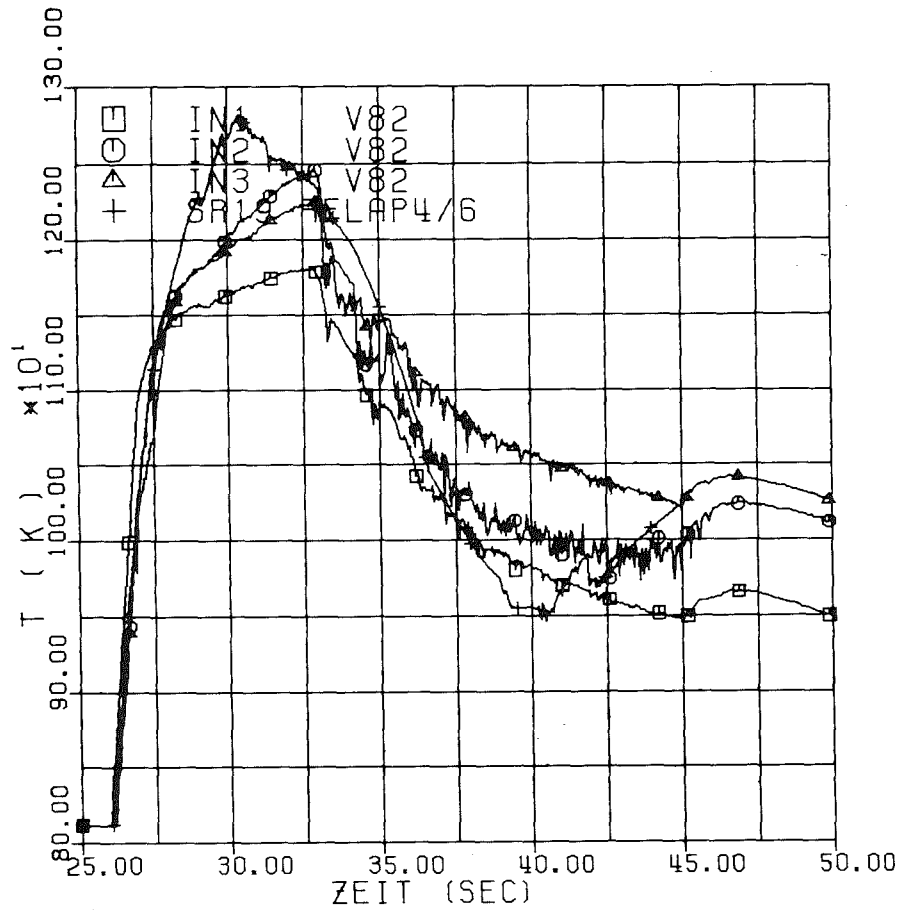


Abb. 7 Vergleich Messung / Rechnung mit RELAP4/MOD6
Hüllrohrtemperatur-Transiente unteres Stabteil

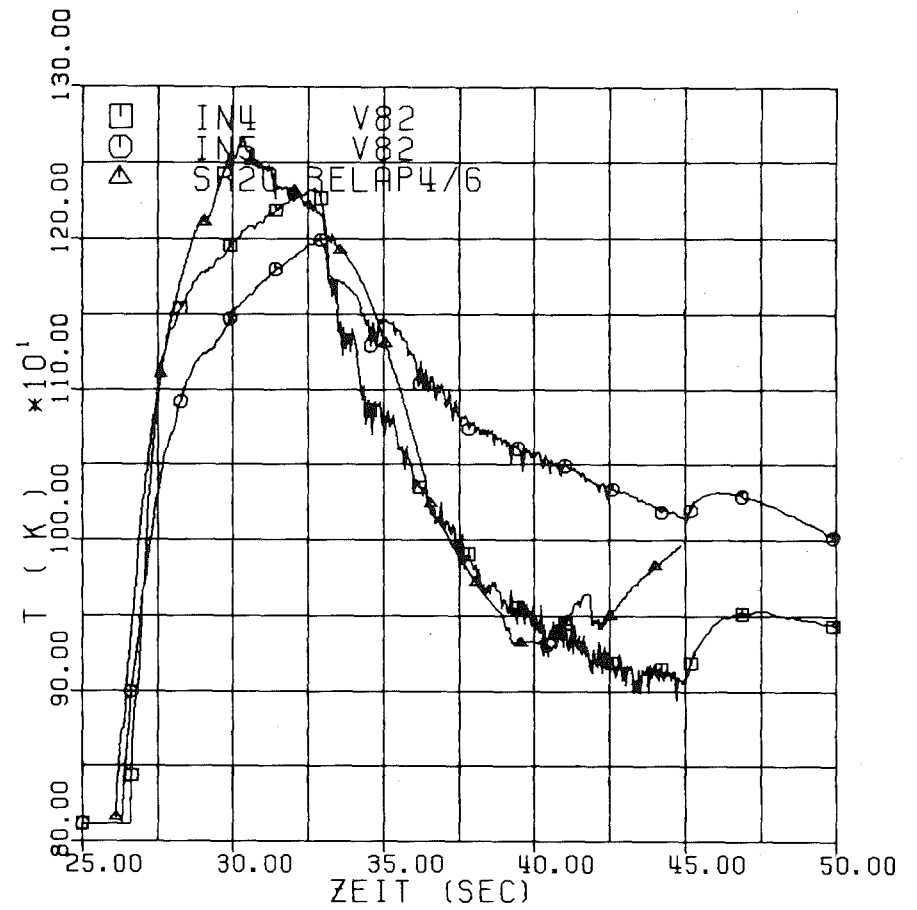


Abb. 8 Vergleich Messung / Rechnung mit RELAP4/MOD6
Hüllrohrtemperatur-Transiente mittleres Stabteil

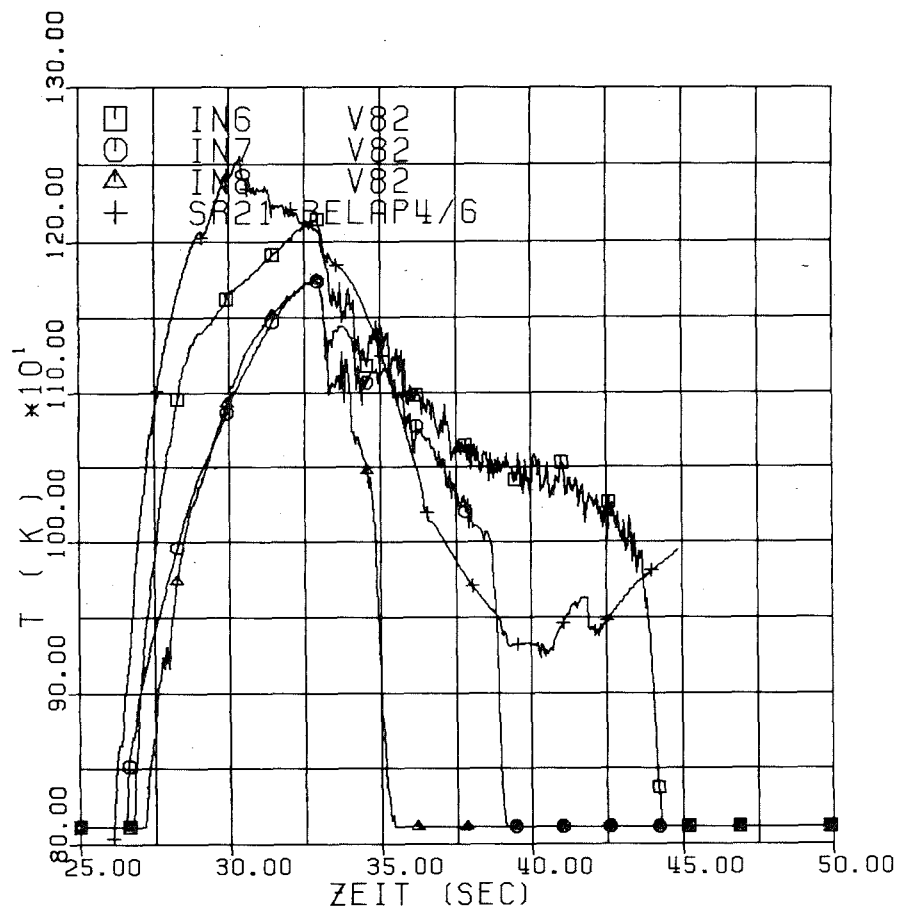


Abb. 9 Vergleich Messung / Rechnung mit RELAP4/MOD6
Hüllrohrtemperatur-Transiente oberes Stabteil

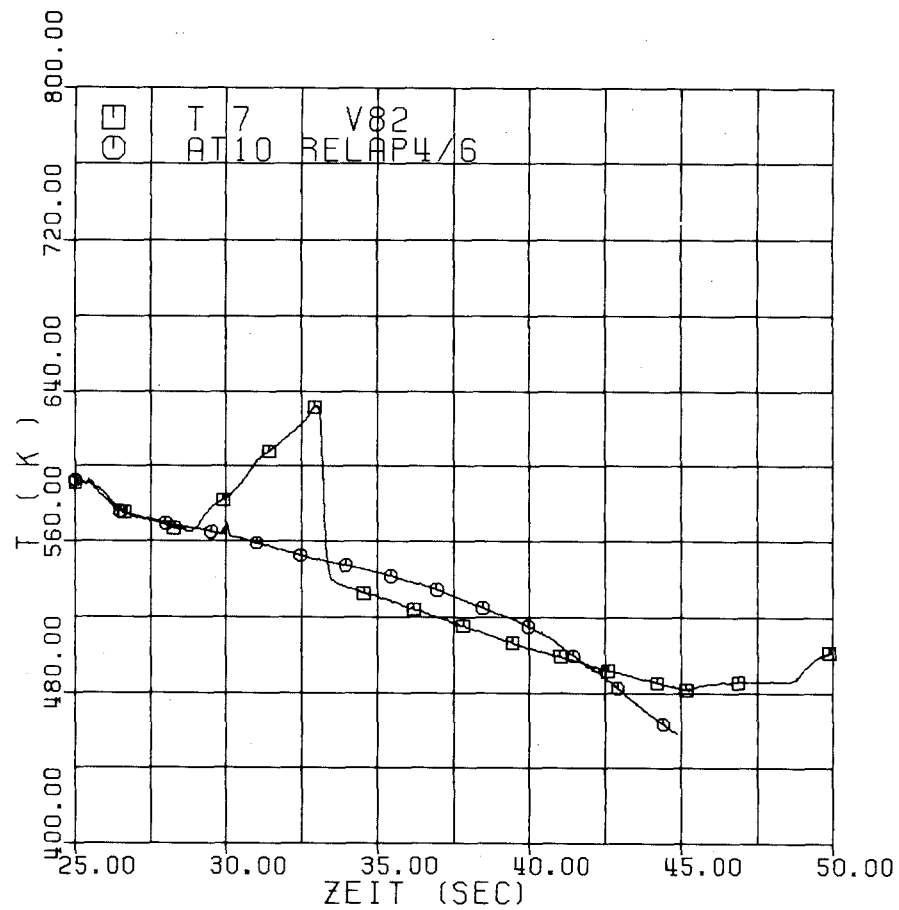


Abb.10 Vergleich Messung / Rechnung mit RELAP4/MOD6
Fluidtemperatur im oberen Teil der Meßstrecke

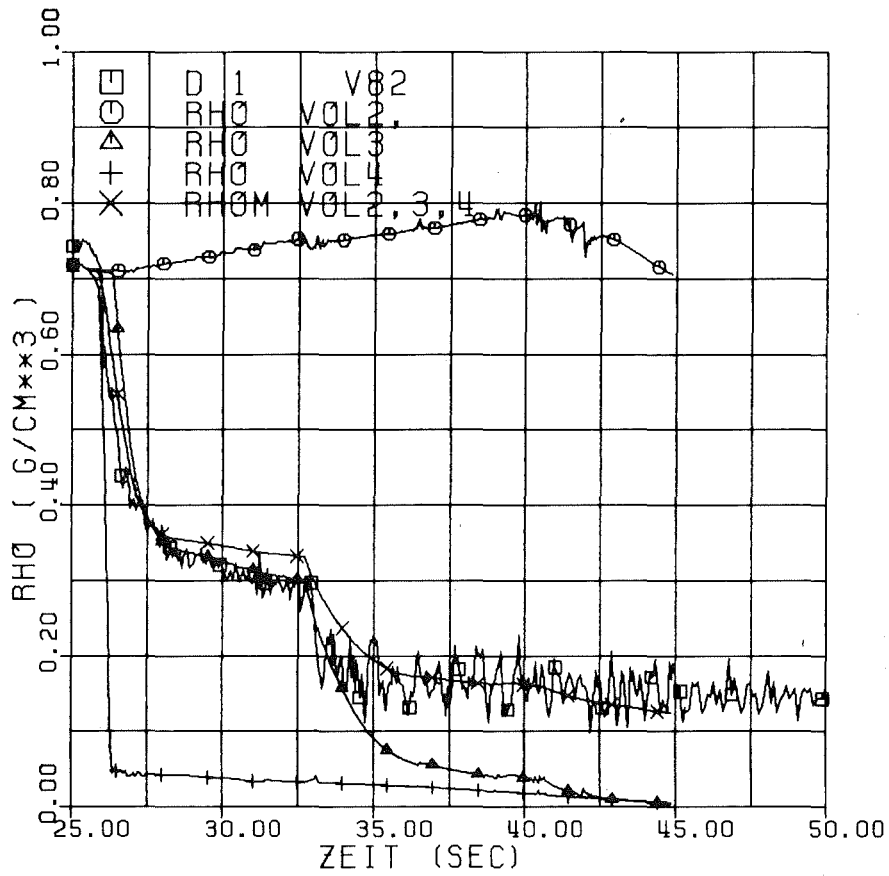


Abb.11 Vergleich Messung / Rechnung mit RELAP4/MOD6
Dichteverlauf
D 1 Messwert Integraler-Dichteverlauf Unterplenum
RHO Rechenergebniss für die RELAP-VOLUM-Knoten
RHOM volumetrisch gemittelter Dichteverlauf der Rechnung

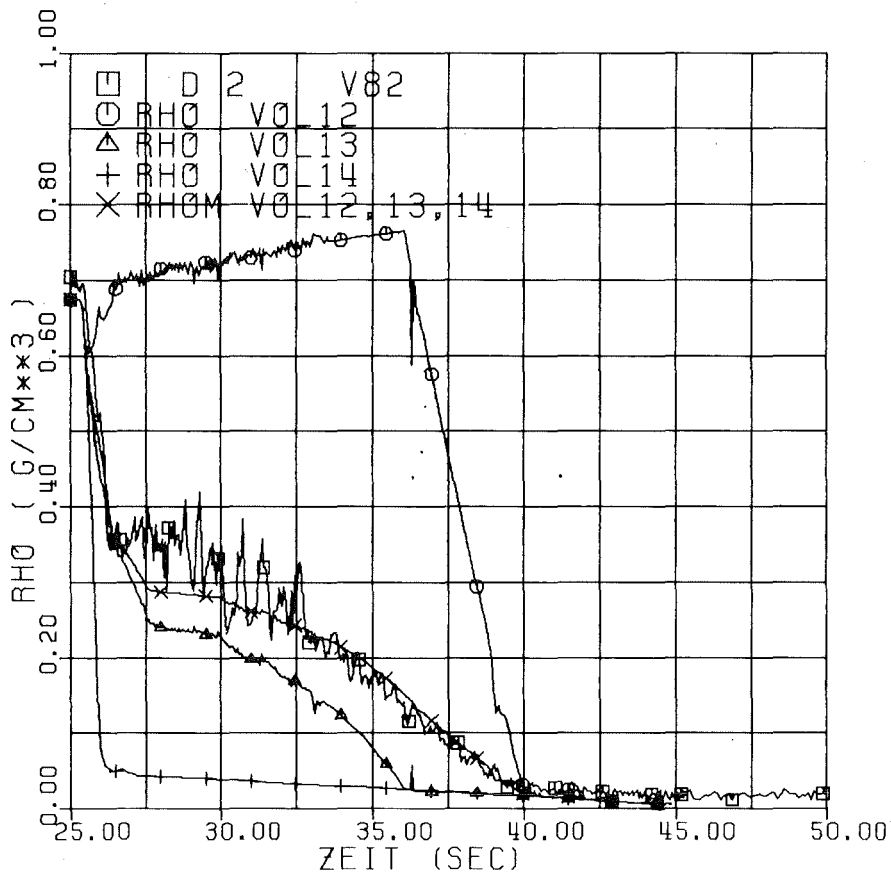


Abb.12 Vergleich Messung / Rechnung mit RELAP4/MOD6
Dichteverlauf
D 2 Messwert Integraler-Dichteverlauf Oberplenum
RHO Rechenergebniss für die RELAP-VOLUM-Knoten
RHOM volumetrisch gemittelter Dichteverlauf der Rechnung

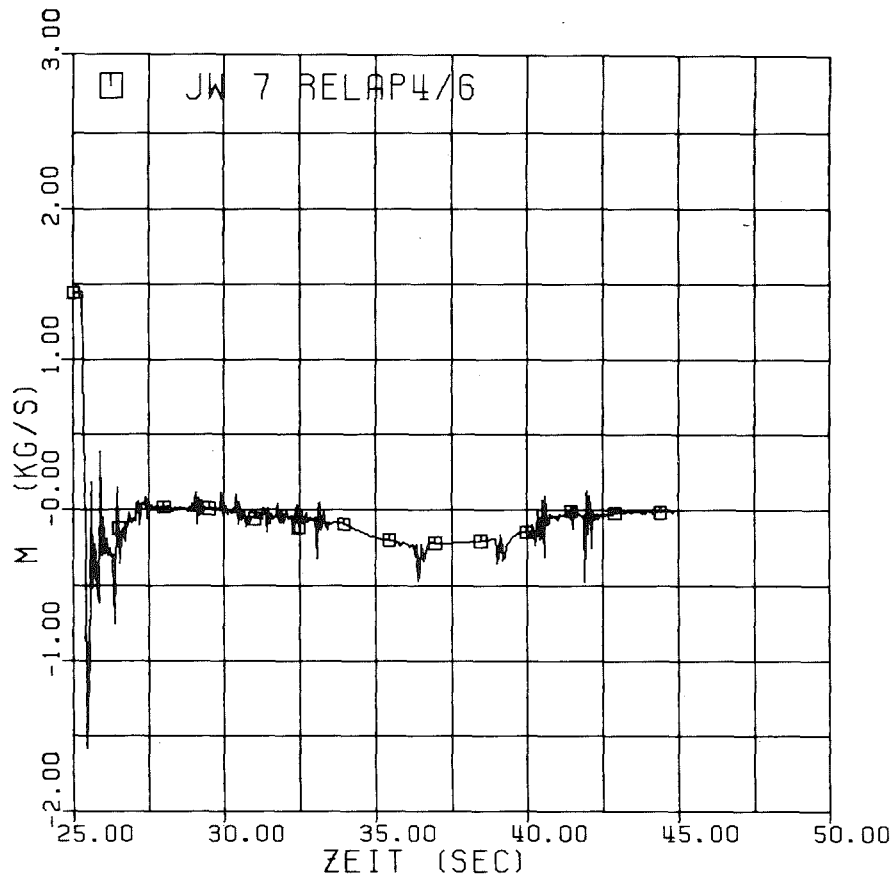


Abb.13 Nachrechnung des Versuches V82 mit RELAP4/MOD6
Coremassenstrom in Core-Mitte

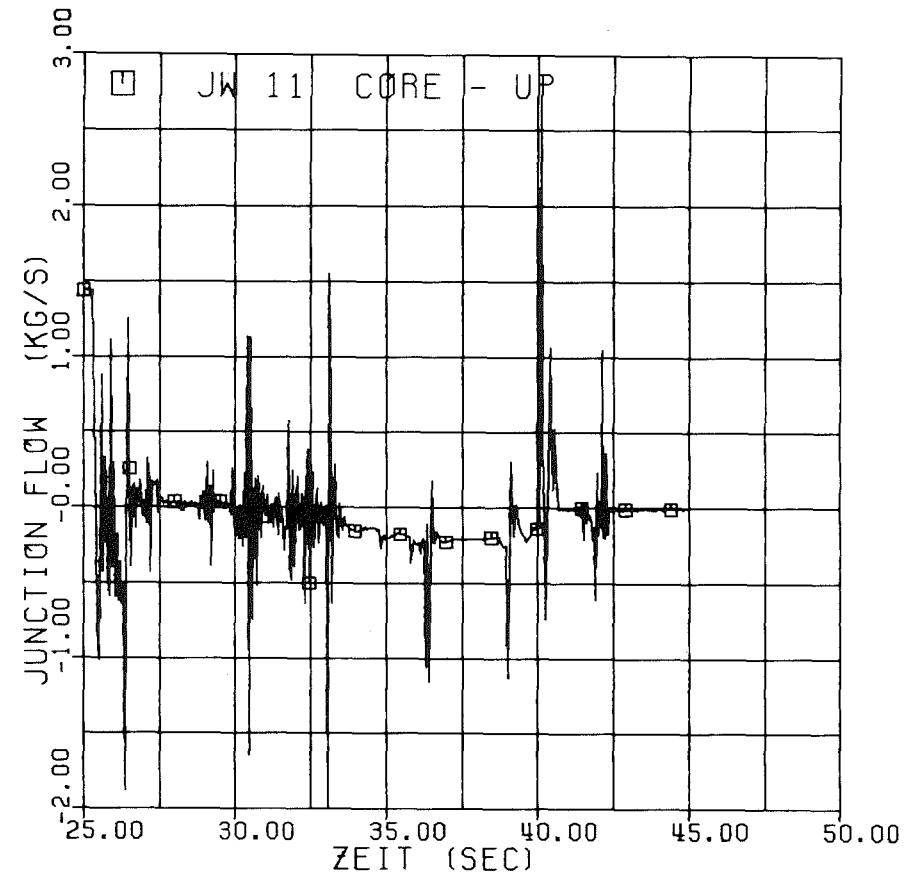


Abb.14 Nachrechnung des Versuches V82 mit RELAP4/MOD6
Coremassenstrom; vom Core zum Oberplenum

- 06.01.08 In-pile-Experimente im DK-Loop des FR2
- 06.01.08/04A Untersuchungen zum LWR-Brennstabverhalten
PNS 4237.1 in der 2. Aufheizphase eines Kühlmittelverlust-
 störfalles
(G. Harbauer, H. Hespeler, E. Karb, W. Knapp-
 schneider, W. Legner, W. Leiling, M. Prüß-
 mann, A. Scherer, L. Sepold, K. Wagner)

1. Zielsetzung des Vorhabens

Das Verhalten von Leichtwasserreaktor-Brennstäben wurde weltweit zunächst in Out-of-pile-Versuchen mit elektrisch beheizten Brennstab-Simulatoren untersucht. Zur Beurteilung der so ermittelten Versagensmechanismen war zu prüfen, ob sich unter nuklearen Bedingungen qualitativ und quantitativ gleiche Resultate ergeben. Mit dieser Zielsetzung wurden die FR2-Versuche durchgeführt. Die out-of-pile nicht simulierbaren nuklearen Bedingungen sind vor allem durch die nukleare Beheizung der Teststäbe mittels Spaltungswärme aus Kernbrennstoff gekennzeichnet.

2. Stand des Vorhabens

Nachdem die Durchführung der Versuche 1980 abgeschlossen und die Teststrecke des DK-Loops aus dem FR2 ausgebaut wurde, standen die Arbeiten im Berichtsjahr im Zeichen der Nachuntersuchungen, der Auswertung und der Ergebnisdokumentation.

Die Nachuntersuchungen von 9 Stäben in den Heißen Zellen wurden 1981 abgeschlossen, weitere 2 Stäbe sind zum Jahresende in Arbeit; die Nachuntersuchungen sind damit zu etwas mehr als 90 % erledigt. Diese Zahl gilt in etwa auch für die Auswertung der zerstörungsfreien Prüfungen und der Brennstoff-Siebanalysen, während das Bild- und Datenmaterial aus den zerstörenden Prüfungen für etwa 40 % der Stäbe ausgewertet ist.

3. Wesentliche Ergebnisse:

- Die Berstdaten (Berstdruck, -temperatur und -dehnung) der FR2-Versuche mit vorbestrahlten und unbestrahlten sowie mit elektrisch beheizten Prüflingen unterscheiden sich nicht grundsätzlich voneinander (Abb. 06.01.08-1 und -2).

- Ein Einfluß des Abbrands auf die Versagensmechanismen ist nicht erkennbar.

- Die Berstdaten liegen alle im Streuband der Ergebnisse von Out-of-pile- und In-pile-Versuchen anderer Experimentatoren (Abb. 06.01.08-3 und -4).

- Die bei der Vorbestrahlung in der für Leistungsreaktoren typischen Art gerissenen Brennstofftabletten (Abb. 06.01.08-5) zerfielen nach der radialen Dehnung der Hülle in Bruchstücke, wobei im Bereich großer Hülldeformation die Tablettenstruktur meist verloren ging (Abb. 06.01.08-6). Durch Nachrutschen von Brennstoffteilchen aus den darüberliegenden Stababschnitten ergab sich dabei eine z. T. deutliche Verkürzung der Brennstoffsäule. Diese Brennstoffumverteilung hat bei den relativ schnellen LOCA-Transienten keinen Einfluß auf den Deformationsvorgang.

Im Hinblick auf die Zielsetzung kann zusammenfassend der Schluß gezogen werden, daß ein Einfluß der nuklearen Bedingungen auf die Mechanismen des Brennstabversagens beim KVS eines Druckwasserreaktors nicht zu erwarten ist.

Wegen der teilweise noch ausstehenden Nachuntersuchungen und Auswertungen sind diese Ergebnisse zwar als noch vorläufig zu betrachten, es wird jedoch keine grundsätzliche Änderung obiger Schlußfolgerung erwartet.

4. Veröffentlichungen

4.1 Zusammenfassende, übergeordnete Berichte

- /1/ E. H. Karb, "In-pile Tests at Karlsruhe of LWR Fuel Rod Behavior During the Heatup Phase of a LOCA", Nuclear Safety, 21 - 1, 26 (1980)
- /2/ E. H. Karb et al., "KfK In-pile Tests on LWR Fuel Rod Behavior During the Heatup Phase of a LOCA", KfK 3028 (1980)
- /3/ L. Sepold, E. H. Karb, "In-pile Tests on LWR Fuel Rod Behavior under LOCA Conditions in the Karlsruhe FR2 Reactor", Proceedings of a CSNI Specialist Meeting on Safety Aspects of Fuel Behavior in Off-Normal and Accident Conditions, Espoo, Finland, (1980), ISBN 92-64-02234-1, S. 361 - 371
- /4/ L. Sepold, E. H. Karb, "Ergebnisse der FR2-In-pile-Experimente zum LWR-Brennstabverhalten unter LOCA-Bedingungen", in Tagungsbericht der Jahrestagung Kerntechnik '81, Deutsches Atomforum e.V., Bonn, (1981), S. 243
- /5/ E. H. Karb et al., "Results of the FR2 In-pile Tests on LWR Fuel Rod Behavior", in Topical Meeting on Reactor Safety Aspects of Fuel Behavior, ANS, Sun Valley (1981)

4.2 Auswertebereichte über einzelne Versuchsserien

- /6/ L. Sepold, E. H. Karb und M. Prüßmann, "Ergebnisse der In-pile-Experimente zum LWR-Brennstabverhalten beim LOCA mit nicht vorbestrahlten Brennstäben"; KfK 3098 (1981)
- /7/ E. H. Karb, M. Prüßmann und L. Sepold, "In-pile-Experimente zum Brennstabverhalten beim Kühlmittelverlust-Störfall, Bericht über die Versuchsserie F", KfK 2956 (1980)

- /8/ M. Prüßmann, E. H. Karb und L. Sepold, "In-pile-Experimente zum Brennstabverhalten beim Kühlmittelverlust-Störfall, Bericht über die Versuchsserie G1", KfK 3061 (1980)
- /9/ L. Sepold, E. H. Karb und M. Prüßmann, "In-pile-Experimente zum Brennstabverhalten beim Kühlmittelverlust-Störfall, Bericht über die Versuchsserie G2/3", KfK 3099 (1981)

4.3 Sonstige Berichte

- /10/ W. Leiling, "Hülltemperaturmessung mit Thermoelementen an vorbestrahlten LWR-Brennstab-Prüflingen", KfK 3100 (1981)

Abb. 06.01.08-1

Berstdaten der In-pile-Versuche, Bersttemperatur als Funktion des Berstdrucks

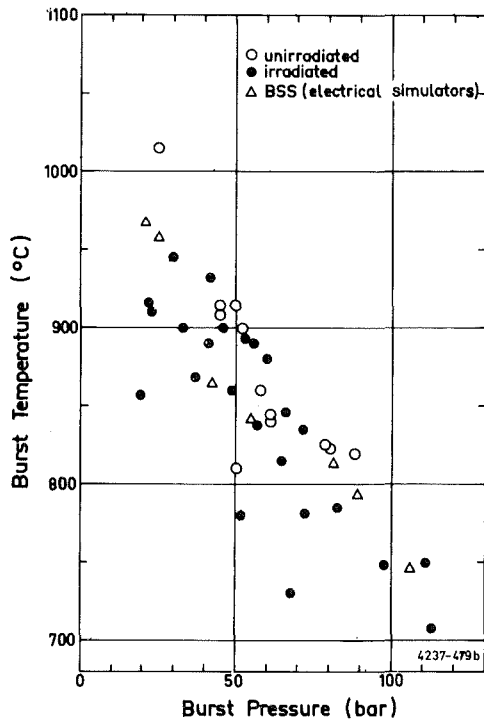
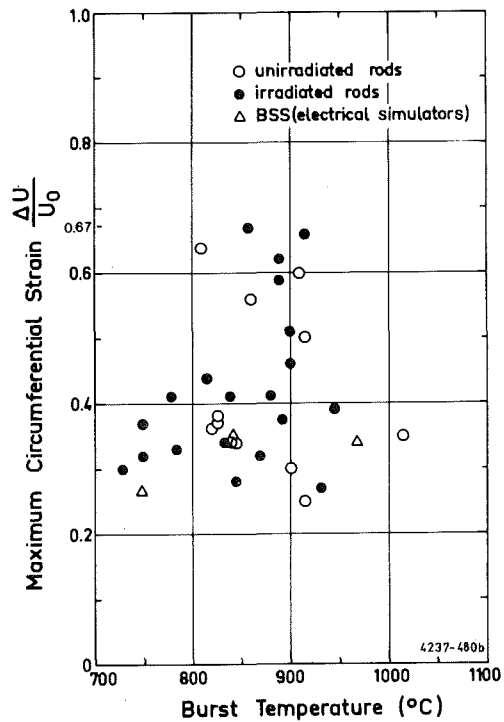


Abb. 06.01.08-2

Berstdaten der In-pile-Versuche, max. Umfangszunahme (Berstdehnung) als Funktion der Bersttemperatur



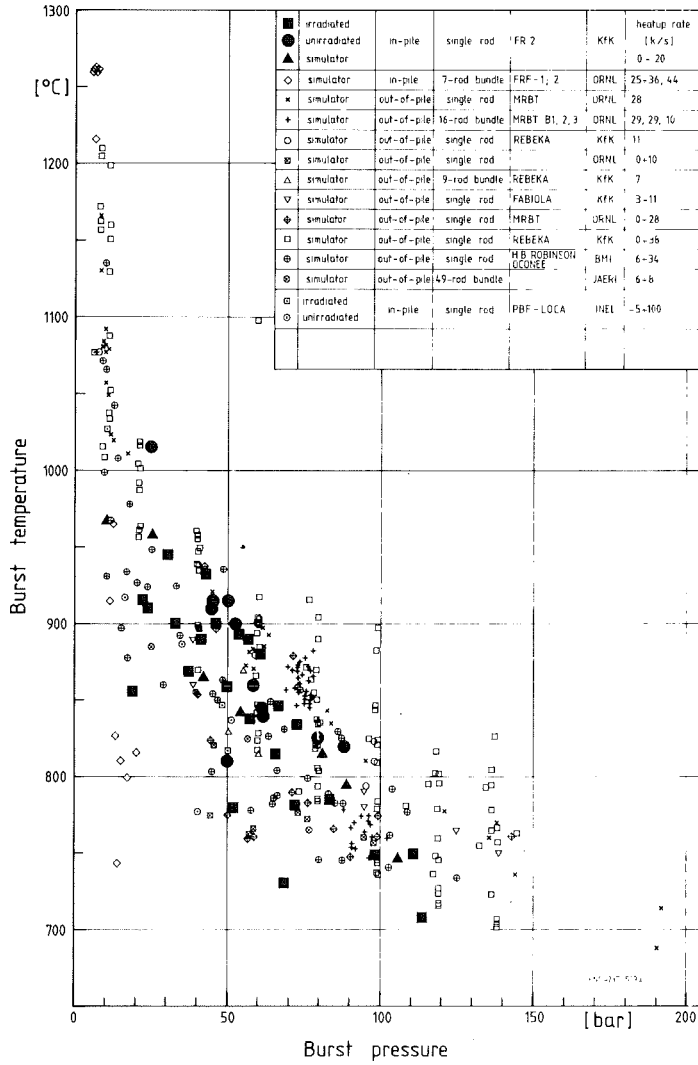


Abb. 06.01.08-3

Berstdaten der FR2-In-pile-Versuche im Streuband out-of-pile und in-pile gewonnener Ergebnisse anderer Experimentatoren, Bersttemperatur als Funktion des Berstdrucks.

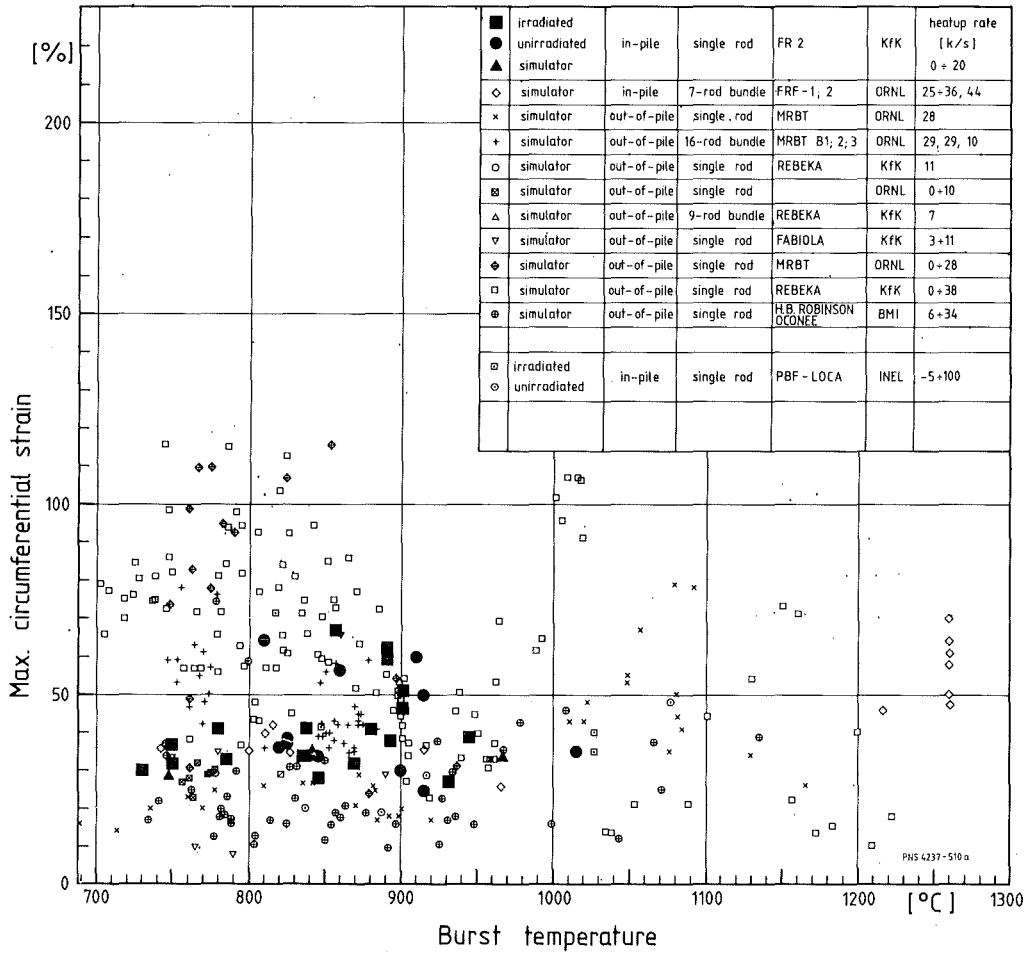
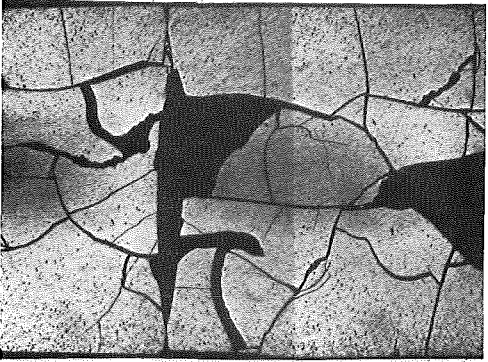
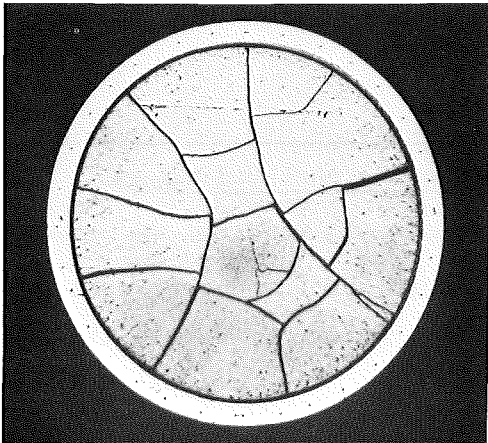


Abb. 06.01.08-4

Berstdaten der FR2-In-pile-Versuche im Streuband der out-of-pile und in-pile gewonnenen Ergebnisse anderer Experimentatoren, Berstdehnung als Funktion der Bersttemperatur



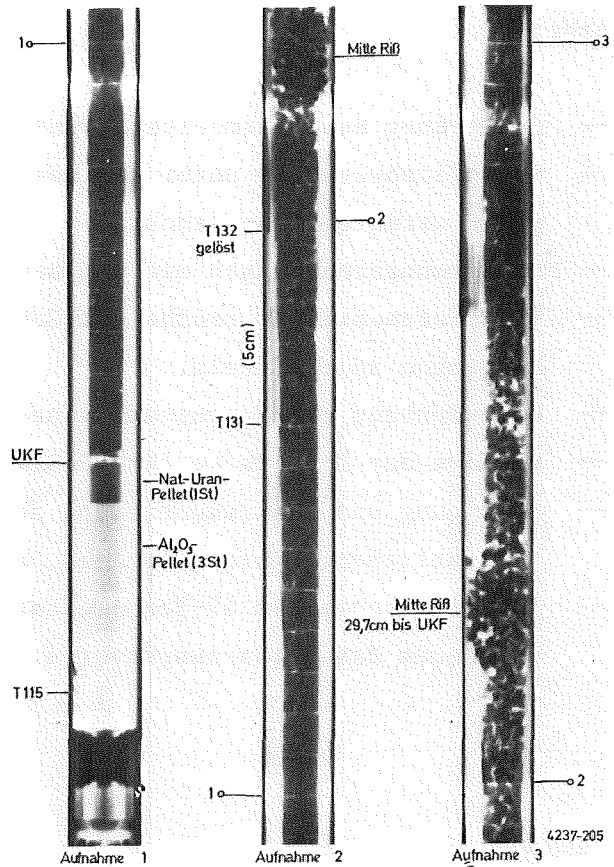
4237-633

Abb. 06.01.08-5

Querschnitt und Längsschnitt
des Versuchsstabs F6 nach
der Bestrahlung
(Abbrand: 20000 MWd/t),
Typisches Rißmuster nach der
Bestrahlung im FR2-Reaktor

Abb. 06.01.08-6

Neutronenradiografie des
Stabs G 3.3 nach dem Ver-
such, Tablettenstruktur
geht im Bereich großer
Hüllverformung verloren



- 06.01.09 Brennstabverhalten in der Wiederauffüll- und Flutphase eines Kühlmittelverluststörfalles
- 06.01.09/04A 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, Me.Schmidt, E. Wogel; 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 Rechenprogrammansätzen des Codesystems SSYST zur Beschreibung des Brennstabverhaltens.

Im Berichtszeitraum lagen die Schwerpunkte auf der Durchführung folgender Arbeiten:

- Auswertung der Thermoelementbündelversuche REBEKA-TE 8-14
- Einzelstabversuche unter Heliumatmosphäre bei konstanter Temperatur und konstantem Innendruck.
- Verformungsrechnungen mit dem Berstmodell.
- Thermoelementeichversuche, um Genauigkeit und Streubreite von TE-Messungen zu ermitteln.
- Durchführung und Auswertung eines REBEKA-Materialtests.
- Montage der Meßstrecke für 49-Stabbündel
- Fertigung und Instrumentierung der Brennstabsimulatoren mit kontinuierlichem, cosinusförmigen, axialen Leistungsprofil.
- Inbetriebnahme der 49-Stab-Teststrecke mit Transduktorstromversorgung und neuem Datenerfassungssystem.

1. Einleitung

1.1. Problemstellung

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

Vier bisher im Rahmen des REBEKA - Programmes (Reaktortypische Bündel - Experimente Karlsruhe) durchgeführte Bündelversuche unter thermohydraulischen Randbedingungen, wie sie in der Wiederauffüll- und Flutphase eines Kühlmittelverluststörfalles erwartet werden, haben zu Kühlkanalversperrungen geführt, für die nachgewiesen worden ist, daß sie zu keinerlei Beeinträchtigung der Notkühlung führen.

Der unter dem Namen "REBEKA-Materialtest" geführte Bündelversuch wurde gezielt unter nicht reaktortypischen Randbedingungen durchgeführt und ist als reines Materialuntersuchungsexperiment anzusehen.

2.1 Zielsetzung

Das Ziel dieses Experimentes bestand darin, zu untersuchen, ob sich Zircaloyhüllrohre unter extrem ungünstigen Randbedingungen in einem Bündel durch mechanische Stab zu Stab-Wechselwirkung so stark verformen können, daß "quadratische Hüllrohre" und große Kühlkanalversperrungen über eine längere axiale Erstreckung möglich sind.

Dazu wurden Versuchswandbedingungen gewählt, die im Reaktor zwar nicht auftreten können, von denen man jedoch aus Einzelstabexperimenten weiß, daß sie zu größtmöglichen Dehnungen führen.

Folgende Versuchsrandbedingungen werden gewählt:

- ein nahezu konstanter Hüllrohrtemperaturverlauf bei 750°C über mehr als 7 min.
- dabei nahezu adiabate Verhältnisse, d.h. die Heizleistung beträgt weniger als 5% der Nachwärmeleistung und dient nur zur Deckung der Wärmeverluste einer gut isolierten Teststrecke,
- Der Innendruckverlauf der Stäbe wird während der Verformung der Hüllen nahezu konstant gehalten.

Eine unter vereinfachenden Modellannahmen durchgeführte rechnerische Abschätzung des verbleibenden Kühlkanalquerschnitts in einem Bündel sich verformender Zircaloyhüllrohre ergab, daß es "theoretisch" unter gewissen Annahmen zu einer fast völligen Kühlkanalversperrung kommen könnte.

2. Versuchsablauf

Das in die REBEKA-Teststrecke eingesetzte Stabbündel besteht aus 25 Brennstabsimulatoren mit original DWR-Abmessungen und Abstandshaltern mit von Innendruck beaufschlagten Zircaloy - 4 - Hüllen.

Das Bündel wird von überhitztem Wasserdampf (180°C , 4,5 bar) von oben nach unten durchströmt, bis das Bündel und die gesamte übrige Teststrecke auf konstante Temperatur gebracht ist.

Der Versuch wird durch Abstellen der Dampfströmung durch das Bündel eingeleitet. Gleichzeitig wird die Wasserzufuhr zum unteren Plenum der Teststrecke unterbrochen. Ein Teil des unteren unbeheizten Bündelabschnitts steht nun in ruhendem Wasser von nahezu Siedetemperatur und die gesamte beheizte Bündellänge ist von stagnierendem Wasserdampf umgeben. Durch Zuschaltung der Stromversorgung auf das Bündel wird die Hüllrohrtemperatur in der Bündelmittenebene auf etwa 500°C aufgeheizt und die Leistung wieder abgeschaltet. (s. Abb. 1)

Temperaturunterschiede auf dem Hüllrohrumfang, die sich möglicherweise in der Aufheizphase ausgebildet haben können, haben etwa 1 min. Zeit sich wieder auszugleichen. Durch nochmalige Leistungszuschaltung (spez. Stableistung im höchstbelasteten axialen Mittelbereich des Bündels beträgt 20 W/cm) wird die Hüllrohrtemperatur in Bündelmitte auf 750°C erhöht und nun die spez. Stableistung auf etwa 1 W/cm heruntergeschaltet, um das bei 750°C angestrebte Temperaturplateau bei praktisch stagnierender Dampfatmosphäre ein-

stellen zu können. Etwa 20 sec. nach Erreichen des Plateaus erfolgt die Innendruckaufgabe mit 69 bar. Die Hüllrohrtemperaturen und der Innendruck werden während der gesamten Versuchsdauer nahezu konstant gehalten. Nach dem Bersten aller Stäbe wird die Leistung vom Bündel abgeschaltet. Der Versuch wird durch einen Fluttest abgeschlossen und der Druckverlust über das Bündel gemessen.

2.1 Druckaufgabesystem

Abb. 2 zeigt schematisch das modifizierte Druckaufgabesystem für die Brennstabsimulatoren für den REBEKA-Materialtest. Vor Versuchsbeginn stehen die Brennstabsimulatoren (BSS) unter einem He- Innendruck von 5 bar. Die Ventile 8.4.1 - 8.4.25 sind geschlossen. Über ein Druckreduzierventil wird der Druck der He-Flasche von 200 bar auf 70 bar abgesenkt und steht im gesamten Gaszuführungssystem einschließlich in den 25 Behältern zu je 1,2 l Inhalt an.

Jedem BSS ist in diesem Experiment ein kleiner Druckbehälter von 1,2 l vorgeschaltet. Der vorgeschaltete Druckbehälter hat die Aufgabe, den Stabinnendruck jedes einzelnen Stabes während der plastischen Verformung seiner Hülle bis zum Bersten praktisch konstant zu halten.

Bei Druckaufgabe auf die BSS werden die Ventile 8.4.1 - 8.4.25 geöffnet. Aus Platzgründen mußten die Druckmeßsysteme (DMS) jedes einzelnen BSS zwischen den Magnetventilen 8,1... und den Behältern, statt zwischen 8.4 und den BSS angeordnet werden. Die Folge davon ist, daß bei Druckaufgabe auf die BSS der Stabinnendruck nur auf etwa 68,5 bar ansteigt.

Die Druckmeßsysteme (DMS) zeigen dabei einen Druckabfall von 70 bar auf etwa 68,5 bar an. (s. Abb. 3)

Der Zeitpunkt der Druckaufgabe ist auf der Abzisse der Meßplots mit 0 sec. angegeben.

Bei zwei Außenstäben blieben die Hüllen unverformt. Stab 76 hatte eine Undichtigkeit an einer Schweißverbindung, und der Druck fiel bei Druckaufgabe in diesem System relativ rasch ab.

Stab 60 blieb drucklos, da Ventil 8.4.23 nicht öffnete.

3. Ergebnis

Das Ergebnis des Tests läßt sich zusammenfassen:

a) Die Verformungszeiten von der Druckaufgabe bis zum Bersten liegen

zwischen 3,5 und 7 min.

- b) Es sind relativ große Berstumfangsdehnungen bis zu 89 % aufgetreten.
- c) Die maximale Kühlkanalversperrung der 9 inneren Stäbe beträgt 84 %
- d) Es liegt eine ausgebildete Koplanarität der maximalen Dehnungen bei 8 von den 9 inneren Stäben vor.

3.1 Diskussion der Ergebnisse

Die deutlichen Unterschiede in den Verformungszeiten (s. Abb. 3) sind aufgetreten, obwohl die Temperaturverläufe der inneren 9 Stäbe im Mittel nur etwa 15 K voneinander abweichen. (s. Abb. 4). Dies zeigt, daß selbst relativ kleine Temperaturunterschiede zwischen verschiedenen Zircaloyhüllen zu erheblichen Unterschieden in den Verformungsgeschwindigkeiten führen, d.h. es zeigt den großen Temperatureinfluß auf das plastische Verformungsverhalten des Zircalloys. Bei derartigen Unterschieden in den Verformungsabläufen und den Berstzeiten ist jedoch eine Verformung zu "quadratischen Hüllrohren" und damit zu 100 % Kühlkanalblockade nicht möglich.

In Abb. 4 sind die Hüllrohrtemperaturverläufe der 9 inneren Stäbe in axialer Bündelmitte geplottet. Die Temperaturverläufe sind ohne jede Korrektur wiedergegeben. Dabei zeigt die Hülle des Stabes 40 einen etwas ungewöhnlichen Verlauf. In Abb. 5 sind die charakteristischen Daten des Stabes 40 dargestellt. In der Phase abgeschalteter Leistung bis etwa - 75 sec. sinkt die Hüllrohrtemperatur von einem höheren Niveau stärker ab als die der übrigen Stabhüllen. Mit Leistungszuschaltung steigt sie dann stärker an, um bei Leistungsreduktion wieder schneller abzusinken. Bei Druckaufgabe zur Zeit 0 sec. fällt die Hüllrohrtemperatur steil ab, um sich dann bei einsetzender Hüllrohrverformung auf der gewünschten Temperatur zu befinden. Ursache hierfür war ein klemmendes Ringpellet, welches genau in der axialen Ebene der Thermoelementposition einen Spalt in der Pelletsäule verursachte. Durch das verschobene Pellet und damit die fehlende Masse zwischen dem heißeren Heizstab und der Hülle reagierte die Hüllrohrtemperatur rascher auf Leistungsänderungen. Im Moment der Druckaufgabe rutschte die Pelletsäule in ihre Sollposition, was den plötzlichen Temperatureinbruch verursachte. Der weitere Temperaturverlauf zeigt keine Abnormitäten. Bei Stab 131 (Abb. 6) lag ebenfalls ein klemmendes Pellet vor. Der Spalt war jedoch kleiner. Er konnte nach Versuchsende mittels einer Röntgenaufnahme nachgewiesen werden. Dieses Pellet rutschte bei Gasaufgabe nicht wieder in die richtige Position, die Temperatur blieb daher etwas höher und zeigte auch nur eine langsam fallende Tendenz. Die

Folge war daher ein frühzeitiges Bersten.

Abb. 7 zeigt die Hüllrohrtemperatur in axialer Bündelmitte, sowie den Innendruck- und den Leistungsverlauf des Zentralstabes. Nach Erreichen der Plateautemperatur wurde die Leistung für diesen Stab auf Null zurückgeschaltet. Der Zentralstab, der auf seinem Hüllrohrumfang eine sehr gleichmäßige Temperatur hatte, benötigte eine der längsten Verformungszeiten bis zum Bersten und weist auch die größte Berstumfangsdehnung auf. Bis etwa 260 sec. nach Druckaufgabe zeigt der Hüllrohrtemperaturverlauf einen fallenden Verlauf, um in den darauffolgenden etwa 150 sec. verhältnismäßig stark anzusteigen.

Die charakteristischen Hüllrohrtemperatur-, Innendruck- sowie Leistungsverläufe der übrigen 6 Innenstäbe zeigen die Abb. 8-13.

Jeweils 4 Stäbe wurden parallel von einer Stromversorgungsquelle (Thyristor) mit Leistung versorgt. Nur der Zentralstab 15 wurde von einem eigenen kleineren Thyristor ("L 7") versorgt. Der innere Ring von Stäben lag auf den Thyristoren "L5 und L 6". Der Leistungssprung auf 6,6 KW/ Stab zur Aufheizung auf 750 °C, sowie das Zurückschalten der Leistung auf etwa 0,37 KW/Stab nach Erreichen des Temperaturplateaus erfolgte über eine gemeinsame Zentralsteuerung.

Der weitere Leistungsverlauf der einzelnen Thyristoren mußte von Hand gesteuert werden, und zwar nach Maßgabe des Hüllrohrtemperaturverlaufes eines aus jeder Leistungsgruppe ausgewählten Brennstabsimulators. Dies ist die Ursache für den geringfügig unterschiedlichen Leistungsverlauf zwischen den einzelnen Leistungsgruppen.

Die verhältnismäßig großen Berstdehnungen sind das Ergebnis relativ gleichmäßiger Temperaturverteilungen auf dem Hüllrohrumfang während der plastischen Verformung. Abb. 14 zeigt das axiale Deformationsprofil der 9 inneren Stabhüllen im Bereich zwischen den beiden mittleren Abstandshaltern. Relativ große Berstdehnungen führen zu einer maximalen Kühlkanalversperrung von 84 % . Dieser Wert wurde ermittelt, indem aus den gemessenen einzelnen Hüllrohrumfangsdehnungen an der Stelle maximaler Kühlkanalversperrung die versperrten Querschnittsflächen für jeden einzelnen Unterkühlkanal errechnet wurden. Bis 33 % Umfangsdehnung werden die Querschnittsflächen als wachsende Kreisflächen gerechnet. Bei größeren Umfangsdehnungen nehmen die Flächen immer mehr quadratische Form mit entsprechenden kreisförmigen Ecken an, um bei Erreichen einer Umfangsdehnung von 69,4 % , das entspricht einer

100 % Blockade eines Unterkühlkanales, eine reine quadratische Fläche an - zunehmen. Mit Überschreiten der Umfangsdehnung von 69,4 % wächst das Quadrat weiter, und für den entsprechenden Unterkühlkanal ergibt sich ein Versper - rungsgrad, der größer als 100 % werden kann.

Die Aufsummierung der versperrten Unterkühlkanäle ergibt die Gesamtkühl - kanalversperrung. Da jedoch zusätzlich bei Errechnung der maximalen Kühl - kanalversperrung der 9 inneren Stäbe die Stabachsenmittelpunkte wieder in ihre ursprüngliche Gitterposition zurückversetzt werden, ergibt die errechnete Kühlkanalversperrung von 84 % einen zu hohen Wert, verglichen mit der im Bündel tatsächlich entstandenen Kühlkanalversperrung (s Abb. 16 und 17).

Abb. 14 zeigt ferner eine auffallende " Koplanarität " der Berststellen bei 8 von 9 der inneren Stäbe. Auf dieses Phänomen wird später näher eingegangen. In Abb. 15 sind die Berstdehnungen und ihre axialen Positionen in |mm | (oberes beheiztes Bündelende = 0 mm, unteres beheiztes Ende = 3900 mm) sowie die Richtungen der Berstöffnungen der einzelnen Stäbe angegeben. Darüber hin - aus sind die Winkelpositionen der Thermoelemente in axialer Bündelmitte (1950 mm) an den einzelnen Stabhüllen eingezeichnet. Die an dieser Position zum Berstzeitpunkt gemessenen Hüllrohrtemperaturen sind in Tab. 1 angegeben. Bei Betrachtung der Winkelrichtung der Berstöffnungen auf Abb. 15 fällt auf, daß alle Berstöffnungen der äußeren Stabreihe nach ins Bündel gerichtet sind. Dieses Bild ist auch in der zweiten Stabreihe noch zu erkennen. Ursache hierfür sind Temperaturverteilungen auf dem Hüllrohrumfang während der plastischen Verformung. Der Grund hierfür liegt in dem Umstand, daß die Kastenwand selbst nicht beheizt ist, sondern durch das Bündel mit erwärmt werden und währenddes Versuches eine niedrigere Temperatur als die Stäbe aufweist (s.Abb. 18 - K 2). Da die Kastenwände kälter sind als die Hüll - rohrflächen der Stäbe, entsteht ein radiales Temperaturprofil vom Zen - tralstab zur Kastenwand hin. Die Wärmeabgabe der Stäbe erfolgt durch Strah - lung und über Naturkonvektion des Dampfes an die kältere Wand. Da die konvektive Kühlung bei quasi stagnierender Dampfatmosfera (geringe Naturkonvektion ist nicht zu vermeiden) bei einer derartigen Versuchsfüh - rung nur relativ klein ist, wird der radiale Wärmestrom als dominante Größe wirksam, und das sich ausbildende radiale Temperaturprofil führt zu Tem - peraturunterschieden auf dem Hüllrohrumfang, die umso größer werden, je weiter außen sich die Stäbe im Bündel befinden. Je größer azimutalè Tem - peraturunterschiede jedoch werden, desto geringer werden die Berstumfangs - dehnungen.

Der Zentralstab weist 89 % Berstdehnung auf. Bildet man den Mittelwert der Berstdehnung aus der inneren Stabreihe, so erhält man etwa 60 %, und errechnet man den Mittelwert für die Hüllen des äußeren Ringes unter Ausschluß der beiden unverformten Stäbe, so erhält man einen Wert von etwa 50 %. Dieses Ergebnis zeigt deutlich den Einfluß von azimutalen Hüllrohrtemperaturverteilungen auf die Berstumfangsdehnungen.

In den Ansichten der Bündelquerschnitte der Abb. 16 und 17 ist dieser Einfluß ebenfalls deutlich zu erkennen. Hüllrohre in der äußeren Stabreihe weisen nach außen eine viel größere Wandstärke auf als die Teile der Hüllrohre, die zur Bündelmitte hingerrichtet sind. Etwas abgeschwächt ist diese Bild auch noch in der inneren Bündelreihe zu erkennen. Eine viel gleichmäßigere Hüllrohrwandstärke auf dem Umfang weist der Zentralstab auf. Die gemessene Temperaturverteilung auf dem Umfang des Eckstabes 82 zeigt Abb. 19. Die azimutale Temperaturverteilung eines Stabes der inneren Stabreihe (Stab 132) ist deutlich geringer (s. Abb. 20).

Schlußfolgerung bezüglich der Berstumfangsdehnung:

Die mittlere Berstumfangsdehnung bei Hüllrohrverformungsexperimenten mit schwacher konvektiver Kühlung und nicht selbst beheizter, kühlerer Kastenwand wächst bei sonst gleicher Prozeßführung mit der Bündelgröße.

Die in Abb. 14 zu erkennende Koplanarität der maximalen Dehnungen von 8 der 9 inneren Stabhüllen, ist ebenfalls auf den Einfluß des kühleren Kastens zurückzuführen, d.h. sie ist versuchsbedingt und bündelgrößenabhängig. Durch Wärmeleitung über die Abstandshalter an die kühlere Kastenwand entsteht ein geringes axiales Temperaturprofil. Im Bereich der Abstandshalter wird die Hüllrohrtemperatur heruntergezogen und durch Naturkonvektion des Dampfes in Bündelmitte die maximale Hüllrohrtemperatur etwa aus der Bündelmitte nach oben verschoben. Auf Grund der hohen Empfindlichkeit der Zircaloyverformung gegenüber der Temperatur beginnt die Verformung im heißesten Bereich etwas oberhalb der axialen Bündelmitte. Durch die sich verschwächende Wandstärke nimmt die Spannung bei konstantem Innendruck zu. Da die Temperatur der sich verformenden Hüllen konstant bleibt, nimmt die Dehnungsgeschwindigkeit und damit die Dehnung lokal an der Stelle einmal begonnener Verformung weiter zu. Es entsteht eine ausgeprägte lokale Hüllrohraufblähung. Ursache hierfür ist die fehlende Kühlung. In einem Bündelverformungsexperiment mit ähnlichem integralen Hülltemperaturverlauf, jedoch bei repräsentativer Wärmeleistung und Kühlung führt eine lokal sich vergrößernde Hüllrohroberfläche auch lokal zu einer Hüllrohrtemperaturabsenkung. Dieser negative Temperatur -

rückkopplungseffekt über eine sich vergrößernde Hüllrohroberfläche fehlt jedoch beim REBEKA - Materialtest. Das axiale Temperaturprofil zusammen mit dem beschriebenen Verstärkungseffekt ist die Ursache für diese koplanare Dehnung im inneren Bereich des Bündels.

Bei größeren Bündelanordnungen und sonst gleichen Randbedingungen verringert sich die Koplanarität der Stellen maximaler Dehnung, da der Wand-Abstandshaltereffekt schwächer wird und dann fertigungsbedingte Wandstärkenunterschiede und lokale Heißstellen verstärkt wirksam werden. Die ganz kurze ballonförmige Form der Beule ändert sich jedoch nicht, da der negative Rückkopplungseffekt der Kühlung auf die Verformung auch hier fehlen würde. Die axiale Verteilung der Berststellen der Stabhüllen in der äußeren Reihe sieht deutlich anders aus (Tab. 1). Der größere Teil der Außenstäbe ist etwa 50 cm tiefer geborsten als Hüllen im mittleren Bündelbereich. Ursache hierfür ist wahrscheinlich eine kühlere bündelabwärtsgerichtete Dampfströmung im Bereich der kühleren Wand (Naturkonvektion: im Bündelwandbereich teilweise abwärtsgerichtete Strömung, im Bündelmittenbereich aufwärtsgerichtete Strömung).

Nach Erkalten des verformten Stabbündels wurde ein Fluttest durchgeführt. Bei einer kalten Flutwassersteiggeschwindigkeit von 15 cm/s bezogen auf unverformte Kühlkanalquerschnitte betrug der gemessene Strömungsdruckverlust über die volle Bündelhöhe weniger als 100 mm WS. Dies bedeutet, daß die Kühlbarkeit durch den erzielten Grad der Verformung in diesem Materialtest in keiner Weise beeinträchtigt war.

4. Zusammenfassung und Schlußfolgerungen:

Das Ergebnis des Tests läßt sich zusammenfassen:

- a) Die Verformungszeiten von der Druckaufgabe bis zum Bersten liegen zwischen 3,5 und 7 Minuten.
- b) Es sind relativ große Berstumfangsdehnungen bis zu 89 % aufgetreten.
- c) Die maximale Kühlkanalversperrung der 9 inneren Stäbe beträgt 84 %.
- d) Es liegt eine ausgebildete Koplanarität der maximalen Dehnungen bei 8 von 9 inneren Stäben vor.

Der Versuch bestätigt die hohe Empfindlichkeit des Zircalloys bei plastischer Verformung gegenüber der Temperatur (große Unterschiede in den Verformungszeiten der einzelnen Hüllrohre trotz verhältnismäßig kleiner Abwei-

chungen in ihren Hüllrohrtemperaturverläufen untereinander).

Die großen Unterschiede in den Verformungszeiten verhinderten die maximal mögliche mechanische Wechselwirkung der Hüllrohre miteinander und damit die Erzeugung von "quadratischen Hüllrohren" und einer Kühlkanalversperrung nahe 100 %.

Trotz guter Wärmeisolierung der Teststrecke führte das sich ausbildende radiale Temperaturprofil zur Entstehung azimuthaler Temperaturunterschiede und zu einer Verminderung der maximal möglichen Hüllrohrverformung.

Die aufgetretene Koplanarität der kurzen ballonförmigen Beulen von 8 der 9 inneren Stabhüllen war versuchsbedingt und ist völlig untypisch für Hüllrohrverformungen unter thermohydraulischen Verhältnissen der Wiederauffüll- und Flutphase eines Kühlmittelverluststörfalles.

Das Experiment hat gezeigt, daß es praktisch nicht möglich ist, Hüllrohrverformungen in Bündeln zu erzeugen, die die freien Kühlkanäle so weit verengen, daß es zu einer schwerwiegenden Beeinträchtigung der Notkühlbarkeit führen könnte.

T A B E L L E 1

Stab-Nr.	Berstzeit sec	Berstfolge	Temp. in ax. Mitte %	Dehnung in axial. Mitte %	Bersteinene Abst. von ob. beh. Ende %	Berstdehnung %
73	186,7	3	700	15,1	1894	42,1
74	376,2	16	738	15,0	1880	58,4
69	348,7	11	751	12,9	2375	59,9
71	361,7	12	743	10,3	2390	50,4
167	420,2	21	759	9,7	2095	45,4
129	412,2	19	735	19,7	1913	51,6
29 x	282,2	8	747	39,2	1920	58,4
132 x	221,2	5	754	37,9	1905	65,8
40 x	284,2	9	753	14,6	1902	73,8
61	372,2	13/15	745	8,4	2407	48,1
76	—	—	—	—	—	0
137 x	214,7	4	740	29,0	1913	62,9
15 xx	413,7	20	775	45,1	1924	88,9
126 x	149,2	2	755	25,4	1913	57,5
103	344,2	10	739	13,1	2425	40,1
122	446,2	23	750	14,7	1890	55,2
22 x	256,7	7	747	15,3	2398	69,9
131 x	134,2	1	755	37,1	1930	53,9
136 x	250,2	6	754	38,7	1925	42,7
67	372,2	13/15	740	14,1	1900	56,3
146	429,2	22	755	9,3	2385	37,7
140	380,7	17	735	12,2	2460	49,5
60	—	—	—	—	—	0
94	372,2	13/15	749	11,6	2465	52,5
82	385,7	18	760	6,9	2452	45,1

xx Zentralstab

x Innerer Ring von Stäben

Literatur :

- / 1 / Erbacher, F. : LWR Fuel Cladding Deformation in a LOCA and its Interaction with Emergency Core Cooling. Topical Meeting on Reactor Safety Aspects of Fuel Behavior, Sun Valley, Idaho (USA) , Aug. 2-6, 1981.
- / 2 / Wiehr, K. ; et al. : Untersuchungen zur Wechselwirkung zwischen aufblähenden Zircaloy-Hüllen und einsetzender Kernnotkühlung (REBEKA-Programm).
In : Projekt Nukleare Sicherheit.
Jahresbericht 1980, KfK - 2950 (August 81) ; S. 4200/155-4200/183
- / 3 / Erbacher, F. : REBEKA - test results.
9th Water Reactor Safety Research Information Meeting
Gaithersburg, Md., October, 26-30, 1981
- / 4 / Erbacher, F., Neitzel, H.J. , Wiehr, K. : Kühlmittelverluststörfall. Experimente zur Notkühlung in der Anlage REBEKA. Atomwirtschaft, Nr. 10, Okt. 1981
- / 5 / Erbacher, F. : Das Deformationsverhalten von Zircaloy-Hüllrohren beim Kühlmittelverluststörfall und seine Wechselwirkung mit der Kernnotkühlung.
8. Jahreskolloquium des Projektes Nukleare Sicherheit des Kern - forschungszentrums Karlsruhe. Karlsruhe, 16.-17. November 1981
KfK-3270 (November 81)

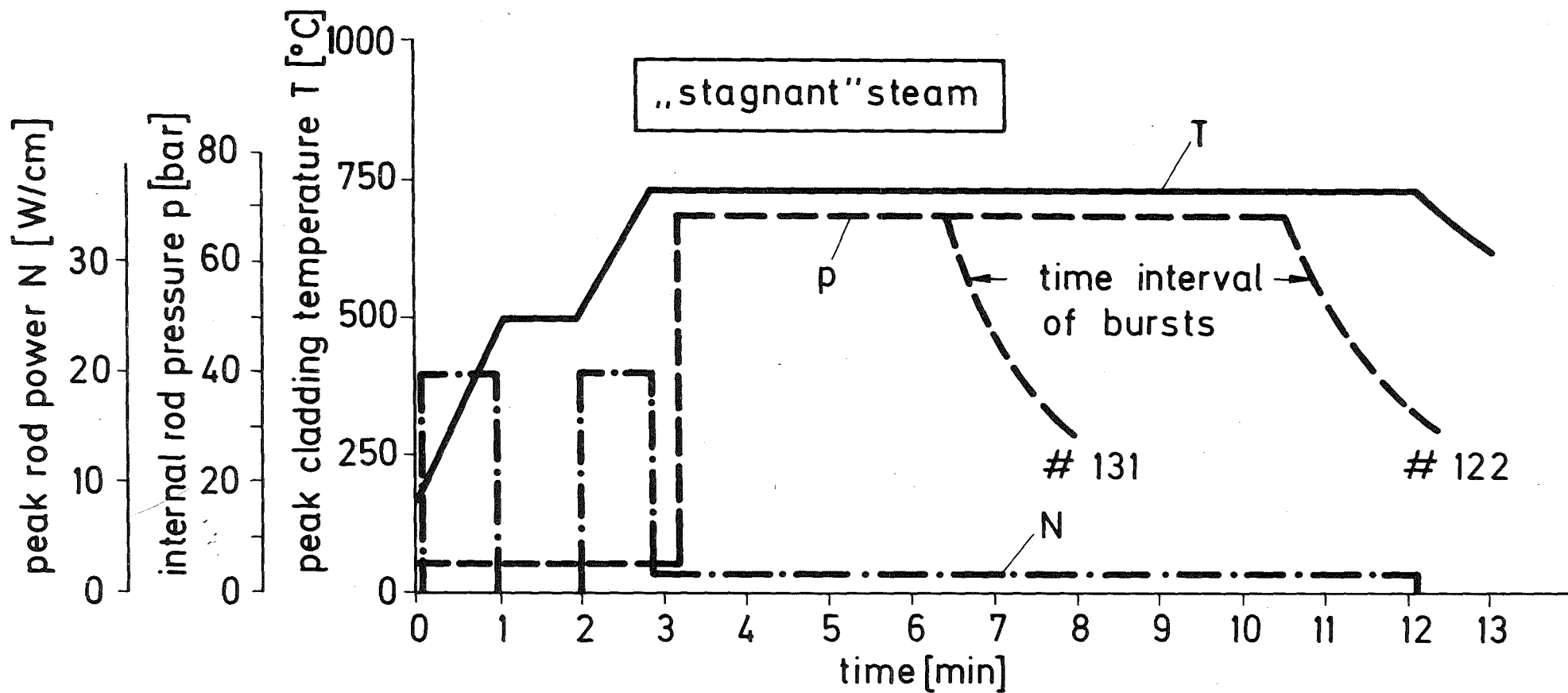


Abb. 1 REBEKA material test
test procedure (schematic)

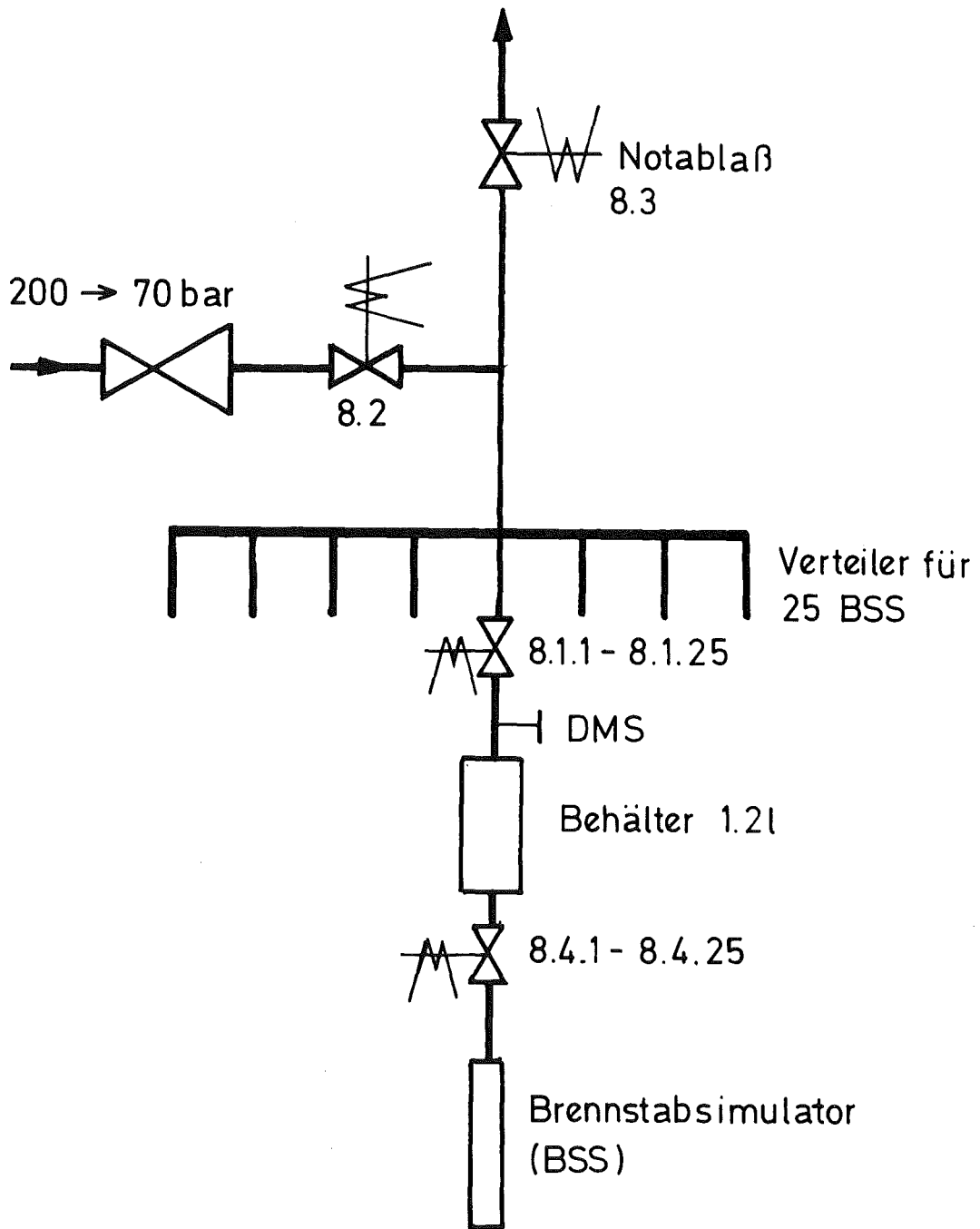


Abb. 2 Druckaufgabesystem für REBEKA "M"

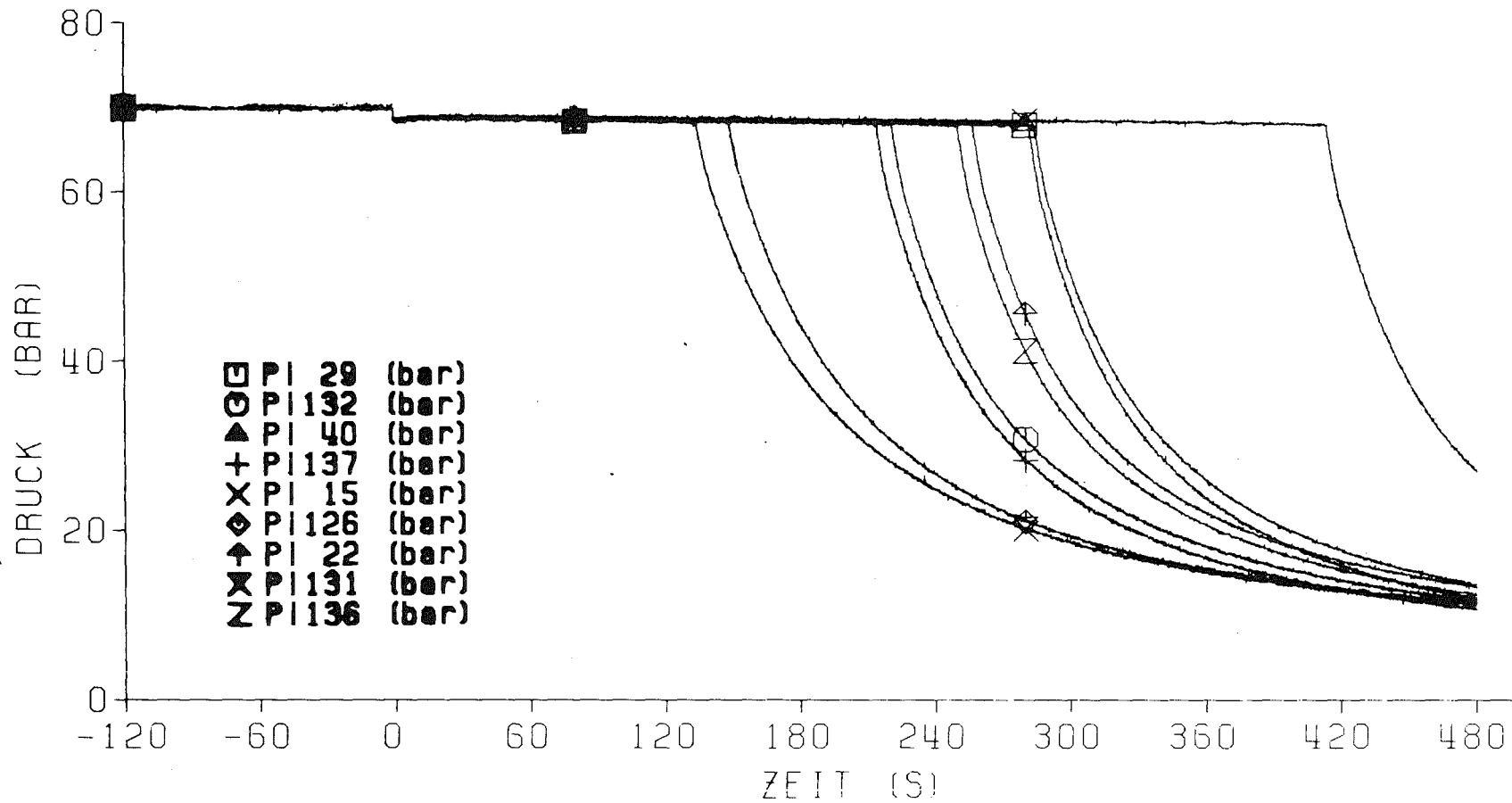


Abb. 3 REBEKA Materialtest
Innendruckverläufe der 9 Innenstäbe

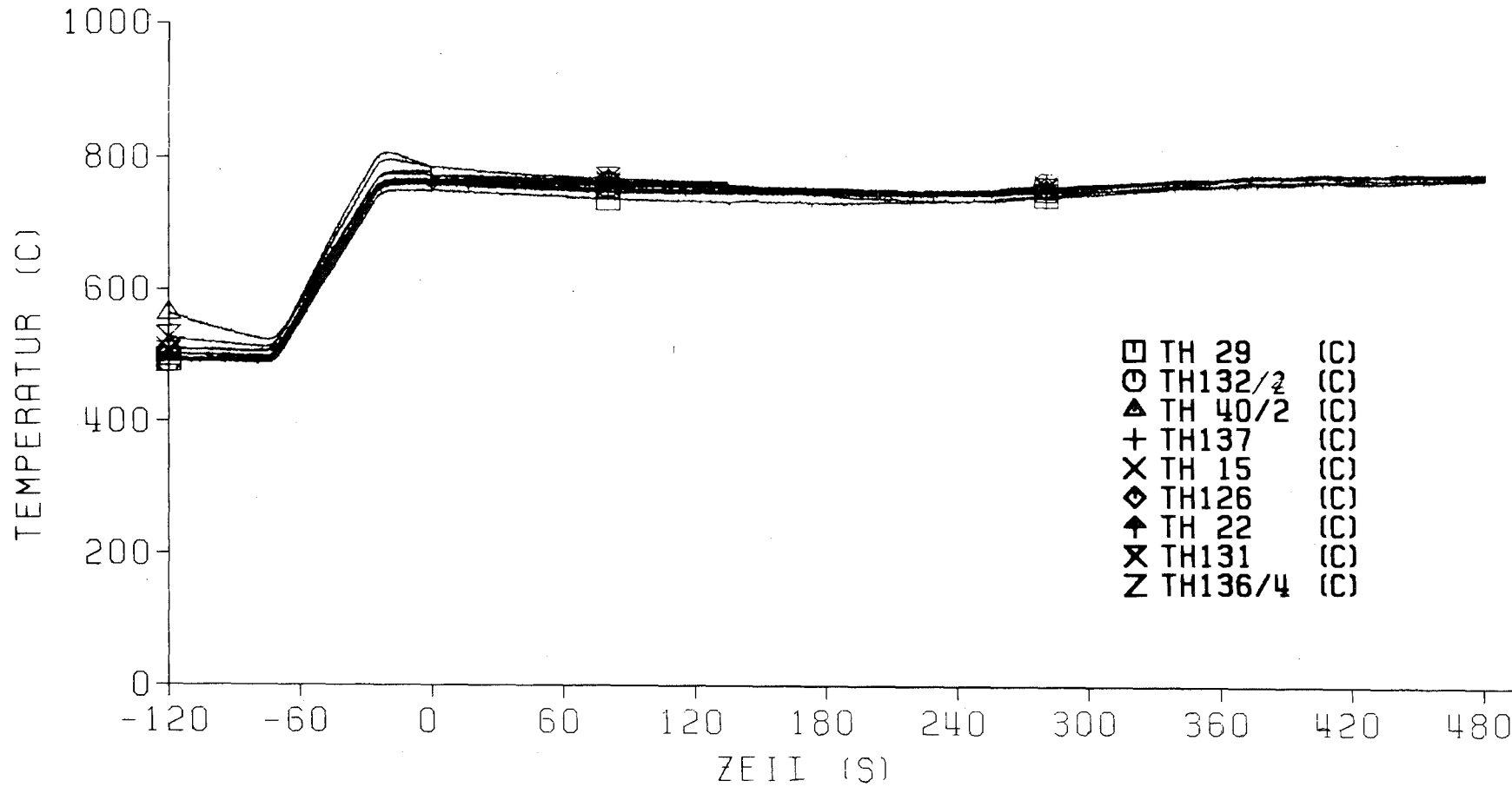
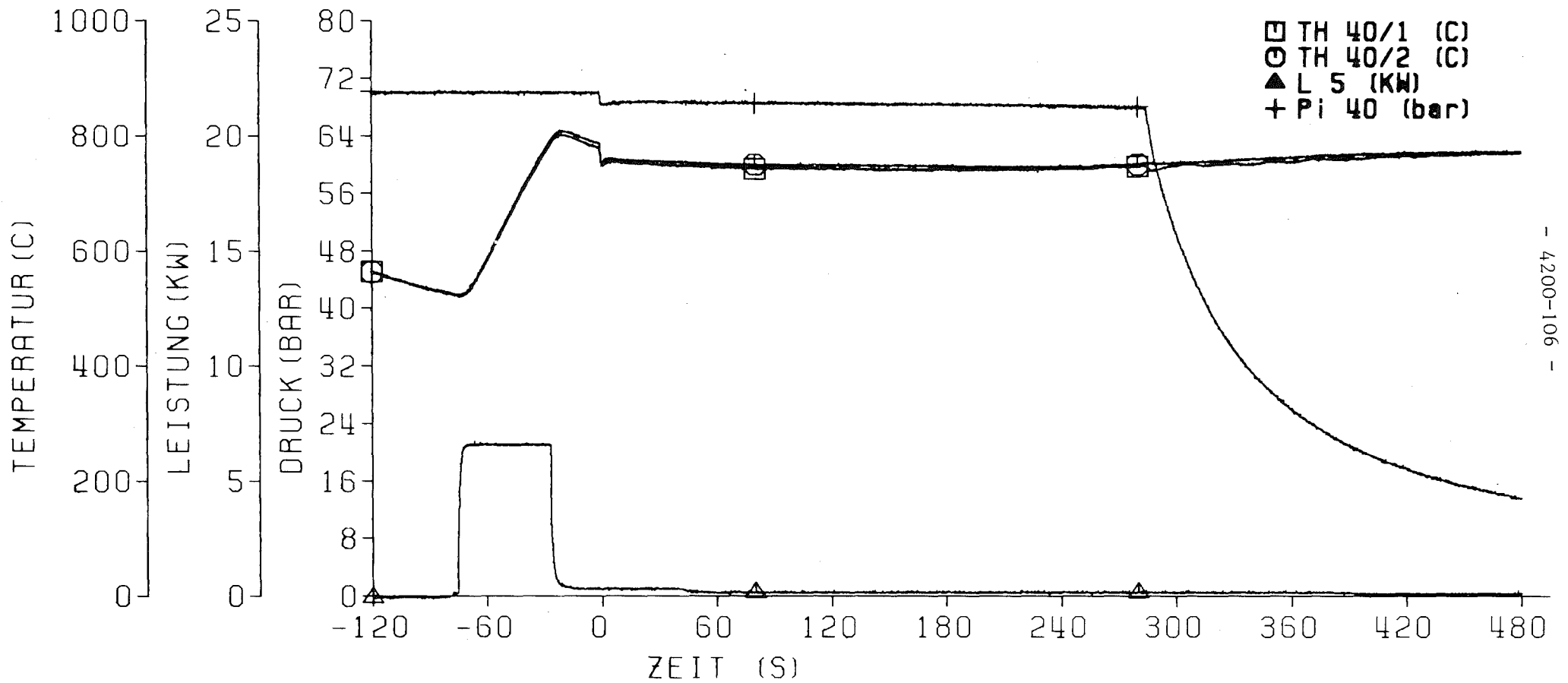


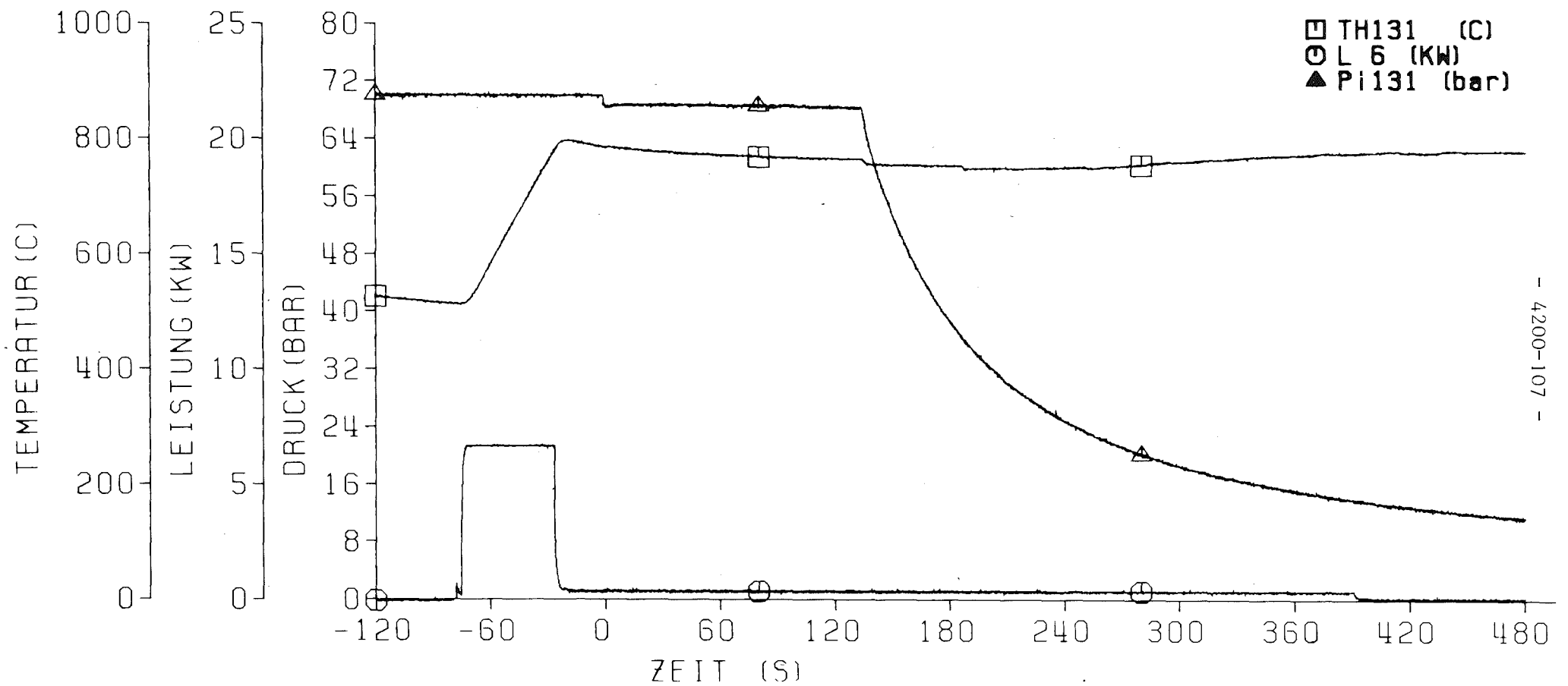
Abb. 4 REBEKA Materialtest
Hüllrohrtemperaturen in axialer Mitte



- 4200-106 -



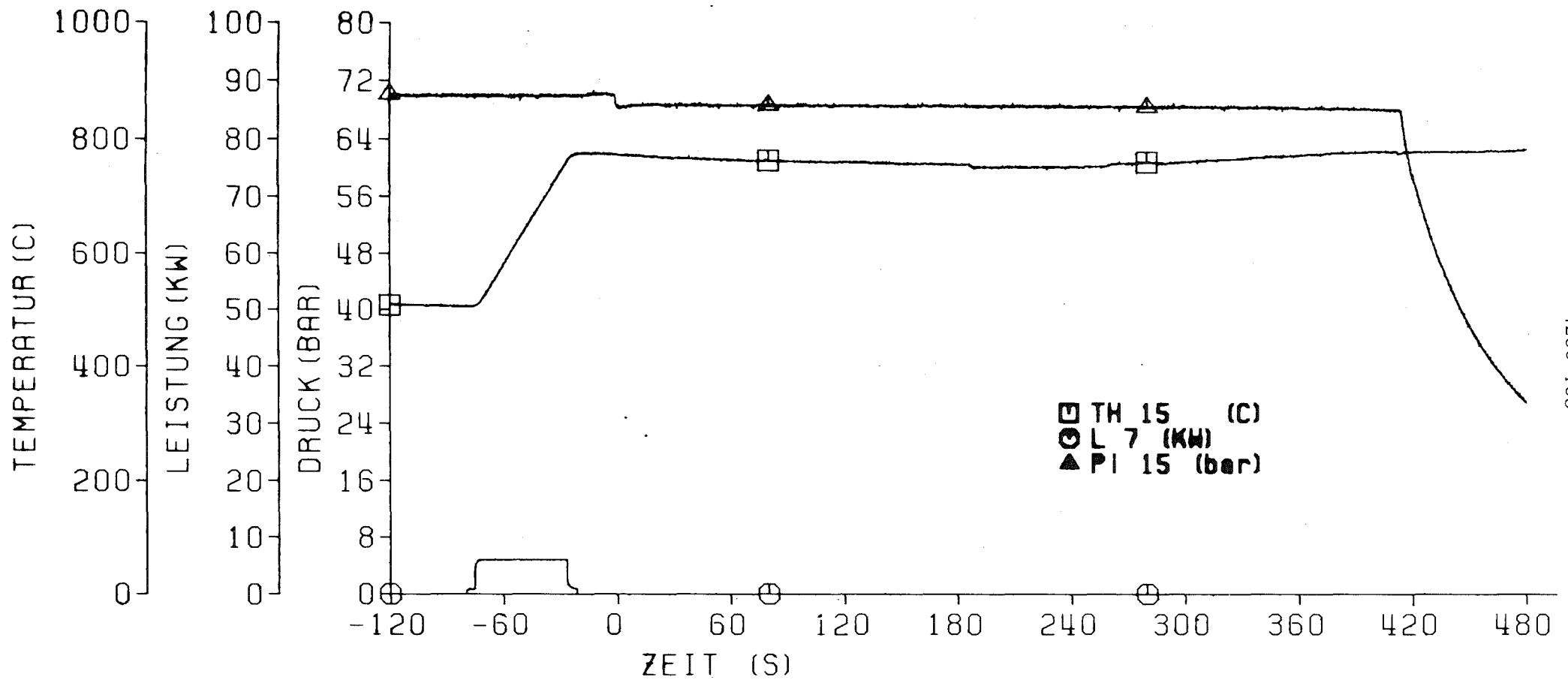
Abb. 5 REBEKA Materialtest
 Hüllrohrtemperaturen-, Innendruck- und Leistungsverlauf



- 4200-107 -



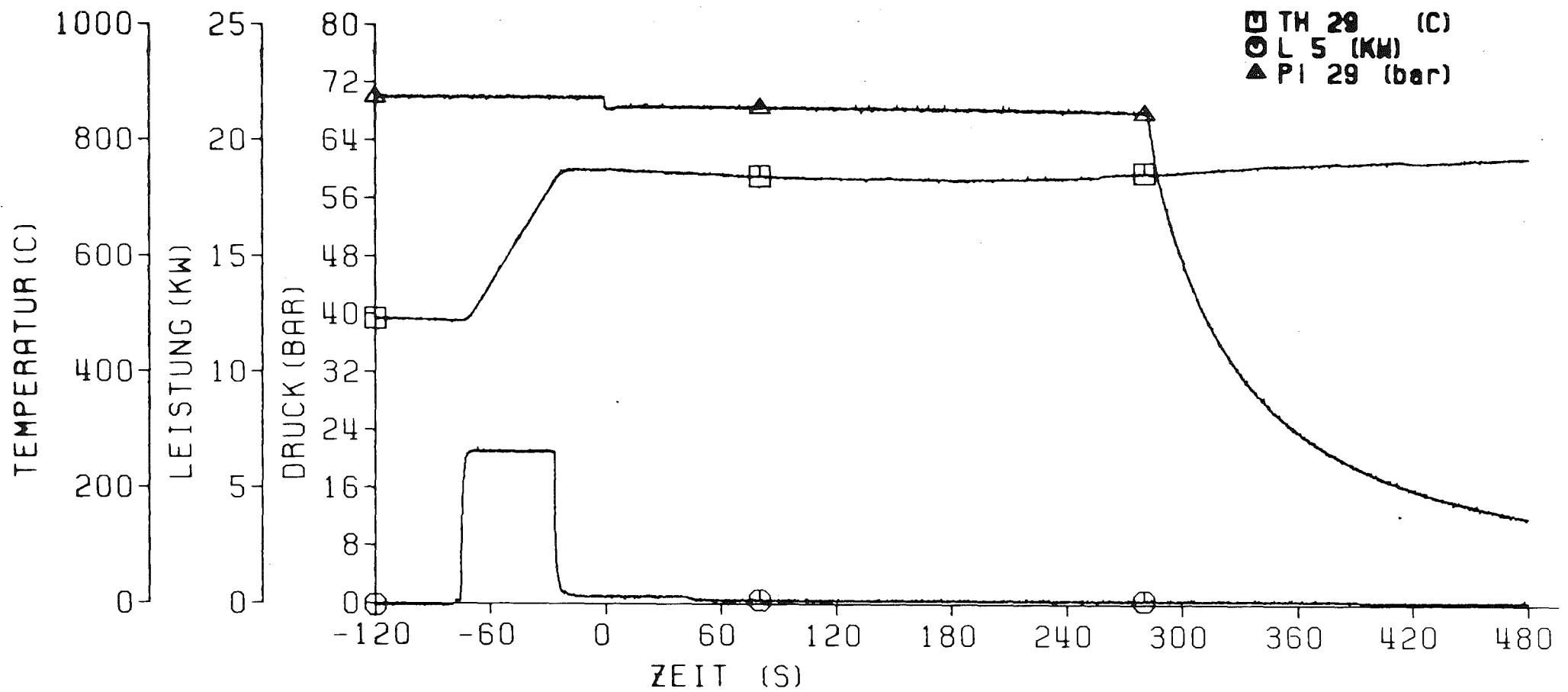
Abb. 6 REBEKA Materialtest
 Hüllrohrtemperaturen-, Innendruck- und Leistungsverlauf



- 4200-108 -



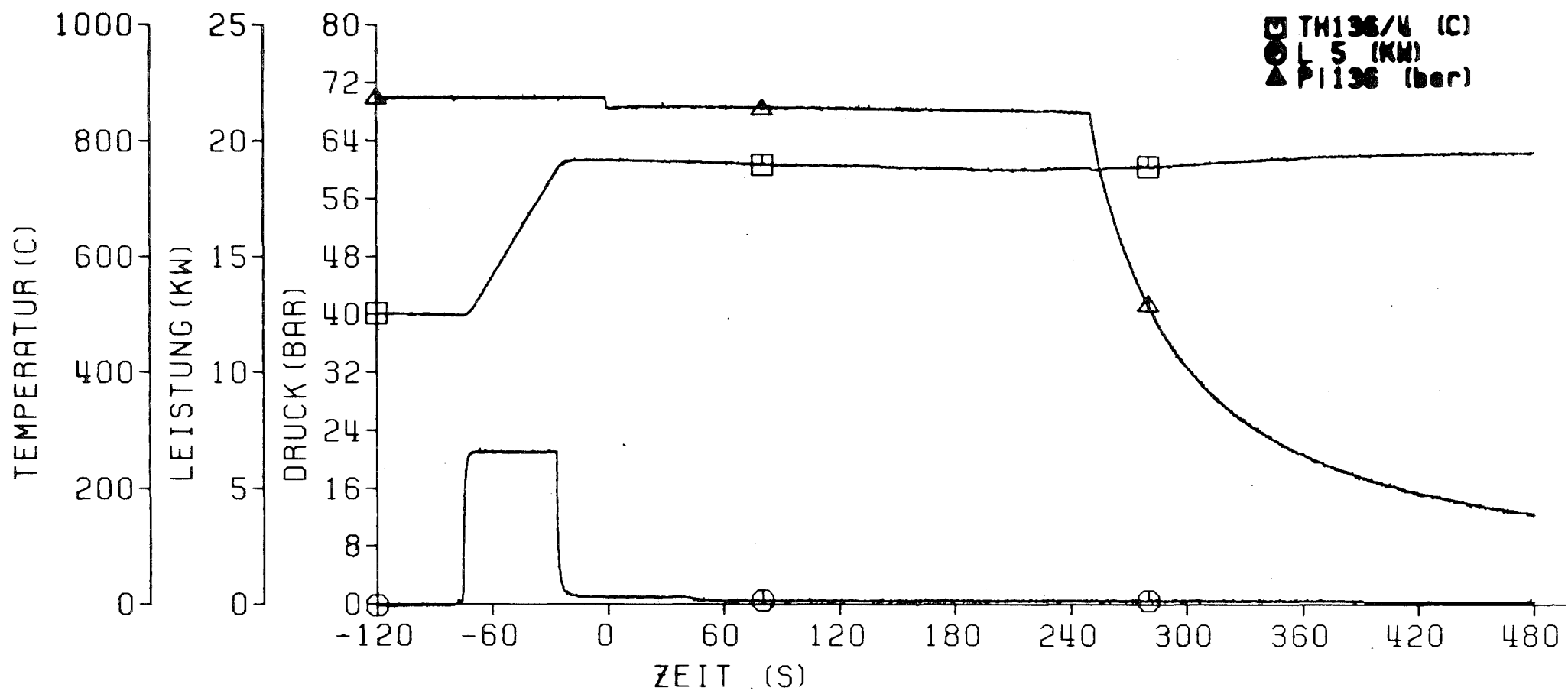
Abb. 7 REBEKA Materialtest
 Hüllrohrtemperaturen-, Innendruck- und Leistungsverlauf



- 4200-109 -

KJK

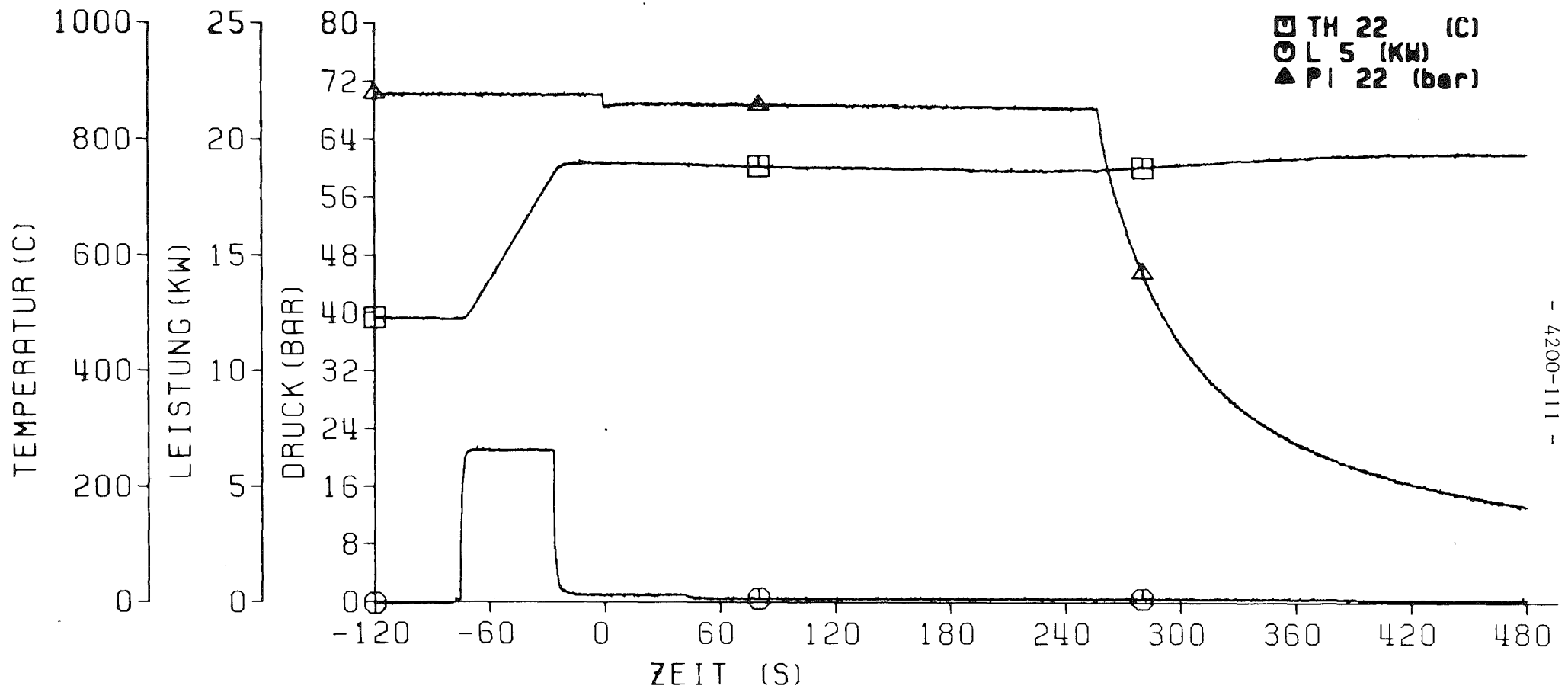
Abb. 8 REBEKA Materialtest
Hüllrohrtemperaturen-, Innendruck- und Leistungsverlauf



- 4200-110 -



Abb. 9 REBEKA Materialtest
 Hüllrohrtemperaturen-, Innendruck- und Leistungsverlauf

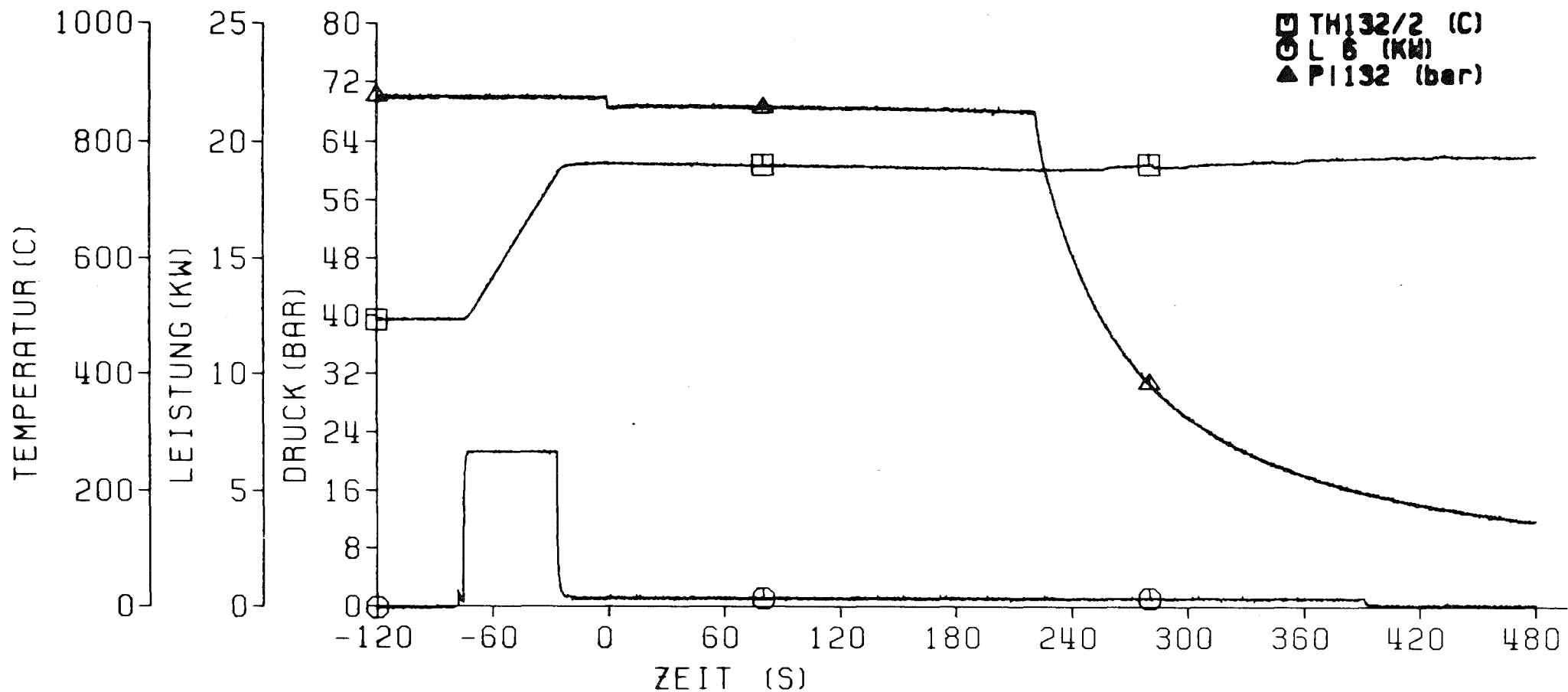


- 4200-111 -



Abb. 10 REBEKA Materialtest

Hüllrohrtemperaturen-, Innendruck- und Leistungsverlauf

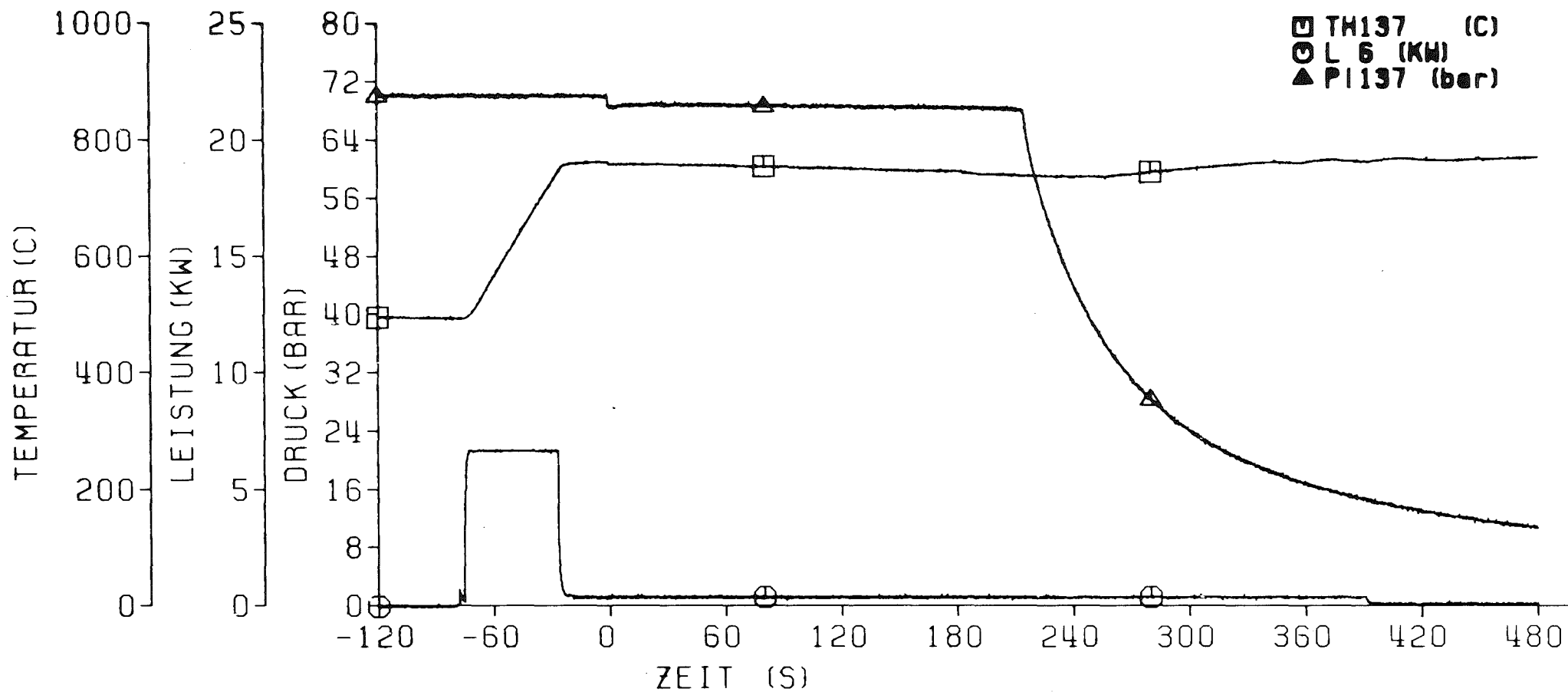


- 4200-112 -



Abb. 11 REBEKA Materialtest

Hüllrohrtemperaturen-, Innendruck- und Leistungsverlauf

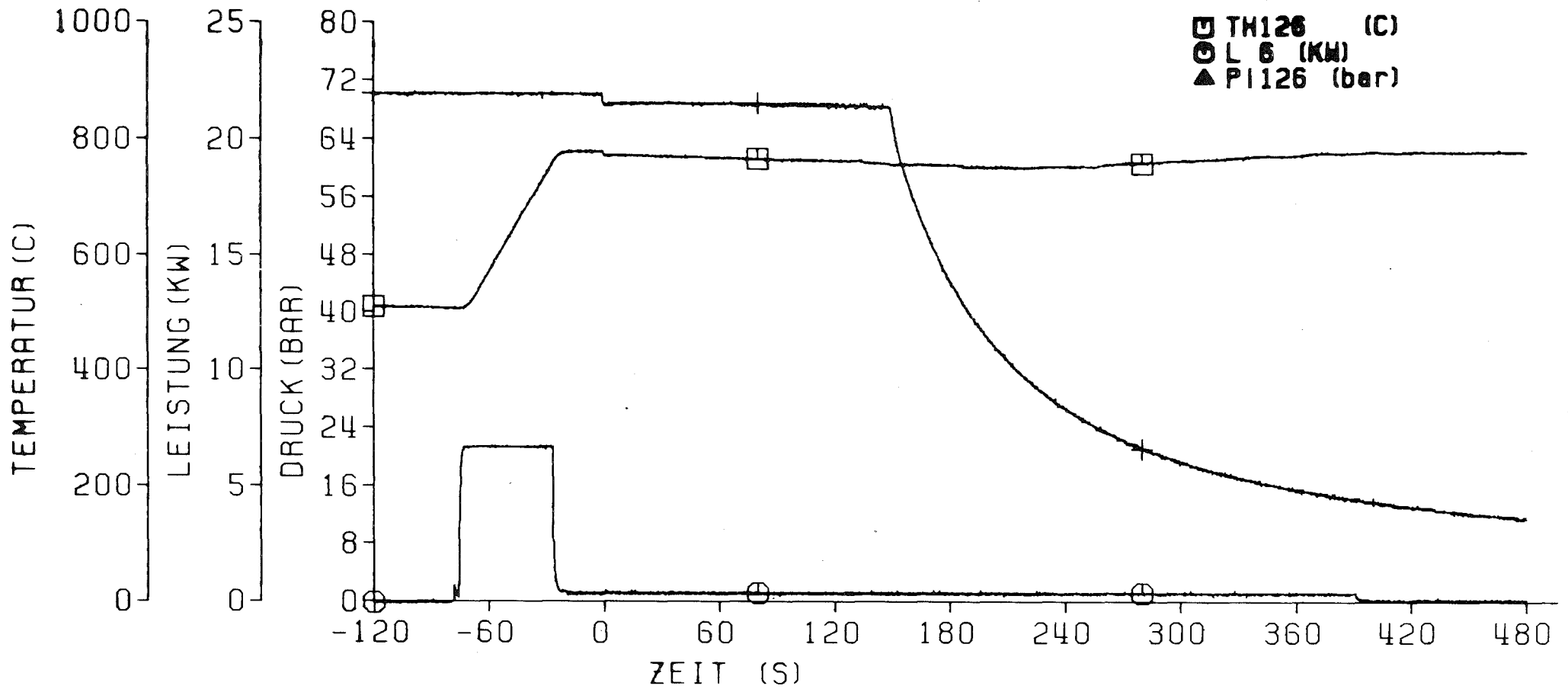


- 4200-113 -

KfK

Abb. 12 REBEKA Materialtest

Hüllrohrtemperaturen-, Innendruck- und Leistungsverlauf



- 4200-114 -

kfk

Abb. 13 REBEKA Materialtest
 Hüllrohrtemperaturen-, Innendruck- und Leistungsverlauf

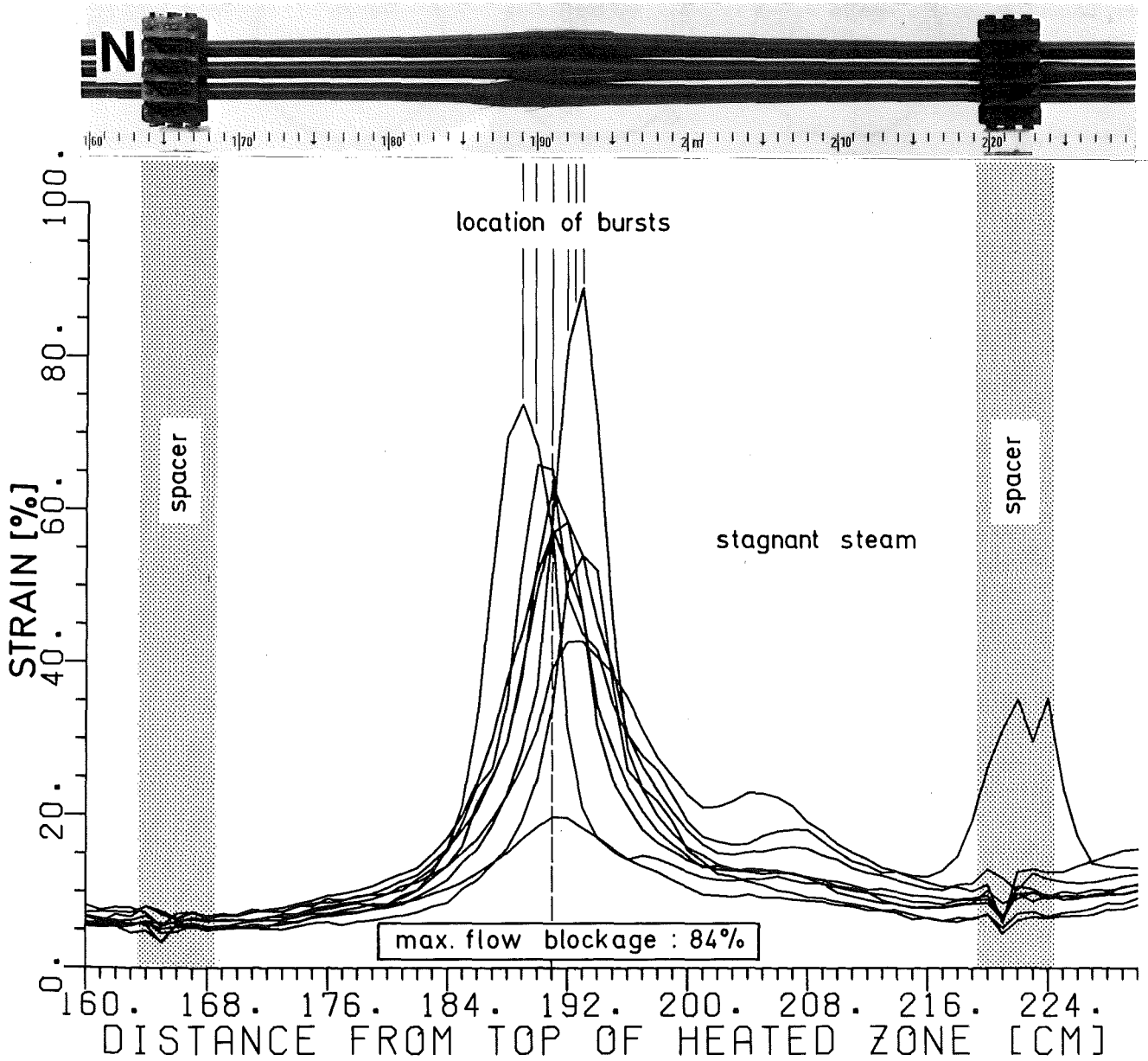


Abb. 14 REBEKA material test
axial deformation profile of the
Zircaloy claddings

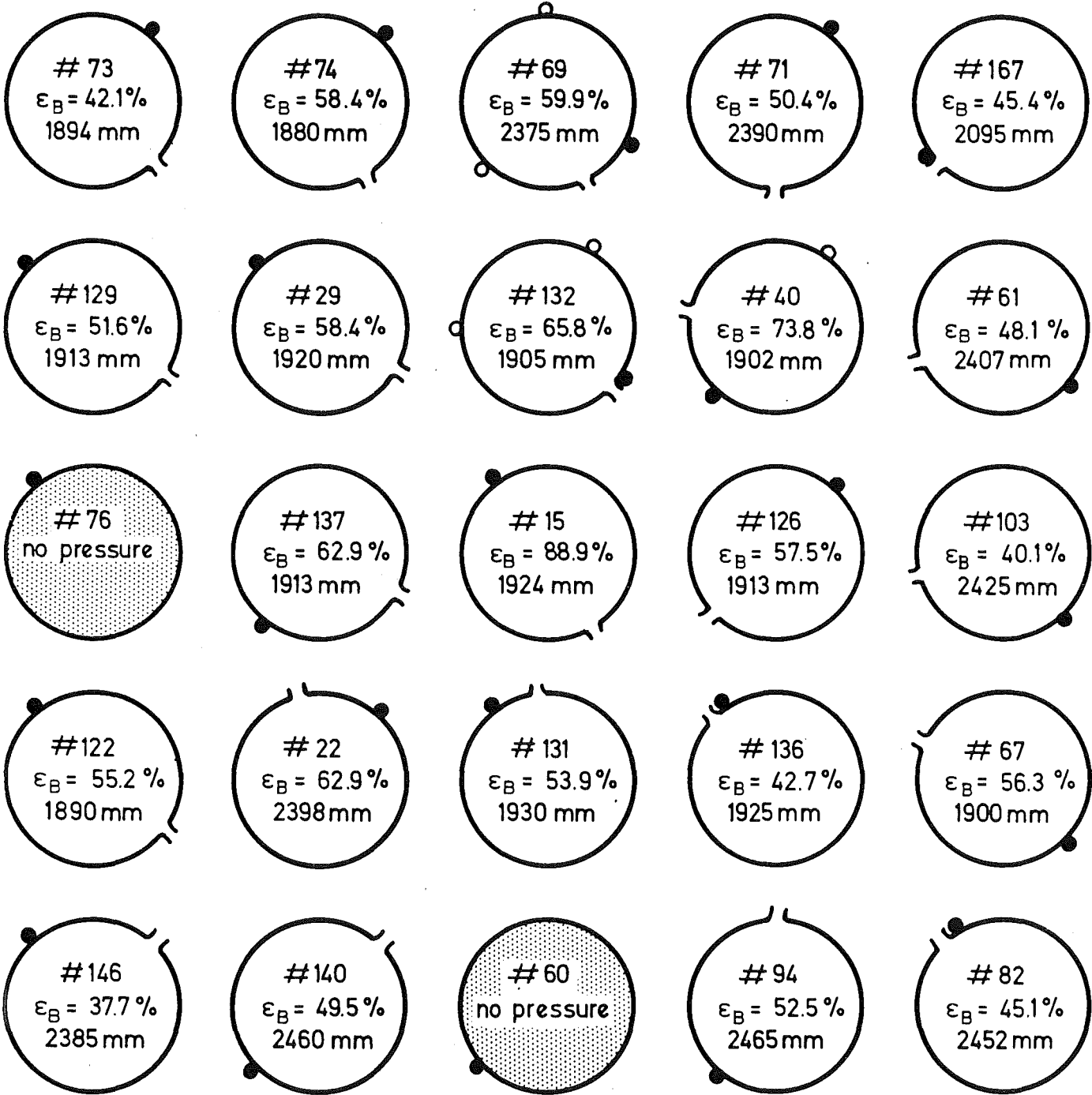
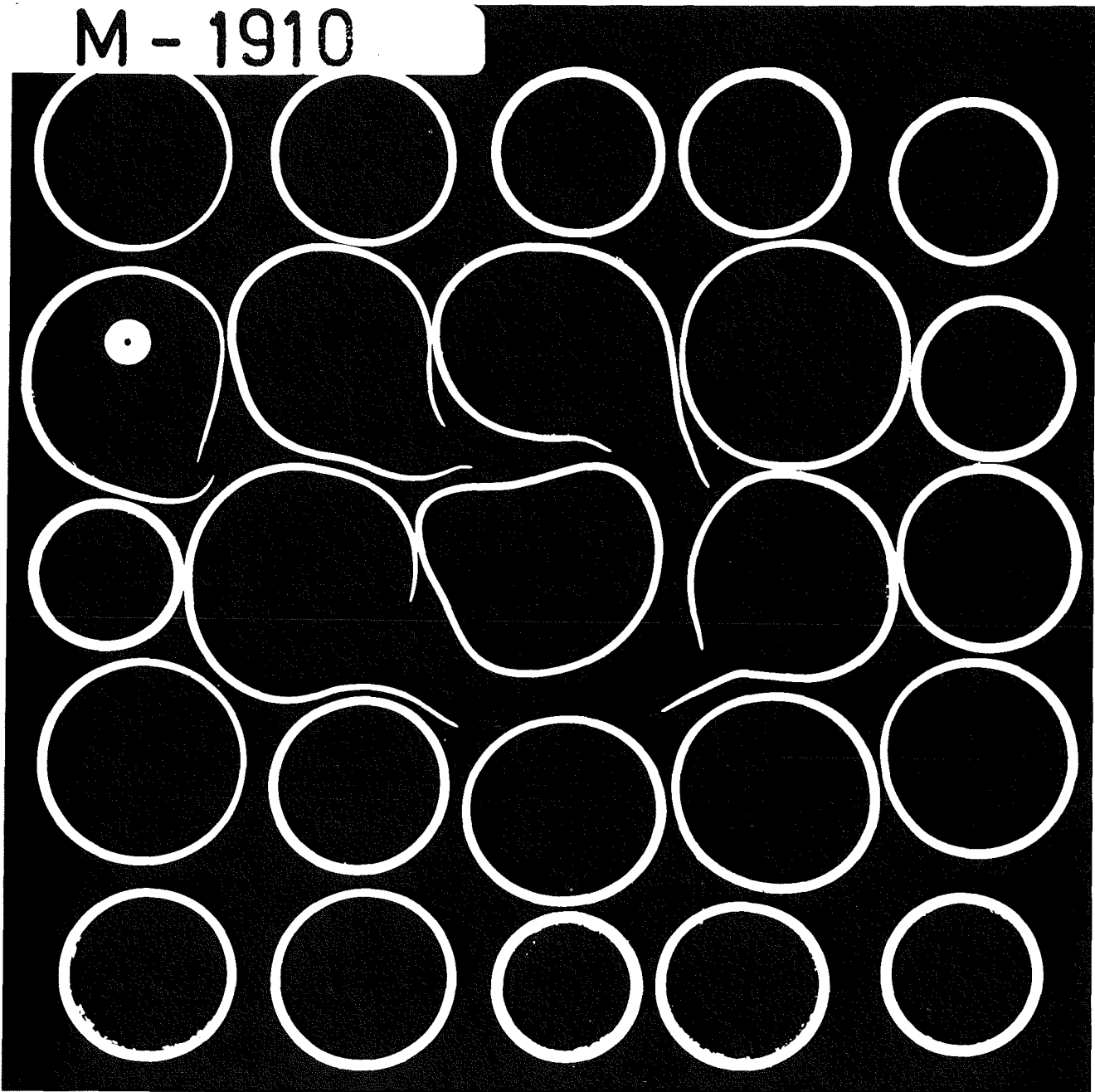


Abb. 15 REBEKA material test
burst strain and burst location

axial plane of max. flow blockage : 1910mm

M - 1910



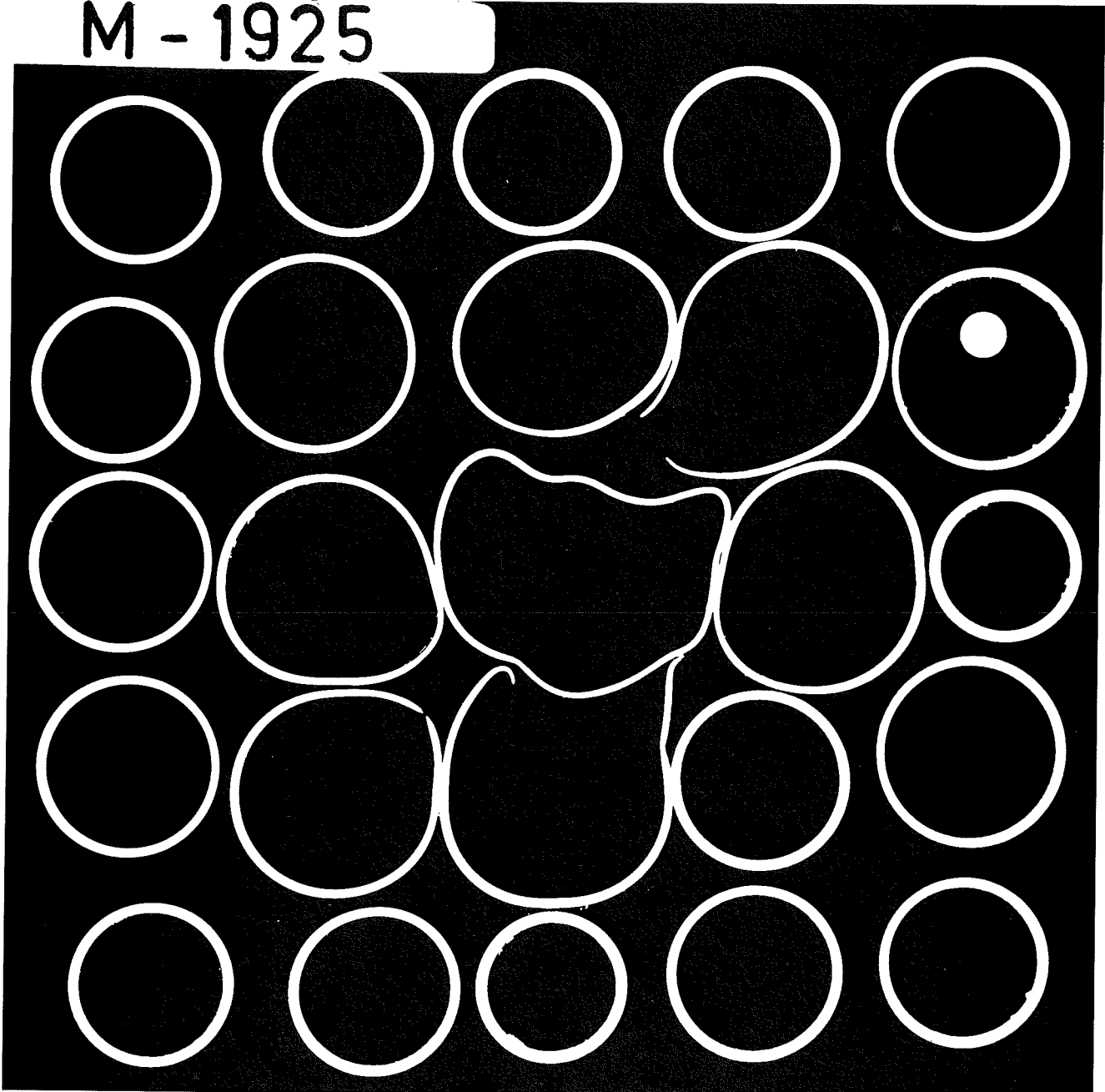
flow blockage at inner 3x3 : 84%



Abb.16 REBEKA material test
bundle cross - section

axial plane : 1925 mm

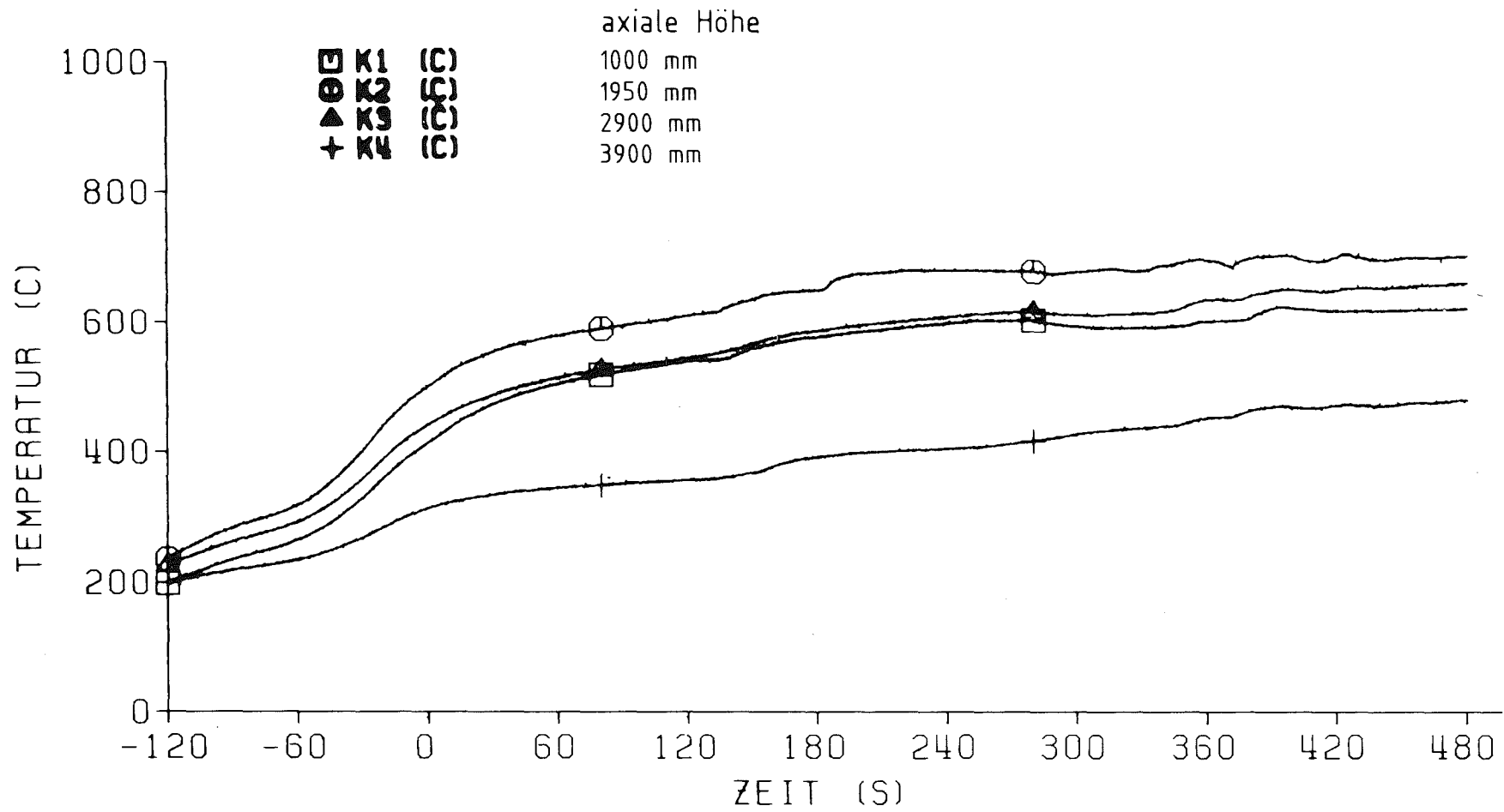
M - 1925



flow blockage at inner 3x3: 79 %



Abb. 17 REBEKA material test
bundle cross-section



- 4200-119 -

KfK

Abb. 18 REBEKA Materialtest
Kastenwandtemperaturen

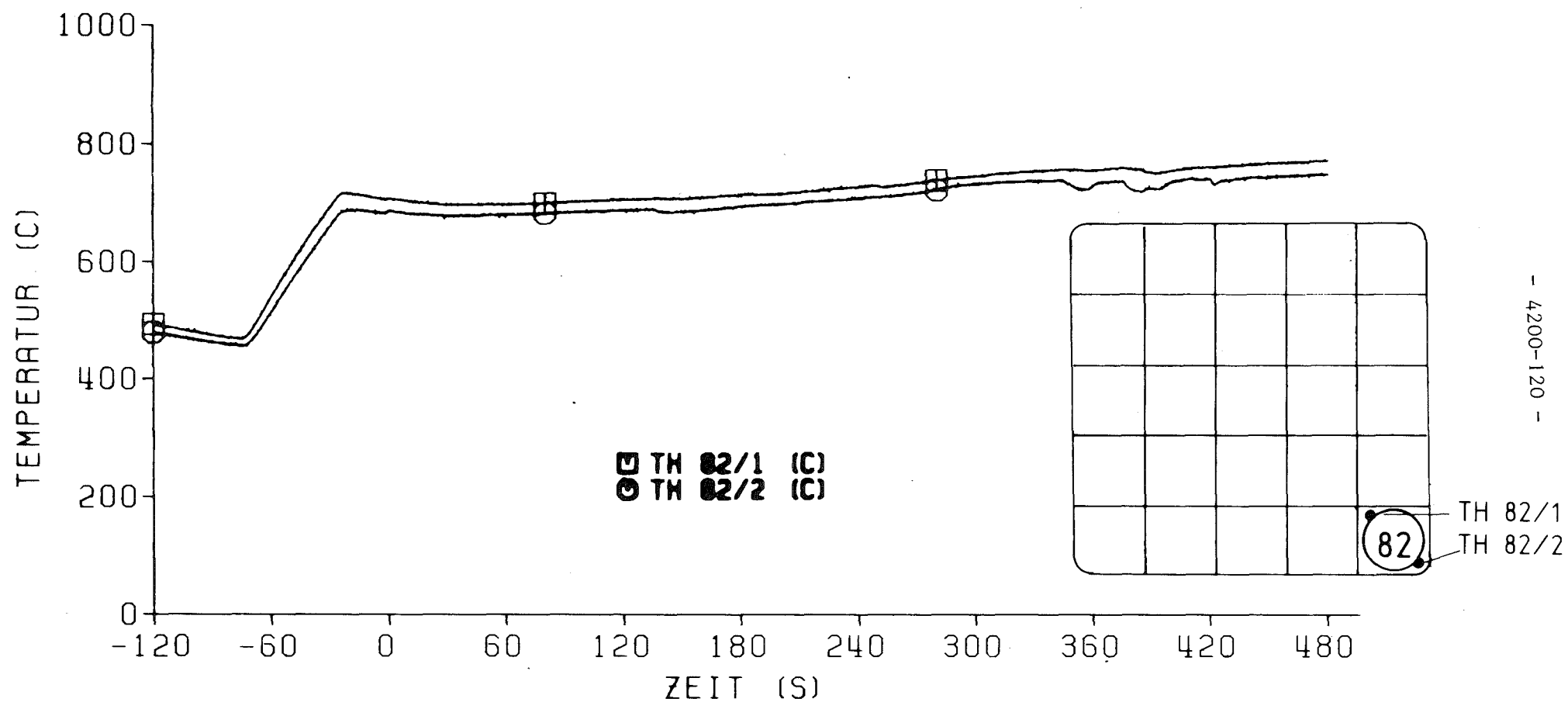
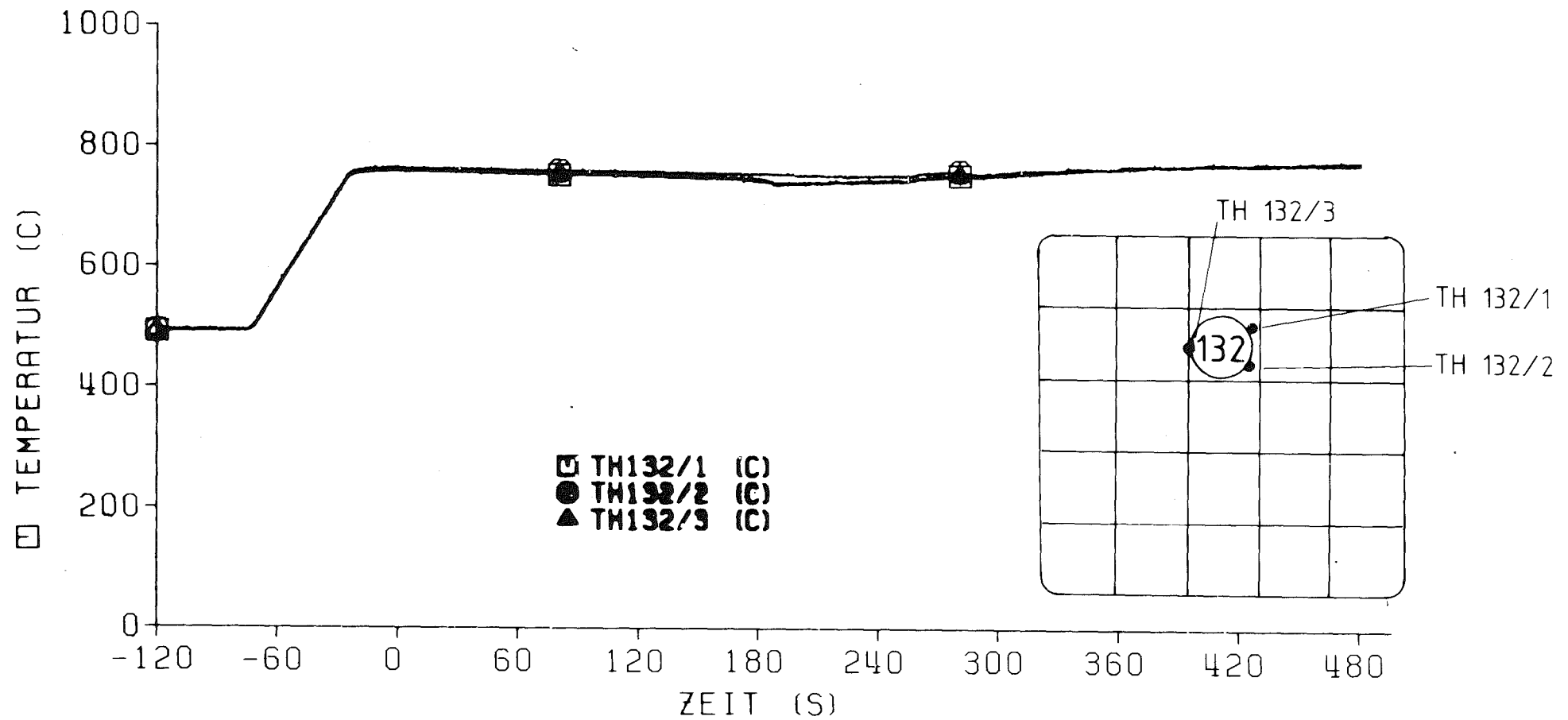


Abb. 19 REBEKA Materialtest
Azimutale Hüllrohrtemperaturen eines Eckstabes



- 4200-121 -



Abb. 20 REBEKA Materialtest
Azimutale Hüllrohrtemperaturen eines Innenstabes

06.01.10 Auswirkung von Kühlkanalblockaden auf die Kernnotkühlung

06.01.10/04A Flutexperimente mit blockierten Anordnungen (FEBA)

PNS 4239 (P. Ihle, H. Kreuzinger, 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-Stabbündel von DWR-Abmessungen und voller Nachwärmeleistung wurden fortgesetzt mit den Serien V und VI (s. Abb. 1). Bei der Auswertung gelten unter Einschluß der vorangegangenen Serien folgende Schwerpunkte:

Durchgeführte Serien:

Serie I: Basistests mit ungestörter Geometrie

Serie II: Abstandshaltereffekt

Serie III: Umströmung einer 90 % Blockade

Serie IV: Umströmung einer 62 % Blockade

Serie V: Umströmung einer 90 % Blockade
mit überlagertem Abstandshaltereffekt

Serie VI: Umströmung von zwei axial aufeinanderfolgenden Blockaden mit
zwischenliegendem Abstandshalter

Versuchsparameter s. Abb. 2.

Die Ergebnisse der Serien I bis IV sind veröffentlicht.

Die Meßdaten der Serien I und II wurden an externe Datenbanken transferiert.

Vorbereitete Serien:

Serie VII: Effekt einer 62 % Blockade auf die Zweiphasenströmung
(bekannter Massendurchsatz, da alle Kanäle gleich blockiert)

Serie VIII: dito mit 90 % Blockade

2. Ergebnisse

Bei allen genannten Flutbedingungen herrscht Zweiphasenströmung, wobei der Dampf insbesondere zu Beginn der Flutphase stark überhitzt ist. Wasseranteil ist immer nachweisbar. Unter diesen Strömungsbedingungen ist die Kühlwirkung vor allem der Tropfenströmung durch Strömungshindernisse deutlich be-

einflußt.

Abstandshalter (AH) stellen koplanare Blockaden von etwa 20 % Kühlkanalreduktion dar. Der Kühlmitteldurchsatz durch die einzelnen Unterkanäle ist hierbei weitgehend gleich. Die geometrische Form der AH erzeugt hohe Turbulenz und Tropfenzerstäubung trotz des geringen Blockadefaktors. Die Auswirkungen auf das axiale Profil der Hüllrohrtemperaturen geht aus Abb. 3 hervor (Einzelheiten siehe insbes. /8/). Die lokale Verbesserung des Wärmeübergangs tritt insbesondere zu Beginn der Flutphase auf wie Abb. 4 zeigt. Um den Einfluß von Blockaden in Bündeln analysieren zu können, ist zunächst der AH-Effekt zu eliminieren.

Umströmung von Blockaden ohne Abstandshaltereinfluß ist in Geometrien der Serien III und IV möglich. Bei umströmten Blockaden ist der Kühlmitteldurchsatz durch die einzelnen Unterkanäle unterschiedlich entsprechend der jeweiligen Kühlkanalreduktion. Die in der Zielsetzung genannten gegenläufigen Effekte werden wirksam (verbesserte Kühlung nach Strömungshindernissen aber auch Durchsatzreduktion).

Innerhalb des blockierten Bereichs sind die Temperaturen der durch Hülsen simulierten aufgeweiteten Hüllrohre niedriger als die Hüllrohrtemperaturen im unblockierten Nachbarbereich. Der Kühlmitteldurchsatz durch die engeren Kühlkanäle ist ausreichend, die "abgehobenen" Hüllrohre auf eine niedrigere Temperatur zu kühlen als im Bypass. Dies gilt sowohl für die 62%-Blockade als auch für die 90 %-Blockade. Bei der 62 %-Blockade wird die Hülse sogar deutlich früher benetzt als die Hüllrohre im Bypass. Erst bei extrem niedriger Flutrate von 2.2 cm/s tritt die Benetzung von Hülse und Hüllrohr im Bypass etwa gleichzeitig auf.

Die Wärmeabfuhr aus dem blockierten Bereich ist trotz der relativ niedrigen "Hüllrohr"-temperaturen jedoch verzögert. Auch nachdem das ganze Bündel benetzt ist, verbleiben die durch die Hülsen abgedeckten Abschnitte der Stäbe auf relativ hohen Temperaturen (s. Abbn. 5 und 6). Dies bedeutet, daß ein beträchtlicher Teil der Wärme durch den -reduzierten- Kühlmitteldurchsatz nicht ausgespeichert werden kann. Die teilweise Entkopplung der "Hüllrohre" von der Wärmequelle führt zwar zu niedrigeren Hüllrohrtemperaturen, aber auch zu verzögerter Wärmeabfuhr. Eine Analyse der Spaltwärmedurchgangszahlen ist in /1/ enthalten. Die Vergleichbarkeit mit Bedingungen bei geblähten Brennstäben ist gut. Mit abklingender Wärmeleistung benetzen auch die Stababschnitte unter den Hülsen.

Nach den Blockaden wird der Effekt des verminderten Kühlmitteldurchsatzes weitgehend kompensiert durch erhöhte Turbulenz, Tropfenzerstäubung und Querströmung. Nach der 90 %-Blockade sind in einem begrenzten Bereich die Hüllrohrtemperaturen noch ca. 20 - 50 K höher als im Bypass und die Wärmeabfuhr bis zum Benetzen ist um ca. 50 s verzögert. Nach der 62 %-Blockade tritt jedoch verbesserte Kühlung auf, die sogar zu vorzeitigem Benetzen führt. Erst bei extrem niedriger Flutrate von 2.2 cm/s ist auch hier die Wärmeabfuhr bis zum Benetzen um ca. 50 s verzögert. Zu Beginn der Flutphase herrscht nach der Blockade jedoch leicht verbesserter Wärmeübergang.

Blockade- mit überlagertem Abstandshaltereffekt führt entsprechend den Ergebnissen der Serien V und VI weitgehend zu Temperaturen wie sie in den Serien III und IV ermittelt wurden. Folgt unmittelbar hinter einer 90 %-Blockade ein Abstandshalter, dann fällt die in Serie III ermittelte Temperaturerhöhung nach der Blockade etwas geringer aus. Dies zeigt die aus Abb. 7 hervorgehende Temperaturverteilung im Bündel eines vergleichbaren Versuchs aus Serie V. Als Beispiel ist die axiale Verteilung der Hüllrohrtemperaturen auf einem Strömungspfad durch die Blockade mit der entsprechenden Verteilung im unblockierten Teil des Bündels verglichen. Es wurde der Zeitpunkt im Flutablauf ausgewählt, zu dem etwa die Maximaltemperaturen in diesem Bündelabschnitt herrschen.

Die eher kühlungsverbessernde Wirkung einer 62 % Blockade, der Abstandshaltereffekt und die relativ gute Kühlung nach einer 90 %-Blockade lassen sich durch intensivere Ausnutzung des Wasseranteils in der zweiphasigen Strömung beim Fluten erklären. Ein Teil des ins untere Bündelende eingespeisten Wassers wird von der Dampfströmung mitgerissen und unverdampft am oberen Bündelende ausgetragen. Mit zunehmender Anzahl und Zerstäubungswirkung der Strömungshindernisse wird die Kühlwirkung der Strömung bei gleicher Wassereinspeisung erhöht. Die während des Flutablaufs ausgetragene Masse unverdampften Wassers wird dabei kleiner. In Abb. 8 sind als Beispiel drei in Serie IV, V und VI gemessene Wasseraustragsraten bei 4 bar Systemdruck und die gemeinsame Einspeiserate in Abhängigkeit von der Flutzeit dargestellt. Bis zum Zeitpunkt des Temperaturmaximums in Bündelmittenebene ($t \approx 90$ s) wurden von dem bis dahin eingespeisten Wasser bei Anordnung V 16 % und bei Anordnung IV 24 % unverdampft ausgetragen. Zum Zeitpunkt der Benetzung der Bündelmittenebene ($t \approx 250$ s) lauten die entsprechenden Werte 22 % (V) und 30 % (IV). Im erwarteten Totraum zwischen der 90 %- und der in 300 mm Abstand folgenden 62 %-Blockade (Serie VI) verbessert der dazwischen liegende Abstandshalter

die Kühlung. Obwohl der Durchsatz durch die 62 %-Blockade durch die davor liegende 90 %-Blockade zusätzlich vermindert ist, treten in und nach der 62 %-Blockade noch immer niedrigere Temperaturen als im Bypass auf. Erst in 100 - 200 mm Abstand vom oberen Ende der 62 %-Blockade übersteigen dort die Hüllrohrtemperaturen die auf gleicher Höhe im Bypass gemessenen (s. Abb. 9). Dieser Effekt ist der verstärkten Austrocknung des Zweiphasengemisches zuzuschreiben, da die vergleichbar gute Wärmeabfuhr bei reduziertem Durchsatz im blockierten Bereich nur über intensivere Verdampfung des Wasseranteils erfolgen kann.

3. Zusammenfassung, offene Punkte

Kühlkanalblockaden von 62 % und 90 % an 3x3 von 5x5 Stäben ergeben:

In 62 %- und 90 %-Blockade

- . niedrigere "Hüllrohr"-Temperaturen (Entkopplung Hülle/Wärmequelle)
- . höhere Zentraltemperatur (verzögerte Wärmeabfuhr)

*Nach 90 %-Blockade:

bis zu 50 K höhere Hülltemperatur (reduzierter Durchsatz)

*Nach 62 %-Blockade:

- . niedrigere Hüllrohrtemperaturen (Tropfenzerstäubung)

*Abstandshalter erhöhen Wärmeabfuhr auch zwischen zwei Blockadeebenen
(Zerstäubung, erhöhte Querströmung)

*Der gemessene Beitrag von Strömungshindernissen im Bündel zu zusätzlicher Wasserverdampfung bzw. -rückhaltung gibt Aufschluß über die Wärmeübergangsbedingungen während der Nebelkühlungsphase des Flutens.

Die Ergebnisse gelten für Zwangsfluten von unten mit Flutgeschwindigkeiten im Bereich von 2.2 bis 10 cm/s bei Systemdrücken zwischen 2 und 6 bar.

Die Bündelgröße von 5x5 Stäben erlaubt noch nicht ohne weiteres, auf Effekte der Strömungsumverteilung in einem DWR-Kern zu schließen. Hierzu sind z.T. FLECHT/SEASET (max. 163 Stäbe) und vor allem das 2D-Experiment SCTF mit Blockaden (2000 Stäbe) geeignete Referenzversuche (s. Abb. 10). Das FEBA-Programm dient vorwiegend dazu, die thermohydraulischen Effekte zu separieren.

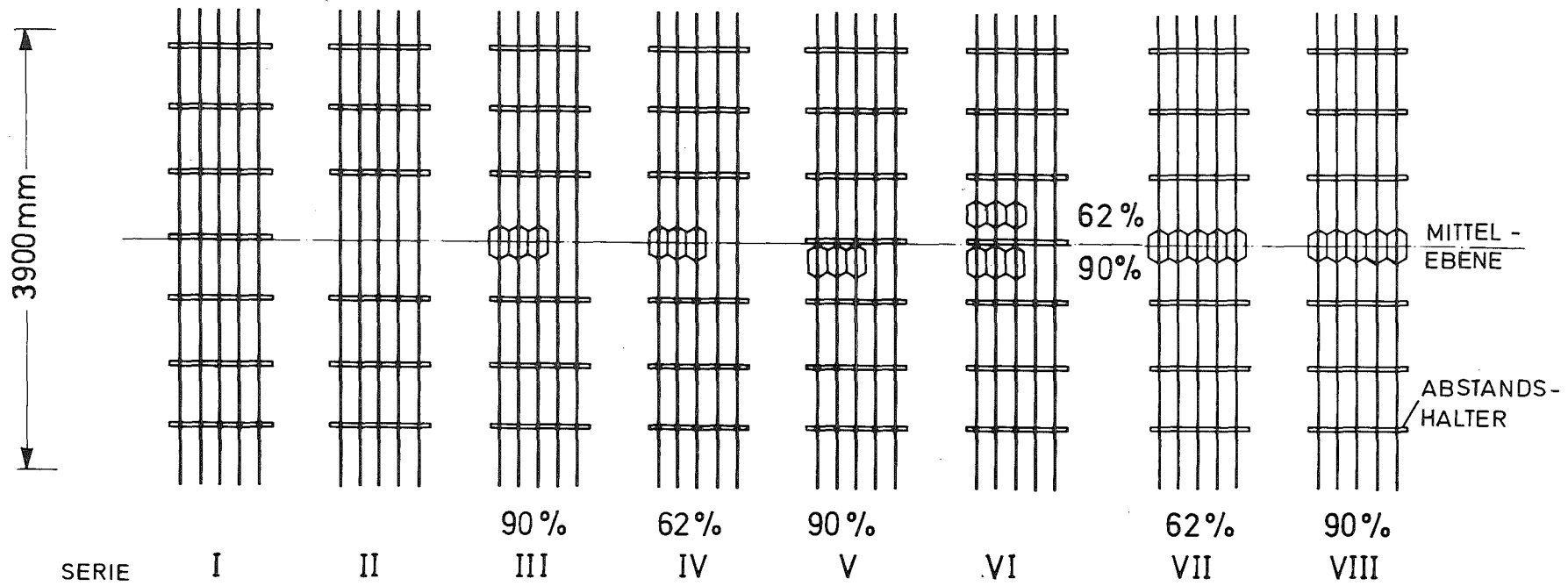
Die verwendeten Brennstabsimulatoren verhalten sich nur bedingt wie Brennstäbe. Es ist als sicher anzusehen, daß Brennstabbündel unter gleichen Flutbedingungen ihre Wärme schneller ausspeichern als die für alle thermohydraulischen Experimente verwendeten Simulatoren (Ausnahme: REBEKA-Simulator). Es ist zu klären, ob die in FEBA ermittelten Effekte auch für Brennstäbe gelten. Das Benetzungsverhalten prägt den Flutablauf, d.h. die Zusammensetzung und die zeitliche Änderung des Zweiphasengemisches im unbenetzten Teil des Bündels. Es bleibt zu bestätigen, daß die Veränderung der Kühlwirkung eines solchen Zweiphasengemisches durch geometrische Veränderungen in Kühlkanälen weitgehend gleich ist in Brennstab- und in Simulatorbündeln. Dieses Problem wird in einem getrennten Vorhaben behandelt.

4. Literatur

(FEBA-Beiträge 1980/81)

- /1/ Ihle, P., Politzky, M., Rust, K.:
FEBA-Flooding experiments with blocked arrays.
Heat transfer in partly blocked 25-rod bundle.
Hochreiter, L.E.; Sozzi, G.L. /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 Vo. 2, S. 1237-51
- /3/ Ihle, P., Rust, K.:
Einfluß der Stababstandshalter auf den Wärmeübergang in der Flutphase
eines DWR-Kühlmittelverluststörfalles.
Jahrestagung Kerntechnik 80. Reaktortagung 1980. Berlin, 25.-27. 3. 1980.
Kerntechnische Ges. e.V. Deutsches Atomforum e.V. Eggenstein-Leopoldsh.
Fachinformationszentrum Energie, Physik, Mathematik 1980.
S. 145 - 48.

- /4/ 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
- /5/ 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., Oct. 5-8, 1980.
NUREG/CP-0014 Vol. 2, S. 970-81
- /6/ 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
- /7/ Projekt Nukleare Sicherheit
Jahresbericht 1980
KfK 2950, August 1981, Seite 4200 / 184-200
- /8/ Ihle, P., Rust K.:
Einfluß von Abstandshaltern auf den Wärmeübergang während der Flutphase eines DWR-Kühlmittelverluststörfalles
KfK 3178, Juni 1981

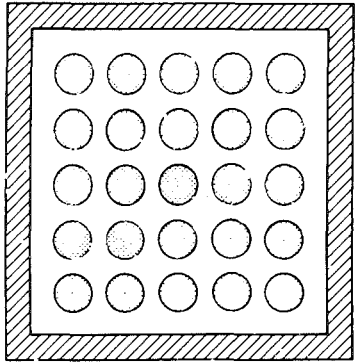


- 4200-128 -

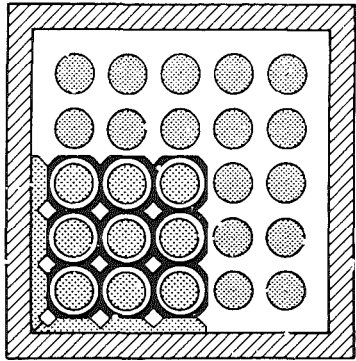


FEBA 5*5 BÜNDEL, AXIALE ANORDNUNG DER BLOCKADEN

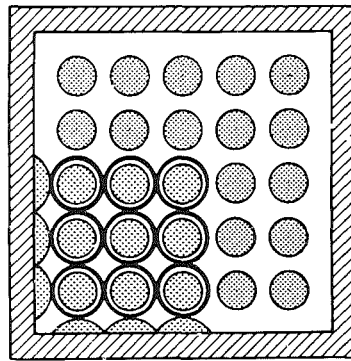
ABB. 1



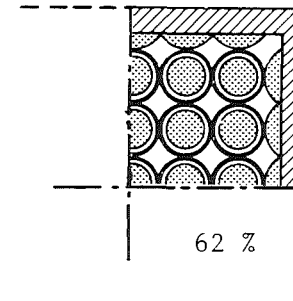
I, II



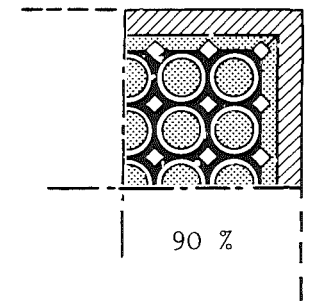
90 % III, V, VI



62 % IV, VI



62 %



90 %

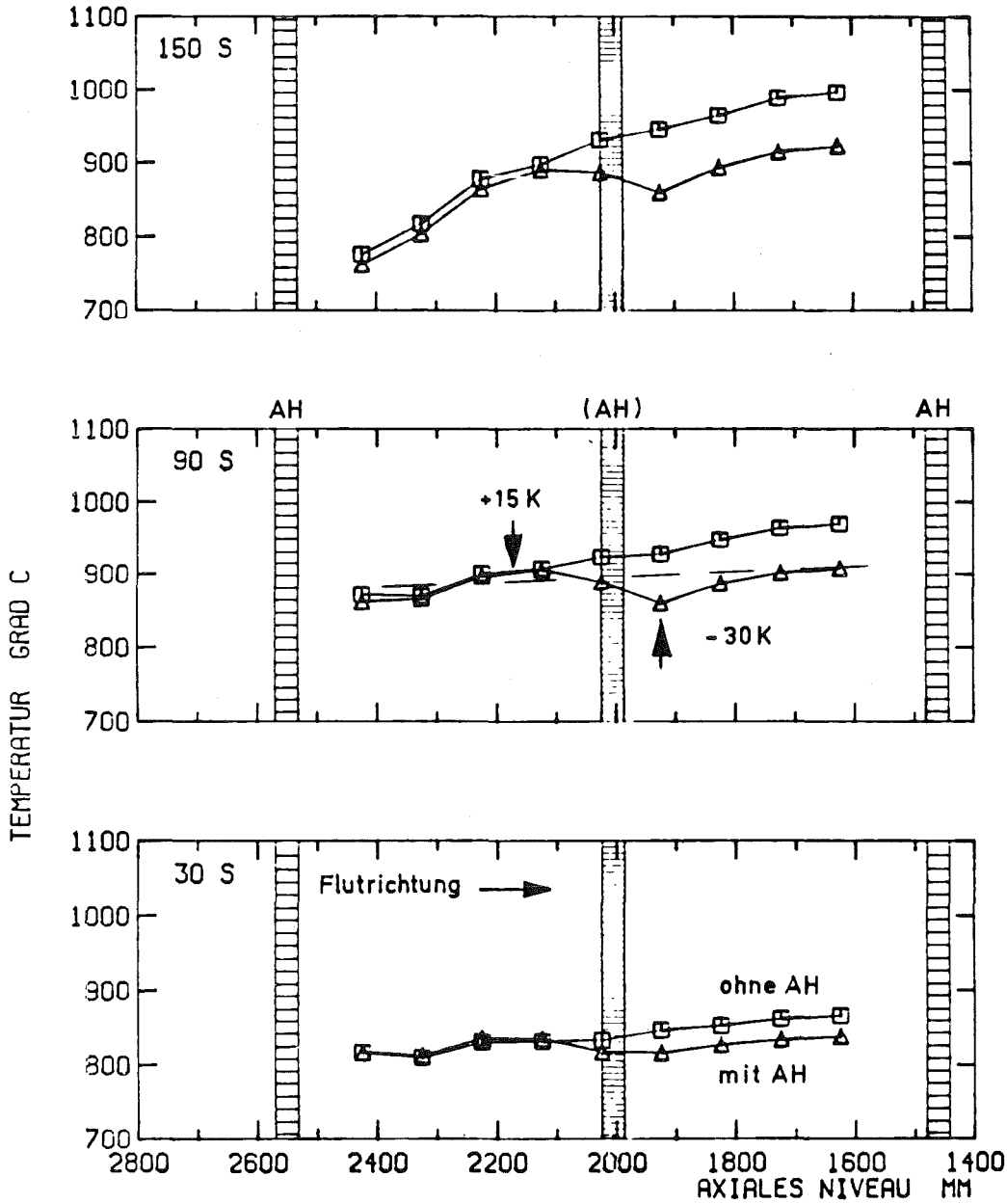
5x5 Stäbe, alle Unterkanäle blockiert

FLUTPARAMETER

Serie		I	II	III	IV	V	VI	VII	VIII
Systemdruck	bar	2/4/6	2/4/6	2/4/6	2/4/6 (4)	4	4		
Flutgeschwind. (kaltes Bündel)	cm/s	3.8 5.8	3.8 5.8	3.8 5.8	3.8 (2.2) 5.8 (10.)	3.8 5.8	2.2 3.8 5.8	2.2	
max. Hüllrohrtemp. (bei Flutbeginn)	C	(I-VI) 700 - 800 (einige Versuche mit 600 - 700 C)							
max. Gehäusetemp. (bei Flutbeginn)	C	(I-VI) 600 - 700 (einige Versuche mit 500 - 600 C)							
Flutwassertemp.	C	(I-VI) 40 (einige Versuche mit 80 C)							
Bündelleistung	-	(I-VI) 120 % ANS Nachzerfallswärme ab 40 s nach Reaktorabschaltung (bei einigen Versuchen P = konst.)							

- 4200-129 -



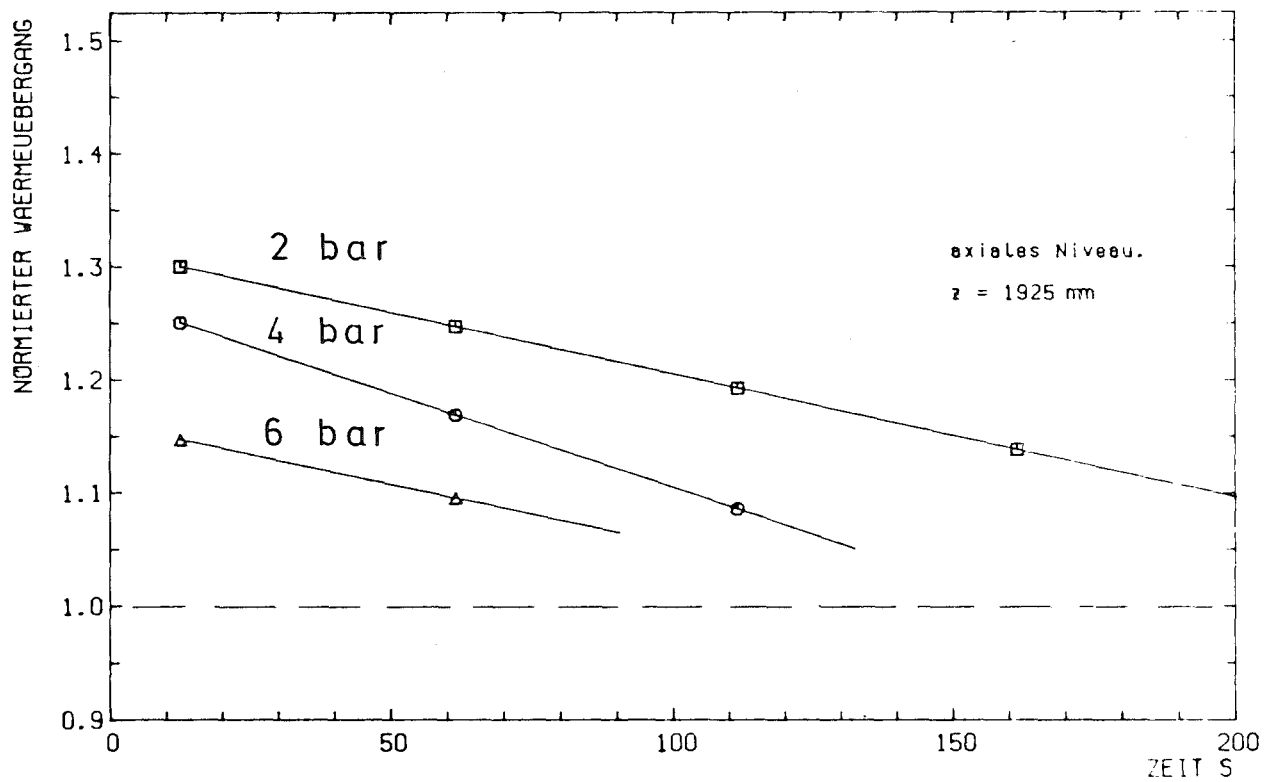


Flutparameter: $v=3,8$ cm/s, $p=2,0$ bar

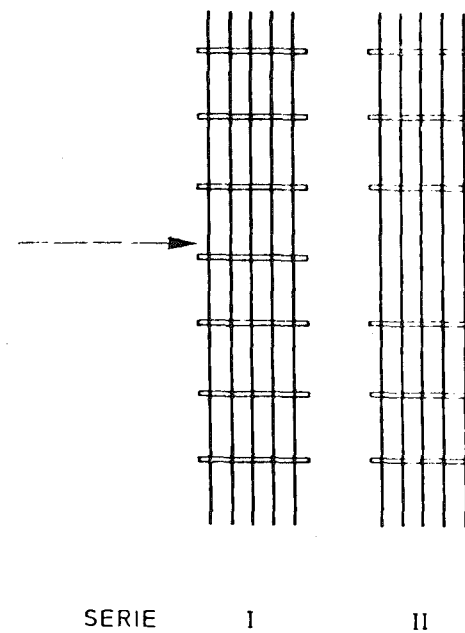
Vers. 223, (mit AH auf axialem Niveau 2025 mm)

Vers. 234, (ohne AH auf axialem Niveau 2025 mm)

Einfluss des Abstandhalters auf das axiale Temperaturprofil



Flutgeschwindigkeit: $v = 3.8 \text{ cm/s}$



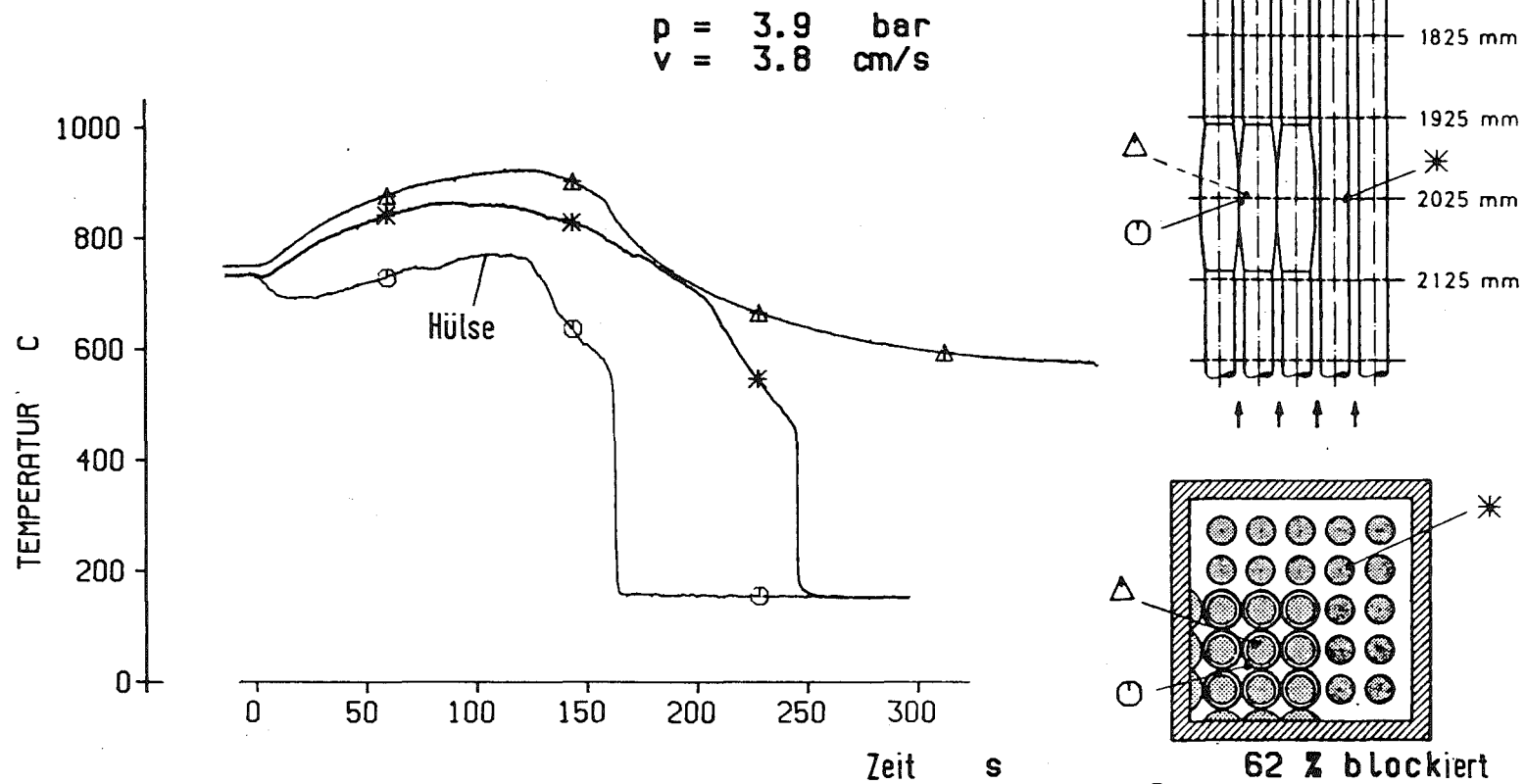
FEBA



IRB

ERHÖHUNG DES WÄRMEÜBERGANGS 60 MM NACH EINEM ABSTANDSHALTER IN BÜNDELMITTENEbene

ABB. 4

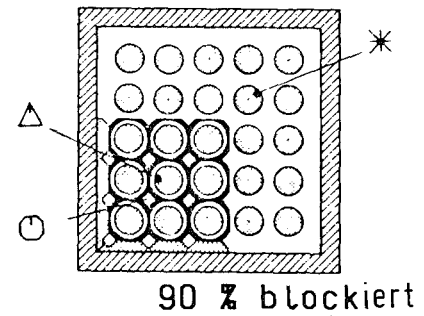
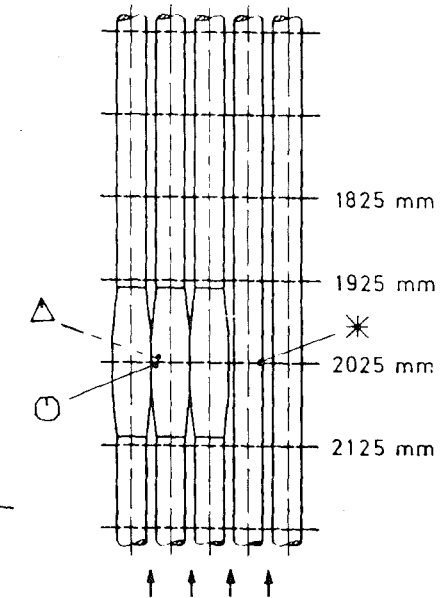
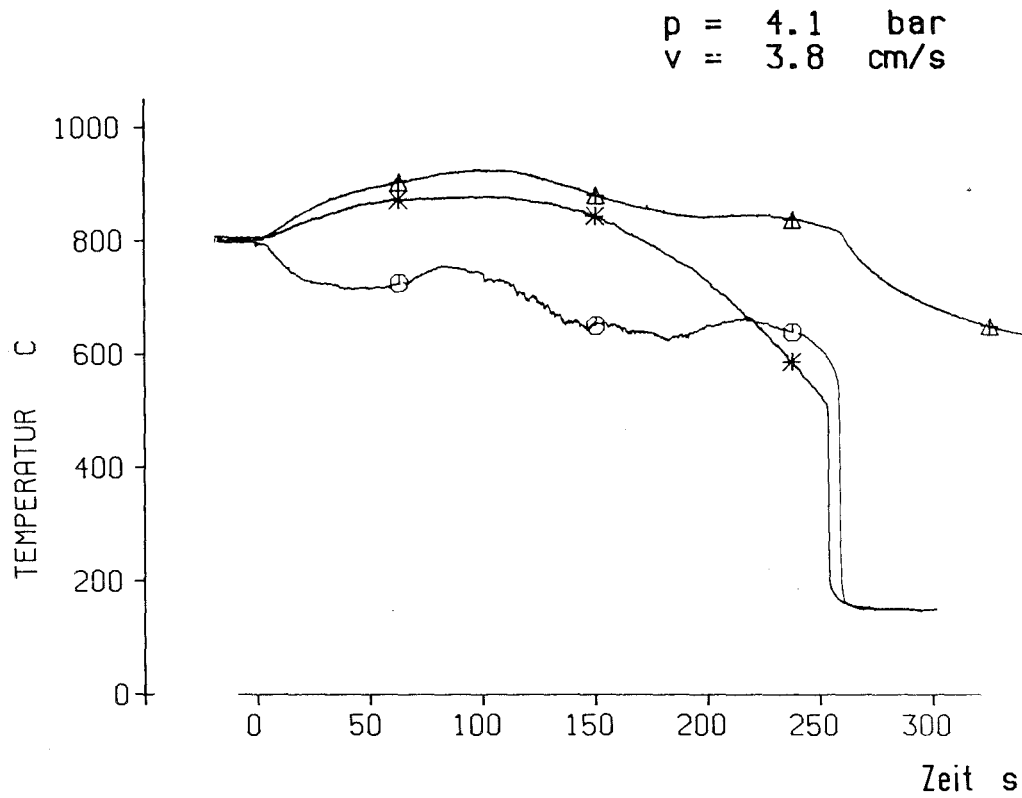


FEBA IRB

HÜLLROHRTEMPERATUREN IN TEILBLOCKIERTEM 5x5 STABBÜNDEL MIT 62% BLOCKADE

ABB. 5

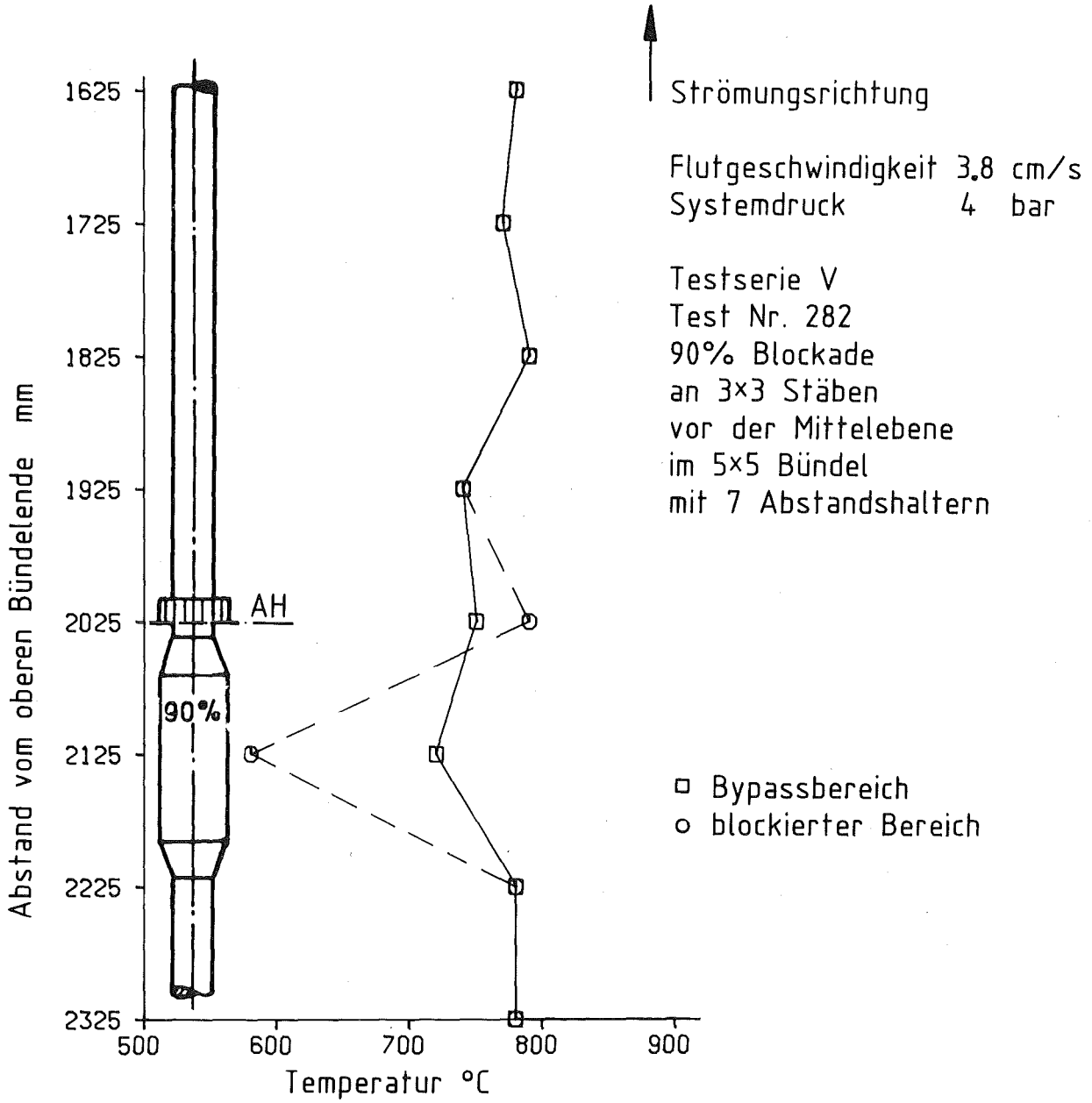
- 4200-132 -



FEBA **KIK** IRB

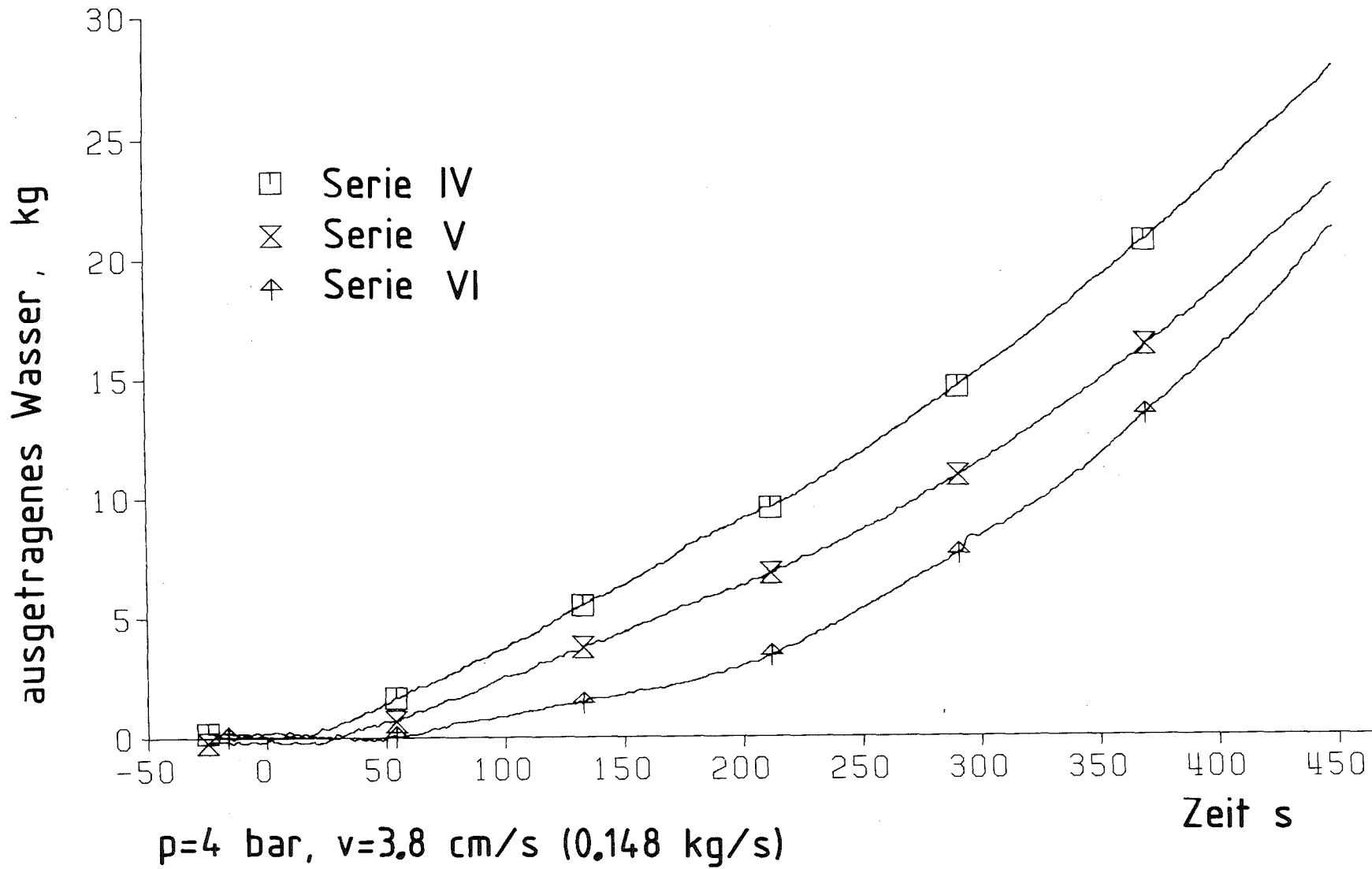
HÜLLROHRTEMPERATUREN IN TEILBLOCKIERTEM 5x5 STABBÜNDEL MIT 90% BLOCKADE

ABB. 6



axiales Temperaturprofil 90 s nach Flutbeginn

Axiales Profil der Hüllrohrtemperaturen im Temperaturmaximum (Serie V)

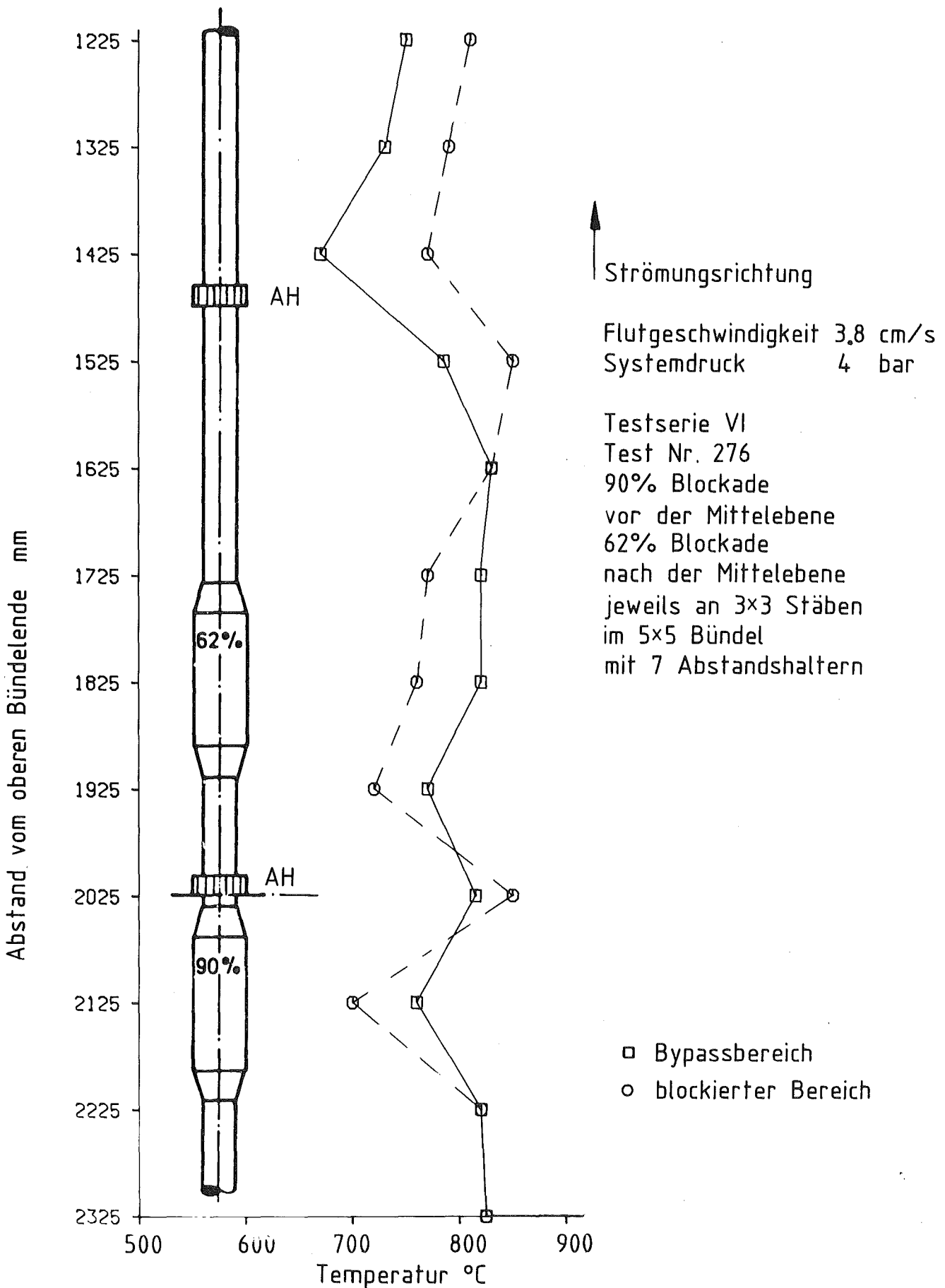


- 4200-135 -



AUS DEM BÜNDEL AUSGETRAGENES WASSER

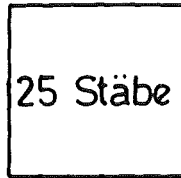
ABB. 8



axiales Temperaturprofil 90 s nach Flutbeginn

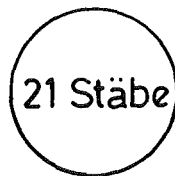
Axiales Profil der Hüllrohrtemperaturen
im Temperaturmaximum (Serie VI)

FEBA



getrennte Effekte

- Flutbedingungen
- Blockadegeometrie



getrennte Effekte u. Systemeffekte

- Flutbedingungen
- Blockadegeometrie
- Bypassquerschnitt



Systemeffekte u. großräumige

Umströmung von Blockaden

- Flutbedingungen



ERGÄNZENDE PROGRAMME ZUR UNTERSUCHUNG DER
WIRKSAMKEIT DER NOTKÜHLUNG BEIM FLUTEN
EINES TEILWEISE BLOCKIERTEN REAKTORKERNS

06.01.16 Untersuchungen zu schweren Kernschäden

06.01.16/05A Oxidationsverhalten von Zircaloy-Hüllrohren bei langsamen
PNS 4254 Transienten und schweren Kernschäden

(S. Leistikow, B. Bennek-Kammerichs, H. v. Berg,
D.Jennert, G. Schanz, U. Schiller; IMF-II)

1. Metallographische Untersuchung mechanisch instabiler ZrO_2 -Schichten
auf Zircaloy 4 nach Dampf-Oxidation bei 600-850°C

1.1 Einleitung

Im Rahmen der Untersuchungen des Hochtemperatur-Oxidationsverhaltens von Zircaloy 4-Hüllrohrmaterial unter DWR-Störfallbedingungen waren isotherme Oxidationsversuche in Dampf bei 900 - 1000 °C auf Testzeiten bis 6 h ausgedehnt worden /1,2,3/. Dabei wurde der sog. Breakaway-Effekt festgestellt, eine Beschleunigung der Oxidation bei längeren Reaktionszeiten als Folge von Störungen im Aufbau der oxidischen Deckschicht .. Im wesentlichen durch Ribbildung aufgrund mechanischer Instabilität der Oxidschicht verliert diese zunehmend ihre schützende Deckschichtwirkung.

Im Anschluß an die genannten Untersuchungen bei 900 bis 1000°C wurden Oxidationsversuche bei 600-850°C und Reaktionszeiten zwischen 30 min und 25 h durchgeführt. Das Ziel der metallographischen Untersuchung ausgewählter Proben aus dieser Versuchsserie bestand darin, den Ablauf des Schichtbildungsvorgangs zu beschreiben und durch Vermessung der sauerstoffhaltigen Teilschichten ZrO_2 und α -Zr(O) den Zusammenhang zwischen Sauerstoffaufnahme und Schichtbildung sowie mögliche Einflüsse gefügelöslicher Gase auf die metallische Struktur zu ermitteln.

1.2 Durchführung

Zur Durchführung der Oxidationsversuche wurden 30 mm lange Proben aus Zircaloy 4 Rohrmaterial entfettet, gebeizt (47 % HNO_3 , 3 % HF , 50 % H_2O), in dest. Wasser ausgekocht und getrocknet. Nach Messung und Wägung erfolgte die Oxidation in einem geschlossenen, drucklosen Dampfkreislauf mit ca. 1 m/s Strömungsgeschwindigkeit. Die mit einem Pt/Pt-Rh Thermoelement versehene Probe wurde auf einem Quarzschlitten in den vorgeheizten Rohrfen geschoben. Eine Überhitzung der Probe durch die einsetzende exotherme Oxi-

dationsreaktion wurde vermieden. Nach Ablauf der vorgesehenen Reaktionszeit wurde die Probe der Teststrecke entnommen und schnell abgekühlt. Die Massenzunahme jeder Probe wurde durch erneute Wägung ermittelt.

Zur metallographischen Untersuchung wurden 6 mm lange Stücke der oxidierten Proben in Polyesterharz eingebettet, naß geschliffen, mit Diamantpaste bzw. -spray vor- und mit Tonerde feinpoliert. Das Gefüge der Proben wurde durch ein Ätzmittel aus 60 ml Glyzerin, 10 ml konz. HNO_3 , 20 ml 40 %-ige HF sichtbar gemacht.

Die Untersuchung der Querschliffproben und ihre fotografische Dokumentation erfolgte zunächst im ungeätzten, dann im geätzten Zustand. Die Schichtstärken von Oxid und α -Zr(O)-Teilschicht wurden mit Hilfe eines Meßokulars an jeweils zehn Stellen des äußeren Probenrandes ermittelt. Dabei wurden für den gesamten sichtbaren Ausschnitt ein mittlerer Wert von Oxid- und α -Zr(O)-Teilschicht sowie Maximum und Minimum für den betreffenden Probenbereich bestimmt. Aus den Einzelwerten für jede Probe wurden Gesamt-Mittelwerte errechnet.

1.3 Untersuchungsergebnisse

1.3.1 Massenzunahme

Die Massenzunahme der untersuchten Proben ist in Tab. 1 angegeben und in Abb. 1 in Abhängigkeit von der Zeit graphisch dargestellt.

Aus Abb. 1 ist ersichtlich, daß die Kurven bei ähnlichem Verlauf für einen Temperaturbereich von 600°C bis 750°C zu kürzeren Zeiten und höheren Temperaturen verschoben sind, d.h. bei 600°C ist bis zu einer Zeit von etwa 8 h das parabolische Zeitgesetz für die Massenzunahme annähernd gültig, bei 750°C nur bis zu etwa 1 h. Anschließend erfolgt die Massenzunahme ungefähr proportional der Zeit (lineares Zeitgesetz).

Bei 850°C ist bis zu einer Oxidationszeit von ca. 13 h die gleiche Zeitabhängigkeit festzustellen wie sie bei 600°C vorliegt. Durch die lange Zeit, in der die Massenzunahme einem parabolischem Zeitgesetz folgt, schneidet diese Kurve die der niedrigeren Temperaturen. Nach ca. 13 h nimmt die Masse in stärkerem Maße zu, ebenso wie bei 600°C . Diese Kurve schließt an die Ergebnisse vorangegangener Untersuchungen an /1/. Die bei 800°C oxidierten Proben nehmen eine Zwischenstellung zwischen denen bis 750°C und ab 850°C ein. Die Massenzunahme folgt bei 800°C ab ca. 1 h dem linearen Zeitgesetz, parabolischer Kurvenverlauf liegt daher ebensolange wie bei

750°C vor. Die Verschiebung des sog. Transitionspunktes zu kürzeren Zeiten setzt sich hier nicht fort. Für die länger oxidierten Proben zeigt sich aber nach dem Übergang zu stärkerem Wachstum die gleiche Steigung wie bei 750°C.

1.3.2 Schichtenwachstum

Die für Oxid und α -Zr(O)-Teilschicht gemessenen Schichtstärken sind in Tab. 2 wiedergegeben. Bei den Messungen der sauerstoffhaltigen Diffusionszone für Oxidationstemperaturen von 600°C bis 750°C ergaben sich Schwierigkeiten, da der zu messende Bereich nur schwer vom α -Gefüge des Matrixmaterials zu unterscheiden war. Allgemein kann für den Temperaturbereich bis 800°C festgestellt werden, daß die α -Zr(O)-Teilschicht bei längeren Oxidationszeiten ein wesentlich geringeres Wachstum zeigt als das Oxid. Miteinander vergleichbar sind die Ergebnisse für Temperaturen von 600 und 650 °C. Sie zeigen bezüglich der Oxidschicht einen ziemlich regelmäßigen Anstieg, die Schichtstärke der sauerstoffhaltigen Diffusionszone ist immer geringer als die des Oxids und wächst nicht in dem gleichen Maße wie das Oxid.

Bei 700°C und 800°C beobachtet man dagegen einen vorübergehenden Rückgang der Oxidschichtstärke bei gleichzeitig steigender oder (wie bei 800°C) konstanter α -Zr(O)-Teilschicht. Ähnliches wurde bei 1000°C in vorangegangenen Untersuchungen festgestellt. Bei 700°C liegt der Rückgang des Oxids in einem Zeitabschnitt von 90 min bis 115 min, bei 800°C tritt er zwischen 60 min und 75 min auf. Dadurch tritt bei 700°C die Besonderheit auf, daß die α -Zr(O)-Teilschicht nach 115 min dicker ist als das Oxid, während ihre Schichtstärke sonst immer unter der des Oxids liegt. Bis 145 min (700°C) bzw. 90 min (800°C) nimmt die Schichtstärke der sauerstoffhaltigen Diffusionszone wieder ab, bei 800°C liegt sie dann niedriger als nach 30 minütiger Oxidation. Gleichzeitig ist ein sehr starker Anstieg im Oxidwachstum zu beobachten, so daß von dieser Oxidationszeit an (90 min) ähnliche Verhältnisse zwischen Oxid und α -Zr(O)-Teilschicht vorliegen wie bei Oxidationstemperaturen von 600°C und 650°C. Bei 800°C ist weiterhin festzustellen, daß die α -Zr(O)-Teilschicht nach einer Oxidationszeit von 30 min geringfügig dicker ist als das Oxid. Bei 850°C Oxidationstemperatur ist die Schichtstärke der sauerstoffstabilisierten Zone α -Zr(O) bei allen Oxidationszeiten größer als die des Oxids. Dies wurde in vorangegangenen Untersuchungen für 900°C ebenfalls festgestellt /1/. In einem Zeitbereich

von 3 h bis 8 h ist ein geringfügiger Rückgang der Oxidschicht bei gleichzeitig verstärktem Wachstum der sauerstoffstabilisierten Zone festzustellen. In dieser Beziehung liegt ein den bei 700°C und 800°C gefundenen Meßwerten vergleichbares Ergebnis vor.

1.3.3 Fotografische Dokumentation

1.3.3.1 Morphologie des Oxidschichtwachstums

Die Aufnahmen von Abb. 2-8 wurden an ungeätzten Proben gemacht, so daß α -Zr(O)-Teilschicht und Matrix weiß erscheinen.

Für Temperaturen von 600°C bis 650°C ist ein einheitlicher Verlauf des Oxidwachstums feststellbar. Er soll an Hand der bei 600°C oxidierten Proben (Abb. 2) erläutert werden. Bis zu einer Oxidationszeit von 2 h (Abb. 2a) ist das Schichtwachstum an allen Stellen sehr gering. Nach 4 h (Abb. 2b) zeigt sich stellenweise ein stärkeres Wachstum, das von einem Aufreißen des Oxids von außen nach innen (Radialrisse) begleitet ist. Nach 8 h (Abb. 2d) zeigen sich erste feine Risse, die durchgehend durch das Oxid laufen. Diese Rißbildung hat nach 17-stündiger Oxidation zugenommen, es lassen sich teilweise drei, teilweise vier Risse, die auf dem Umfang quer zur Achse der Probe verlaufen (tangential) erkennen. Wie nach 25-stündiger Oxidation (Abb. 2f) zu erkennen ist, kann ein Querriß sowohl zusammenhängend sein, als auch aus voneinander getrennten Stücken bestehen. Außerdem kann man erkennen, daß das äußere Oxid bis zu dem zusammenhängenden Querriß wesentlich heller ist als das innere.

Bei 650°C (Abb. 3), 700°C (Abb. 4) und 750°C (Abb. 5) verläuft die Oxidation nicht so gleichmäßig. Für 750°C z.B. ist die Oxidschicht einer Probe teilweise rißfrei (Abb. 5a, 5c, 5e), teilweise zeigen sich an der gleichen Probe bereits mehrere Querrisse (Abb. 5b, 5d, 5f). Es ist zu erkennen, daß der rißfreie Teil der Oxidschicht wesentlich dünner ist als ein mit Rissen durchsetzter. Dies ist nach 75-minütiger Oxidation (Abb. 5e, 5f) besonders deutlich zu erkennen. Nach 105 min (Abb. 5g, 5h) gibt es kein rißfreies Oxid mehr, die Schichtstärke ist aber sehr unterschiedlich. Dort, wo die Oxidschicht besonders dick ist (Abb. 5h), treten am äußeren Rand vereinzelt weiße Oxidflecke auf, die sich deutlich vom übrigen grauen Oxid abheben. Es entstehen auch Risse, die vom äußeren Oxidrand bis nahe an die Oxid-Metall-Phasengrenze verlaufen (radial).

Bei 800°C tritt nach 6-stündiger Oxidation eine Besonderheit auf, vereinzelt ist lokal ein wesentlich stärkeres Oxidwachstum zu beobachten. Das Oxid ist pilzförmig nach innen gewachsen (Abb. 7). An einer Stelle (Abb. 7b) ist die Probe aufgebrochen. Hier ist die Oxidation verstärkt, wobei wiederum mehrere voneinander getrennte Schichten zu erkennen sind. Abb. 9 zeigt bei 800°C oxidierte Proben in Originalgröße. Man erkennt, daß mit zunehmender Zeit eine immer größere Fläche hell erscheint, d.h., daß der korrosive Angriff unter Bildung stöchiometrischeren Oxids fortschreitet. Nach 6 h (Abb. 9c) ist die Probe bereits sehr spröde, sie ist an einer Stelle längs gerissen und hat sich dadurch oval verformt. Außerdem ist sie länger geworden.

Ergänzend zu den Querschliff-Aufnahmen (Abb. 8) zeigt Abb. 10 eine Bruchstelle der bei 850°C 25 h oxidierten Probe am Rasterelektronenmikroskop, die außer dem Oxid auch die α -Zr(O)-Schicht und das Matrixgefüge darstellt.

1.3.3.2 Morphologie des Gefüges

Bei 750°C treten erstmals Gefügeveränderungen des Matrixmaterials auf. Bei 600°C bis 700°C lag zu jeder Zeit α -Zirkonium vor, während nach 8-stündiger Oxidation bei 750°C (Abb. 11) nadeliges Umwandlungsgefüge zu sehen ist. Nadeln sind schon bei den kürzeren Oxidationszeiten (Abb. 11a-11c) an den Korngrenzen des Zirkoniums erkennbar. Bei 800°C (Abb. 12) und 850°C (Abb. 13 und 14) treten diese Gefügeumwandlungen ebenfalls auf. Bei 850°C (Abb. 13) läßt sich die mit der Oxidationszeit zunehmende α/β -Gefügeumwandlung sowie das Kornwachstum des α -Zirkoniums gut erkennen. Nach 25-stündiger Oxidation (Abb. 13d) liegt fast ausschließlich nadeliges Gefüge vor. Abb. 14 vergleicht für 8 h bei 850°C das Matrixgefüge in Rohrwandmitte mit der α -Zr(O)-Schicht der Randzone, in Hellfeldbeleuchtung sowie im Interferenzkontrast abgebildet. Abb. 15 zeigt die Temperaturabhängigkeit des Gefüges nach 8 h Reaktionszeit mit Wasserdampf bei 600-750°C.

Die α -Zr(O)-Teilschicht ist von 600°C bis einschließlich 700°C schlecht erkennbar, da die Unterschiede zum nicht umgewandelten α -Zirkonium des Matrixgefüges gering ist (Abb. 16a). Mit dem Auftreten von Umwandlungsgefüge wird dies besser. Bei 750°C (Abb. 16b) ist der Anteil an nicht umgewandeltem Gefüge in der Matrix noch recht hoch, je mehr er abnimmt, um so deutlicher wird der Unterschied zwischen α -Zr(O) und dem Grundgefüge.

1.3.4. Analyse der Wasserstoffaufnahme

Um die Frage zu klären, ob das Probenmaterial Wasserstoff im Zuge der Wasserdampf-Oxidation aufnimmt, wurde für drei Proben eine quantitative Analyse des Wasserstoffgehaltes vorgenommen. Die Doppelbestimmungen mit dem Heißextraktionsverfahren^x führten zu folgenden Ergebnissen:

WASSERSTOFFAUFNAHME BEI 650°C

Ox.-Zeit /min/	Gew.-%	At-%
150	0.0059 u. 0.0057 Mittelw. 0.0058	ca. 0.5
180	0.0077 u. 0.0069 Mittelw. 0.0073	ca. 0.6
480	0.074 u. 0.076 Mittelw. 0.075	ca. 6.8

1.4 Zusammenhang der Einzelergebnisse

1.4.1 Oxidation

Die Massenzunahme der Proben und das Wachstum der sauerstoffhaltigen Schichten sind einander vergleichbar. Auch das vorübergehende Abnehmen der Oxidschichtstärke bei 700°C und 800°C paßt in dieses Bild, da die Massenzunahme zu den betreffenden Zeitpunkten (bei 700°C, 110 min; bei 800°C, 75 min) von parabolischer in lineare Kinetik übergeht. Die von den restlichen Temperaturen abweichende Massenzunahme der bei 850°C oxidierten Proben zeigte sich auch bei der Schichtstärke von Oxid und α -Zr(O); die sauerstoffstabilisierte Zone ist dicker als die Oxidschicht.

Abweichungen von dem allgemeinen Bild werden bei Betrachtung der Oxidschichten erkennbar: Während das Wachstum bei 600°C und 650°C gleichmäßig erfolgt und Querrisse erst dann auftreten, wenn die Massenzunahme einem linearen Zeitgesetz folgt, kann man bei 700°C und 750°C an einigen Stellen der Probe schon dann Querrisse erkennen (Abb. 5b), wenn die

x) Diese Untersuchungen wurden vom chemisch-analytischen Laboratorium des IMF-I ausgeführt.

Massenzunahme noch langsam ansteigt (parabolische Kinetik). Nach 75 min Oxidation (Abb. 5e) findet man am Probenquerschnitt noch rißfreie Stellen. In zwei Übersichten lassen sich die Befunde folgendermaßen wiedergeben:

1.4.1.1 Oxidationstemperatur 600°C

<u>Dauer der Reaktion</u>	<u>Befund</u>
bis 6 h	keine lokalen Defektstellen im Oxid
6 - 8 h	vereinzelt lok. Defektstellen im Oxid
bis 8 h	Massenzunahme folgt annähernd einem kubischen Zeitgesetz
8 - 17 h	durchgehend gestörte Deckschicht, keine besonderen lokalen Erscheinungen
17 - 25 h	durchgehend gestörte Deckschicht, vereinzelt lokal verstärktes Wachstum
8 - 25 h	Massenzunahme geht von kubischer zu linearer Zeitabhängigkeit über.

Die Lokalisierung des Breakaway ist somit gemäß der Funktion der Massenzunahme und den metallographischen Ergebnissen in dem Zeitabschnitt von 8 h bis 25 h möglich.

1.4.1.2 Oxidationstemperatur 750°C

<u>Dauer der Reaktion</u>	<u>Befund</u>
bis 60 min	vereinzelt lokale Defektstellen im Oxid
bis 60 min	Massenzunahme folgt annähernd einem parabolischen Zeitgesetz
60 bis 75 min	überwiegend gestörte Oxidschicht, vereinzelt rißfreie Oberfläche
75 bis 105 min	durchgehend gestörte Oxidschicht, vereinzelt überdurchschnittlich starkes Wachstum
ab 60 min	Massenzunahme folgt annähernd einem linearen Zeitgesetz.

Die Lokalisierung des Breakaway ist gemäß der Funktion der Massenzunahme und den metallographischen Ergebnissen nicht für einen einheitlichen Zeitpunkt möglich. Gemäß der Funktion der Massenzunahme tritt der Breakaway nach 60 min ein, nach den metallographischen Ergebnissen tritt er jedoch zu diesem Zeitpunkt nur stellenweise auf.

1.4.2 Wasserstoffaufnahme

In α -Zirkonium ist Wasserstoff bei erhöhter Temperatur bis zu 6 Atom-% löslich, während die Löslichkeit in der β -Modifikation erheblich größer ist. Durch die damit verbundene Stabilisierung des β -Zirkoniums tritt eine Senkung der α/β -Umwandlungstemperatur ein.

Den Ergebnissen der Heißextraktionsanalyse ist zu entnehmen, daß die Wasserstoffaufnahme mit zunehmender Zeit ansteigt. Nach 150 min bei 650°C übersteigt der Wasserstoffgehalt die in der α -Phase des Zirkoniums lösliche Menge noch nicht, so daß nur die α -Modifikation des Zirkoniums vorliegt. Für eine Oxidationszeit von 3 h erhält man einen geringfügig höheren Wert für die Wasserstoffaufnahme. Bei den auftretenden Zr-H-Ausscheidungen könnte es sich um β -Hydrid handeln. Bei der Abkühlung von der Reaktions-temperatur könnte sich jedoch auch δ -Hydrid gebildet haben.

Nach 480 min (8 h) hat sich der Wasserstoffgehalt verzehnfacht. Er beträgt 0.075 Gew.-% ungefähr entsprechend 6.8 At-%. Dadurch liegen nach dem Zustandsdiagramm bei Temperatur die α - und die β -Modifikation des Zirkonium nebeneinander vor und δ -Hydrid, ZrH, scheidet sich bei der Abkühlung aus.

Die Ergebnisse der Wasserstoffanalyse bestätigen die Befunde der metallographischen Gefügeuntersuchung. Die Gefügeumwandlungen bei niederen Temperaturen hängen mit der Wasserstoffaufnahme bei der Oxidation zusammen; für Zircaloy, das keinen Wasserstoff enthält, beginnt die Umwandlung der α - in die β -Phase erst bei 820°C. Die Anwesenheit von Wasserstoff in größerer Menge als der im α -Zirkonium löslichen führt bei 600°C bis 800°C zunächst zur Ausscheidung von Hydridnadeln (Abb. 11a, 11b, 16a), erst bei längerer Oxidationszeit zur sichtbaren Gefügeumwandlung (Abb. 11c, 11d). Auch die sehr starke Versprödung der bei 800°C 6 Stunden oxidierten Probe ist auf Wasserstoffaufnahme in größerer Menge zurückzuführen.

Bei der Betrachtung des Gefüges der bei 850°C oxidierten Proben stellt sich, im Unterschied zu niederen Temperaturen, heraus, daß bei allen untersuchten Oxidationszeiten zumindest eine teilweise Umwandlung der α - in die β -Phase stattgefunden hat. Für längere Oxidationszeiten ist das Ausmaß der Umwandlung auch bei dieser Temperatur nur durch Wasserstoffaufnahme zu erklären.

1.5 Offene Probleme

Quantitative Untersuchungen über die Menge des aufgenommenen Wasserstoffs wurden nur für die Oxidationstemperatur von 650°C und Zeiten von 2 1/2 h, 3 h und 8 h durchgeführt. Die Fragen nach der Höhe der Wasserstoffaufnahme während anderer Oxidationszeiten bei 650°C , anderer Oxidationstemperaturen sowie der Zusammenhang zwischen aufgenommener Wasserstoff- und Sauerstoffmenge bleiben offen. Das bei $800^{\circ}\text{C}/6$ h vereinzelt beobachtete pilzförmige Wachstum könnte ebenfalls im Zusammenhang mit der Wasserstoffaufnahme stehen, konnte aber im Rahmen dieser Arbeit nicht weiter untersucht und gedeutet werden.

Eine weitere Fragestellung ergibt sich durch die Abnahme der Oxidschichtstärke bei 700°C und 800°C . Eine Erklärung muß von einer Wachstumsverzögerung des Oxids ausgehen. Bei weiterem Wachstum von $\alpha\text{-Zr(O)}$ kommt es dann durch die Sauerstoffumverteilung zu einer Aufzehrung von ZrO_2 . Detaillierte Aussagen über die dabei ablaufenden Vorgänge können bisher nicht gemacht werden.

1.6 Zusammenfassung

In einer Serie von Laborexperimenten wurden Zircaloy 4-Hüllrohrproben bei $600\text{--}850^{\circ}\text{C}$ für die Dauer von 30 min - 25 h in strömendem Wasserdampf oxidiert. Die oxidationsbedingte Massenzunahme, die Bildung oxidischer Deckschichten sowie Veränderungen des Werkstoffgefüges wurden untersucht.

Die Ergebnisse dieser Arbeit zeigen für jede der untersuchten Temperaturen ($600\text{--}850^{\circ}\text{C}$) den Übergang von parabolischer bzw. kubischer zu linearer Oxidationskinetik bei entsprechend langen Zeiten. Der sog. Breakaway tritt bis 800°C mit steigender Temperatur nach immer kürzerer Oxidationszeit auf. Wahrscheinlich bedingt durch die Umwandlung von Zircaloy 4 oberhalb 820°C von der α - in die β -Modifikation erfolgt bei höheren Temperaturen ($850\text{--}950^{\circ}\text{C}$) eine Verlagerung des Breakaway zu längeren Zeiten.

Die metallographischen Untersuchungen belegen diesen Verlauf der Oxidation. Die Steigerung der Massenzunahme durch Wirksamkeit des Breakaway-Effektes ist bei 700°C bis 850°C mit einer vorübergehenden Ab- und anschließenden starken Zunahme der Oxidschichtdicke und einer Zu- und wieder Abnahme der $\alpha\text{-Zr(O)}$ -Teilschichtdicke verbunden. Es zeigt sich aber auch, daß das Oxidwachstum einer Probe an verschiedenen Stellen unterschiedlich sein kann. Ist das Oxid teilweise mit Rissen durchsetzt, so ist es stets stärker ge-

wachsen. Ist es ungestört, dann tritt aufgrund von Schutzwirkung ein geringeres Wachstum ein. Der Breakaway tritt also als ein lokaler, sich über die Probe während der Reaktionszeit ausbreitender Effekt auf. Massenzunahme und durch Mittelwerte beschriebenes Schichtwachstum erlauben daher nur allgemeine Aussagen über den Verlauf der Oxidation.

Die Wasserstoffaufnahme bei der Oxidation der Proben für Temperaturen von 600°C bis 800°C ist mit einer Erniedrigung der Umwandlungstemperatur der Matrix verbunden. Die allgemeine Feststellung, daß mit der Zeit eine Steigerung der Wasserstoffaufnahme erfolgt, ist im Prinzip für alle Temperaturen zu erwarten. Eine Einflußnahme des aufgenommenen Wasserstoffs auf den Breakaway, der bislang nur durch Wachstumsspannungen der oxidischen Deckschicht erklärt wurde, ist als Sekundäreffekt wahrscheinlich, müßte jedoch Gegenstand einer besonderen Untersuchung sein.

2. Folgeuntersuchungen

Weitere Untersuchungen beinhalteten im wesentlichen

- kinetische Untersuchungen zur längerzeitigen Oxidation von Zircaloy-Hüllrohr-Abschnitten während maximal 25 h, 900-1300°C unter dem besonderen Aspekt der Moderation des Breakaway-Effekt im α/β -Zr-Umwandlungsbereich und seiner Begrenzung bei Temperaturen $\leq 1050^\circ\text{C}$,
- kinetische Untersuchungen im HT-Rohrfen zur kurzzeitigen Oxidation von Zircaloy-Hüllrohr-Abschnitten während einiger Minuten bei Temperaturen von 1300-1600°C,
- Rohrberstversuche an (1-360 min, 1000°C) voroxidierten Zircaloy-Rohrkapseln bei 1000-1200°C zur Prüfung der mit der Oxidation einhergehenden Verfestigung und Versprödung bis zum abrupten Berstdruckabfall bei Totaloxidation.

Diese Untersuchungen befinden sich noch in der metallographischen Auswertung und werden Gegenstand vertiefter Berichterstattung über die Arbeiten zum PNS des Jahres 1982 werden.

3. Literatur

- /1/ B. Bennek-Kammerichs, J. Franz, S. Leistikow und G. Schanz:
Untersuchungen über das Erscheinungsbild und die kinetischen
Folgen gestörter Deckschichtbildung bei der Zircaloy 4/Wasser-
dampf-Hochtemperatur-Oxidation, KfK 3052 (1980)
- /2/ G. Schanz, S. Leistikow
Microstructural Reasons for Mechanical Oxide Degradation
(Breakaway Effect) and Resulting Kinetical Anomalies of
Zircaloy 4/Steam High-Temperature Oxidation
Proc. 8th Int. Congr. on Metallic Corrosion, Mainz 6.-11.9.1981
II, 1712-1717
- /3/ G. Schanz, S. Leistikow
ZrO₂-Scale Degradation During Zircaloy 4 High Temperature Steam
Exposure; Microstructural Mechanisms and Consequences for PWR
Safety Analysis.
Proc. ANS-Conf. Sun Valley, Idaho, USA, 2.-6.8.1981, im Druck

TABELLEN

Tab. 1: Massenzunahme der Zircaloy-4 Proben

Ox.-Temp. [°C]	Ox.-Zeit [min]	Massenzunahme [mg/dm ²]
600°C	120	38.32
	240	51.01
	360	58.40
	480	68.00
	1020 (17 h)	123.90
	1500 (25 h)	194.20
650°C	150	62.09
	180	65.00
	240	79.51
	300	100.80
	360	142.90
	480	231.70
700°C	45	55.80
	60	61.98
	90	74.00
	110	90.26
	145	139.30
	480	731.20
750°C	45	87.2
	60	103.1
	75	144.3
	90	213.0
	105	268.6
	480	1372.0
800°C	30	114.7
	45	143.5
	60	203.6
	75	189.8
	90	248.9
	360	1976.0
850°C	60	239.9
	180	386.5
	480	514.6
	1020 (17 h)	1008.0
	1500 (25 h)	1047.0

Tab. 2: Sauerstoffhaltige Schichten auf Zircaloy-4

Ox.-Temp. [°C]	Zeit [min]	ZrO ₂ ; (Min/Max) [µm]	α-Zr(O); (Min/Max) [µm]
600°C	120	2.3; (1.5/ 4.5)	1.5; (1.0/ 2.0)
	240	3.1; (2.3/ 5.4)	1.8; (1.2/ 2.5)
	360	3.3; (2.2/ 4.9)	2.1; (1.6/ 3.1)
	480	4.1; (3.0/ 6.0)	2.4; (1.6/ 3.2)
	1020	11.8; (10.4/14.4)	5.0; (3.8/ 7.4)
	1500	14.4; (12.7/18.5)	5.2; (3.4/ 7.4)
650°C	150	3.3; (2.2/ 5.0)	2.4; (1.7/ 3.4)
	180	3.7; (2.5/ 5.3)	2.7; (1.8/ 3.8)
	240	4.9; (3.4/ 7.1)	2.6; (1.7/ 4.1)
	300	7.0; (5.9/ 9.1)	2.7; (1.8/ 4.1)
	360	9.3; (7.9/11.6)	2.7; (1.9/ 4.0)
	480	15.3; (13.0/18.0)	2.9; (2.1/ 4.4)
700°C	45	3.3; (2.2/ 5.0)	2.9; (2.3/ 4.2)
	60	4.0; (2.6/ 5.6)	3.1; (2.3/ 4.7)
	90	5.4; (3.3/ 7.3)	3.3; (2.5/ 5.1)
	110	4.9; (3.2/ 6.9)	5.3; (4.3/ 7.5)
	145	11.6; (9.7/13.7)	4.1; (3.6/ 6.4)
	480	44.2; (39.8/46.8)	4.6; (2.3/ 8.5)
750°C	45	4.1; (2.4/ 5.7)	6.0; (5.1/ 8.3)
	60	5.5; (3.0/ 8.2)	6.2; (4.5/ 8.6)
	75	10.9; (7.9/13.9)	4.7; (3.3/ 6.6)
	90	15.5; (11.7/18.6)	4.6; (2.5/ 6.5)
	105	16.1; (13.5/19.1)	5.4; (4.2/ 7.4)
	480	83.9; (74.9/89.1)	6.0; (3.4/12.6)
800°C	30	5.4; (3.6/ 6.1)	5.6; (4.5/ 7.9)
	45	7.4; (5.3/10.6)	5.9; (4.8/ 8.1)
	60	10.1; (7.1/13.7)	7.4; (5.4/ 9.4)
	75	8.4; (6.0/12.8)	7.3; (5.7/ 9.9)
	90	20.9; (16.3/26.7)	5.0; (3.5/ 7.2)
	360	81.8; (69.8/93.0)	7.3; (4.9/ 9.3)
850°C	60	11.2; (9.0/13.1)	29.9; (24.6/41.0)
	180	21.2; (12.3/30.5)	35.2; (16.4/39.4)
	480	20.6; (18.0/28.7)	79.8; (72.2/87.7)
	1020	31.6; (27.9/28.9)	111; (107.4/118.9)
	1500	33.4; (18.0/58.2)	73.9; (47.6/79.5)

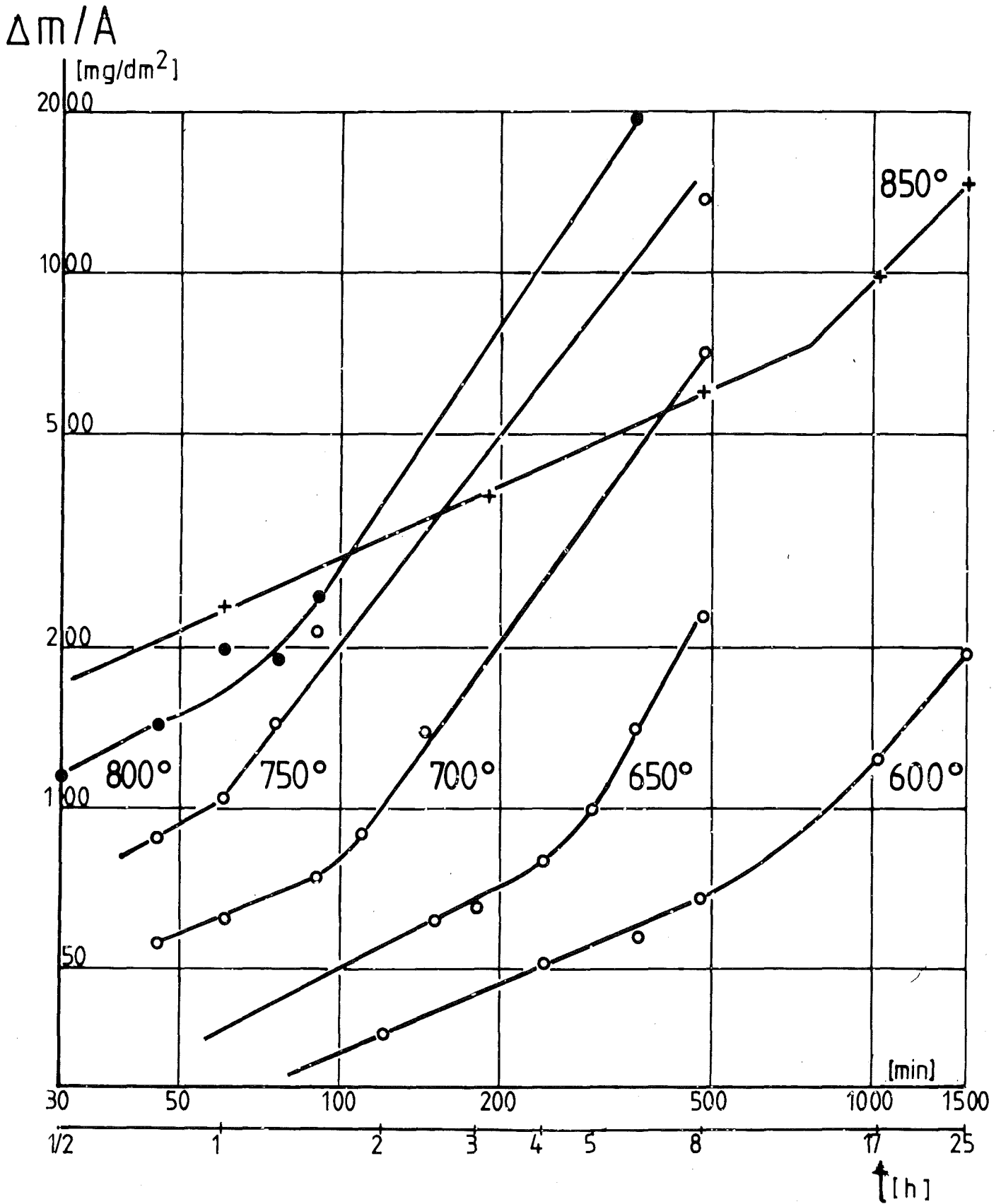


Abb.1



Massenzunahme der Zircaloy 4 - Proben
bei der Wasserdampf-Oxidation

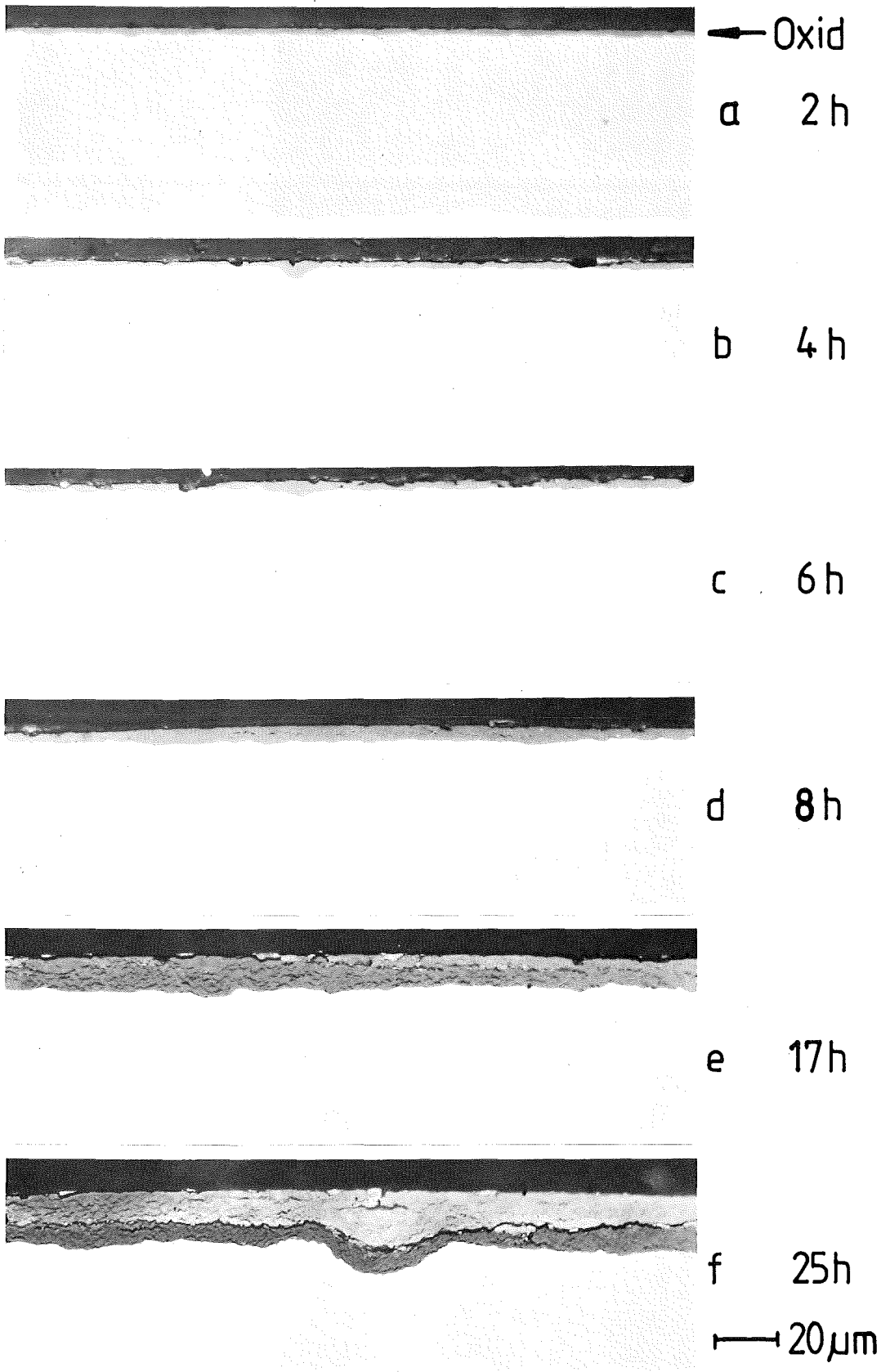


Abb. 2
Wasserdampf-Oxidation von Zircaloy 4
Wachstum der Oxidschicht bei 600°C

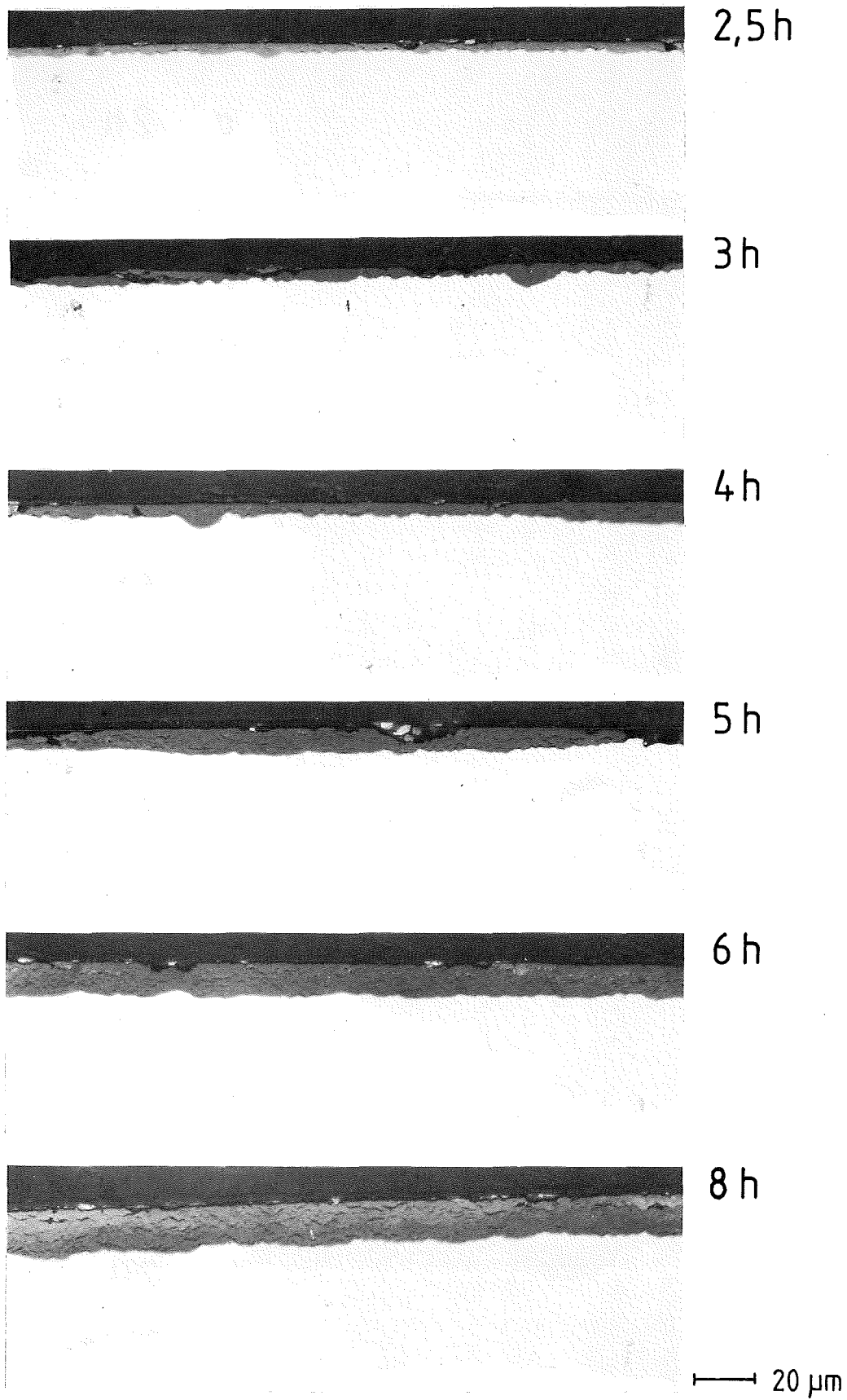


Abb. 3
Wasserdampf-Oxidation von Zircaloy 4
Wachstum der Oxidschicht bei 650 °C

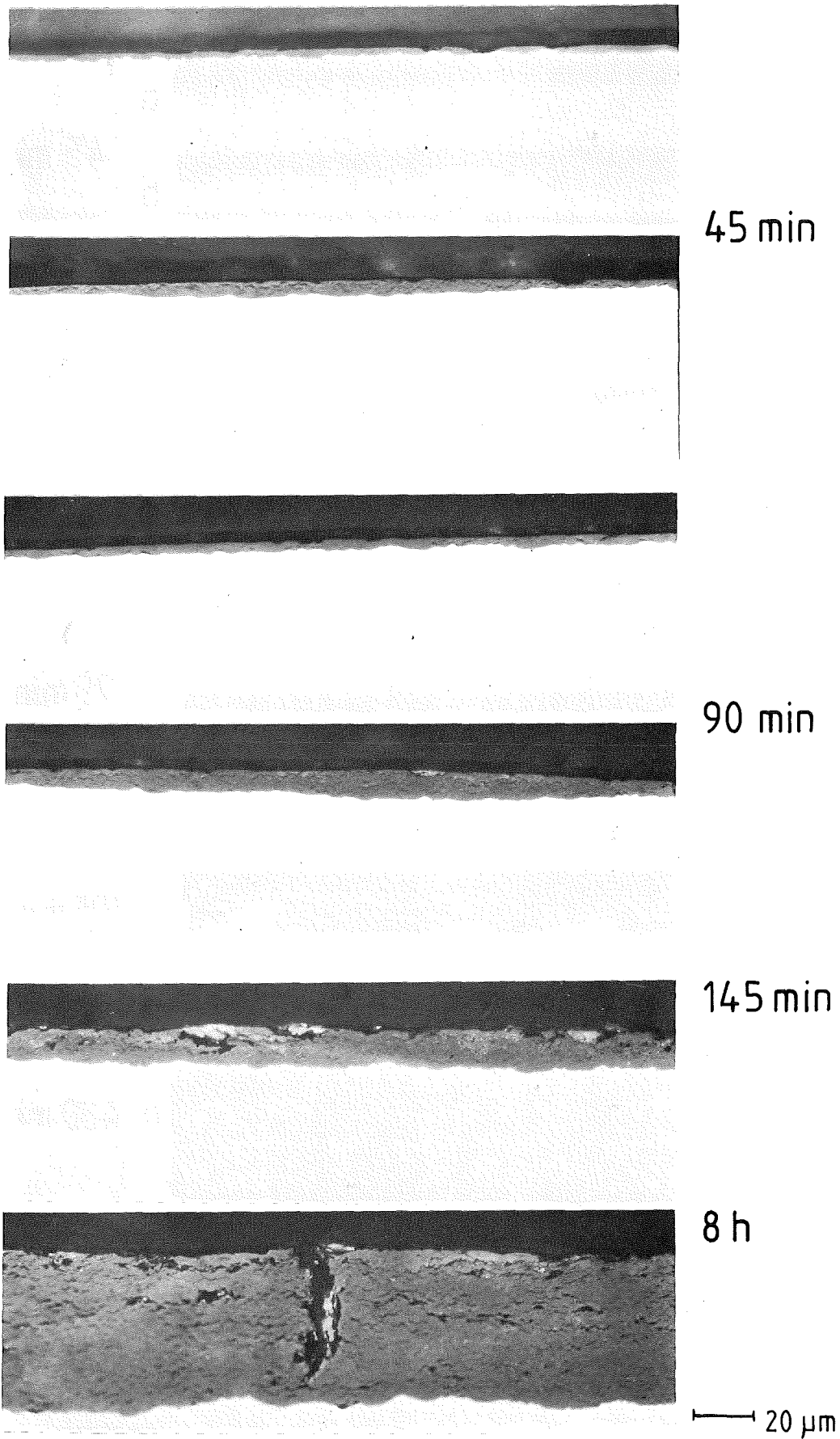


Abb.4
Wasserdampf-Oxidation von Zircaloy 4
Wachstum der Oxidschicht bei 700°C

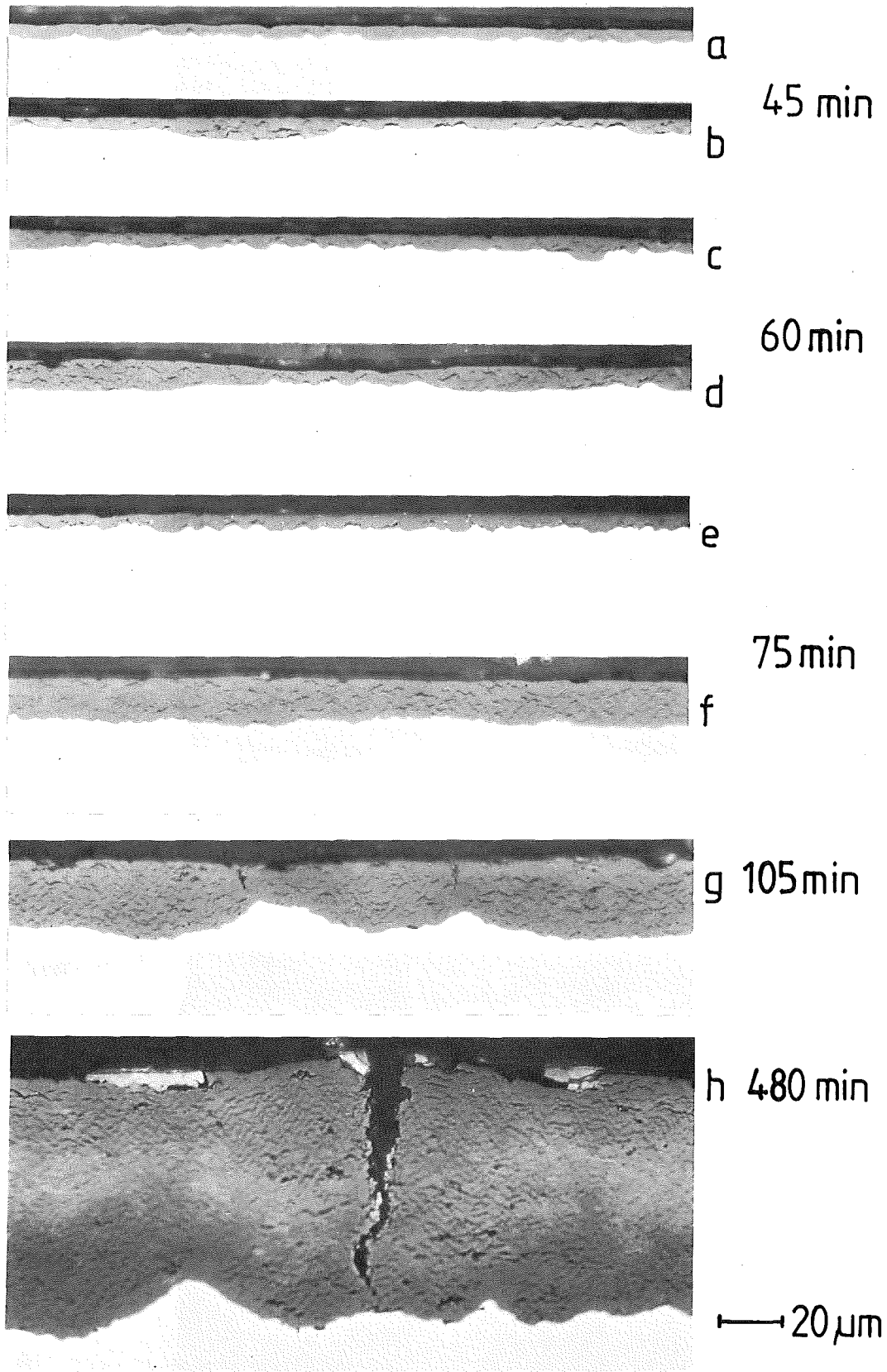


Abb.5
Wasserdampf-Oxidation von Zircaloy 4
Wachstum der Oxidschicht bei 750°C

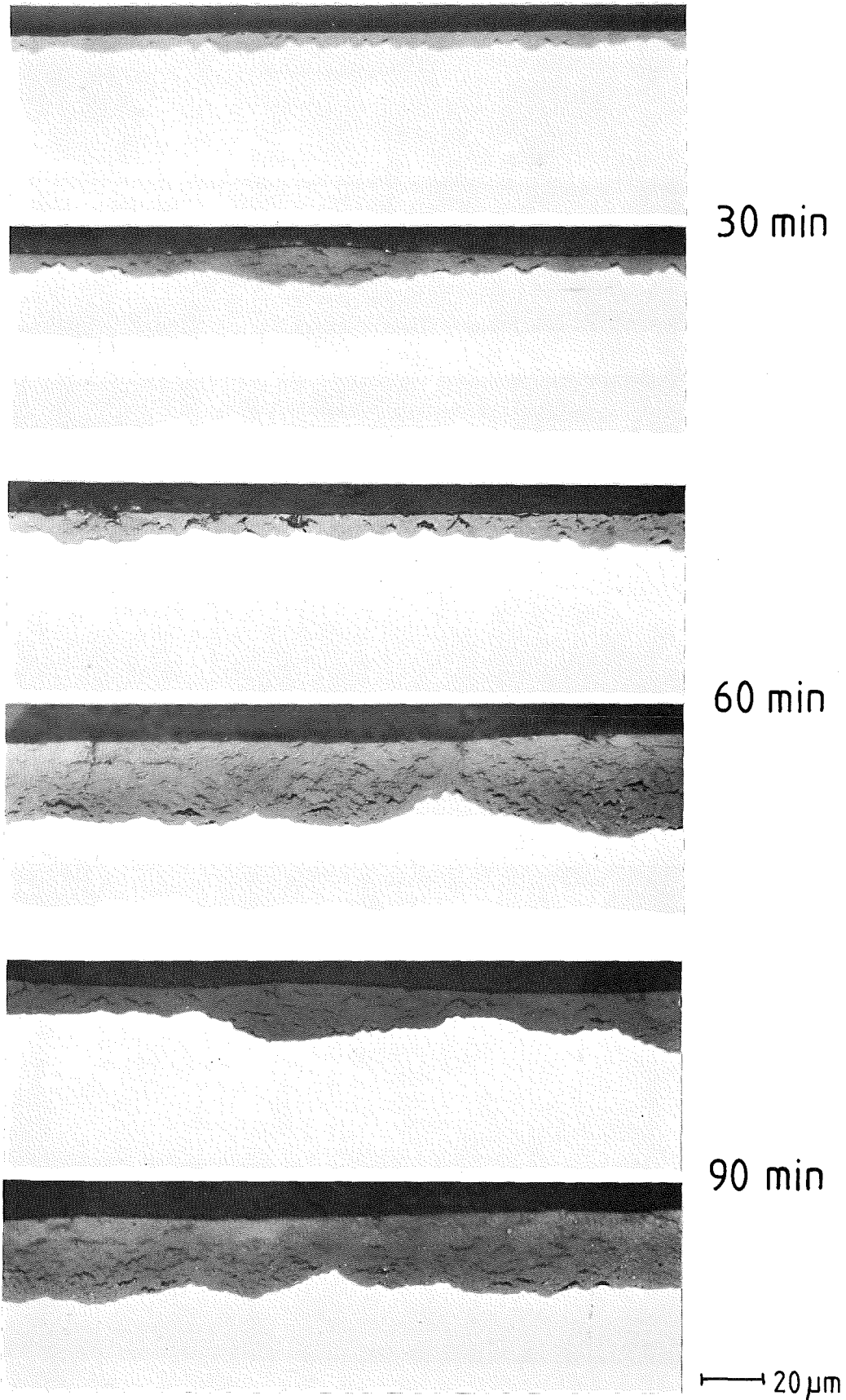
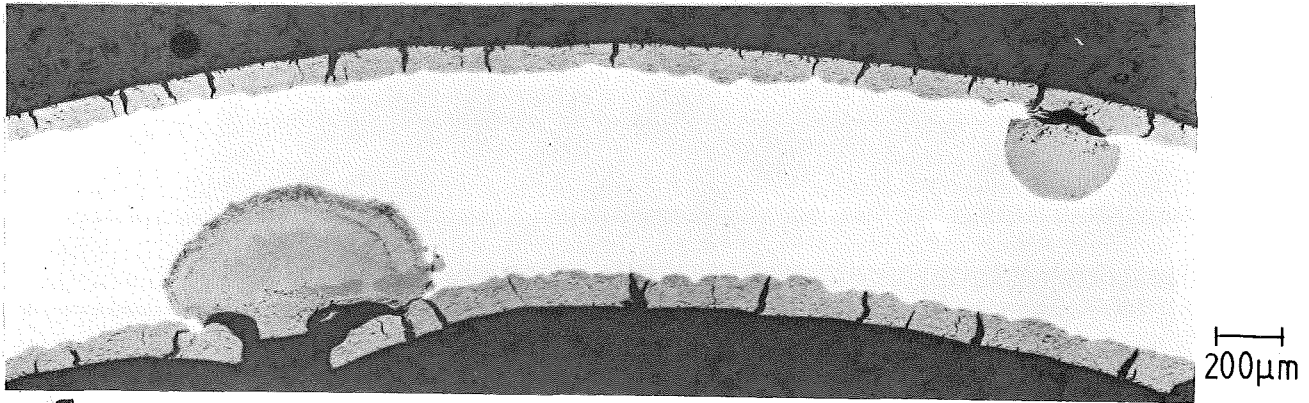
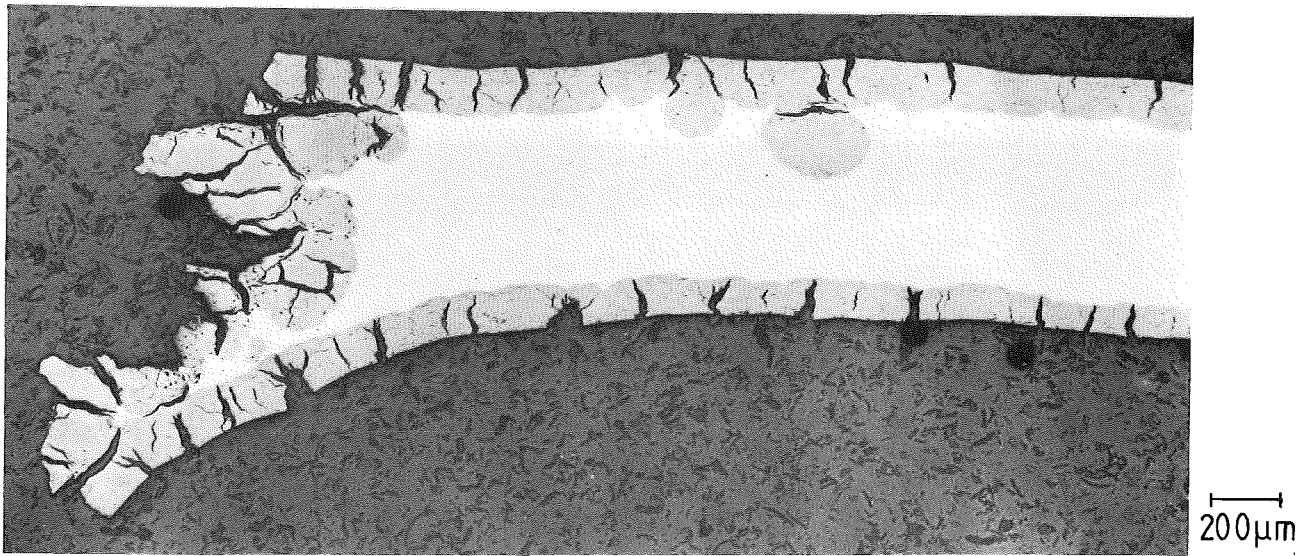


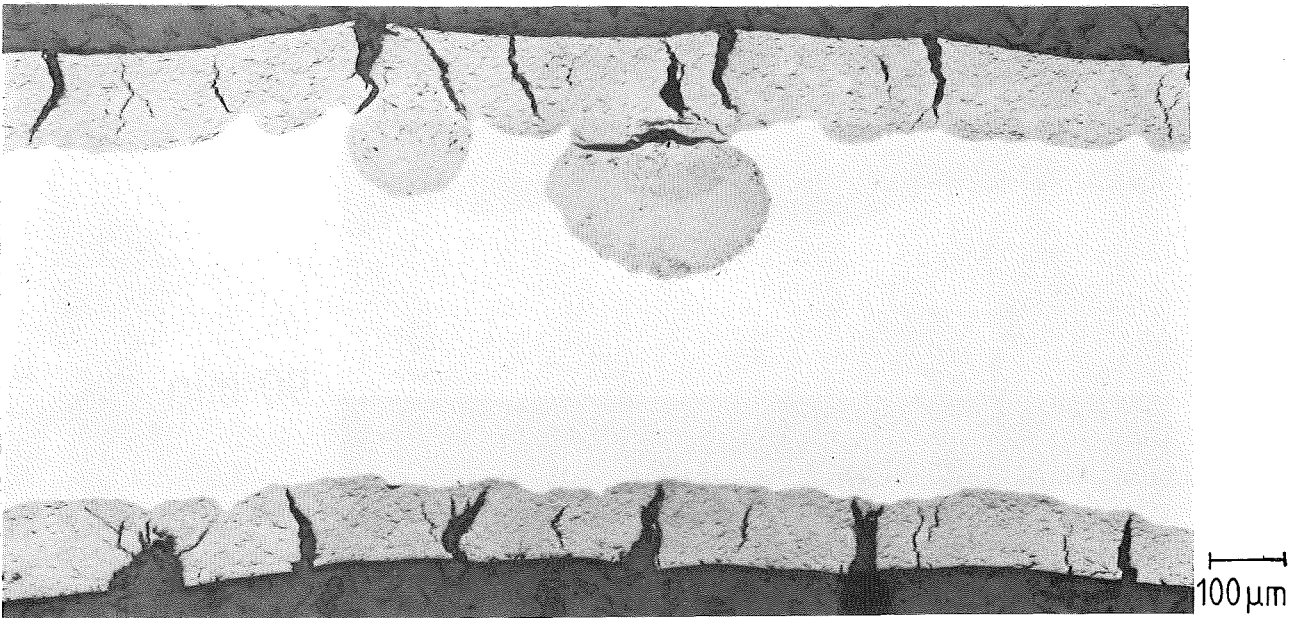
Abb. 6
Wasserdampf-Oxidation von Zircaloy 4
Wachstum der Oxidschicht bei 800°C



a



b



c

Abb. 7
Wasserdampf-Oxidation von Zircaloy 4
Besondere Erscheinung bei 800°C / 6 h

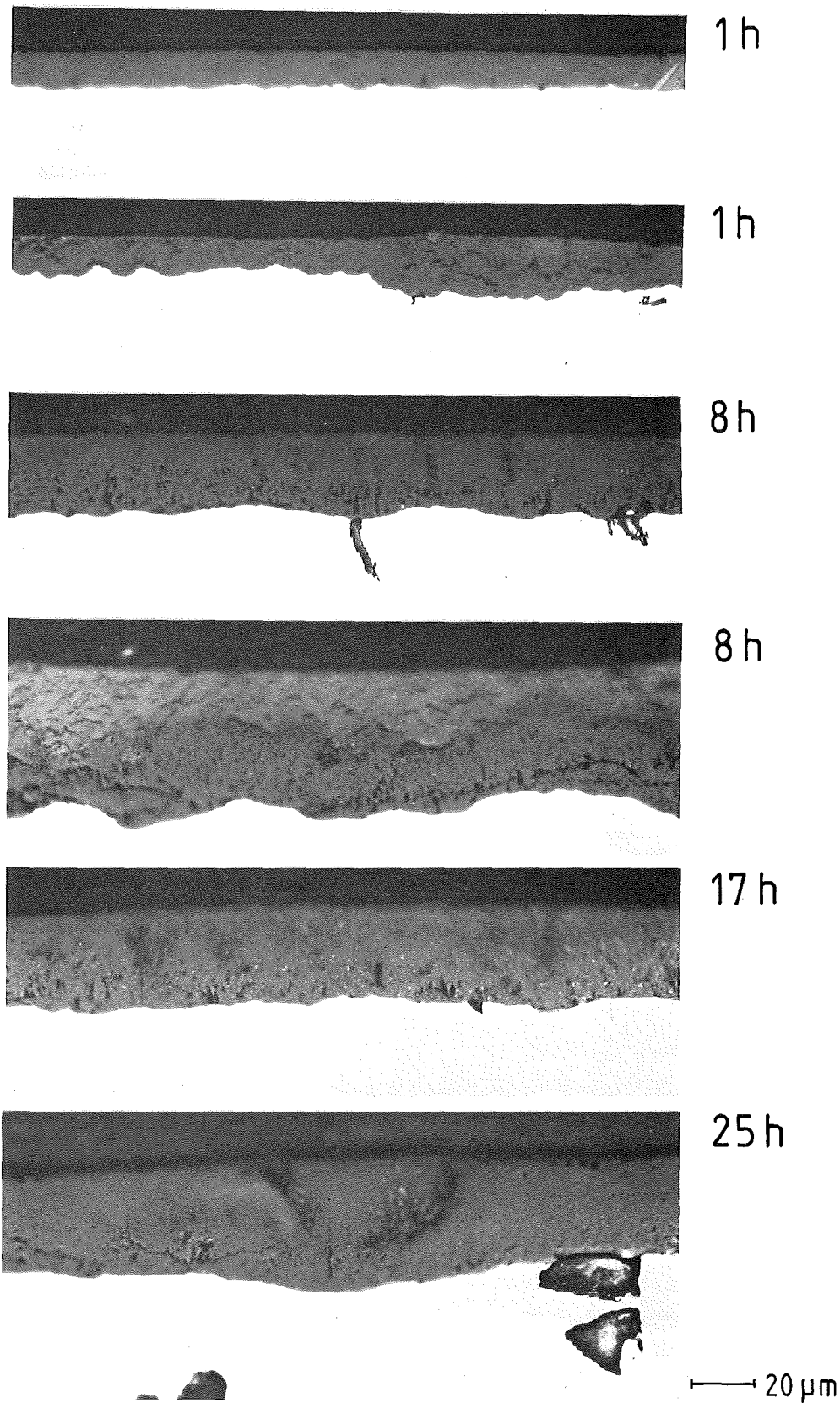


Abb. 8
Wasserdampf-Oxidation von Zircaloy 4
Wachstum der Oxidschicht bei 850°C

Makroskopische Aufnahmen

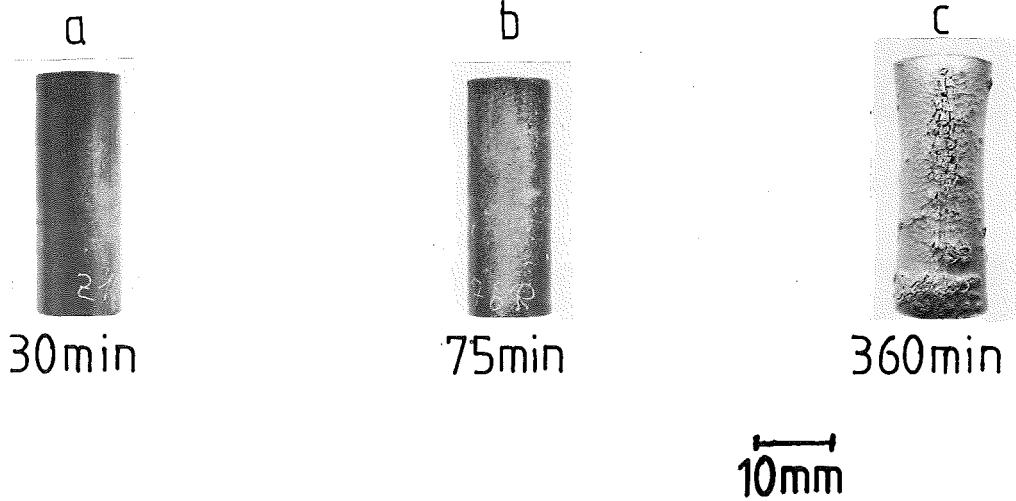


Abb.9

Wasserdampf-Oxidation von Zircaloy 4
Einfluß der Oxidationszeit bei 800°C

REM - Aufnahme

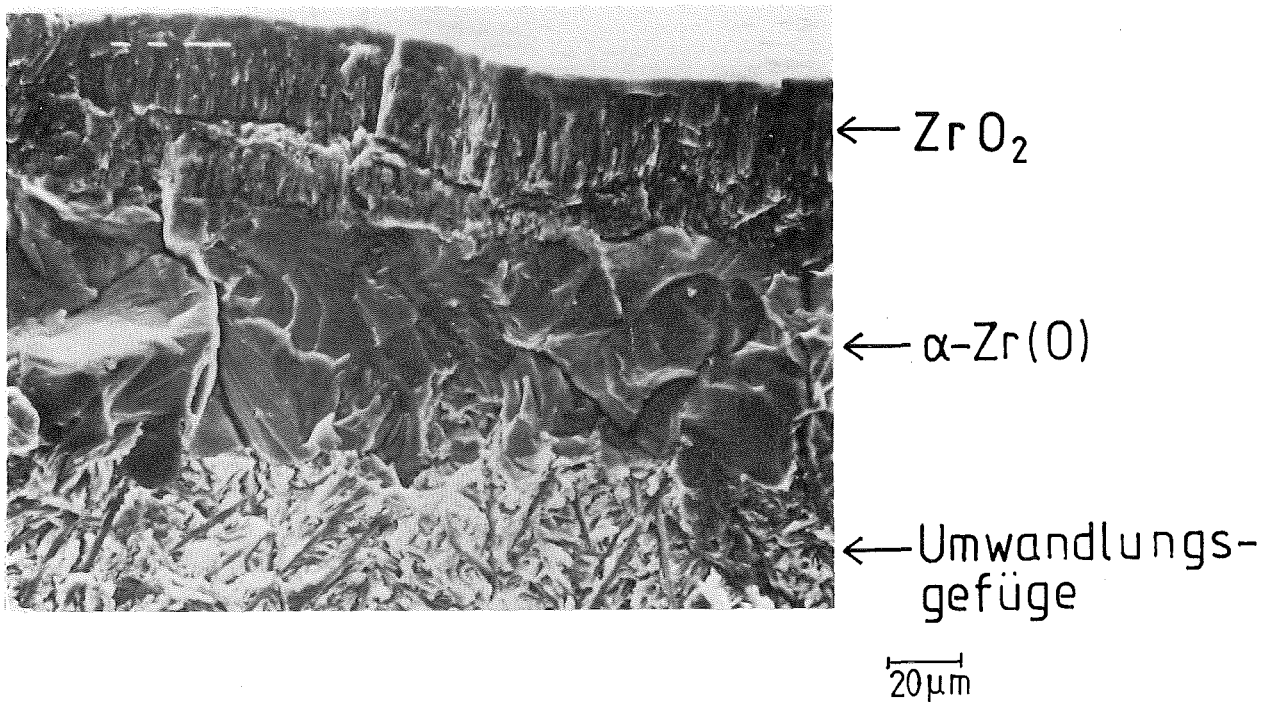


Abb.10

Zircaloy 4 in Wasserdampf
bei 850°C 25 h oxidiert

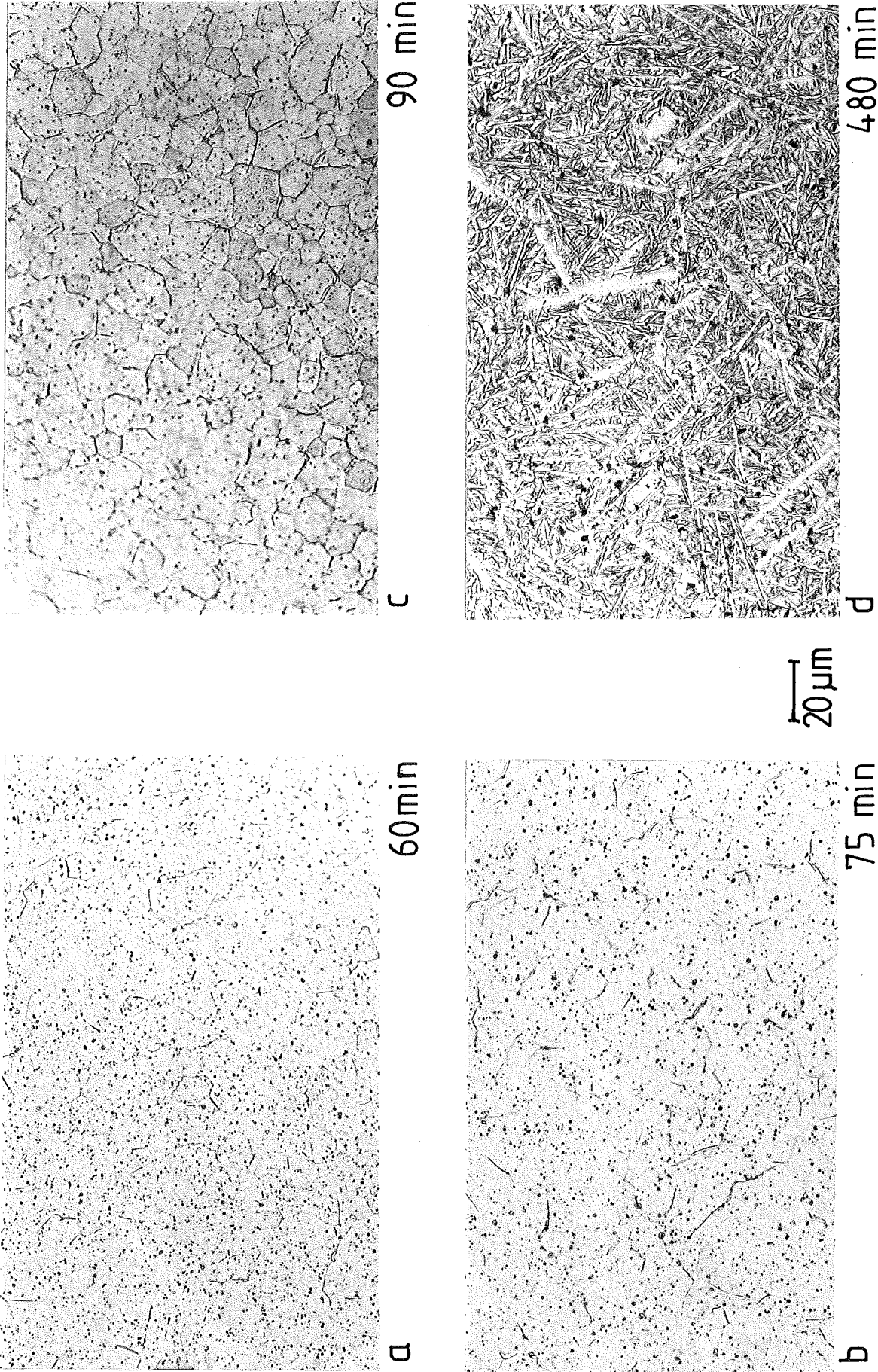
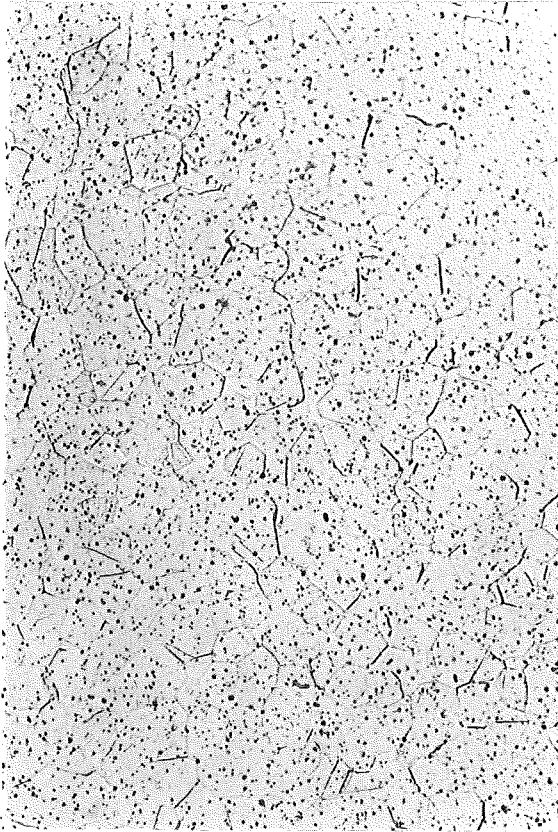
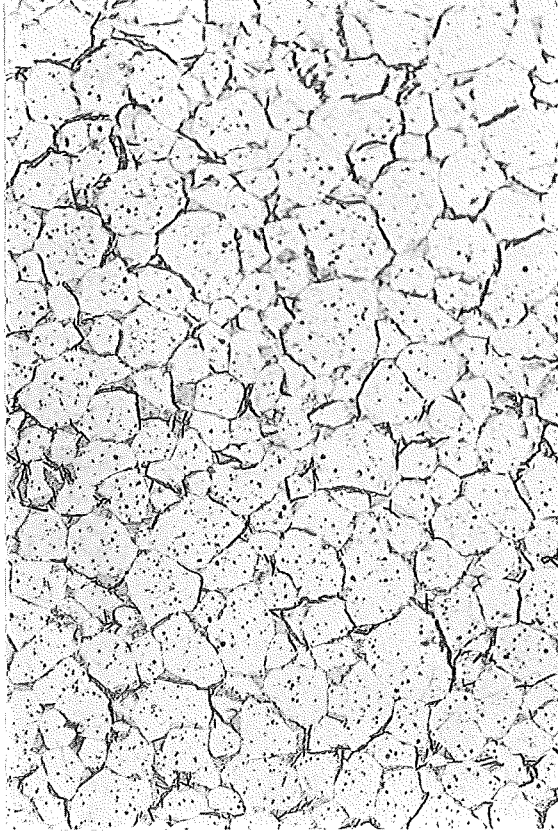


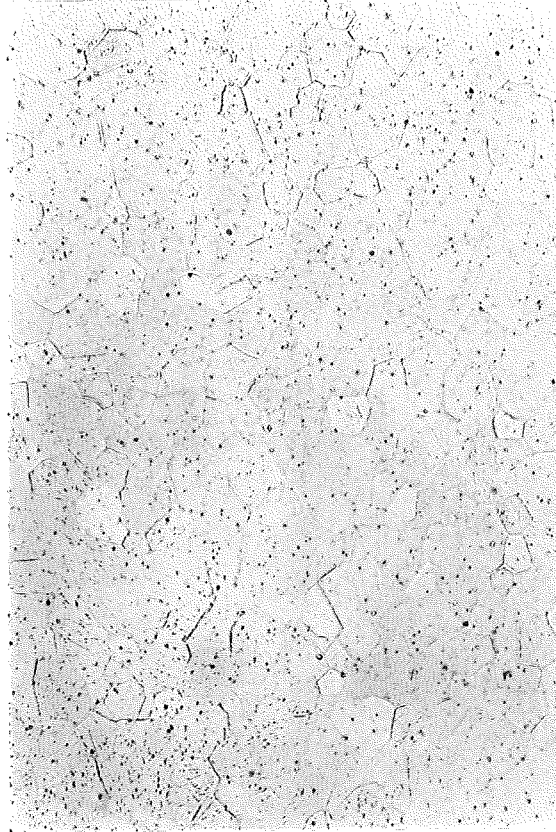
Abb.11 Wasserdampf-Oxidation von Zircaloy 4 bei 750°C
Einfluß der Oxidationszeit auf das Gefüge



60 min



90 min



75 min

20 μ m



6 Std.

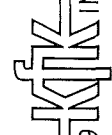
279  IMF/II

Abb. 12

Wasserdampf-Oxidation von Zircaloy 4 bei 800 °C – Einfluß der Oxidationszeit auf das Gefüge

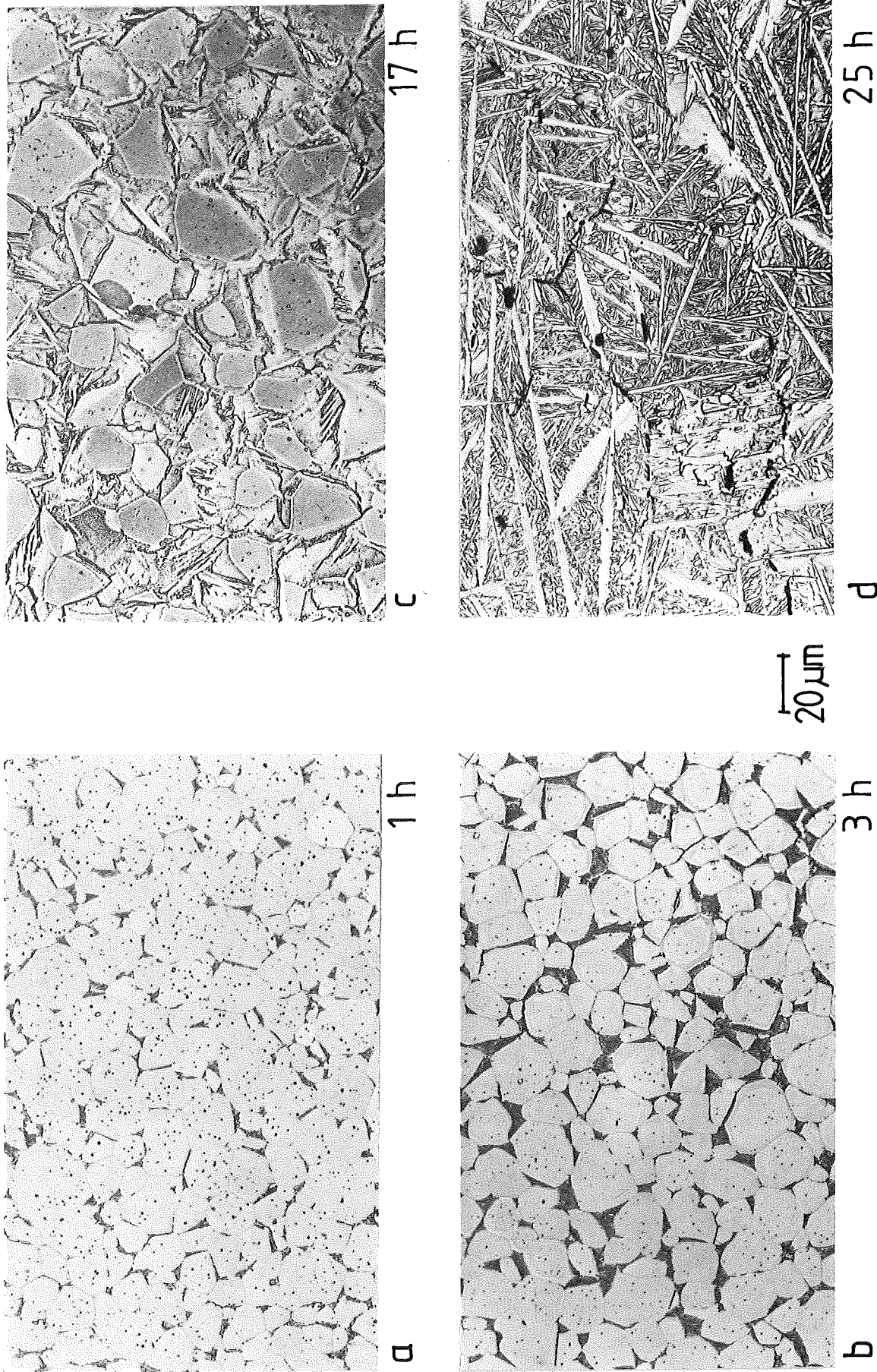
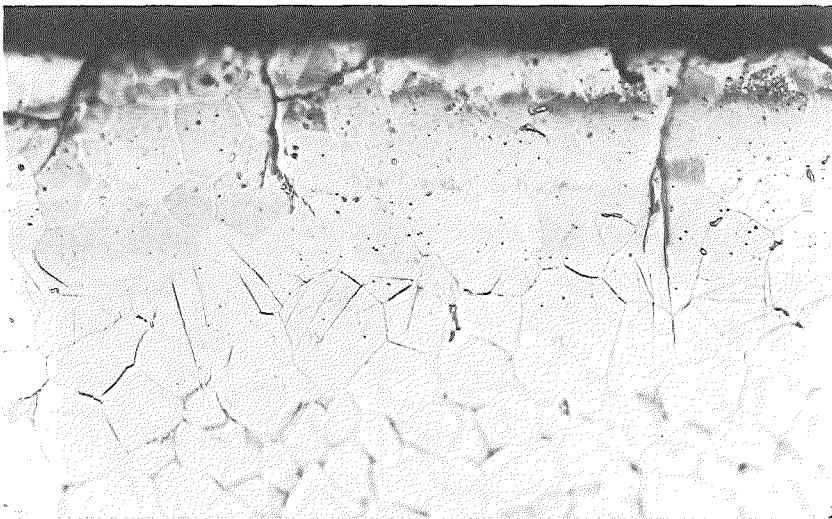
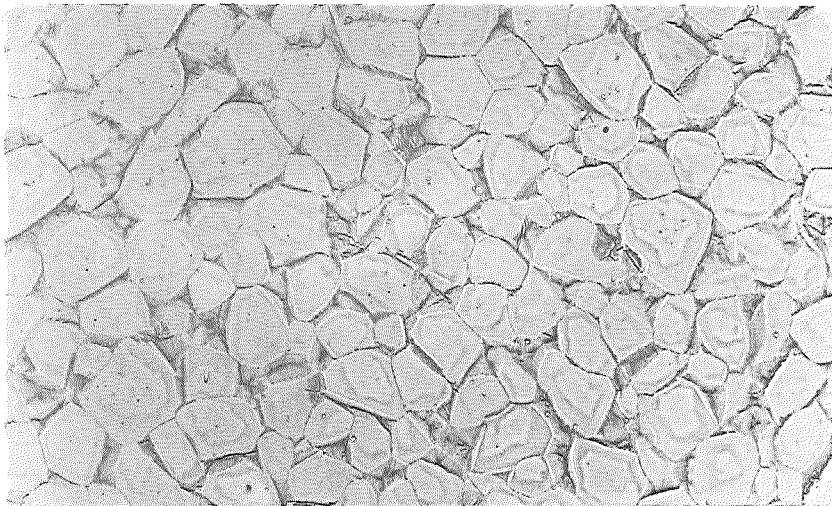
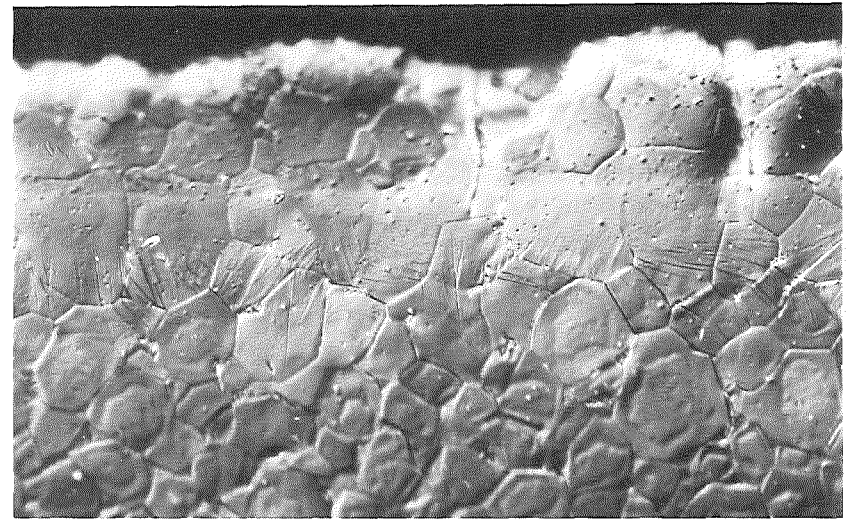


Abb.13 Wasserdampf-Oxidation von Zircaloy 4 bei 850°C
Einfluß der Oxidationszeit auf das Gefüge



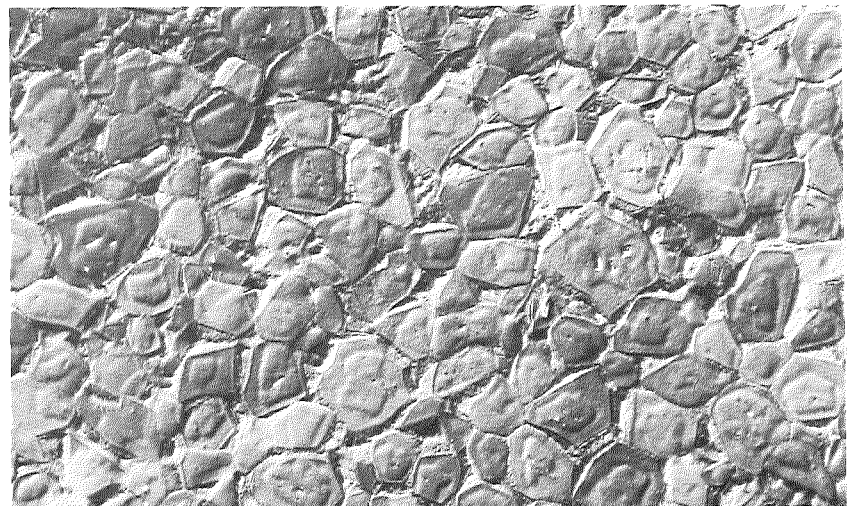
α -Zr(O)-Schicht

Randzone



20 μ m

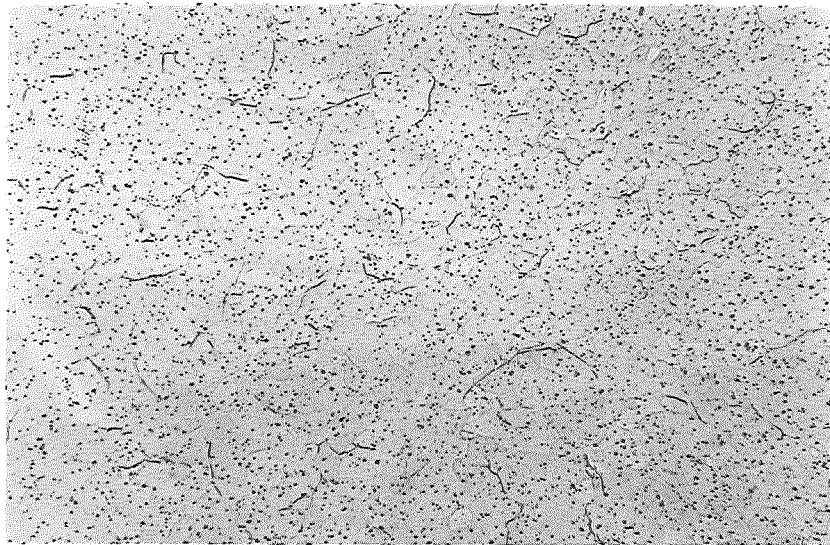
Wandmitte



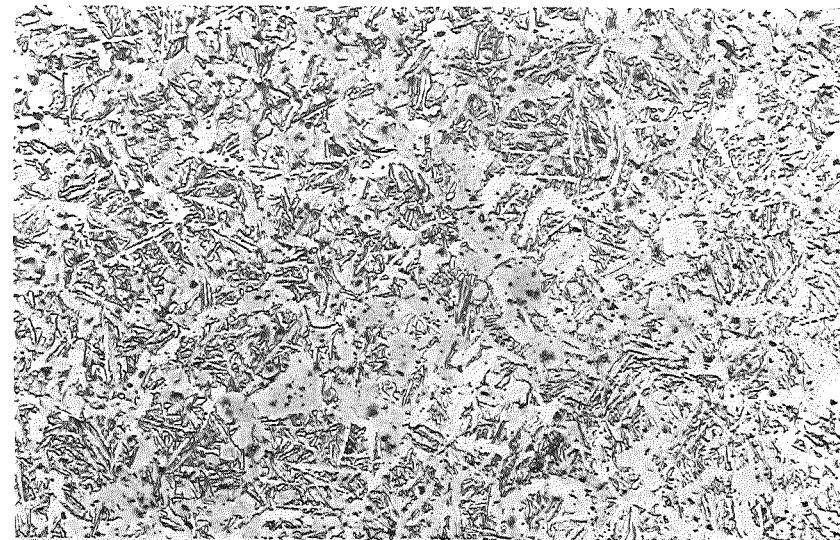
Interferenzkontrast

Hellfeld

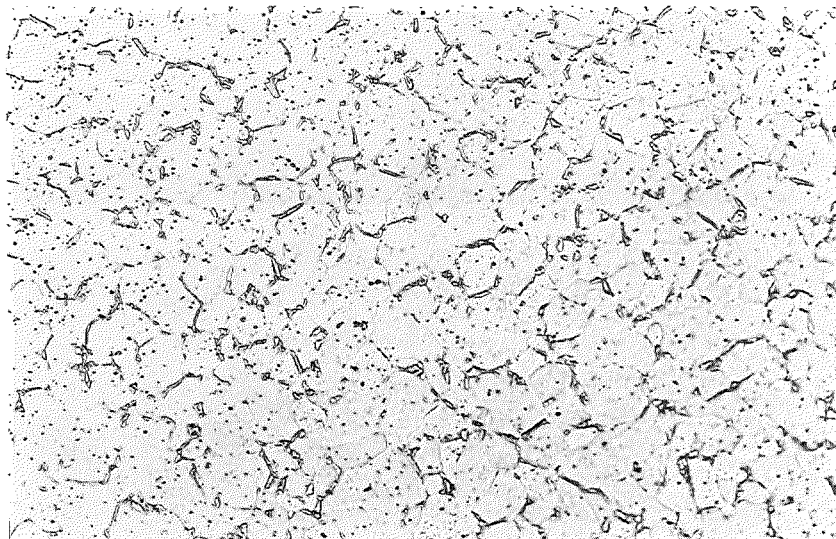
Abb.14
Wasserdampf-Oxidation von Zircaloy 4, 850 °C, 8h - Einfluß auf das Grundgefüge und die α - Zr (O) - Schicht



600°C

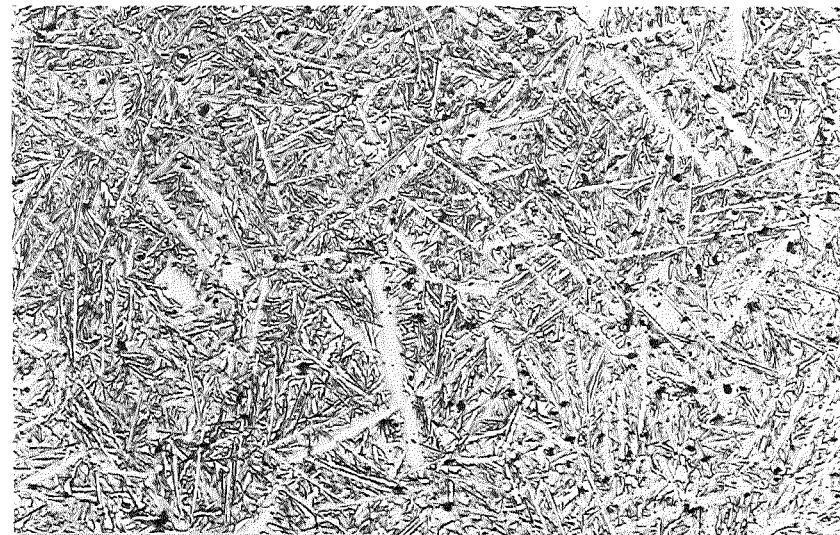


700°C



650°C

20 μm



750°C

- 4200-163 -

Abb.15

Wasserdampf-Oxidation von Zircaloy 4 bei 600-750°C, 8 h - Einfluß der Wasserstoff-Aufnahme auf das Gefüge

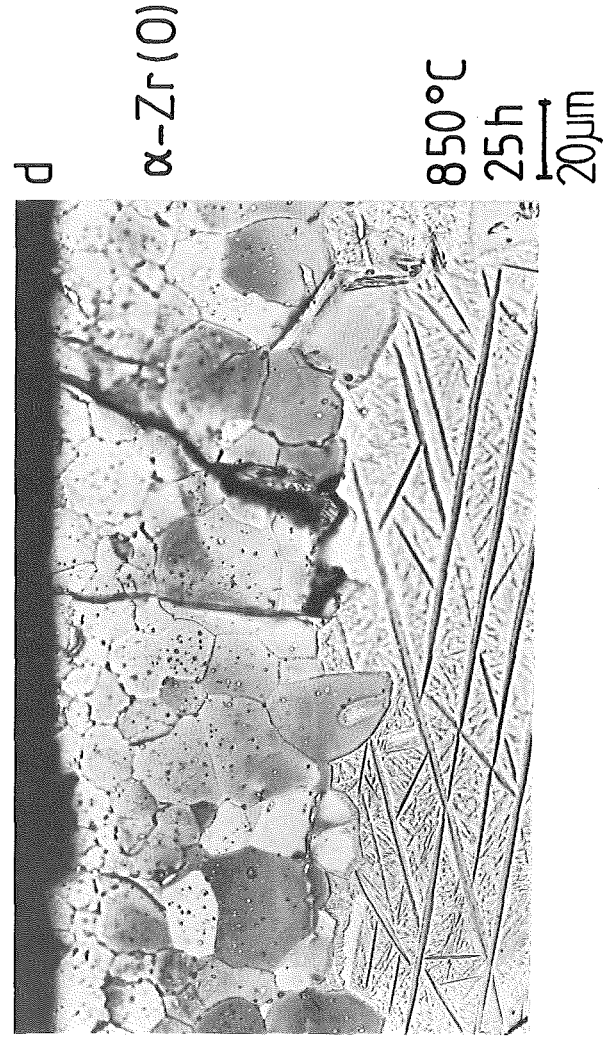
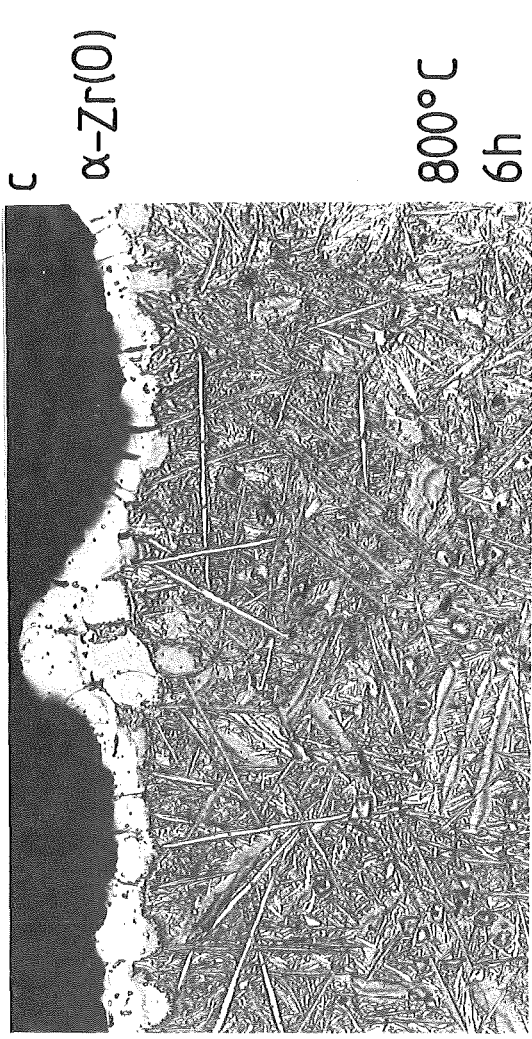
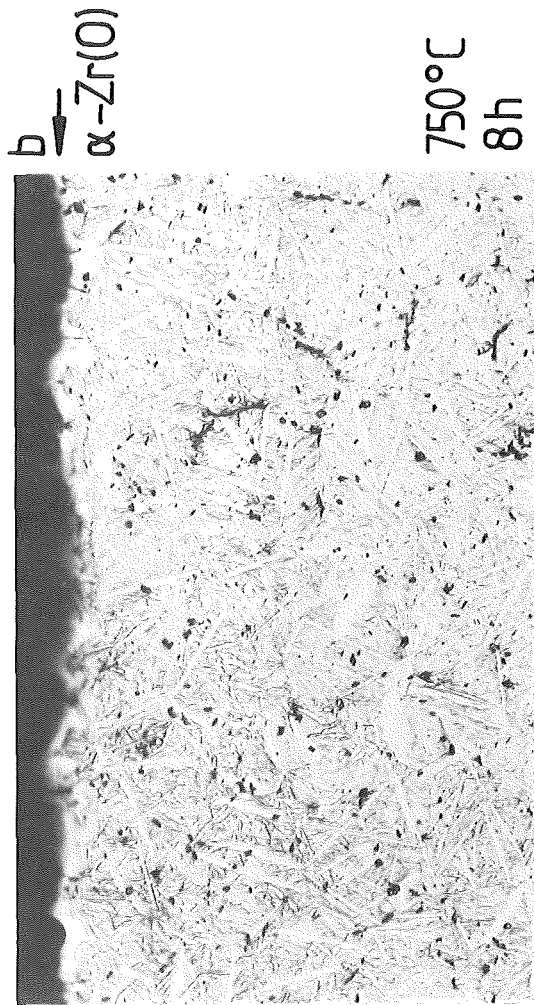
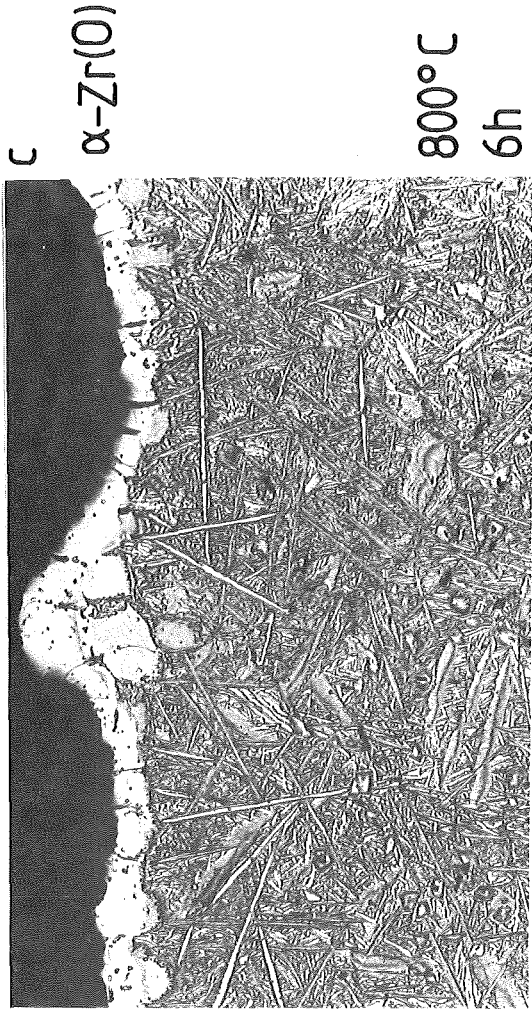


Abb.16
Wasserdampf-Oxidation von Zircaloy 4; die sauerstoffstabilisierte Zone, α -Zr(O)-Schicht

06.01.16/04A Mechanisches und chemisches Verhalten von Zircaloy-4-Hüllrohren
PNS 4253 und UO₂-Brennstoff bei hohen Temperaturen
(P. Hofmann, Ch. Braun, D. Kerwin, P. Nikolopoulos, H. Schneider,
J. Burbach, G. Gausmann, H. Metzger, E. Nold, B. Scheckel; IMF I)

1. Chemische Wechselwirkungen zwischen UO₂ und Zircaloy

In früheren out-of-pile Experimenten wurden die chemischen Wechselwirkungen zwischen UO₂ und Zircaloy-4 bis zu 1 500°C untersucht und die Reaktionskinetik bestimmt /1/. Höhere Temperaturen waren mit dem damals verwendeten Versuchsaufklaven nicht möglich.

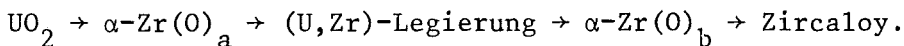
Nach der Inbetriebnahme einer neuen Hochdruck-Hochtemperatur-Versuchsanlage (MONA) wurden die UO₂/Zircaloy-Reaktionsexperimente bis zum Schmelzpunkt von Zircaloy (ca. 1750°C) fortgesetzt. Die neue Versuchsanlage gestattet es, Experimente sowohl unter inerten als auch oxidierenden Bedingungen (Verwendung von Edelgas-Sauerstoffgemische) bis zu maximalen Temperaturen von etwa 2000°C und Drucken von 200 bar durchzuführen. Die Abbildungen 06.01.16/04A-1 und -2 zeigen den prinzipiellen Aufbau der Versuchsanlage MONA und die Probenanordnung im Hochdruckkessel. Die Versuchsproben bestehen aus 100 mm langen Zircaloy-4-Rohrabschnitten, die mit UO₂-Pellets gefüllt und gasdicht verschweißt sind. Die Aufheizung der Rohrproben erfolgt induktiv, wobei das Hüllrohr als Suszeptor dient. Die Temperaturmessung erfolgt pyrometrisch an drei Stellen der Probe. Für Eichzwecke können auch Temperaturmessungen mittels Thermolemente durchgeführt werden (Abb. 06.01.16/04A-1).

Zur Durchführung der UO₂/Zircaloy-Reaktionsexperimente werden die Prüflinge bei einem Umgebungsdruck von ca. 1 bar mit etwa 10 K/s auf die gewünschte Temperatur aufgeheizt. Nach Erreichen der Temperatur erfolgt zwecks Einstellung des thermischen Gleichgewichts zwischen dem Hüllmaterial und Brennstoff eine Haltezeit von 5 Minuten. Danach wird innerhalb von 2 bis 3 Sekunden ein Gasdruck (Ar) im Reaktionskessel aufgebaut, der in der Regel 40 bar beträgt. Es kommt dadurch zum Kollabieren des Hüllmaterials auf den Brennstoff, wodurch der Beginn der chemischen Wechselwirkungen festgelegt ist. Nach Ablauf der Reaktionszeit werden die Proben unter Druck mit 3 K/s abgekühlt. Durch die geregelte Abkühlung der Proben wird die Bildung von Spalten und Rissen im versprödeten Hüllmaterial reduziert, was die nachfolgende metallographische

Auswertung der Reaktionszonen wesentlich erleichtert. Neben der metallographischen Auswertung werden die Proben nach mit der Mikrosonde und z.T. auch, zwecks Sauerstoffanalyse, mit einer Scanning-Auger-Einrichtung (AES) untersucht.

Die ersten UO_2 /Zircaloy-Reaktionsexperimente oberhalb 1500°C zeigen die gleichen Reaktionszonen und Phasenordnung wie bei Temperaturen $\leq 1500^\circ\text{C}$, lediglich der Reaktionsumfang ist stärker.

Das UO_2 wird durch das Zircaloy unter Bildung von sauerstoffstabilisiertem $\alpha\text{-Zr(O)}$ und Uran reduziert. Es kommt dabei zur folgenden Phasenordnung (Abb. 06.01.16/04A-3):



Die entstehende (U,Zr)-Legierung besitzt einen hohen Urangehalt und ist oberhalb 1200°C flüssig. Das Wachstum der $\alpha\text{-Zr(O)}$ -Phase erfolgt nach einem parabolischen Zeitgesetz. Erreicht die $\alpha\text{-Zr(O)}$ -Phase eine Dicke die der Hüllrohrwand entspricht, dann kann die metallographische Auswertung nicht mehr angewandt werden. Die Sauerstoffkonzentrationsprofile sowie die Zusammensetzung der (U,Zr)-Legierung werden mittels Auger-Analysen quantitativ bestimmt. Von besonderer Bedeutung ist dabei der maximale Sauerstoffgehalt und die Sauerstoffverteilung in der Zircaloy-Hülle in Abhängigkeit von der Temperatur und Glühzeit.

Zur quantitativen Beschreibung der chemischen Wechselwirkungen zwischen UO_2 und Zircaloy-4 sind genaue Sauerstoffbestimmungen in den Reaktionszonen notwendig. In der früheren Arbeit wurden die Sauerstoffgehalte teilweise mit der Mikrosonde und teilweise mit AES (Physical Electronics) von Proben aus Glühversuchen im unteren Temperaturbereich d.h. $1100 - 1300^\circ\text{C}$ und vereinzelt aus dem Bereich bis 1500°C ermittelt. Mit der seit 1980 im IMF I zur Verfügung stehenden Scanning-Auger-Einrichtung wurden nun Proben aus dem höheren Temperaturbereich $1300 - 1500^\circ\text{C}$ systematisch untersucht.

Temperatur	Glühzeit	Differenzdruck
1300°C	6 min	70 bar
1300°C	30 min	70 bar
1300°C	60 min	70 bar
1400°C	6 min	70 bar
1400°C	20 min	70 bar
1500°C	6 min	70 bar
1500°C	10 min	70 bar
1500°C	20 min	70 bar
1500°C	30 min	70 bar
1500°C	60 min	70 bar

} Abbildung
06.01.16/04A-4

} Abbildung
06.01.16/04A-5

Von allen Proben wurden über den gesamten Hüllrohrquerschnitt sowohl Elementverteilungsbilder für die Elemente Zirkon, Uran und Sauerstoff aufgenommen, als auch der Sauerstoffkonzentrationsverlauf mittels zahlreicher Punktanalysen ermittelt. Die Quantifizierung dieser Punktanalysen erfolgte unter Verwendung von Zr(O)-Vergleichsproben mit bekanntem, konventionell bestimmten Sauerstoffgehalten, wie bereits früher beschrieben /2/.

In den Abbildungen 06.01.16/04A-4 und -5 sind die Sauerstoffkonzentrationen der Zirkonphasen sowie der zusammenhängenden metallischen, uranreichen (U,Zr)-Phasen und die Uranverteilungsbilder über den Hüllrohrquerschnitt dargestellt. Die Phasenbezeichnung entspricht der in Abb. 06.01.16/04A-3

Die Ergebnisse zeigen, daß in keinem Fall in den Reaktionszonen ein Sauerstoffgehalt von ca. 6 Gew.-% überschritten wird. Betrachtet man die Untersuchungsergebnisse der bei 1300°C eingesetzten Proben (Abb. 06.01.16/04A-4), so kann man folgende Feststellungen machen:

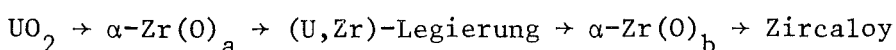
- Mit zunehmender Einsatzzeit nimmt die Gesamtmenge des vom Zircaloy aufgenommenen Sauerstoffs zu.
- Die Sauerstoffkonzentrationsprofile zeigen vom UO₂ ausgehend ein relativ konstantes Niveau, das nach einem ausgeprägten Minimum wieder erreicht wird. In Richtung Hüllrohräußenwand ist dann anschließend ein deutliches Konzentrationsgefälle zu beobachten, das mit steigender Glühzeit flacher wird.

- Die ausgeprägten Sauerstoffminima, deren Entfernung vom UO_2 mit steigender Einsatzzeit wächst, entsprechen den oben beschriebenen, metallischen, uranreichen (U,Zr)-Phasen, die auf den Uranverteilungsbildern deutlich sichtbar sind. Der linke Rand dieser metallischen (U,Zr)-Phase entspricht der ursprünglichen UO_2 -Zircaloy-Phasengrenze. Daraus ergibt sich, daß die mit der Glühzeit wachsende Entfernung der (U,Zr)-Phase vom UO_2 ein Maß für das Fortschreiten der Redox-Reaktion ist.
- Außerdem lassen die Uran-Verteilungsbilder auch in der $\alpha\text{-Zr(O)}_a$ -Phase fein verteilt - bevorzugt entlang der Korngrenzen - eine (U,Zr)-Legierung erkennen.

Für die bei 1400°C eingesetzten Proben können qualitativ die gleichen Aussagen gemacht werden. Die insgesamt vom Zircaloy aufgenommene Sauerstoffmenge und die Ausdehnung der $\alpha\text{-Zr(O)}_a$ -Phase hat jedoch gegenüber 1300°C deutlich zugenommen. Im Prinzip gelten diese Aussagen auch für die bei 1500°C eingesetzten Proben (Abb. 06.01.16/04A-5). Die insgesamt vom Zircaloy aufgenommene Sauerstoffmenge hat so stark zugenommen, daß nach einer Einsatzzeit von 60 min über den gesamten Hüllrohrquerschnitt kein Sauerstoffkonzentrationsgefälle mehr beobachtet werden kann. Das Sauerstoffniveau liegt bei ca. 5,5 Gew.-%. Ab einer Einsatzzeit von 30 Minuten wurden mehrere Sauerstoffminima bestimmt. Diese sauerstoffarmen Bereiche entsprechen der, auch auf den Uran-Verteilungsbildern sichtbaren, nun nicht mehr zusammenhängenden uranreichen Phase, die nach 60 Minuten Einsatzzeit weiter in Richtung Hüllrohräußenrand dispergiert.

2. Benetzungsexperimente im System UO_2 -Zircaloy

Um die bei den chemischen Wechselwirkungen zwischen UO_2 und Zry entstehende Phasenordnung deuten zu können, wurden - neben Phasendiagramm-Betrachtungen in dem System (U,Zr,O) - grenzflächenenergetische Betrachtungen durchgeführt. Dabei sollte experimentell und theoretisch untersucht werden, ob bei der stets beobachteten Phasenordnung



hinsichtlich der Grenzflächenenergien das System einem Energieminimum zustrebt. Es wurde daher das Benetzungsverhalten verschiedener Materialkombinationen im Temperaturbereich 1200 bis 2000°C unter Argon untersucht. Ziel war es, neben dem Benetzungswinkel auch die Oberflächen- und Grenzflächen-

energien der verschiedenen Systeme zu bestimmen. Die Benetzungsexperimente sowie die Abschätzungen der Gesamtgrenzflächenenergie für verschiedene Phasenordnungen zeigen, daß die oben dargestellte Reihenfolge der Phasen energetisch am günstigsten ist.

3. Mechanismen der UO_2 -Auflösung durch flüssiges Zircaloy

Erste Experimente zur Bestimmung der Auflösungsmechanismen von festem UO_2 durch flüssiges Zircaloy-4 im Temperaturbereich zwischen 1800 und 2000°C ergaben folgende Beobachtungen.

Das UO_2 wird durch das flüssige Zircaloy nach kurzer Zeit nahezu spontan unter Bildung einer Dispersion aufgelöst. Eine mögliche Erklärung war, daß das geschmolzene Zircaloy das UO_2 entlang der Korngrenzen angreift (benetzt), wodurch es zu einem Verlust der mechanischen Integrität des UO_2 kommt. Entsprechende Experimente mit UO_2 unterschiedlicher Korngröße ließen aber keinen Korngrenzenangriff des Zircaloy erkennen. Eine andere Erklärung für die UO_2 -Auflösung erscheint daher sinnvoller. Von früheren Experimenten ist bekannt, daß die Benetzung von UO_2 durch Zircaloy, neben der Temperatur, vom Sauerstoffgehalt des Zircaloy abhängt. Darüberhinaus ist bekannt, daß der Diffusionskoeffizient von Sauerstoff in unterstöchiometrischem UO_2 erheblich größer ist als in stöchiometrischem UO_2 . Es wird deshalb folgender UO_2 -Auflösungsmechanismus angenommen. Zunächst ist die Benetzung des UO_2 durch das sauerstoffarme Zircaloy gering. Infolge Sauerstoffaufnahme verbessert sich das Benetzungsverhalten des Zircaloy gegenüber dem UO_2 , gleichzeitig wird das UO_2 zu UO_{2-x} reduziert. Die Abbildung 06.01.16/04A-6 zeigt deutlich die Abhängigkeit des Benetzungsverhaltens von flüssigem Zircaloy-4 gegenüber festem UO_2 bei ca. 1900°C in Abhängigkeit von der Zeit bzw. vom Sauerstoffgehalt des Zircaloy. Durch Vergrößerung der Kontaktfläche zwischen dem UO_{2-x} und Zircaloy bei gleichzeitiger Zunahme der Sauerstoffdiffusionsgeschwindigkeit im UO_{2-x} kommt es zur Bildung von metallischem Uran, bevorzugt an den Korngrenzen des UO_{2-x} in der Umgebung der UO_{2-x} /Zircaloy-Phasengrenze. Bei den hohen Versuchstemperaturen ist das Uran flüssig und es führt deshalb bei einer bestimmten Uran-Konzentration im UO_{2-x} zu dem Verlust der mechanischen Stabilität des $(UO_{2-x}+U)$ -Phasengemisches. Daneben bildet sich an der UO_{2-x} /Zircaloy-Phasengrenze eine (U,Zr)-Legierung durch weitere Reduktion des UO_2 sowie infolge Reaktion des Zircaloy mit dem Uran an den UO_2 -Korngrenzen. An der Kontaktfläche zwischen Schmelze und Brennstoff werden daher einzelne UO_2 -Körner aus dem Kornverband herausgelöst, die zunächst in der Schmelze als

dispergierte Phase vorliegen. Im weiteren Verlauf der chemischen Wechselwirkungen werden die UO_2 -Partikel, je nach Sauerstoffgehalt der Schmelze, vollständig oder teilweise unter Bildung einer (U,Zr,O)-Phase aufgelöst. Da das Lösungsvermögen der Zircaloy-Schmelze für UO_2 unter Bildung einer homogenen Schmelze mit dem Sauerstoffgehalt der Schmelze abnimmt, kommt es bei steigendem Sauerstoffgehalt (d.h. zunehmender Reaktionszeit) zur Bildung einer festen (U,Zr) O_{2-x} -Phase, die sich in Form kleiner Partikel in der Schmelze ausscheidet. Darüberhinaus kommt es bei der Abkühlung zu einer weiteren Ausscheidung von (U,Zr) O_{2-x} -Partikeln. Der in der erstarrten Schmelze vorhandene Anteil an keramischer Phase kann daher deutlich größer sein als es dem pseudo-binären Phasendiagramm $UO_2/\alpha-Zr(O)$ entspricht /06.01.16/04A-1/.

4. Literatur

/1/ P. Hofmann, C. Politis:

"The Kinetics of the UO_2 -Zircaloy reaction at high temperatures",
Journ. of Nucl. Mat. Vol. 87, Nos. 2+3 (1979), pp. 375-397

/2/ H. Schneider:

"Einsatz der Auger-Elektronenspektroskopie zur Bestimmung von
Sauerstoff-Konzentrationsprofilen in Zircaloy-Oberflächenschichten",
Mikrochimica Acta (Wien), Suppl. 8, (1979), pp. 149-158

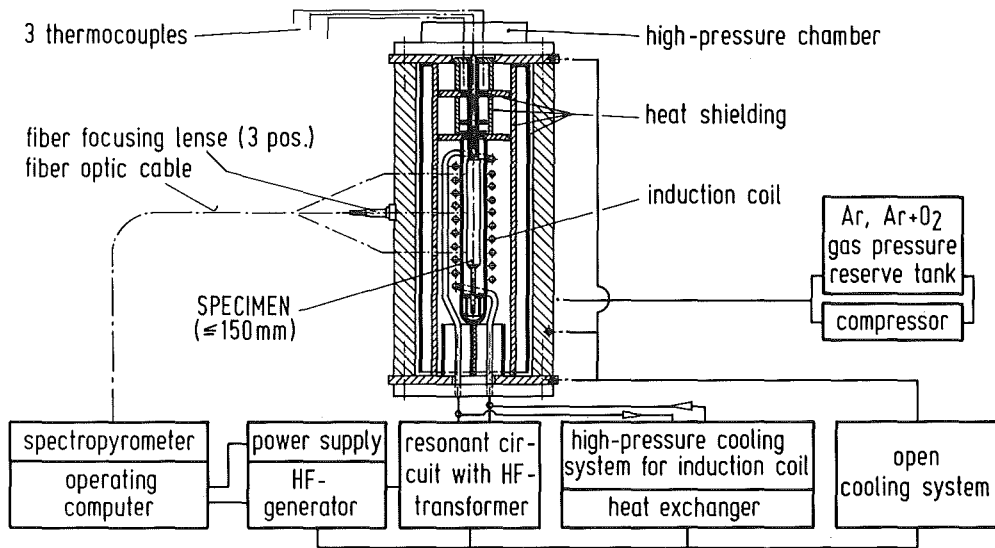


Abb. 06.01.16/04A-1: Skizze der Hochtemperatur-Hochdruck-Versuchsanlage MONA. Maximale Temperatur ca. 2000°C, maximaler Druck 200 bar.

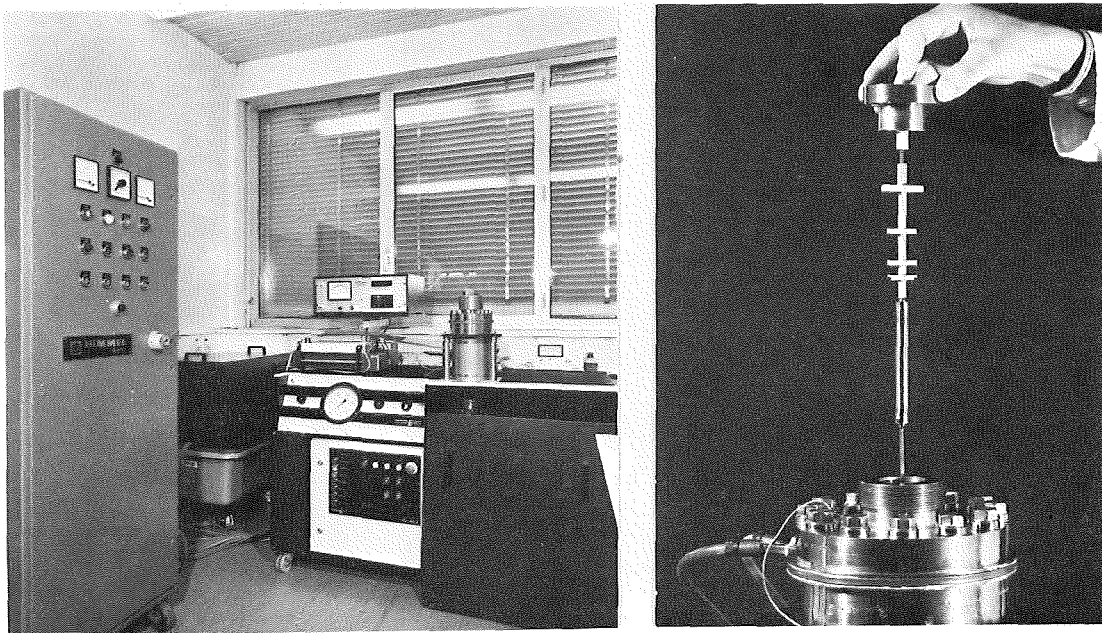


Abb. 06.01.16/04A-2: Versuchsanlage MONA mit Hochfrequenzgenerator und Kühlsystem für Induktionsspule.

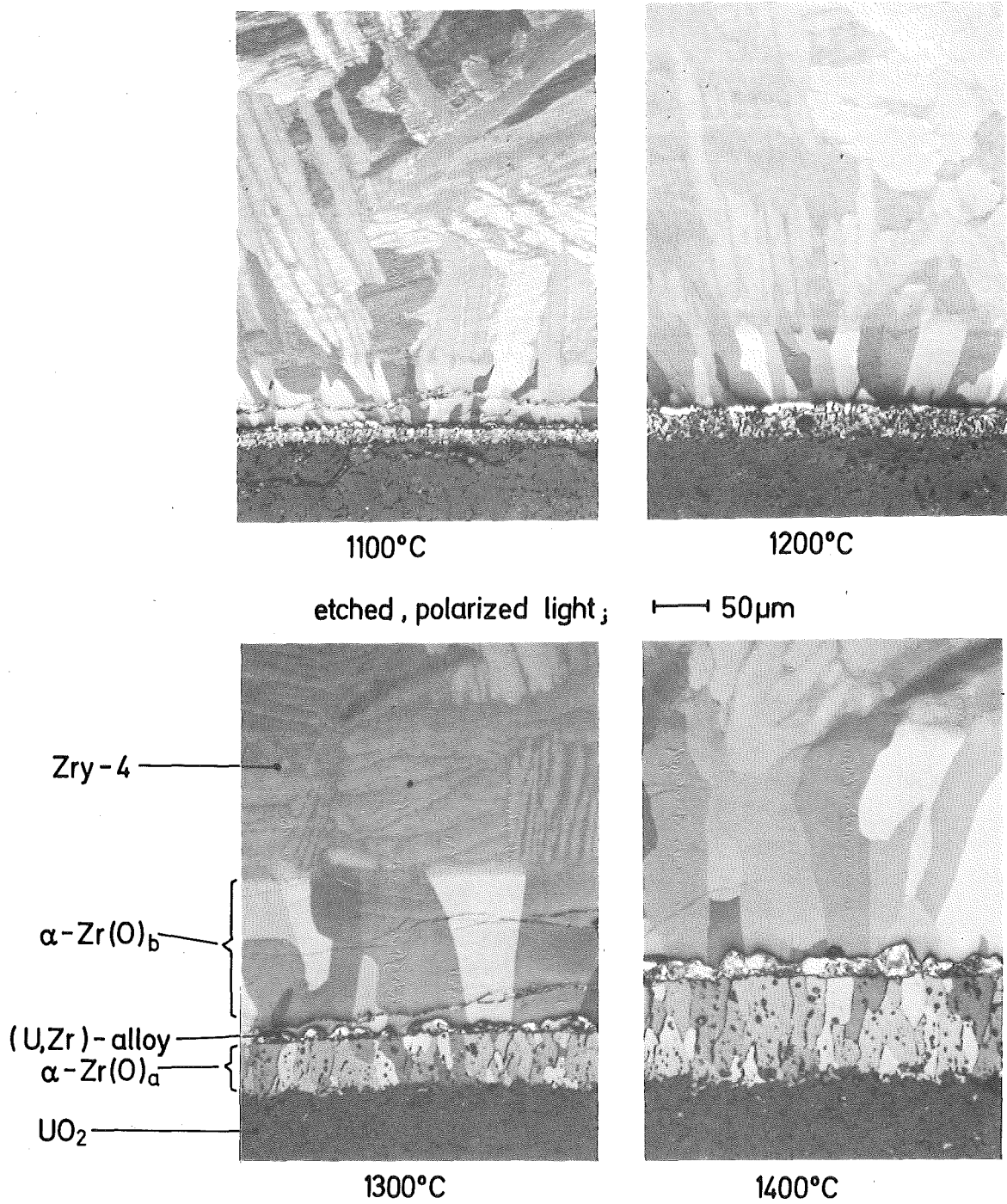


Abb. 06.01.16/Q4A-3: Ausbildung der UO₂/Zircaloy-Reaktionszonen sowie deren Dicke in Abhängigkeit der Temperatur. Die Glühzeit betrug einheitlich 10 Minuten.

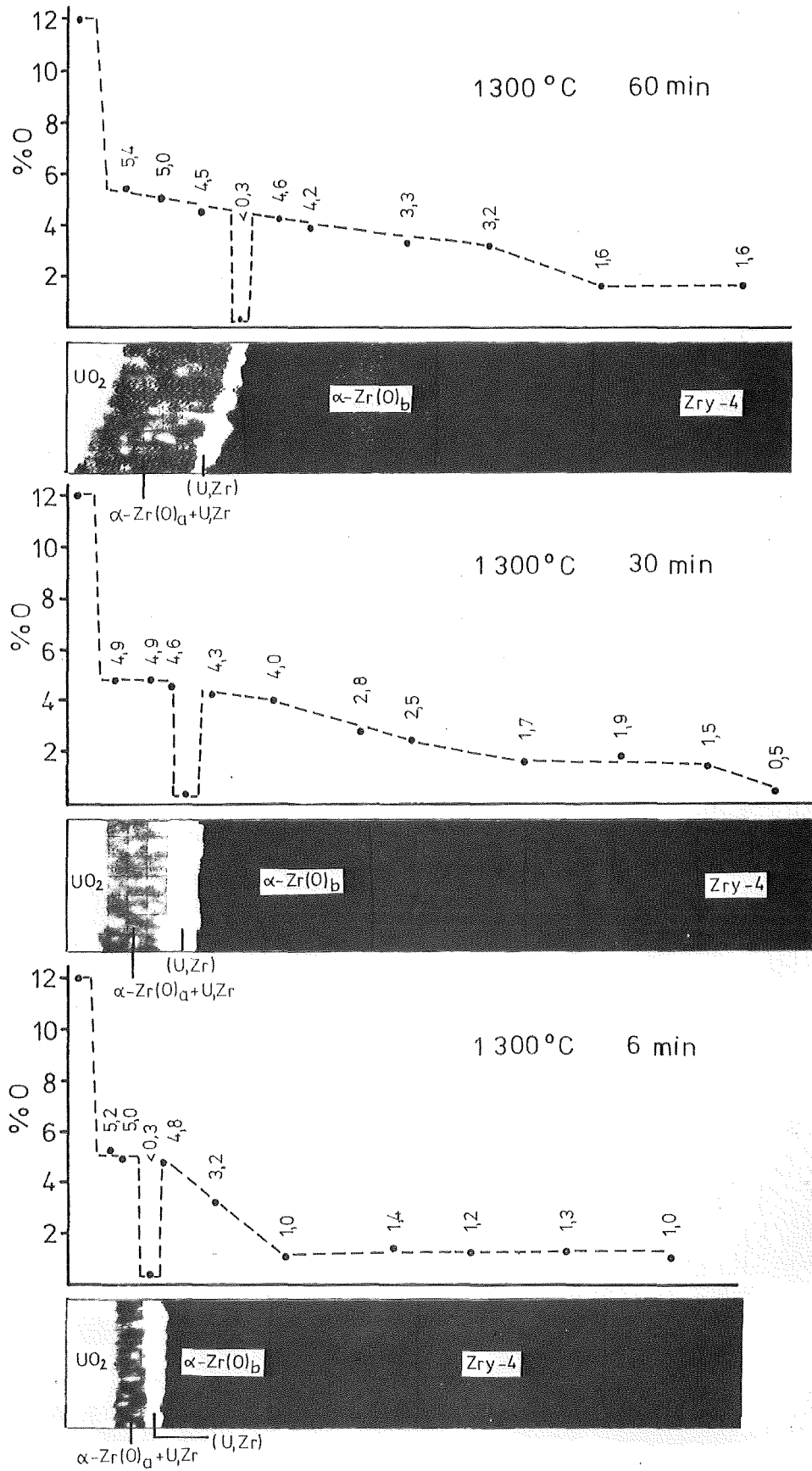


Abb. 06.01.16/04A-4: Sauerstoffkonzentrationsprofile und Uranverteilungsbilder über den Zircaloy-4-Hüllrohrquerschnitt von UO_2 /Zircaloy-Versuchsproben nach der Glühung bei 1300°C für verschiedene Reaktionszeiten (Angaben der Sauerstoffkonzentration in Gewichtsprozent).

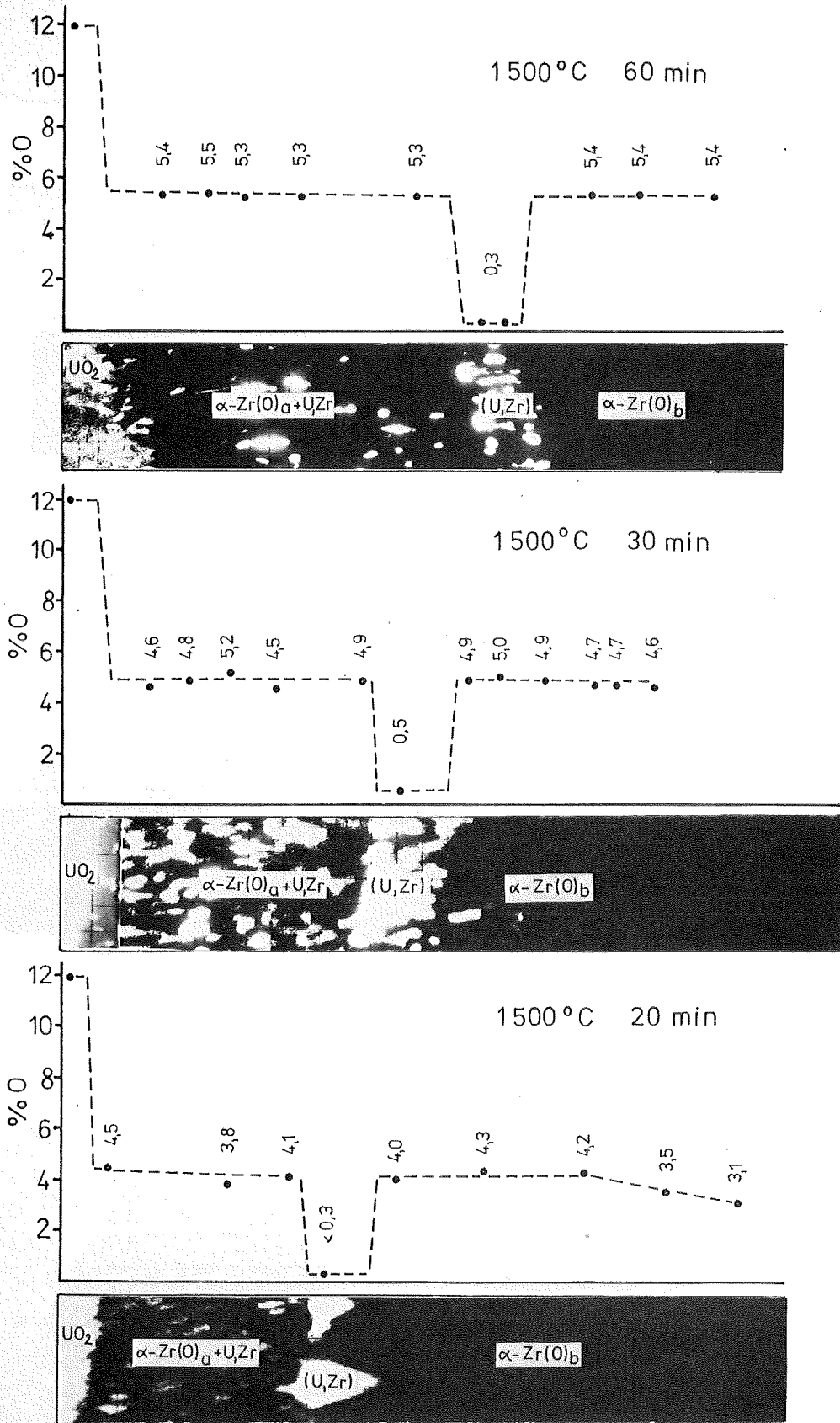


Abb. 06.01.16/04A-5: Sauerstoffkonzentrationsprofile und Uranverteilungsbilder über den Zircaloy-4-Hüllrohrquerschnitt von UO_2 /Zircaloy-Versuchsproben nach der Glühung bei 1500°C für verschiedene Reaktionszeiten (Angaben der Sauerstoffkonzentration in Gewichtsprozent).

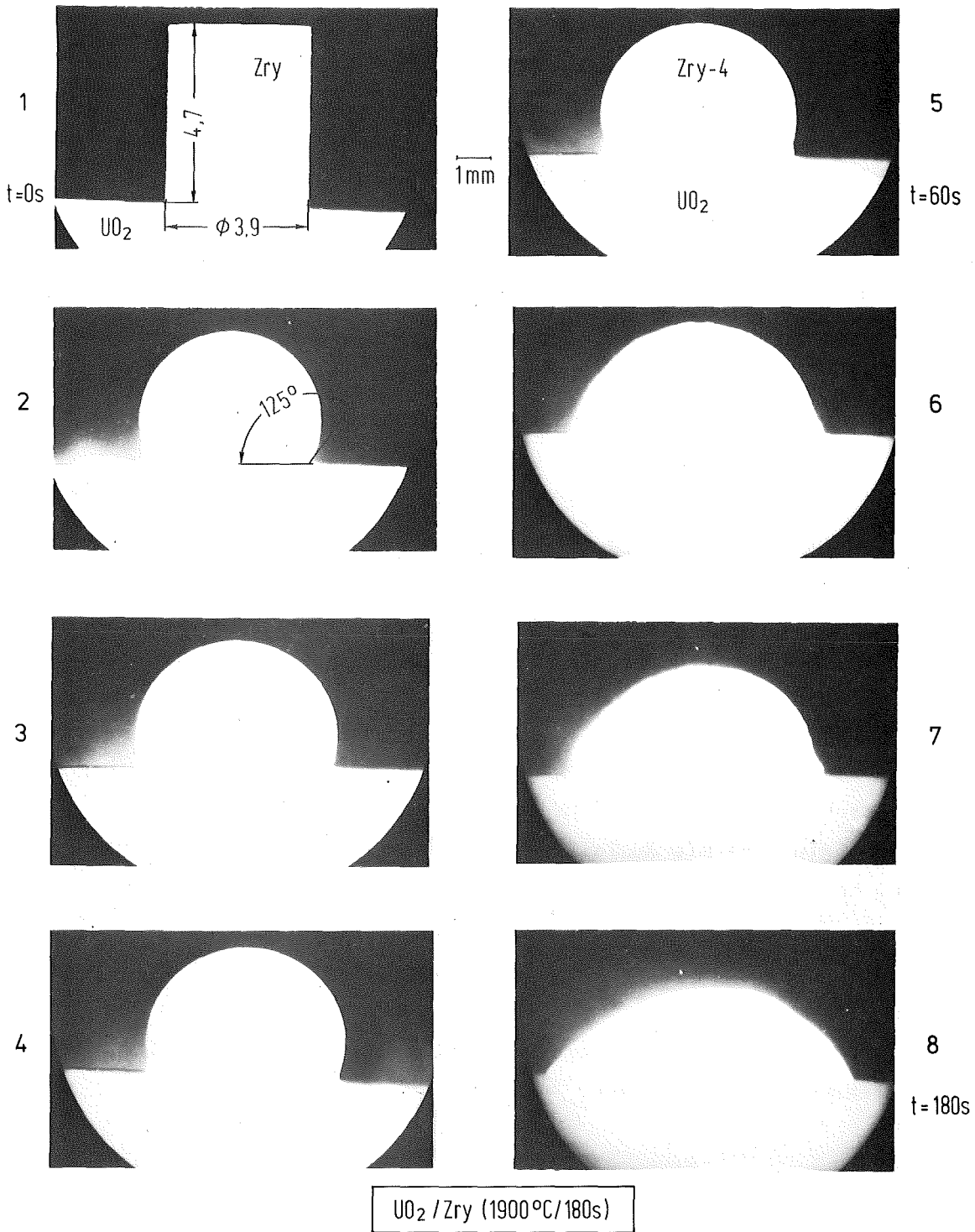


Abb. 06.01.16/04A-6: Benetzungsverhalten von Zircaloy-4 gegenüber UO₂ bei ca. 1900°C in Abhängigkeit der Zeit. Mit zunehmendem Sauerstoffgehalt im Zircaloy, d.h. zunehmender Reaktionszeit, verbessert sich das Benetzungsverhalten.

06.01.16/02A Out-of-pile Bündelexperimente zur Untersuchung

/03A schwerer Kernschäden

PNS 4251.1/2 (S. Hagen, A. Grünhagen, H. Malauschek, K.P. Wallenfels,
K. Hain, F. Brüderle, W. Butzer, F. Schloß, T. Vollmer; IT/PC)

Einleitung

Der Störfall am TMI-2 Reaktor hat gezeigt, daß selbst ein deutliches Überschreiten der üblicherweise angenommenen Temperatursicherheitsgrenze von 1200°C beim zeitweisen Ausfall der Notkühlung nicht zwangsläufig zum unkontrollierbaren Kernschmelzunfall führen muß. Trotz der schweren Schäden an den Brennelementen konnte der Kern in einen kühlbaren Zustand überführt werden. Dieser Störfall demonstriert, daß noch ein beachtlicher Sicherheits-spielraum zwischen voll funktionierender Notkühlung und dem unkontrollierbaren Kernschmelzunfall vorhanden ist. Es ist daher wichtig, die Schadensmechanismen, die an einem überhitzten Kern bis zum Beginn des Schmelzens wirksam sind, genau zu untersuchen. Dann lassen sich Aussagen darüber machen, wie lange der Kern bei steigender Temperatur noch eine kühlbare Geometrie besitzt.

Wie die Risikobetrachtungen (WASH 1400; Deutsche Risikostudie) zeigen, liegt die Wahrscheinlichkeit für einen Kernschmelzunfall infolge eines kleinen Lecks ($6 \times 10^{-5}/\text{a}$) mit Ausfall der Sicherheitssysteme um gut eine Größenordnung höher als der entsprechende Wert für mittlere Lecks ($2 \times 10^{-6}/\text{a}$) und große Lecks ($5 \times 10^{-7}/\text{a}$). Auch die Transientenstörfälle gehen, wenn die angeforderten Sicherheitssysteme versagen, bevorzugt über ein kleines Leck in den Kernschmelzunfall. Es ist also sinnvoll, bei Untersuchungen der Kernschäden im Vorfeld des Kernschmelzens den Randbedingungen kleiner Lecks besondere Aufmerksamkeit zu widmen.

Die beim Projekt Nukleare Sicherheit vorgesehenen out-of-pile Experimente sollen daher das Brennelementverhalten bei hohen Temperaturen im Vorfeld des Kernschmelzens untersuchen. Mit diesen Versuchen unter möglichst realistischen Bedingungen wollen wir Informationen über die Schadensmechanismen gewinnen, die am Brennelement wirksam werden.

Brennelementschäden im Vorfeld des Kernschmelzens

Die bisher durchgeführten Versuche zum Brennstabverhalten bis 1200 °C und die Stab- und Bündelschmelzexperimente haben gezeigt, daß folgende Prozesse bei der Beschädigung der Brennelemente eine Rolle spielen:

- Blähen der Zirkaloy-Hülle
- Bersten der Zirkaloy-Hülle
- Schmelzen bzw. Erweichen der Absorbermaterialien bei ca. 800 °C (die Absorbermaterialien sind in Edelstahlhüllen eingeschlossen und können daher zunächst nicht auslaufen)
- Exponentiell mit der Temperatur ansteigende Oxidation der Brennelementkomponenten
- Versprödung der BE-Bestandteile durch Oxidation. Diese macht sich aber erst beim Abkühlen deutlich bemerkbar.
- Die Oxidation führt gleichzeitig zum Aufbau stabilisierender Oxidschichten und hebt durch Erhöhung des Sauerstoffgehalts die Schmelzpunkte der Restkomponenten an.
- Schmelzen der Abstandshalter
- Versagen und Schmelzen der Absorberhüllrohre. Dies führt zum Auslaufen des aufgeschmolzenen Teils der Absorberstäbe.
- Abfließen und Verspritzen der geschmolzenen Abstandshalter und Absorbermaterialien und Erstarren in kälteren Bereichen.
- Legierungsbildung zwischen schwarzem Absorbermaterial und Zirkaloy.
- Versprödung der Komponenten des Brennelements durch Wechselwirkung mit dem Absorberstabmaterial.
- Kontaktreaktion zwischen festem Zirkaloy und festem UO_2
- Schmelzen des nicht in Zirkonoxid umgewandelten Zirkaloy
- Auflösen des UO_2 -Pellets durch flüssiges Zirkaloy
- Auflösen der Zirkonoxidhülle durch das flüssige Zirkaloy
- Versagen der Zirkonoxidhülle
- Abfließen und Erstarren der geschmolzenen Brennstabmaterialien
- Fragmentierung des Brennstabs und der Strukturmaterialien beim Fluten.

Man kann die oben angeführten Prozesse in Hinsicht auf die Veränderung der Kerngeometrie in folgende vier Gruppen zusammenfassen:

- Blähen und Bersten der Hüllen
- Schmelzen beim Erreichen des Schmelzpunktes der Einzelkomponenten
- Vorzeitiges Schmelzen durch Legierungsbildung

- Fragmentierung durch Versprödung infolge Oxidation und Wechselwirkung mit Absorbermaterialien.

Das Blähen und Bersten der Brennstabhüllen ist weitgehend untersucht. Bei rechtzeitigem Wiedereintritt von Notkühlwasser in den zwischenzeitlich erhitzten Kern stellen diese Schädigungen keine Gefahr für die Kühlbarkeit des Kerns dar. Das Eindringen des Dampfes an der Berststelle in den Brennstab kann den weiteren Schadensverlauf bei höheren Temperaturen jedoch beeinflussen. Daher muß es bei den künftigen Untersuchungen der Kernschäden bei höheren Temperaturen berücksichtigt werden.

Das Schmelzen beim Erreichen des Schmelzpunktes der Einzelkomponenten spielt eine Rolle beim Schmelzen bzw. Erweichen der Absorbermaterialien, der Abstandshalter, des Rest-Zirkaloys, des Rest-ZrO₂ und des Rest-UO₂. Wie stark diese Prozesse aber zum Schadensablauf beitragen, hängt von dem vorzeitigen Schmelzen durch Legierungsbildung ab.

Das vorzeitige Schmelzen durch Legierungsbildung macht sich am stärksten beim Auflösen des UO₂ durch das Rest-Zirkaloy des Hüllrohrs bemerkbar. Die Legierungsbildung hängt ab vom Kontakt zwischen den Komponenten und vom Sauerstoffgehalt des Zirkaloys. Die Auflösung von makroskopischen Bereichen haben wir bei früheren Abschmelzversuchen erst beim Schmelzen des Rest-Zirkaloys gefunden. In dieser Phase hat die Pelletstruktur einen Einfluß auf den Kontakt zwischen UO₂ und Zirkaloy.

Die Wechselwirkung zwischen dem Inconel des Abstandshalters und dem Zirkaloy der Hüllen wird durch Ausbilden einer Oxidschicht zwischen den beiden Materialien weitgehend vermieden.

Der Grad der Wechselwirkung zwischen schwarzem Absorbermaterial und Zirkaloy hängt ab von der Dicke der Oxidschicht des Hüllrohres, die sich bis zum Zeitpunkt des Austretens des Absorbers gebildet hat. Wie weit dieser Prozeß eine Rolle spielt, muß noch geklärt werden.

Die Fragmentierung des versprödeten Materials beim Wiederabkühlen kann die Kerngeometrie wesentlich verändern. Die bis jetzt durchgeführten Versuche hatten weitgehend die Aufstellung der Notkühlkriterien zum Ziel. Sie sollten die Bedingungen festlegen, bei denen es noch nicht zur Fragmentation kommt. Es fehlt aber noch weitgehend die Information, wie der Prozeß der Fragmentierung sich mit steigendem Oxidationsgrad ändert. Bei den früher im Rahmen des PNS durchgeführten Abschmelzversuchen, deren Ziel nicht die Untersuchung des Fragmentierverhaltens war, wurden, je nach Oxidationsgrad, große Bruchstücke, aber auch nahezu pulverförmiger Verfall von Pellets und oxidierter Hüllrohre gefunden.

Nach unserem heutigen Kenntnisstand ist der Oxidationsgrad der Hauptparameter der Versprödung. Aber auch der Kontakt mit der AgInCd-Legierung der schwarzen Absorber kann zu einer Versprödung der Hüllrohre und der Strukturmaterialien führen. Wie stark sich dieser Beitrag im Vergleich zum Oxidationseinfluß bemerkbar macht, muß durch Versuche geklärt werden. Zum Fragmentationsverhalten der Uran-Zirkaloy-Legierung liegen ebenfalls noch keine Informationen vor.

Im Gegensatz zum Schmelzen, das beim Temperaturanstieg sofort nach Überschreiten der Schmelztemperatur auftritt, macht sich die Versprödung erst beim Abkühlen bemerkbar. Während des Temperaturanstiegs umgibt die Oxidschicht die Resthülle als feste, glatte, zusammenhängende Schicht. Diese hat einen "stabilisierenden" Einfluß auf die Stab- und damit auch auf die Kerngeometrie.

Zielsetzung der out-of-pile Experimente

In den out-of-pile Experimenten sollen die Schadensmechanismen, der Schadensablauf und der Schadensumfang während des Aufheizens und anschließendem Fluten mit Einzelstäben und Bündeln untersucht werden. Im einzelnen sollen folgende Fragestellungen untersucht werden:

Auflösen des UO_2 durch flüssiges Zirkaloy

- Bestimmung der Auflösegeschwindigkeit unter möglichst realistischen Bedingungen.
- Temperaturabhängigkeit (Anstiegsgeschwindigkeit, maximale Temperatur)
- Einfluß der Pelletstruktur
- Einfluß der Druckverhältnisse (Kontaktpellet/Hülle)

- Einfluß von Blähen und Bersten (Dampf im Innern der Hülle bei geblähten und geborstenen Stäben)

Fragmentierung der Brennelementstäbe durch Versprödung infolge Oxidation

- Einfluß der Verteilung des Sauerstoffs in Hülle und UO_2 auf die Fragmentierung
- Abhängigkeit vom Temperaturzeitverlauf
- Wirkung des in das Innere der Stäbe eingedrungenen Dampfes
- Fragmentierung angeschmolzener Stäbe

Einfluß der exothermen Zirkon-Wasserdampf-Reaktion auf das Temperaturzeitverhalten (Temperatur-Eskalation)

- Einfluß des Dampfangebots
- Einfluß der Wasserstoffschicht
- Abfließen von geschmolzenem Zirkaloy in kältere Bereiche

Oxidationsverhalten von flüssigem Zirkaloy

- Einfluß auf die UO_2 -Auflösung
- Einfluß auf die Fragmentierung

Absorber

- Wann versagt die geschlossene Absorberhülle?
(Ist die ZrO_2 -Schicht auf der Brennstabhülle zu dieser Zeit schon so dick, daß Auflösen des Zr vermieden wird?)
- Über welchen Bereich breitet sich das Absorbermaterial aus?
 - Radial - in Bezug auf Blockage
 - Abfließen in tiefere Bereiche und Verspritzen und Verdampfen in den höheren Bereichen - in Bezug auf Versprödung
- Einfluß der verschiedenen Materialien der Absorberführungsrohre

Vergleich mit Inpile-Experimenten

Zur Untersuchung der aufgeführten Problemkreise wurde eine Versuchsmatrix aufgestellt, die je ca. 20 Einzelstab- und Bündelversuche vorsieht.

Die Versuchsanlage CORA

Aus früheren Untersuchungen zum Abschmelzverhalten von Druckwasserreaktorbrennstäben steht uns noch die Versuchsanlage NIELS zur Verfügung. Mit ihr können Aufheizexperimente an Einzelstäben und kleinen Bündeln durchgeführt werden. Diese Anlage kann jedoch nicht realistische Druckverhältnisse simulieren. Der Einfluß des Kontaktdruckes zwischen Hülle und Pellet läßt sich daher mit ihr nicht untersuchen. Auch die mögliche Wirkung des Aufblähens und Berstens der Hüllen auf die UO_2 -Auflösung durch Zirkaloy und auf die Fragmentierung des Brennstabes kann mit ihr nicht betrachtet werden. Die fehlende Möglichkeit zum Fluten des Bündels am Ende des Versuches läßt eine ausreichende Untersuchung der Fragmentierung in der NIELS-Anlage nicht zu. Es ist daher notwendig, eine neue Versuchsanlage aufzubauen, die eine Einstellung aller für die Untersuchung notwendigen Randbedingungen zuläßt. Für diese Versuchsanlage (CORA) wurde ein Anlagenkonzept und ein technischer Ausführungsvorschlag erstellt. Abbildung 1 zeigt diesen Entwurf. In der Anlage können Bündelexperimente mit max. 7x7 Stäben oder Einzelstabversuche in Dampf bei den erforderlichen Temperatur- und Druckverhältnissen durchgeführt werden. Die heizbare Bündellänge beträgt 1 m. Der Aufheizvorgang kann durch Quenchen mit Wasserzufuhr von unten abrupt unterbrochen werden.

Versuche zum Eskalationsverhalten im Temperaturanstieg durch den Einfluß der Zirkaloy-Dampf-Reaktion

Parallel zur Konstruktion und zum Aufbau der Versuchsanlage CORA werden Experimente in der Anlage NIELS durchgeführt. Diese Versuche sollen Informationen zu den Fragestellungen liefern, bei denen der Druckeinfluß und das Quenchverhalten keine wesentliche Rolle spielt. Gleichzeitig ist uns damit die Möglichkeit gegeben, Teilkomponenten der Instrumentierung für die Versuchsanlage CORA zu erproben.

Die ersten drei durchgeführten Experimente dienten als Übersichtsversuche zum Einfluß des exothermen Wärmebeitrags der Zirkon-Wasserdampf-Reaktion auf den Temperaturanstieg. Dieser kann im ungekühlten Reaktorkern und bei den Experimenten eine wesentliche Rolle spielen.

Das Energiepotential dieser Reaktion ist beachtlich: 1 cm des Zirkaloy-Rohres von 10,75 mm Durchmesser enthält 1,5 g Zirkaloy. Bei der kompletten Oxidation dieser Menge würden durch die Zirkaloy-Dampf-Reaktion

ca. 9600 Joule frei. Diese Energie reicht aus das Hüllrohr und das darin enthaltene UO_2 um $3700\text{ }^\circ\text{C}$ zu erhitzen und dabei auch die nötige Schmelzwärme für beide Materialien aufzubringen.

Zirkaloy bildet eine schützende Oxidhaut. Die Oxidationskinetik verläuft in weiten Temperaturbereichen nach einem parabolischen Zeitgesetz:

$$W^2 = KT \quad \quad \quad dW/dt = K/2 \cdot 1/W$$

mit $K = A_{exp} (B/RT)$

Die Reaktionsrate nimmt mit dem Kehrwert der entstandenen Oxidschicht ab und mit der Temperatur exponentiell zu.

Das exponentielle Anwachsen der Reaktionsrate mit der Temperatur bedeutet eine entsprechende Freisetzung an Wärme. Diese Energiezufuhr erhöht die Temperatur des Zirkalloys und damit die Reaktionsrate. Ob jetzt ein Temperaturanstieg der Zirkaloyhülle eskaliert oder nicht, ist durch das Verhältnis von Energiegewinn zu Energieverlust bei der höheren Temperatur bedingt. Solange der Energiegewinn größer als der zusätzliche Energieverlust ist, steigt die Temperatur an.

Der Energiegewinn hängt von der Temperatur und der Dicke der Oxidschicht ab, wobei ausreichende Dampffzufuhr vorausgesetzt wird. Beschränkungen der Energieerzeugung ergeben sich aus

- dem Verbrauch des Zirkalloys
- Abfließen von flüssigem Zirkaloy aus der heißen Reaktionszone in kältere Bereiche
- Dampfmangel
- Bildung von Wasserstoffschichten.

Die Energieverluste hängen vom geometrischen Aufbau, der Atmosphäre und der Temperatur der Umgebung ab, die zusammen den Energieabtransport bestimmen. Der Energietransport wird durch Strahlung, Konvektion und Leitung gegeben. Welcher dieser Prozesse den höchsten Beitrag bringt, hängt von der jeweiligen Bedingung ab.

In unseren Versuchen zum Eskalationsverhalten wollen wir Informationen über den Einfluß der beschränkenden Prozesse gewinnen. Es sind Einzelstabexperimente und Bündelexperimente mit zunehmender Stabzahl geplant.

Die Experimente werden mit unterschiedlicher Anfangsaufheizrate durchgeführt. Dies bedeutet eine unterschiedliche Schichtstärke beim Beginn der Eskalation.

Die Eskalation ist atark geometrie- und umgebungsabhängig. Um unsere Ergebnisse zu extrapolieren, muß man die experimentellen Werte mit einer geeigneten Modellrechnung vergleichen, welche die relevanten Prozesse simuliert. Mit diesem Code kann dann das Verhalten der speziellen Anordnung berechnet werden.

Experimentelle Anordnung

Die experimentelle Anordnung der drei Übersichtsversuche ist in den Abbildungen 2 und 3 gegeben. Wir haben den für frühere Abbrandexperimente entwickelten Brennstabsimulator mit einer Länge von 25 cm verwendet. Um eine bessere Simulation der umgebenden Stäbe mit dem zugehörigen Zirkaloy zu erreichen, haben wir den Brennstab mit einem zusätzlichen Zirkaloyrohr umgeben. Dieses Rohr hatte einen inneren Durchmesser von 26,5 mm und eine Wandstärke von 0,5 mm.

Brennstabsimulator und Zirkaloyrohr waren von einer Keramikfaserisolation von 10 cm Dicke umgeben. Die inneren 2,5 cm bestanden aus ZrO_2 , die äußeren 7,5 cm aus einem Al_2O_3/SiO_2 -Gemisch. Die Kombination wurde nur aus Kostengründen gewählt, da die ZrO_2 -Faser deutlich teurer ist. Wegen der hohen Porosität von 92% hat dieses Fasermaterial ein ausgezeichnetes Isolationsverhalten. Damit treten die Hauptwärmeverluste in axialer Richtung auf. Der Dampf wird durch das Doppelrohrsystem am unteren Ende des Stabes zugeführt (siehe die untere rechte Seite von Bild 2). Vier Löcher in diesem System gewährleisten eine gleichmäßig Dampfzufuhr für alle Seiten des Stabes.

Die Temperaturmessung wird mit Quotientenpyrometern durchgeführt. Wir haben die Oberflächentemperatur des Hüllrohres und des äußeren Zirkaloyrohres gemessen. Die Löcher im äußeren Zirkaloyrohr und in der Isolation für diese Temperaturmessung waren 140 mm über dem unteren Ende des Stabes angebracht worden (Abbildung 3).

Versuchsdurchführung

Wir wollten mit diesen Übersichtsversuchen feststellen, ob in unserer Versuchsanordnung eine Eskalation des Temperaturanstiegs eintritt und wie stark dieser durch die anfängliche Oxidschicht beeinflusst wird. Im ersten Test ESSI-1 sollten die Bedingungen für die Eskalation so günstig wie möglich gemacht werden. Die Eskalation sollte ohne anfängliche Oxidschicht beginnen. Deshalb wurde der Simulator mit dem umgebenden Zirkaloy-Rohr in Argon aufgeheizt. Die Oberflächentemperatur erreichte dabei einen Wert von 1700°C , und das umgebende Zirkaloy-Rohr wurde durch die Strahlung auf 1200°C erwärmt. Bei konstanter Spannung der elektrischen Leistungsversorgung wurde dann plötzlich ein Dampfstrom von 35 g/min am Stab vorbeigeführt.

Bei den Versuchen ESSI-2 und ESSI-3 strömte der Dampf von Beginn an in den leergepumpten Kessel mit 23 bzw. 17 g/min. So konnte sich die Oxidschicht von Anfang an ausbilden. Für ESSI-2 und ESSI-3 wurde eine anfängliche Temperaturanstiegsrate von $4^{\circ}\text{C}/\text{sec}$ bzw. $0,5^{\circ}\text{C}/\text{sec}$ angestrebt.

Der Verlauf der elektrischen Heizleistung für den jeweiligen Versuch ist in den Abbildungen 4 - 6 als gestrichelte Linie wiedergegeben. Die Spannung wurde linear gesteigert und dann konstant gehalten. Der Leistungsverlauf wird weitgehend durch den starken Anstieg des Widerstandes im W-Heizer mit der Temperatur beeinflusst. Diesem Effekt überlagert ist zeitweise eine Verminderung des Gesamtwiderstandes im Simulator durch schmelzendes Material. Die durch Schmelzen auftretende Leistungsänderung ist aber sehr viel kleiner als die in der Zirkaloy-Dampf-Reaktion freiwerdende Leistung.

Ergebnisse

Die auf der Oberfläche des Stabes (F) und des Zirkaloy-Rohres (S) gemessenen Temperaturverläufe sind in den Abbildungen 4 - 6 zusammen mit der elektrischen Leistung wiedergegeben. Die dort ebenfalls dargestellten Kurven I_1 und I_2 geben den mit Thermoelementen gemessenen Verlauf der Temperatur in der Isolation (I_1 : 1/2 Zoll von der Innenwand; I_2 : 1/2 Zoll von der Außenwand). In Abbildung 7 sind die Temperaturverläufe am Stab und in Abbildung 8 die Temperaturverläufe auf dem Zirkaloy-Rohr für die drei Versuche verglichen. Die Temperaturkurve für den Stab im Versuch ESSI-3 muß mit Vorsicht betrachtet werden, da bei dieser Messung das Fenster für die Quotientenpyrometer mit einem Niederschlag belegt war.

Der Relativverlauf ist aber typisch für den Einfluß der Reaktionswärme.

In allen drei Versuchen findet man eine Eskalation des Temperaturanstiegs durch die exotherme Reaktionswärme. Der Temperaturanstieg ist am steilsten und am höchsten ohne anfängliche Oxidschicht (ESSI-1). Aber auch hier bleibt die maximale Temperatur unter 2200 °C. Die Steilheit der Eskalation und die Höhe der maximalen Temperatur nehmen mit der Steilheit der ursprünglichen Temperaturerhöhung ab (ESSI-2 und ESSI-3). Die Eskalation beginnt bei niedriger Temperatur für den steilen ursprünglichen Anstieg. Bei allen drei Versuchen beginnt die Eskalation bei der Stabtemperatur früher als bei der Rohrtemperatur. Der Abfall für Rohrtemperatur ist dann langsamer als für die Stabtemperatur, so daß die Rohrtemperatur höher als die Stabtemperatur wird.

Aus Abbildung 7 und 8 ist zu erkennen, daß die Dauer der Eskalation für ESSI-1 am kürzesten war. Hier steigt die Temperatur am schnellsten an. Wenn die Schmelztemperatur des Zirkaloys erreicht wird, sind die Oxidschichten noch so dünn, daß große Mengen des flüssigen Zirkaloys in den kälteren Bereich abfließen können. Dies ist deutlich an den Abbildungen 9 und 10 zu erkennen.

Am äußeren Zirkaloy-Rohr hat sich nur eine papierstarke Oxidschicht an der Innenseite des Rohres gebildet. Die äußere Schicht des Rohres ist geschmolzen und aus dem heißen Bereich abgeflossen. Man kann dies auch an den dicken Schmelzklumpen im unteren Ende erkennen. Der innere einströmende und am oberen Ende austretende Dampf konnte sich offensichtlich nicht schnell genug im äußeren Bereich ausbreiten, um merkliche Schichtdicke zu oxidieren.

Im Versuch ESSI-1 fällt die Temperatur nach der Eskalation weit unter den Wert ab, der vor dem Einbringen des Dampfes sich bei der nahezu gleichen elektrischen Leistung eingestellt hatte. Diese tiefere Gleichgewichtstemperatur wird durch die stärkere Wirkung des Dampfes bedingt. Der Anstieg der elektrischen Leistung beim Abkühlen des Stabes wird durch den abnehmenden Widerstand des W-Heizers mit der Temperatur bedingt. Die Spannung war konstant gehalten worden.

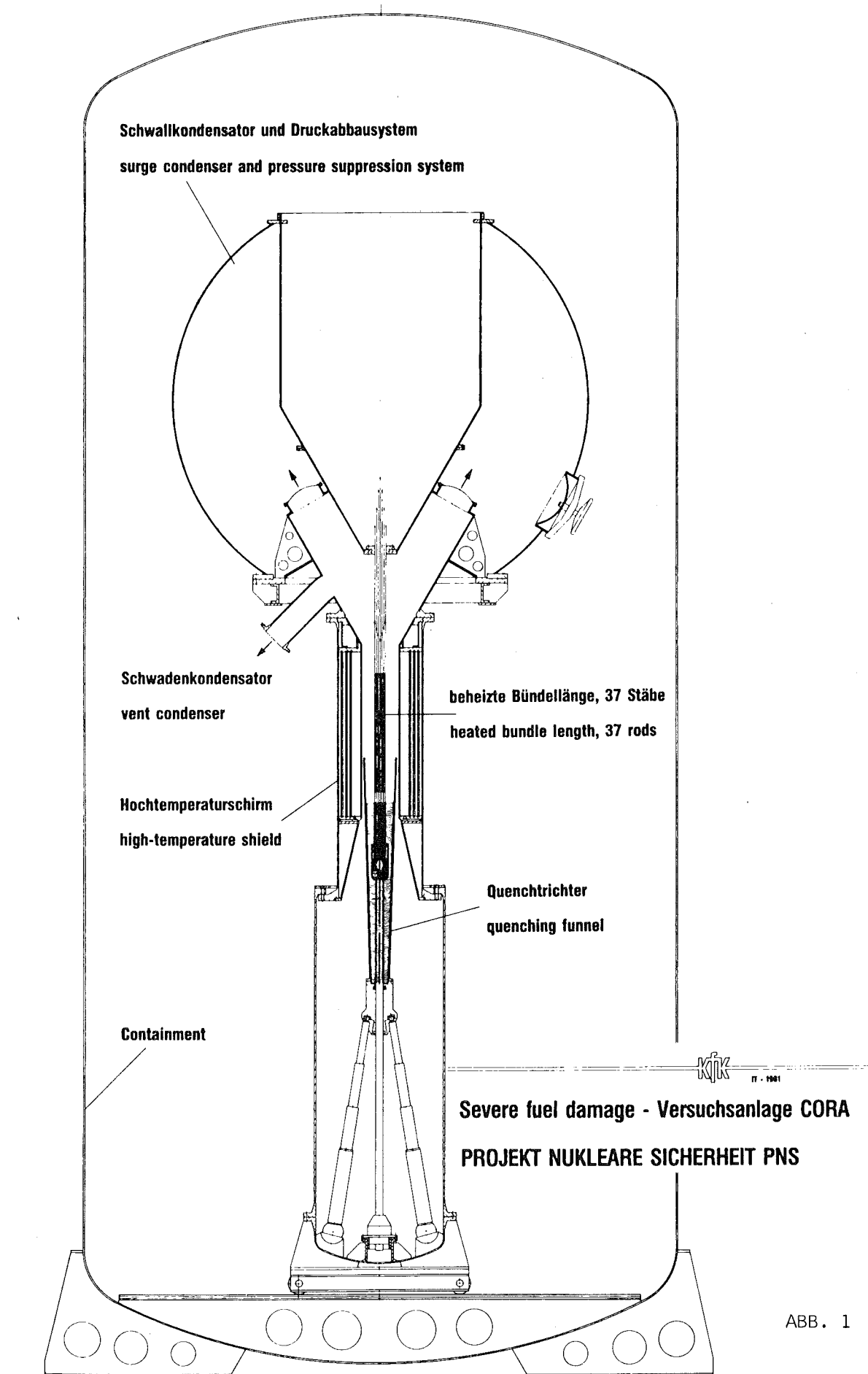
Beim Versuch ESSI-2 ist die Schichtdicke bei Erreichen der Schmelztemperatur schon so stark, daß das geschmolzene Restzirkaloy einge-

geschlossen bleibt. Die fehlenden Oxidschichten in Abbildung 9 sind erst beim Ausbau abgeplatzt.

Das äußere Zirkaloy-Rohr ist von innen und außen oxidiert und an den Bruchstellen kann man zwei Oxidschichten erkennen. Hier haben sich nur wenige dünn erstarrte Schmelznasen gebildet.

Beim Versuch ESSI-3 hat die Oxidschicht des Brennstabsimulators auch den Ausbau ohne Beschädigung überstanden. Das äußere Zirkaloy-Rohr zeigt ebenfalls die Doppelstruktur der Oxidschicht. Das Rohr war oben derart versprödet, daß es beim Ausbau weitgehend in kleine Stücke zerbrochen ist.

Die Versuche haben gezeigt, daß der Beitrag der exothermen Zirkon-Wasserdampf-Reaktion einen wesentlichen Einfluß auf das Temperaturverhalten von Brennstäben mit Zirkaloy-Hüllrohren hat. Die Temperaturanstiege haben aber kein katastrophales Ausmaß angenommen. Das beim schnellsten Aufheizen auftretende Abfließen des flüssigen Zirkalloys aus der Reaktionszone scheint ein wesentlicher Mechanismus für die Begrenzung der Eskalation zu sein.



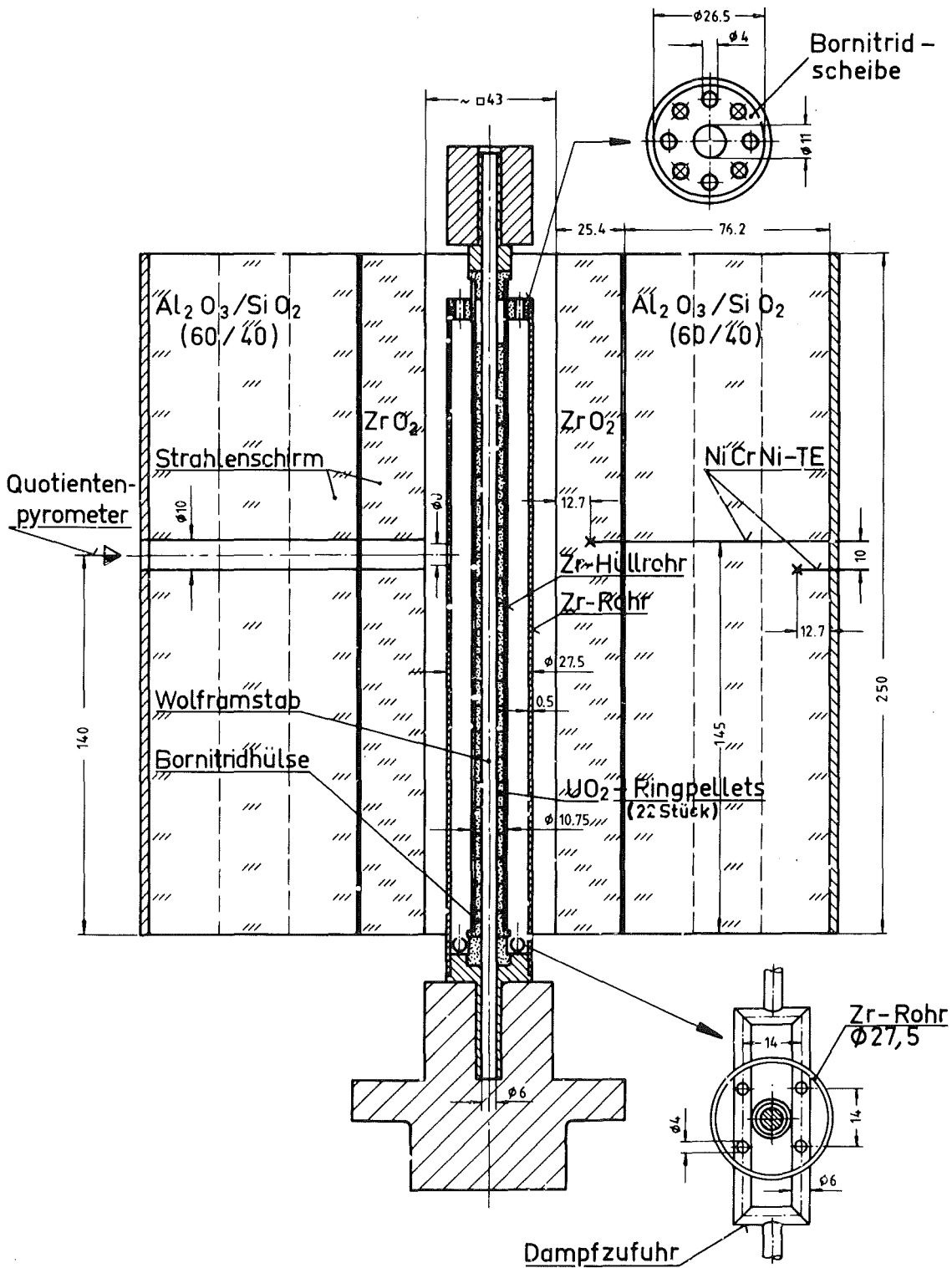


ABB. 2

Seitenansicht der experimentellen Anordnung der Versuche ESSI-1, 2, 3

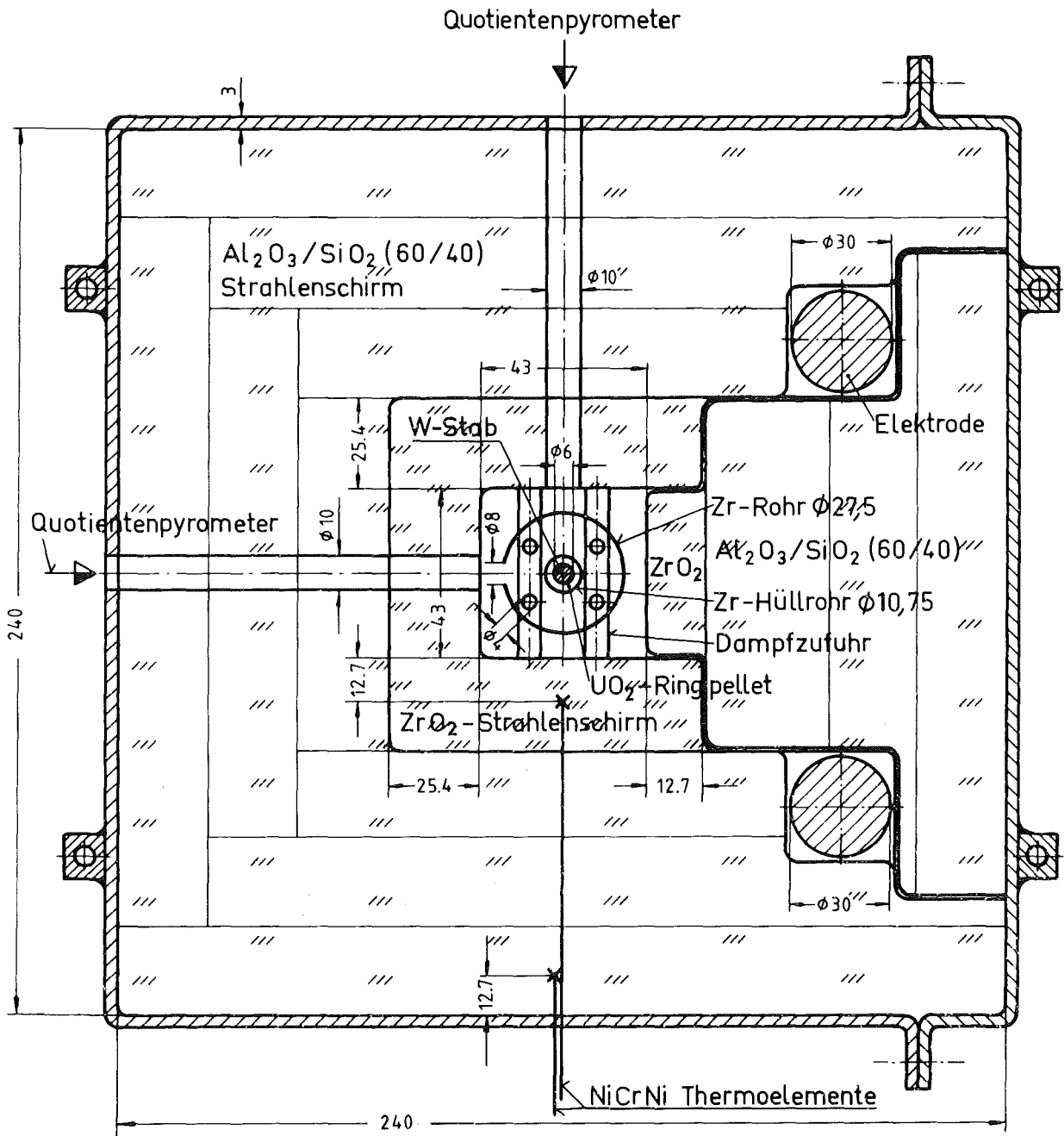


ABB. 3

Aufsicht der experimentellen Anordnung der Versuche ESSI-1, 2, 3

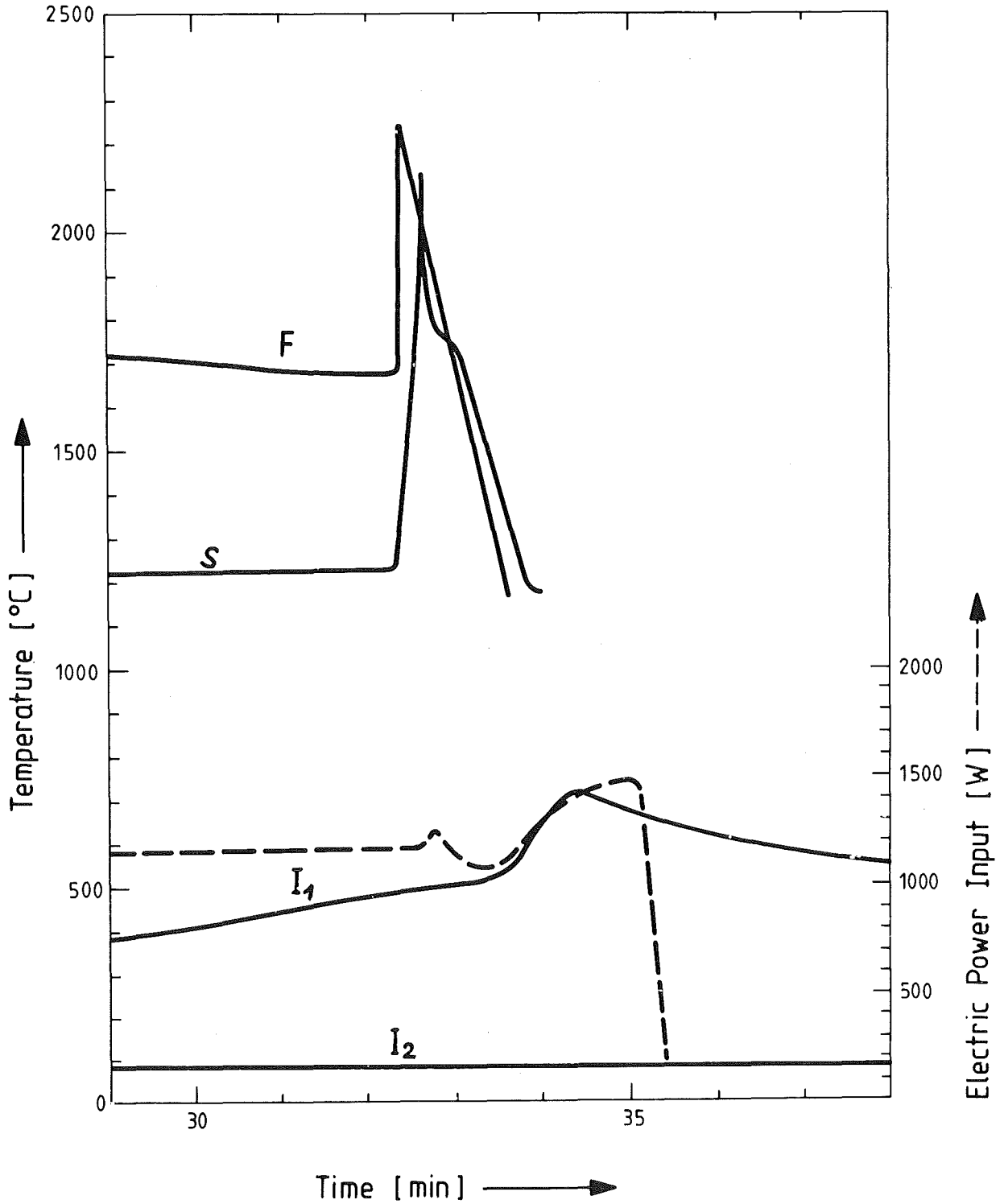


ABB. 4

TEMPERATURVERLAUF AUF DER OBERFLÄCHE DES BRENNSTABSIMULATORS (F), DES ÄUSSEREN ZIRKALOY-ROHRES (S) UND DER ISOLATION (I₁ UND I₂) IM VERGLEICH ZUR ELEKTRISCHEN LEISTUNG BEIM VERSUCH ESSI-1.

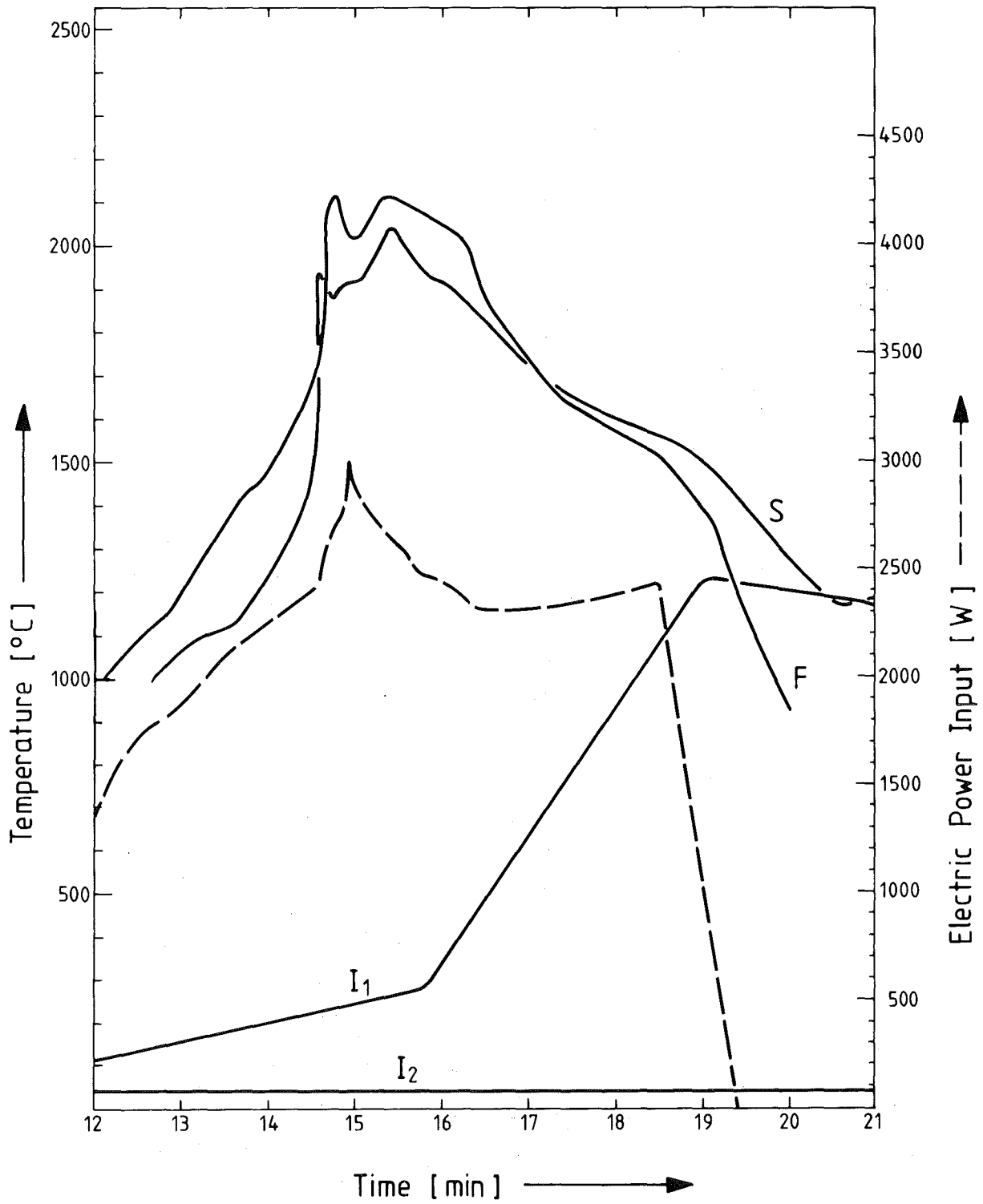


ABB. 5

TEMPERATURVERLAUF AUF DER OBERFLÄCHE DES BRENNSTABSIMULATORS (F), DES ÄUSSEREN ZIRKALOY-ROHRES (S) UND DER ISOLATION (I₁ UND I₂) IM VERGLEICH ZUR ELEKTRISCHEN LEISTUNG BEIM VERSUCH ESSI-2.

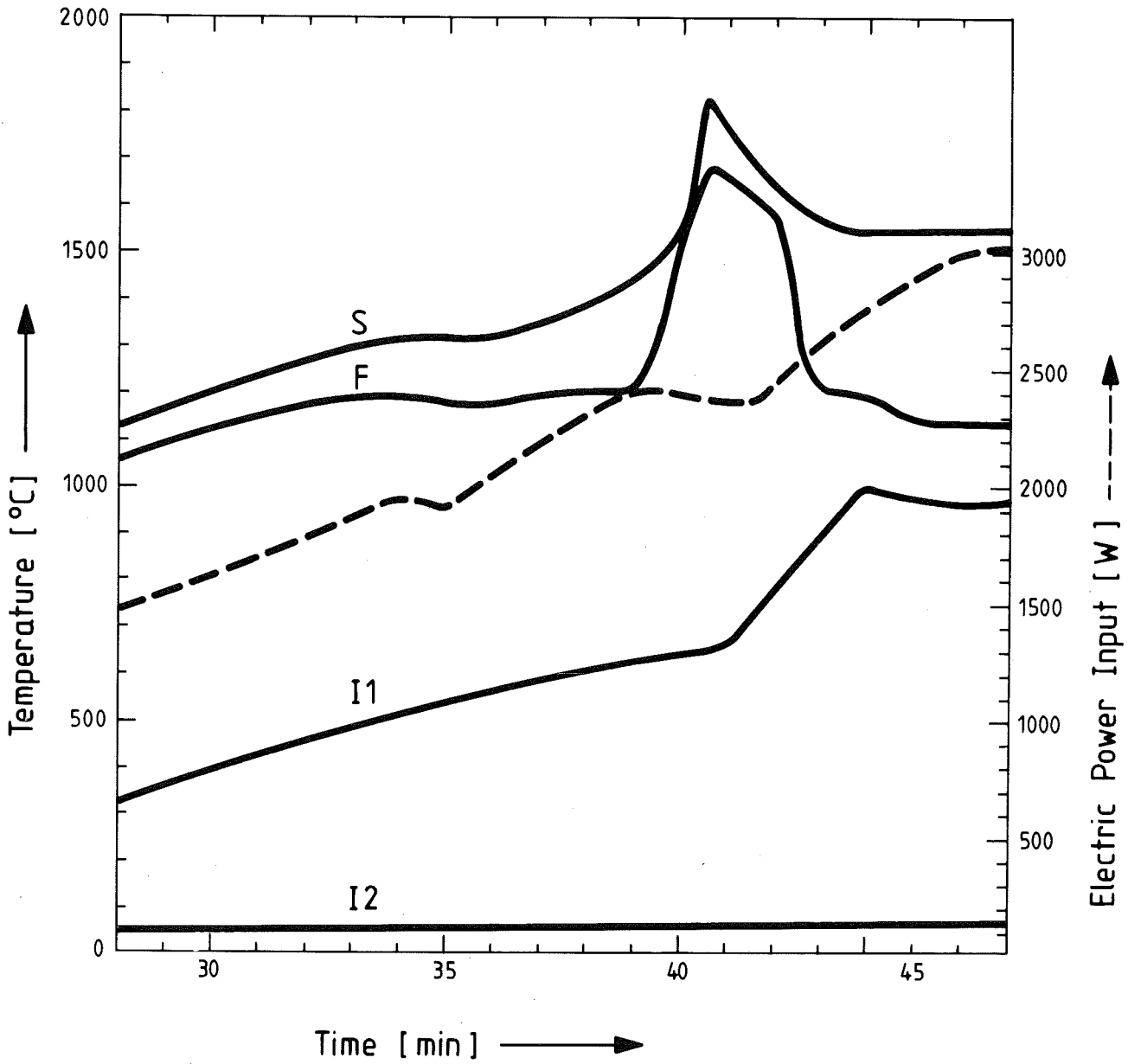


ABB. 6

TEMPERATURVERLAUF AUF DER OBERFLÄCHE DES BRENNSTABSIMULATORS (F), DES ÄUSSEREN ZIRKALOY-ROHRES (S) UND DER ISOLATION (I_1 UND I_2) IM VERGLEICH ZUR ELEKTRISCHEN LEISTUNG BEIM VERSUCH ESSI-3.

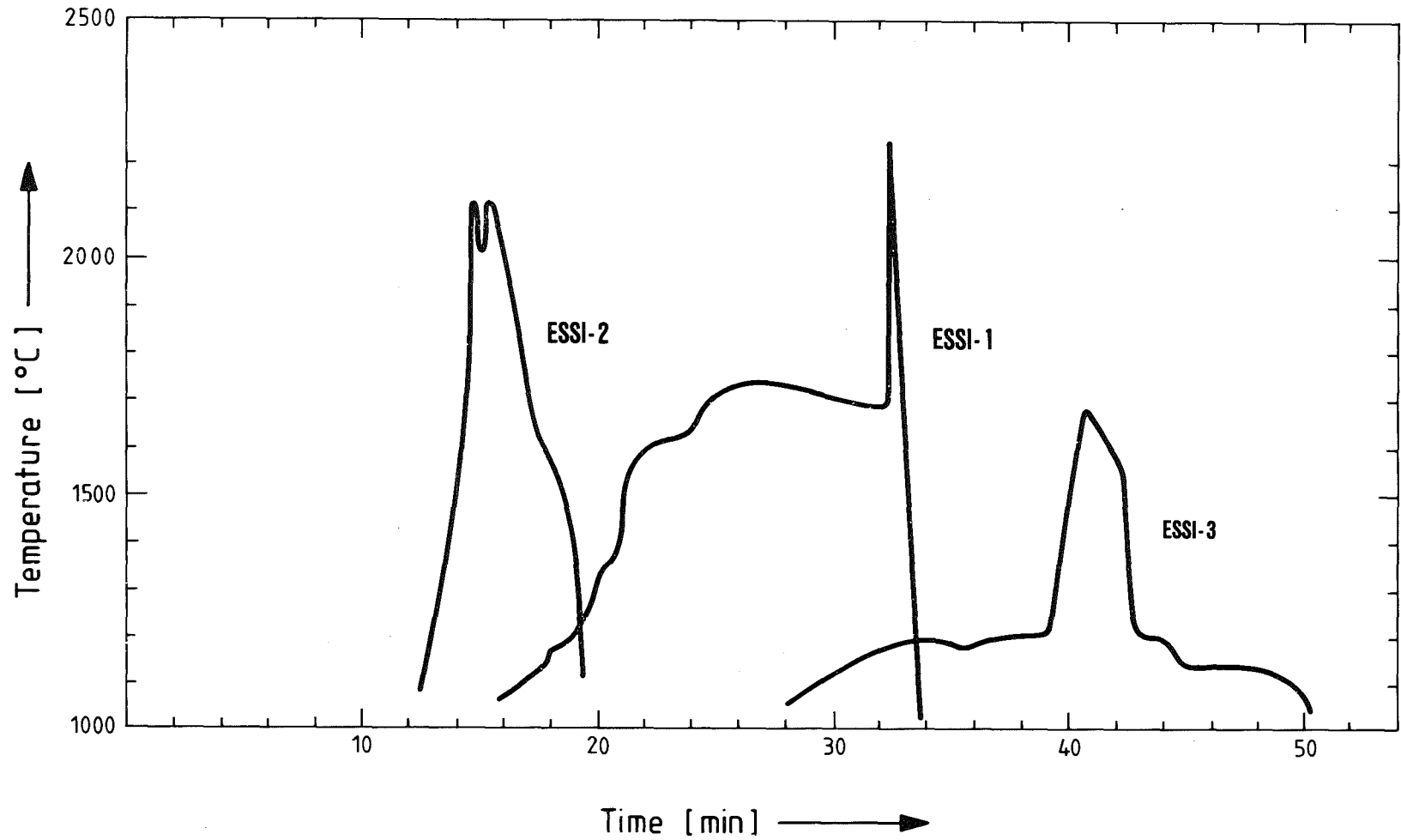
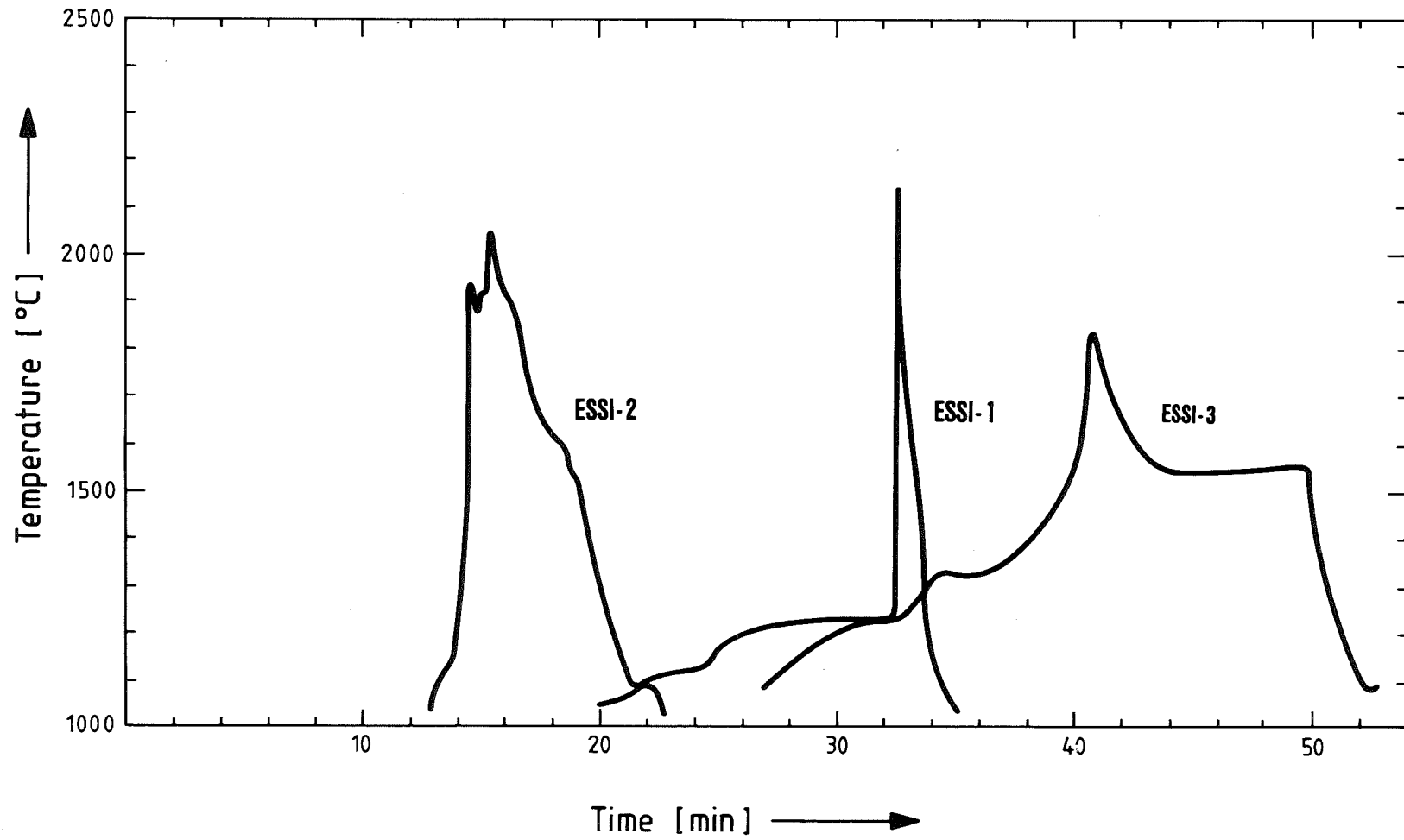


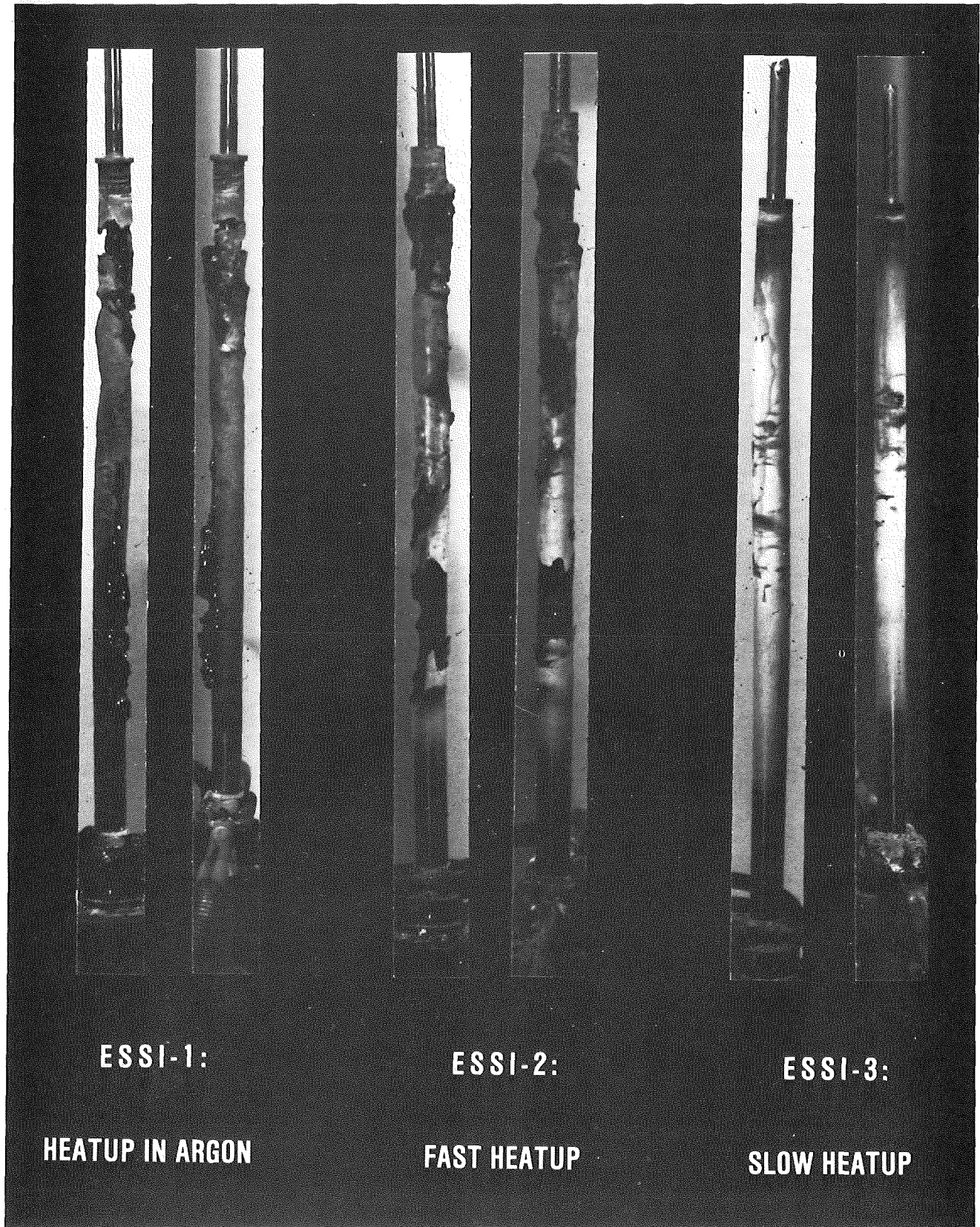
ABB. 7
 VERGLEICH DER TEMPERATURVERLÄUFE AUF DER OBERFLÄCHE DES BRENNSTABSIMULATORS BEI DEN VERSUCHE ESSI-1,2,3.



- 4200-194 -



ABB. 8
VERGLEICH DER TEMPERATURVERLÄUFE AUF DER OBERFLÄCHE DES ÄUSSEREN ZIRKALOY-ROHRES BEI DEN VERSUCHEN ESSI-1,2,3.



KfK

ABB. 9

VERGLEICH VON BRENNSTABSIMULATOREN, DIE MIT VERSCHIEDENEN ANFÄNGLICHEN AUFHEIZRATEN ERWÄRMT WURDEN. (ESSI-1,2,3)



ABB. 10

VERGLEICH DER ÄUSSEREN ZIRKALOY-ROHRE, DIE UNTER VERSCHIEDENEN ANFÄNGLICHEN AUFHEIZRATEN ERWÄRMT WURDEN (ESSI-1,2,3).



06.01.16/01A Langzeitkühlung im stark beschädigten Core (COLD)

PNS 4250 (G. Hofmann, H. Schneider)

Zum Verständnis und zur modellmäßigen Beschreibung der Vorgänge in einem stark beschädigten LWR-Kern während eines schweren Unfalls gehört als ein wesentliches Element eine ausreichende Kenntnis über die Kühlbarkeit der dort entstehenden Schüttung mit inneren Wärmequellen. Hier wird in diesem Zusammenhang nicht die Verfügbarkeit von Kühlmittel und Wärmesenke für den Transport der Nachwärme nach außen untersucht, sondern diese Verfügbarkeit wird untersucht und es wird gefragt, ob die in der Schüttung freigesetzte Wärme an das Kühlmittel übertragen werden kann, ohne daß Bereiche im Schüttbett austrocknen (Dryout) und sich in der Folge bis auf die Schmelztemperatur des Brennstoffs aufheizen. Eine starke Erwärmung im Schüttbett könnte zum Versagen von Unterstützungsstrukturen oder zum Aufschmelzen von Bereichen des Schüttbettes führen; in beiden Fällen würde eine Veränderung der Geometrie der Anordnung stattfinden, deren Auftreten für die Beschreibung der Unfallvorgänge bekannt sein müßte. Es ist daher zu prüfen, ob eine Kühlung, die sich unter den gegebenen Randbedingungen langfristig ergibt, ausreicht, um die Temperaturen in Grenzen und damit den zerstörten Kern in einem stabilen Zustand zu erhalten.

Die Arbeiten im Berichtszeitraum hatten das Ziel

- Informationen zur geometrischen Charakterisierung eines stark beschädigten Kerns zusammenzutragen,
- den Wissensstand über die Kühlbarkeit von wärmeerzeugenden Schüttbetten mit dem Kenntnisbedarf für stark beschädigte LWR-Kerne zu vergleichen und
- Vorversuche zum Abklären von Dryout-Mechanismen und zum größenordnungsmäßigen Ermitteln von abführbaren Leistungen durchzuführen.

Auf dieser Basis soll entschieden werden, welche weiteren Experimente für eine zuverlässige modellmäßige Beschreibung der Kühlung solcher Anordnungen erforderlich sind.

Die Arbeiten dazu werden unter der Kurzbezeichnung COLD als Abkürzung von Coolability of LWR Debris zusammengefaßt.

1. Geometrische Charakterisierung des stark beschädigten Kerns

Abhängig von der Dauer des Ausbleibens einer ausreichenden Kühlung im schweren Unfall befindet sich das Kernmaterial entweder in Kernposition oder auf dem Boden des Reaktordruckbehälters (RDB) oder in der Reaktorgrube des Sicherheitsbehälters (SB).

In Kernposition ist das zu kühlende Material charakterisiert durch verhältnismäßig hohe Wärmequellichte (früh im Unfall), große Bruchstückabmessungen, und möglicherweise durch große Schüttbetthöhe und eine gewisse Permeabilität für einen Kühlmittelzutritt von unten.

Auf dem Boden des RDB oder des SE ist das Material dadurch gekennzeichnet, daß es aus einer Schmelze entstanden ist und möglicherweise durch eine Dampfexplosion sehr fein fragmentiert wurde, daß die Schüttbetthöhe und die Wärmequellichte kleiner wird und daß die Schüttung auf einer geschlossenen Unterlage ruht, so daß das Kühlmittel nur von oben zutreten kann.

Im deutschen Druckwasserreaktor hat das Kernmaterial-Schüttbett auf dem Boden des SB keine praktische Bedeutung, weil man davon ausgeht, daß sich dort vor dem Versagen des RDB kein Wasser befindet, so daß sich die Schmelze dort unfragmentiert sammelt.

Das Schüttbett auf dem Boden des RDB hat Ähnlichkeit mit einer entsprechenden Situation, die man für den natriumgekühlten schnellen Brüter untersucht, so daß Ergebnisse von dort übertragen und ergänzt werden können. Man muß hier von einem feinkörnigen Granulat als dem am schlechtesten kühlbaren Zustand ausgehen. Dieses Granulat kann fast ausschließlich aus Teilchen > 1 bis 2 mm bestehen, wenn eine Kernmaterial-Schmelze ohne weitere Reaktion in das Restwasser im RDB abgetropft ist, und es kann andererseits überwiegend aus Teilchen $< 0,3$ mm bestehen, wenn beim Eintritt der Schmelze in das Wasser eine Dampfexplosion stattgefunden hat. Untersuchungen dazu werden z.B. unter der Bezeichnung FITS in den SANDIA National Laboratories in USA durchgeführt.

Für das Schüttbett in Kernposition ist eine geometrische Charakterisierung z.Zt. nur sehr unvollständig möglich. Nachfolgend werden einige Gesichtspunkte dazu zusammengetragen.

1.1 Informationen aus Unfallszenarien

Abhängig von den angenommenen Randbedingungen des Unfalls erreicht der Kern verschieden hohe Temperaturen in Zonen verschiedener Lage und Ausdehnung, bevor die weitere Erwärmung durch Wiedereinsetzen einer ausreichenden Kühlung abgebrochen wird. Mechanismen, durch die die nominelle Stabbündel-Geometrie bei ansteigender Temperatur verändert werden kann, sind Verformung und Bersten der Hüllen unter innerem Überdruck, Zerschneiden versprödeter Hüllen unter thermischen oder mechanischen Spannungen, Abschmelzen von Regelstab-, Abstandhalter- und Hüllrohrmaterial oder von sich bildenden Zr-UO₂-Phasen, Zerfallen des hüllenlosen Brennstoffs in Bruchstücke und Schmelzen von Brennstoff und Strukturmaterial-Oxiden.

Dadurch entstandene Bruchstücke oder Schmelzen werden möglicherweise daran gehindert, den Kernbereich nach unten zu verlassen, indem sie sich im unteren Teil des Kerns an Abstandhaltern und anderen Kernstrukturen sammeln. Da hohe Temperaturen zuerst im oberen oder mittleren Bereich des Kerns auftreten, muß man von einer solchen Ansammlung von Bruchstücken und von einem Wiedereinstarrten von Schmelzen im unteren Bereich des Kerns ausgehen, zumal dann, wenn sich dort noch Kühlmittel befindet.

Über die Geometrie im solchermaßen angesammelten Kernmaterial können bislang nur Vermutungen angestellt werden, sofern wiedererstarrte flüssige Phasen beteiligt sind, d.h. Temperaturen oberhalb von etwa 1450 °C (Schmelzpunkt für Stahl) bzw. 1800 °C (Schmelzpunkt Zr und Bildung der Phase U, Zr, O) im Kern aufgetreten sind. Die ursprünglichen Kühlkanäle können teilweise oder ganz mit wiedererstarrtem Material versperrt sein, und dieses Material kann durch Wärmespannungen bei einem Abkühlvorgang gerissen sein. Es ist anzunehmen, daß einer solchen Zone mit wiedererstarrtem Material eine Zone mit Bruchstücken aus nicht angeschmolzenem Material überlagert ist, wenn eine Abkühlung stark versprödete oder noch nicht angeschmolzene Kernbereiche erreicht hat. Es ist zu erwarten, daß das Out-of-Pile-Experiment CORA im KfK und möglicherweise Inpile-Experimente wie PBF-SFD im INEL, ACRR (Debris Formation) bei SANDIA und SUPER-SARA in Ispra helfen, eine bessere Vorstellung über mögliche Geometrien im Kern bei Anwesenheit wiedererstarrter Schmelzphasen zu entwickeln. Nach heutigem Kenntnisstand muß man nach Durchlaufen einer solchen Hochtemperaturtransienten eine Vielzahl von Geometrien des Kernmaterials für möglich halten; sie reichen von einer Packung aus Agglomeraten (aus verklebten Bestandteilen in der Größenordnung eines

Gitterabstandes) mit unregelmäßigen Restkanälen bis zu einer undurchlässigen Wiedererstarrungsschicht von der vielfach angenommen wird, daß sie beim Abkühlen Risse und damit eine gewisse Permeabilität für Kühlmittel bekommt, oder daß sie durch Dampfbildung beim Wiedereinsetzen der Kühlung im teigigen Zustand durchbrochen werden kann; Schichten, die dort entstehen, wo Schmelzphasen erstarrt sind, wird eine Schüttung aus UO_2 - und ZrO_2 -Bruchstücken überlagert sein. Mit Blick auf die Kühlbarkeit muß man also von Schüttungen verschiedener Permeabilität ausgehen, wobei z.Zt. nicht auszuschließen ist, daß die Permeabilität in einer unteren Schicht sehr klein oder gleich Null ist. Die Schichten reichen allerdings möglicherweise nicht über den ganzen Kernquerschnitt.

Wenn die Temperaturen in der Unfalltransienten durch ausreichende Restkühlung oder rechtzeitiges Einsetzen der Einspeisung zwar über $1200\text{ }^{\circ}\text{C}$ ansteigen, aber so begrenzt bleiben, daß keine oder nur wenig schmelzflüssige Massen entstehen, ist zu erwarten, daß eine permeable Schüttung aus UO_2 - und ZrO_2 -Bruchstücken entsteht. Die Höhe einer solchen Bruchstück-Schüttung wird nur wenig geringer sein als die Länge des Kernabschnittes, aus dem sie entstanden ist, denn wie der nächste Abschnitt zeigt, ist der mittlere Leerraum-Anteil in einer solchen Schüttung ($\epsilon \approx 0,48$) nur wenig kleiner als der Kühlkanalanteil im nominellen Bündelquerschnitt ($\epsilon = 0,56$).

1.2 Bruchstückgröße und Packungsdichte

Man muß davon ausgehen, daß Brennstäbe bei einer schnellen Abkühlung bzw. bei mechanischer Beanspruchung zerbrechen, wenn ihre Hüllen zuvor während einer Temperaturtransienten versprödet wurden; Chung und Kassner /1/ haben gezeigt, daß dies der Fall ist, wenn der Sauerstoffgehalt im Zry bestimmte Grenzwerte übersteigt, d.h. wenn die Zry-Schicht mit $\leq 0,9$ Gew. % Sauerstoff kleiner $0,1\text{ mm}$ bzw. die mit $\leq 0,7$ Gew. % Sauerstoff kleiner $0,3\text{ mm}$ geworden ist. Da der Diffusionskoeffizient für Sauerstoff in Zry mit wachsender Temperatur sehr stark steigt, reichen bei z.B. $1400\text{ }^{\circ}\text{C}$ bereits einige Sekunden aus, um die Versprödungsgrenzwerte für die Hülle zu überschreiten. Man muß daher für alle Brennstababschnitte, die in einer Unfalltransienten deutlich mehr als $1200\text{ }^{\circ}\text{C}$ erreichen, annehmen, daß sie bei der Abkühlung zerbrechen.

Es ist nach dem heutigen Kenntnisstand allerdings nicht klar, ob die Stäbe dabei nur unregelmäßig durchbrechen und Stabstücke eine Schüttung bilden,

oder ob die Hülle als Splitter abfällt und die Brennstoffsäule freisetzt. Die nur 200 m langen Proben in /1/ brachen durch Thermoschock nur quer durch, und dabei entstanden nur wenige Hüllensplitter, die größer als etwa 3 mm waren. Es ist weiterhin nicht sicher, wie groß die Bruchstücke sind, in die eine freigesetzte Brennstoffsäule zerfallen kann. Experimente im Reaktor FR2 /2/ haben gezeigt, daß in vorbestrahlten Brennstäben die Brennstoffsäule stark von inneren Rissen durchzogen sein kann und in ein Granulat zerfällt, wenn sie nicht mehr durch die Hülle zusammengehalten wird. Auch wenn in einem Leistungsreaktor wegen höheren Außendruckes und höherer Brennstofftemperaturen die Brennstoffbruchstücke größer sein können, so stellt der Brennstoffzustand dieser Versuchsstäbe dennoch einen konservativen Anhaltspunkt dar, bis mehr Ergebnisse von Nachuntersuchungen an Leistungsreaktorstäben vorliegen. Die bei RIA- und PCM-Transienten in der Power Burst Facility erzeugten Brennstoff- und Hüllenbruchstücke /3/ sind bei Versuchen entstanden, wo bei großen Wärmeströmen unter Filmsiedebedingungen steile Temperaturgradienten im Brennstoff vorlagen, so daß die dort gefundenen Anteile an kleinen Bruchstücken nicht ohne weiteres als typisch für einen LOCA mit großem oder kleinem Leck angenommen werden sollten.

Nach dieser Überlegung liegt es nahe, für die Charakterisierung der im schweren Unfall entstehenden Schüttung aus nicht geschmolzenen Brennstab-Trümmern bezüglich ihrer Bruchstückgröße und Packungsdichte den Zustand des Brennstoffs der vorbestrahlten FR2-Versuchsstäbe /1/ heranzuziehen, über deren Untersuchung im Abschnitt 1.2.1 berichtet wird.

Die Hinzunahme von Hüllenbruchstücken (> 3 mm) würde die Porosität der Schüttung erhöhen und damit ihre Kühlbarkeit verbessern, solange Hüllensplitter sich nicht vorwiegend horizontal orientieren, wofür kein Anlaß zu erkennen ist; Hüllensplitter können daher bei einer konservativen Betrachtungsweise unberücksichtigt bleiben. Eine entsprechende Aussage über den Einfluß von unzerbrochenen Brennstababschnitten in einer Schüttung läßt sich nicht ohne weiteres machen; zwar dürfte ihr größerer Teilchendurchmesser unwichtig sein, weil die außerdem vorhandenen kleineren Partikel für die Kühlbarkeit maßgebend sind, aber ihr Einfluß auf die Porosität läßt sich nicht überschauen, da einerseits an ihren Oberflächen lokal Zonen größerer Porosität entstehen, die besonders ausgeprägt sind, wenn Brennstoffbruchstücke in die Kühlkanäle intakter Bündelabschnitte fallen und sich dort verklemmen, da andererseits aber die Porosität einer Schüttung generell durch die Zumischung größerer Teilchen vermindert wird.

1.2.1 Messungen an Brennstoff aus FR2-Versuchsstäben

Zusätzlich zu den in /4-6/ berichteten Ergebnissen über den Brennstoffzustand in den FR2-Versuchsstäben der Serien F u. G mit Vorbestrahlungen von 35 000 bzw. 20 000 MWd/t wurde in den Heißen Zellen des KfK in Zusammenarbeit mit den Hauptabteilungen IT und KTB eine größere Menge Brennstoff aus diesen Stäben untersucht.

Dazu wurde der Brennstoff aus Brennstababschnitten entnommen, die bei der vorangegangenen Nachuntersuchung nicht gebraucht worden waren. Es ergab sich eine Brennstoffmasse von 274 g. Der Brennstoff wurde in einen Meßzylinder geschüttet (Abb. 1). Aus dem Volumen der Schüttung ergab sich eine Schüttdichte von $5,43 \text{ g/cm}^3$ und unter Verwendung einer UO_2 -Dichte von $10,4 \text{ g/cm}^3$ eine Porosität der Schüttung von $\epsilon = 0,48$. Durch anschließendes 90 Sekunden dauerndes Vibrieren verminderte sich die Porosität auf $\epsilon = 0,40$.

Der Brennstoff wurde danach einer Siebanalyse unterzogen, deren Ergebnis in Abb. 2 dargestellt ist. Daraus ist zu entnehmen, daß 92 % der Brennstoffmasse aus Bruchstücken mit einer Korngröße zwischen 2 und 5 mm bestand, daß nur 2,2 % kleiner als 1 mm war und der größte Anteil zwischen 3 und 4 mm lag. Dies ist in guter Übereinstimmung mit Siebanalysen von kleinen Brennstoffproben, über die in /4-6/ berichtet wurde.

1.3 Zusammenfassung

Zur geometrischen Charakterisierung des stark beschädigten Kerns gibt es zur Zeit nur wenige Anhaltspunkte, die nicht ausreichen, um die Gesamtheit der in schweren Unfällen möglichen Schüttnbett-Typen zu umreißen; sie erlauben auch nicht, eine pessimistische Schüttnbettgeometrie zu definieren, die einerseits möglich und andererseits besonders schlecht kühlbar ist. Um hier weiterzukommen, müssen sowohl die Versagens- als auch die Kühlungsmechanismen besser verstanden werden, als dies gegenwärtig der Fall ist. Es ist nicht auszuschließen, daß es nicht gelingt, die bei der geometrischen Charakterisierung nötigen pessimistischen Annahmen so weit abzubauen, daß die Langzeitkühlbarkeit für bestimmte Unfallsituationen schlüssig gezeigt werden kann; andererseits scheinen die Möglichkeiten dazu noch nicht genügend durch Experimente ausgelotet zu sein.

2. Kühlbarkeit des stark beschädigten Kerns

Zur Beurteilung der Kühlbarkeit ist von Interesse, unter welchen Randbedingungen ein Dryout auftritt, wo er auftritt und ob er zu einem neuen stabilen Zustand führt, bevor die Schmelztemperatur der Teilchen erreicht wird. Das Rüstzeug für Aussagen über den Einzelfall muß aus einer ausreichenden Kenntnis der beteiligten Mechanismen und der quantitativen Einflüsse der wichtigsten Parameter bestehen. In den folgenden Abschnitten wird umrissen, auf welchen Gebieten bislang Schwerpunkte bei der Untersuchung der Schüttbettkühlung gelegen haben und zu welchen Ergebnissen Vorversuche im Rahmen dieses Vorhabens gekommen sind.

2.1 Schwerpunkte bisher durchgeführter Untersuchungen in anderen Vorhaben

Die bisher bekanntgewordenen Untersuchungen über die Kühlbarkeit von Schüttbetten mit inneren Wärmequellen wurden fast ausschließlich für Unfallsituationen des natriumgekühlten schnellen Brutreaktors durchgeführt; daher wurden den Arbeiten die dort anzutreffenden Randbedingungen zugrunde gelegt.

Da man beim Brüter davon ausgeht, daß aus einer Kernschmelze bei der Reaktion mit Natrium ein Granulat entsteht, das sich auf dem Tankboden absetzt, richtete sich das Hauptinteresse bei den Experimenten und der Modellentwicklung auf eine Schüttung, die auf einem für Kühlmittel undurchlässigen Boden ruht und sehr feinkörnig ist; da die Masse des Kernmaterials im Verhältnis zur Fläche des Tankbodens klein ist, ergeben sich geringe Höhen der Schüttung in der Größenordnung von 10 cm; da das Granulat bei der Entstehung der Schüttung im Natrium absinkt, wird die Ausbildung von Schichtungen unterschiedlicher Korngröße im Bett für möglich gehalten.

Kleine Partikelgröße und geringe Betthöhe ließen Kühlungsmechanismen in den Vordergrund treten und zum Gegenstand von Untersuchungen werden, die für hohe und grobkörnige Betten nur von geringer Bedeutung sind. Diese sind gekennzeichnet durch die Einflüsse von Kapillarkräften auf den Kühlmitteldurchsatz im Bett und die Ausbildung von Kanälen mit verminderter Partikeldichte (örtlich erhöhte Permeabilität) im Bett. Da Kanäle nicht nur durch die großen Dampfströme im oberen Bereich des Bettes freigeblasen werden, was ein vom Siedezustand abhängiger reproduzierbarer Vorgang ist, sondern offenbar auch in allen Bettbereichen durch Unregelmäßigkeiten bei der Verdampfung (z.B. nach einem Siedeverzug) entstehen können und dadurch nicht vor jedem Dryout

auftreten, ist die Anzahl der Randbedingungen, die für die Größe der Dryout-Wärmestromdichten in solchen Betten ausschlaggebend sind, sehr groß geworden.

Obwohl solche Inhomogenitäten und Instabilitäten interessant sind, weil ihr Einfluß so groß ist, daß er den Dryout-Wärmestrom vervielfachen kann, ist es wichtig, die Mechanismen des ungestörten Dryoutvorganges zu verstehen, weil für eine konservative Beurteilung auf sie zurückgegriffen werden muß. Es wurde daher nach physikalischen Modellen gesucht, mit denen die experimentellen Beobachtungen in möglichst ungestörten Dryout-Vorgängen konsistent beschrieben werden können. Dabei wurden nicht nur Teilchengröße, Betthöhe, Bettdurchmesser und Fluideigenschaften als Parameter variiert, sondern es wurde auch die Beheizungsart einbezogen, wobei neben der gleichmäßigen Wärmefreisetzung in den Partikeln und der ungleichmäßigen Freisetzung bei zugemischtem Strukturmaterial die Bodenheizung, die Bodenkühlung und die Unterkühlung des Fluids über dem Bett Fälle darstellen, die vorkommen können und von einem guten physikalischen Modell mit erfaßt werden sollten; es wurde auch versucht, einen Zusammenhang mit der kritischen Wärmestromdichte an der Oberseite einer waagrechten beheizten Platte herzustellen.

2.2 Offene Fragen

Die obengenannten Untersuchungen haben noch nicht zu einer konsistenten modellmäßigen Beschreibung der experimentellen Beobachtungen geführt; das kann an Modellierungsfehlern oder an einer falschen Einschätzung der Bedeutung oder Unkenntnis der beteiligten Mechanismen liegen. Eine weitere Aufklärung der Zusammenhänge erscheint daher erforderlich, um die sichere Anwendung der Modelle im untersuchten Parameterbereich zu ermöglichen und um insbesondere auch Aussagen über die Kühlbarkeit von Schüttbetten außerhalb dieses bisher untersuchten Parameterbereiches machen zu können. Hier sind mit Blick auf mögliche Unfallsituationen im LWR Betten mit großer Höhe, Betten mit Flüssigkeitszustrom von unten (Böden verschiedener Permeabilität) und Kühlsituationen bei erhöhtem Systemdruck von Interesse.

2.3 Experimente und Ergebnisse

Um ein Gefühl für die Größenordnung des Einflusses von Parametern zu bekommen, die für den LWR-Unfall typisch sind und außerhalb des bisher untersuchten Bereiches liegen, und um danach über die Schwerpunkte einer weiteren Untersuchung entscheiden zu können, wurden die hier beschriebenen Vorversuche durchgeführt.

Es zeigte sich dabei, daß hohe Schüttungen aus großen Partikeln geeignet sind, neue Einsichten in die Dryout-Mechanismen zu gewinnen.

Die Experimente wurden mit Schüttungen aus 3 mm - Kugeln aus rostfreiem Stahl (induktiv beheizt) und mit Wasser bei Atmosphärendruck als Kühlfluid durchgeführt. Bei der Versuchsdurchführung wurden Experimentiereinrichtungen und Versuchstechniken des PSB-Vorhabens 01.02.15 genutzt; die dort vorhandene Erfahrung war sehr hilfreich.

2.3.1 Von oben gespeiste Betten

Wie die Skizze in Abb. 3 zeigt, befand sich die Schüttung in einem Glaszylinder von etwa 60 mm Innendurchmesser. Durch drei hintereinanderliegende Gasspalte wurden die radialen Wärmeverluste kleingehalten. Das Schüttbett und der darüberliegende Raum waren mit Wasser gefüllt. Zur Temperaturmessung im Bett wurden Mantelthermoelemente von 0,5 mm Durchmesser benutzt, die mit einem filigranen Drahtgerüst an den in Abb. 3 angegebenen Positionen gehalten wurden; je nach zufälliger Lage der Meßspitze zwischen den Kugeln wurde eine Temperatur zwischen der Fluidtemperatur und der Kugeltemperatur gemessen, die sich aber wegen der kleinen Wärmestromdichte an der Kugeloberfläche insbesondere beim Blasensieden kaum unterschieden. Die in das Bett induktiv eingebrachte und an das Wasser übertragene Leistung wurde im stationären Betrieb mit dem oben angeordneten Wärmetauscher abgeführt und dabei gemessen; die so bestimmte Leistung wurde mit den getrennt gemessenen Wärmeverlusten korrigiert. Die Heizleistung wurde in Stufen gesteigert, bis die Temperatur an einer der Meßstellen im Bett deutlich über Sättigungstemperatur anstieg und damit den Dryout anzeigte. Im Bereich der Dryout-Leistung wurden die Versuche mit verkleinerten Leistungstufen wiederholt, um die jeweils kleinste Leistung zu ermitteln, bei der Dryout auftritt; dabei zeigte sich, daß dazu im tiefen Bett sehr lange Wartezeiten erforderlich sind, worauf weiter hinten im Einzelnen eingegangen wird.

Die Versuchsbedingungen für diese Experimente an von oben gespeisten Betten sind in Tabelle 1 enthalten. Im Flüssigkeitsbad über dem Bett wurde Sättigungstemperatur eingestellt. Die Wärmestromdichten bei Dryout wurden für Bett Höhen zwischen 100 und 400 mm ermittelt; sie sind in Abb. 4 als offene Kreise eingetragen; die Wärmestromdichte wurde dabei in der üblichen Weise als die Leistung definiert, die je cm^2 Bettoberfläche (Bettquerschnitt) das Schüttbett verläßt.

Die mit besonderer Sorgfalt bestimmten Werte für 300 und 400 mm hohe Betten zeigen, daß dort bei den verwendeten 3 mm - Teilchen noch ein Betthöheneinfluß auf die Dryout-Wärmestromdichte vorhanden ist; es müssen höhere Betten untersucht werden, um zu ermitteln, wann und ob dieser Einfluß verschwindet, was nach /8/ bereits für etwa 300 mm vermutet wurde. Die Meßpunkte für kleinere Betthöhen lassen ein Maximum bei etwa 200 mm vermuten, das aber nicht verstanden wird und durch weitere Experimente beleuchtet werden soll. Die zum Vergleich aus der Literatur eingezeichneten Daten von Barleon et al. /7/ und Squarer et al. /8/, wo die bislang einzigen Dryoutergebnisse für Betthöhen über 200 mm mitgeteilt werden, sind in guter Übereinstimmung mit den Ergebnissen der hier berichteten Versuche, insbesondere dann, wenn man den etwas unterschiedlichen Teilchendurchmesser berücksichtigt. Das 0-dimensionale Modell von Lipinski /9/ ergibt etwas zu hohe Werte und einen zu kleinen Einfluß der Betthöhe für hohe Betten.

Die Experimente, die im 400 mm hohen Bett durchgeführt wurden, erlaubten interessante Einblicke in den Dryoutmechanismus, ähnliche Beobachtungen wurden wohl deswegen bisher noch nicht beschrieben, weil sie in Betten kleinerer Höhe weniger leicht zu beobachten sind. Es fiel zunächst auf, daß sich nach einer stufenförmigen Erhöhung der Heizleistung von einem Wert unterhalb der Dryoutwärmestromdichte auf einen Wert darüber der Dryout häufig nicht im Zeitraum von Sekunden oder einigen Minuten zeigte, sondern unter unveränderten Randbedingungen in einigen Fällen erst nach 30 bis 60 Minuten auftrat. Die Wartezeiten waren umso länger, je dichter die Wärmestromdichte bei einem Grenzwert lag, unterhalb dessen kein Dryout mehr auftrat. Es mußte also ein transienter Vorgang ablaufen, der mit der Einstellung der Leistung begann und mit dem ersten Auftreten des Dryout einen markanten Punkt erreichte. Zu dieser Feststellung paßte die Beobachtung, daß sich während der Wartezeit im oberen Drittel des Bettes eine Art "Wasserspiegel" ausbildete, der sich langsam nach unten bewegte; damit ist eine wohldefinierte, durch die Glasrohre erkennbare Phasengrenze gemeint, die einen unteren Teil des Bettes, in dem das pulsierend siedende Wasser die kontinuierliche Phase darstellte, von einem oberen Teil des Bettes trennte, in dem keine bewegte Flüssigkeit zu erkennen war, der Dampf also die kontinuierliche Phase in den Kugelzwischenräumen darstellte und nur in den äußersten Spitzen der Zwickel zwischen den Kugeln kleine im Licht glänzende Wasserreste zu sehen waren. Das Absinken dieses "Wasserspiegels" wurde für die Endphase der Dryoutentwicklung gemessen und ist in Abb. 5 in Abhängigkeit von der Zeit aufgetragen,

wobei der Zeitpunkt Null dem Verschwinden des letzten sichtbaren Wasserrestes vom Boden des Bettes entspricht und auf der Abszisse die Zeiten davor in Minuten angegeben sind. Es sind die Verläufe für 4 verschiedene Wärmestromdichten gezeigt, und es wird deutlich, daß das Absinken dieses "Wasserspiegels" mit wachsender Wärmestromdichte schneller vonstatten geht. Oberhalb des Spiegels herrscht zunächst Sättigungstemperatur im Bett, obwohl dort fast kein Wasser zu erkennen ist. Im weiteren Verlauf des Absinkens tritt im unteren Teil des Bettes plötzlich Dryout an einer Stelle auf, die kurz zuvor vom Wasserspiegel passiert wurde (linke Ecke des schraffierten Feldes in Abb. 5). Dort beginnend dehnt sich die Dryout-Zone nach unten mit der Geschwindigkeit aus, mit der der "Wasserspiegel" weiter absinkt, und erreicht schließlich den Boden des Bettes. Die Versuche wurden spätestens dann abgebrochen, wenn der Boden des Bettes trocken war, weil die Apparatur den dann auftretenden hohen Temperaturen nicht standhielt, es ist jedoch zu erwarten, daß die Dryout-Zone bei genügend kleinen Wärmeverlusten nach unten und zur Seite sich danach nach oben ausdehnen würde.

Wie Abb. 5 zeigt, befindet sich die Stelle des ersten Dryout umso weiter unten im Bett, je kleiner die Wärmestromdichte ist, d.h. je dichter sie an einem Grenzwert liegt, unterhalb dessen kein Dryout mehr auftritt.

Diese Erkenntnis ist noch einmal in Abb. 6 dargestellt, die wegen der örtlich diskontinuierlichen Temperaturinformation durch den Abstand der Thermoelemente voneinander nicht sehr genau sein kann, aber zeigt, daß es einen kritischen Wärmefluß gibt, bei dem der erste Dryout ganz am unteren Ende des Bettes auftritt, vorausgesetzt, daß dies nicht durch Wärmeverluste nach unten verhindert wird. Für den betreffenden Bett-Typ ist dies der kleinste Wärmestrom, der zum Dryout führen kann, und er ist nach dem oben Gesagten mit der längsten Wartezeit zwischen dem Aufbringen der Leistung und dem ersten Auftreten des Dryout verknüpft.

Das Verständnis der hier beschriebenen transienten Vor-Dryout-Phase mit den zunächst überraschenden Beobachtungen zum Ort des ersten Dryout und zur Dauer, bis er auftritt, gelingt mit Hilfe der Modellvorstellungen, die Lipinski in seinem 1-dimensionalen Modell /10,11/ benutzt. Der maximale Kühlmittelstrom im Bett wird durch die Strömungsdruckverluste von Flüssigkeit und Dampf in der axialen Bettposition bestimmt, in der die Sättigung (Flüssigkeitsanteil im Porenvolumen) am kleinsten ist; dies ist für grobkörnige Betten und für die Siedephase nahe des oberen Bettrandes der Fall, wo der abströmende Dampf den größten Anteil des freien Querschnitts beansprucht. Wenn dieser maximale

Kühlmittelstrom nicht mehr ausreicht, die im Bett freigesetzte Leistung durch Verdampfung aufzunehmen, wird zunächst ein unterhalb dieser Ebene kleinster Sättigung vorhandenes Flüssigkeitsreservoir aufgebraucht. Dabei verändert sich die Sättigungsverteilung im unteren Teil des Bettes und die zweite Lösung der Gleichung für die Sättigung /10/ bekommt Gültigkeit. Je kleiner das Ungleichgewicht zwischen Kühlmittelzustrom und Leistung ist, desto länger reicht dieses Wasserreservoir aus (Wartezeit) und desto tiefer im Bett liegt die Stelle, an der der Flüssigkeitszustrom von oben durch Verdampfung völlig verbraucht ist, was dann zum Dryout führt, wenn der "Reservoirspegel" unter diese Stelle abgesunken ist.

Da die in der Dryout-Zone freigesetzte Leistung vorwiegend in die Bettauflheizung und nicht in die Dampfproduktion fließt, wird der das Bett verlassende Dampfstrom bei beginnendem Dryout kleiner; dadurch kann durch den kritischen Querschnitt mehr Flüssigkeit zuströmen und ein größer werdender Abschnitt des Bettes mit Flüssigkeit zur Verdampfungskühlung versorgt werden; im letzten Teil der Abb. 5 findet sich dafür die experimentelle Bestätigung: der obere Rand der Dryout-Zone beginnt einige Zeit nach Dryout-Beginn nach unten zu wandern.

Da das Modell von Lipinski ein stationäres Modell ist, konnte es die hier beobachtete transiente Vor-Dryout-Phase nicht beschreiben und keine Aussage über Ort und Zeitpunkt des ersten Dryout machen, obwohl es hilfreich für das Verständnis der Vorgänge ist. Es erscheint jedoch möglich, den transienten Vor-Dryout-Mechanismus in ein 1-dimensionales Modell aufzunehmen und möglicherweise in die Nach-Dryout-Phase hinein fortzusetzen.

Für künftige Dryoutexperimente sind die hier beschriebenen Ergebnisse insofern von Bedeutung, als sie die Zusammenhänge zwischen der kritischen (kleinsten) Dryout-Wärmestromdichte, dem Ort des ersten Dryout und der Wartezeit bis zum Dryout aufzeigen und damit helfen, Instrumentierung und Versuchsführung zweckmäßig zu wählen und Ergebnisse zu interpretieren.

Die berichteten Experimente sind als Vorversuche zu betrachten, die zwar schon interessante Hinweise auf die am Dryout beteiligten Mechanismen geliefert haben, aber durch weitere Versuche noch bestätigt und ergänzt werden müssen.

2.3.2 Von unten gespeiste Betten

Für Schüttungen, in die das flüssige Kühlmittel von unten zutreten kann, wurden Dryout-Wärmestromdichten erwartet, die höher sind als die in 2.3.1 genannten, denn es liegt hier kein Gegenstrom von Flüssigkeits- und Dampf-Phase im Bett vor und daher kann der Kühlmitteldurchsatz größer sein; die Größe des Unterschieds war allerdings unbekannt.

Um die Einspeisung von unten so klein zu machen, wie sie sich durch eine sich selbst einstellende Naturzirkulation ergibt, wurde die in Abb. 7 skizzierte Versuchsanordnung aufgebaut. Sie unterscheidet sich von der in Abb. 3 dargestellten durch einen permeablen Boden und durch die Möglichkeit einer Flüssigkeits-Rezirkulation durch einen äußeren Ringraum. Die Anordnung der Temperaturmeßstellen war so gewählt, daß sich im oberen Bereich des Bettes, wo der Dryout erwartet wurde, eine dichtere Instrumentierung befand.

Die Versuchsbedingungen sind in Tabelle 1 enthalten. Die Variation der Bett-höhe von 463 auf 485 mm erfolgte nicht, um den Einfluß der Betthöhe zu unter-suchen, sondern um die Position der Thermo-elemente relativ zur Bett-oberfläche zu verändern. Bei den Experimenten wurde die Leistung im Bett wieder in Stu-fen erhöht; dabei stellte sich nach jeder Leistungsänderung innerhalb kurzer Zeit eine stabile axiale Temperaturverteilung im Bett ein, die erkennen ließ, daß Naturkonvektion mit Aufwärtsstrom im Bett und Abwärtsstrom im Ringraum stattfand. Mit wachsender Leistung verstärkte sich diese Konvektion, Siede-temperatur und Dampfentwicklung stellten sich zuerst am oberen Ende des Bettes und bei erhöhter Leistung im ganzen Bett ein. Von hier ab wurde der Wärme-tauscher so eingestellt, daß das Flüssigkeitsbad über dem Bett in der Regel Sättigungstemperatur hatte, wobei wegen der radialen Isolierung das Wasser auch dort nur geringfügig unterkühlt war, wo es unten in das Bett eintrat. Danach konnte über einen großen Leistungsbereich nur Sieden im Bett und Sättigungstemperatur dort festgestellt werden. Mit steigender Leistung er-reichte die pulsierende Wasserbewegung beim Sieden den oberen Bettbereich nicht mehr; dieser Bereich sah bis auf geringe Wasserreste auf den Kugel-oberflächen trocken aus, blieb jedoch stationär bei Sättigungstemperatur. Erst weitere Leistungssteigerungen führten zur ersten örtlichen Überhitzung nahe am oberen Rand des Bettes. Dieser erste Dryout und die bei weiterer Leistungssteigerung nach unten größer werdende Dryout-Zone ist am Beispiel des Versuchs 4 in Abb. 8a dargestellt. Im Unterschied zu einem von oben ge-speisten Bett stellen sich hier die Temperaturen in der Dryout-Zone schnell

auf einen stationären Wert nur mäßig großer Überhitzung ein.

Das Bett verhält sich im unteren Teil wie ein Verdampfer und im oberen Teil wie ein Überhitzer für den unten erzeugten Dampf. In Abb. 8b sind die axialen Temperaturverteilungen in der Dryoutzone für verschiedene Leistungsstufen dieses Beispiels aufgetragen. Es ist zu erkennen, daß die Überhitzung des Dampfes in der Dryout-Zone annähernd linear erfolgt und daß der axiale Temperaturgradient mit wachsender Leistung steiler wird, was nicht nur auf die erhöhte Wärmefreisetzung in der Dryoutzone zurückgeführt wird, sondern auch auf einen verkleinerten Kühlmitteldurchsatz wegen des erhöhten Druckverlustes in der länger gewordenen Überhitzungszone. Die höchste Bett-Temperatur tritt jeweils dicht unterhalb des oberen Bettrandes auf, obwohl Flüssigkeit von Sättigungstemperatur über dem Bett steht.

Im hier gezeigten Beispiel eines 485 mm hohen Bettes aus 3 mm - Kugeln trat der erste Dryout bei einer Wärmestromdichte von etwa 210 W/cm^2 auf; das ist mehr als doppelt so hoch wie in einem entsprechenden von oben gespeisten Bett.

Aus der Überhitzung läßt sich der Dampfmaxenstrom errechnen, der stationär gleich dem Massenstrom der zuströmenden Flüssigkeit ist. Mit diesem Flüssigkeitszustrom läßt sich für eine bestimmte Leistungsdichte der Ort im Bett bestimmen, an dem der Kühlmittelstrom auf seinem Weg nach oben völlig verdampft ist und damit die Überhitzung beginnt. Der so berechnete untere Rand der Dryoutzone stimmt mit den gemessenen Temperaturen ausgezeichnet überein.

Zum Dryout in einem von unten gespeisten Bett kann nach den hier beschriebenen Vorversuchen zusammenfassend festgehalten werden:

Im Bett stellt sich ein Kühlmittelstrom von unten nach oben ein, dessen Größe sich aus dem Gleichgewicht der treibenden Kräfte (hier nur Dichteunterschied in Bett und Ringraum) mit den Druckverlusten ergibt. Bei ausreichend hoher Leistung ergibt sich im unteren Teil des Bettes eine Siedezone und im oberen Teil des Bettes eine Überhitzungszone.

Die Grenze zwischen beiden Zonen liegt dort, wo der Flüssigkeitsstrom völlig verdampft ist, d.h. die Überhitzungszone (Dryout-Zone) tritt zuerst oben im Bett auf und wird mit steigender Leistung länger. In der Überhitzungszone stellt sich eine stabile Temperaturverteilung auf mäßigem Temperaturniveau ein, weil die dort freigesetzte Wärme durch den Dampfstrom abgeführt wird; im Unterschied dazu ist die Dryout-Zone des von oben gespeisten Bettes mit

stagnierendem Dampf gefüllt und könnte einen stabilen Zustand erst bei sehr hohen Temperaturen erreichen, die eine Wärmeabfuhr durch Wärmeleitung gestatten und in der Regel über der Schmelztemperatur der Partikel liegen würden. Der Dryoutmechanismus im von unten gespeisten Bett erscheint nach den Vorversuchen sehr übersichtlich und die Bestimmung des Überhitzungsbeginns und der Überhitzungstemperaturen läuft in wesentlichen auf eine Charakterisierung des betrachteten Bettes bezüglich seines Druckverlustes hinaus.

2.4 Zusammenfassung

Die Vorversuche mit von oben und von unten gespeisten Betten haben über ihren ursprünglichen Zweck hinaus Ergebnisse gebracht, die zum verbesserten Verständnis der Dryoutvorgänge beitragen und zu ihrer besseren Modellierung führen können. Der Dryout bei Speisung des Bettes von oben wurde als das Ende eines transienten Vorganges verstanden, der aus einer zeitabhängigen Sättigungsänderung im Bett besteht und zeitlich vor dem Auftreten der ersten Überhitzungstemperaturen liegt. Der Dryout bei Speisung von unten wurde dagegen als ein stationärer Zustand in einer Zone mit Dampfkühlung verstanden, die in Strömungsrichtung hinter dem Ende der Verdampfungszone liegt.

Es ist vorgesehen, diese Ergebnisse durch weitere Experimente abzusichern und auf eine breitere Parameterbasis zu stellen. Eine dadurch verbesserte Modellierung sollte insbesondere für geschichtete Betten und für Betten mit gemischter Speisung von oben und unten, die in der Frühphase eines schweren LWR-Unfalls eine Rolle spielen, von Bedeutung sein.

3. Literatur

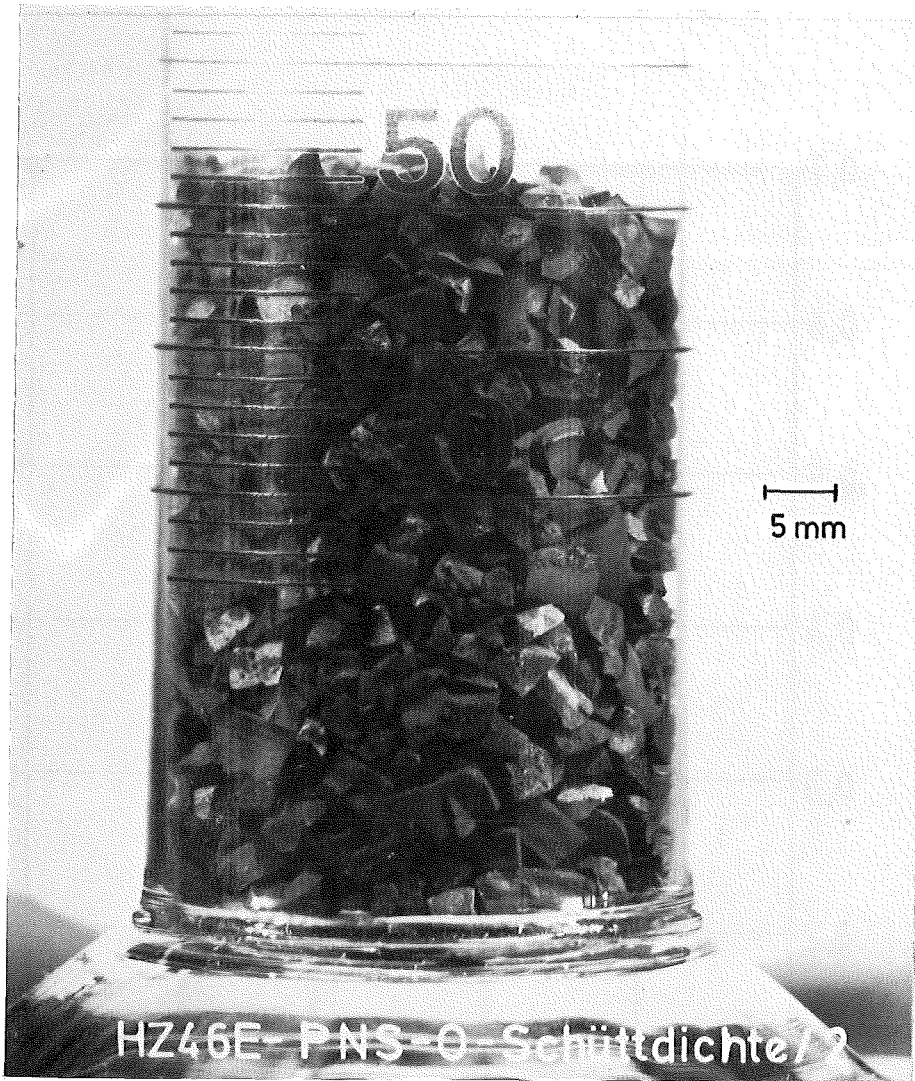
- /1/ H.M. Chung, T.F. Kassner
Embrittlement Criteria for Zircaloy Fuel Cladding Applicable to
Accident Situations in Light Water Reactors: Summary Report
NUREG/CR-1344 , ANL-79-48 (Jan. 1980)
- /2/ E.H. Karb et al.
KfK In-Pile Tests on LWR Fuel Rod Behavior During the Heatup Phase
of a LOCA
KfK 3028 (Okt. 1980)
- /3/ D.K. Kervin
Test PCM-5 Fuel Rod Materials Behavior
NUREG/CR-1430 , EGG-2033 (Mai 1980)
- /4/ E. Karb, M. Prüßmann, L. Sepold
In-pile-Experimente zum Brennstabverhalten beim Kühlmittelverluststö-
rfall; Bericht über die Versuchsserie F
KfK 2956 (Mai 1980)
- /5/ M. Prüßmann, E. Karb, L. Sepold
In-pile-Experimente zum Brennstabverhalten beim Kühlmittelverluststö-
rfall; Bericht über die Versuchsserie G1
KfK 3061 (Febr. 1981)
- /6/ L. Sepold, E.H. Karb, M. Prüßmann
In-pile-Experimente zum Brennstabverhalten beim Kühlmittelverlust-
störfall; Bericht über die Versuchsserie G2/3
KfK 3099 (Juli 1981)
- /7/ L. Barleon, H. Werle
Dependence of Debris Bed Dryout Heat Flux on Particle Diameter; ANS
Transactions, Vol. 38, S.382 (Juni 1981)

- /8/ D. Squarer, A.T. Pieczynski, L.E. Hochreiter
Dryout in Large Particle, Deep Debris Beds
ANS Transactions, Vol. 38, S. 444 (Juni 1981)
- /9/ R.J. Lipinski et al.
PAHR Debris Bed Analysis
Advanced Reactor Safety Research Quarterly Report
Jan. - March 1980
NUREG/CR 1594 (1 of 4) ; SAND 80-1646 (1 of 4) , (Apr. 1981)
- /10/ R.J. Lipinski, J.B. Rivard
Debris Bed Heat Removal Models: Boiling and Dryout with Top and
Bottom Cooling
Proc. Int. Mtg. Fast Reactor Safety Technology Vol. 2
Seattle (Aug. 1979)
- /11/ R.J. Lipinski
A One-Dimensional Particle Bed Dryout Model
ANS-Transactions Vol. 38, S. 386 ; Miami (Juni 1981)

TAB. 1

VERSUCHSBEDINGUNGEN

		KÜHLMITTELZUTRITT ZUM BETT	
		VON UNTEN	VON OBEN
BETT	DURCHMESSER, MM HÖHE, MM POROSITÄT	463; 485	60,6 100; 205; 305; 400 0,405
PARTIKELN		KUGELN AUS ROSTFREIEM STAHL 3 MM DURCHMESSER, OXIDIERT	
HEIZUNG		INDUKTIV, 250 KHZ	
KÜHLMITTEL		WASSER BEI ATM. DRUCK	
	WASSERSPIEGEL	CA. 250 ODER 400 MM ÜBER DEM BETT NATURUMLAUF DURCH DEN RINGRAUM	CA. 100 MM ÜBER DEM BETT
	WASSER- TEMPERATUR	AUSSERHALB DES BETTES: SÄTTIGUNGSTEMPERATUR (20 °C UNTERKÜHLUNG IN EINEM TEST)	ÜBER DEM BETT: SÄTTIGUNGSTEMPERATUR
MESSTECHNIK	TEMPERATUR	0,5 MM MANTEL-THERMOELEMENTE NICR-NI BIS ZU 12 TE'S IN BETT	BIS ZU 11 TE'S IN BETT
	LEISTUNG	WÄRMETAUSCHERDATEN PLUS GEMESSENE WÄRMEVERLUSTE	



	BULK DENSITY g/cm ³	BED POROSITY
LOOSELY FILLED	5,43	0,48
VIBRATED, 90 s	6,23	0,40

ABB. 1 LWR FUEL AFTER 20 000 AND 35 000 MWD/T OF PREIRRADIATION AND INPILE BURST TESTING IN FR2 (SERIES G AND F)

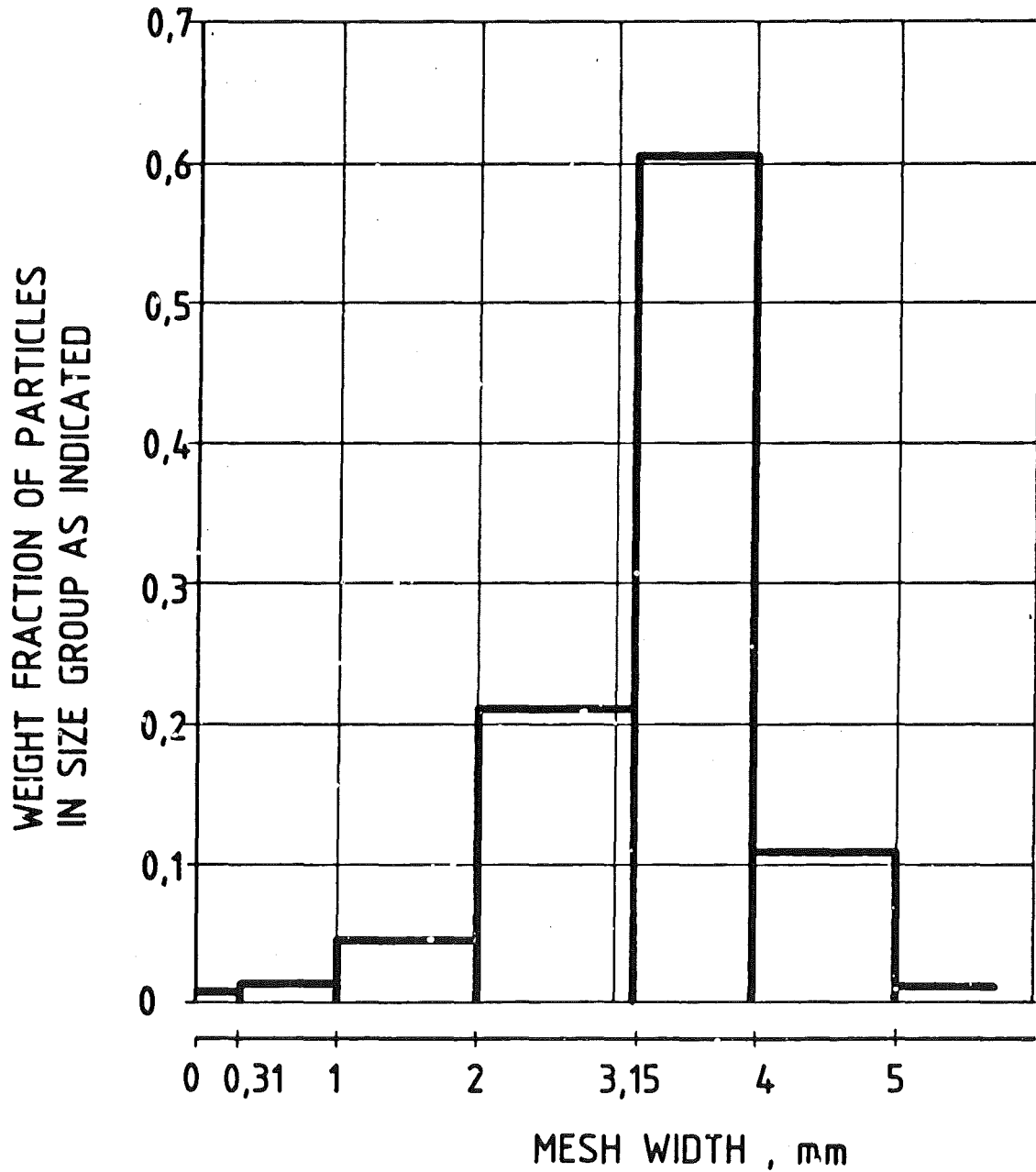
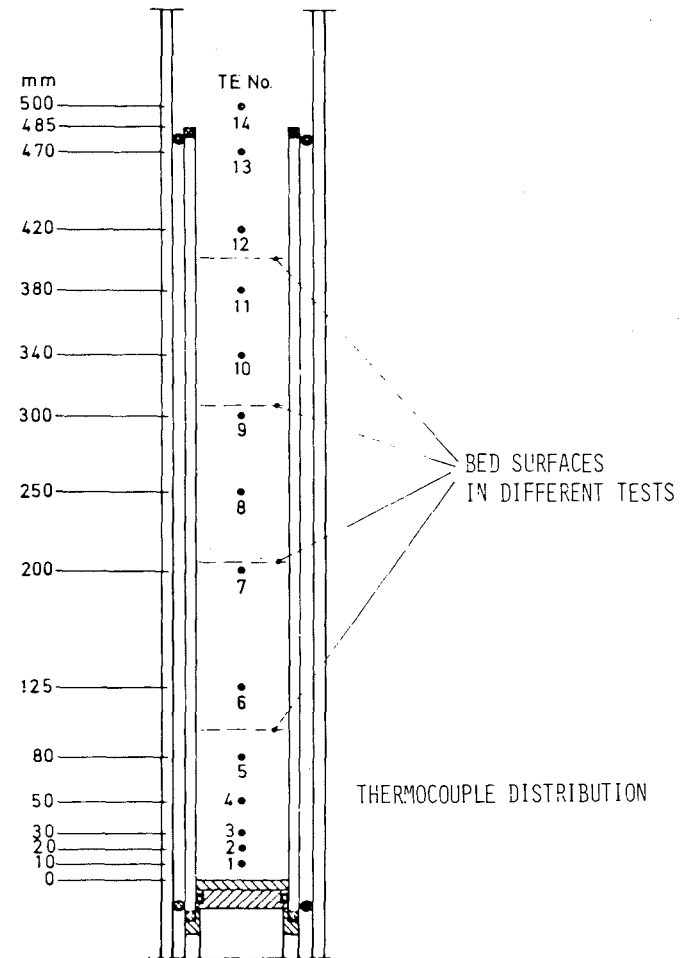
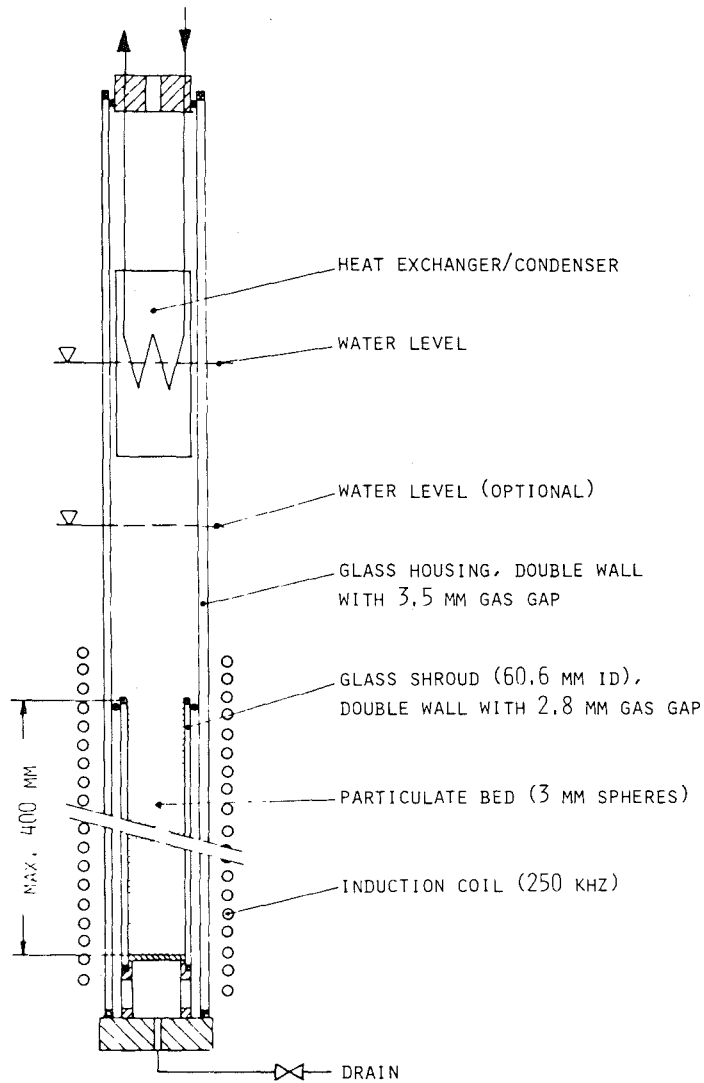


ABB. 2

Sieve analysis of 274 grams of LWR fuel from FR 2 inpile burst test series F and G (35000 and 20000 MWd/t preirradiation, resp.)



- 4200-217 -



ABB. 3 TEST SECTION AND THERMOCOUPLE DISTRIBUTION FOR TOP-FED TESTS

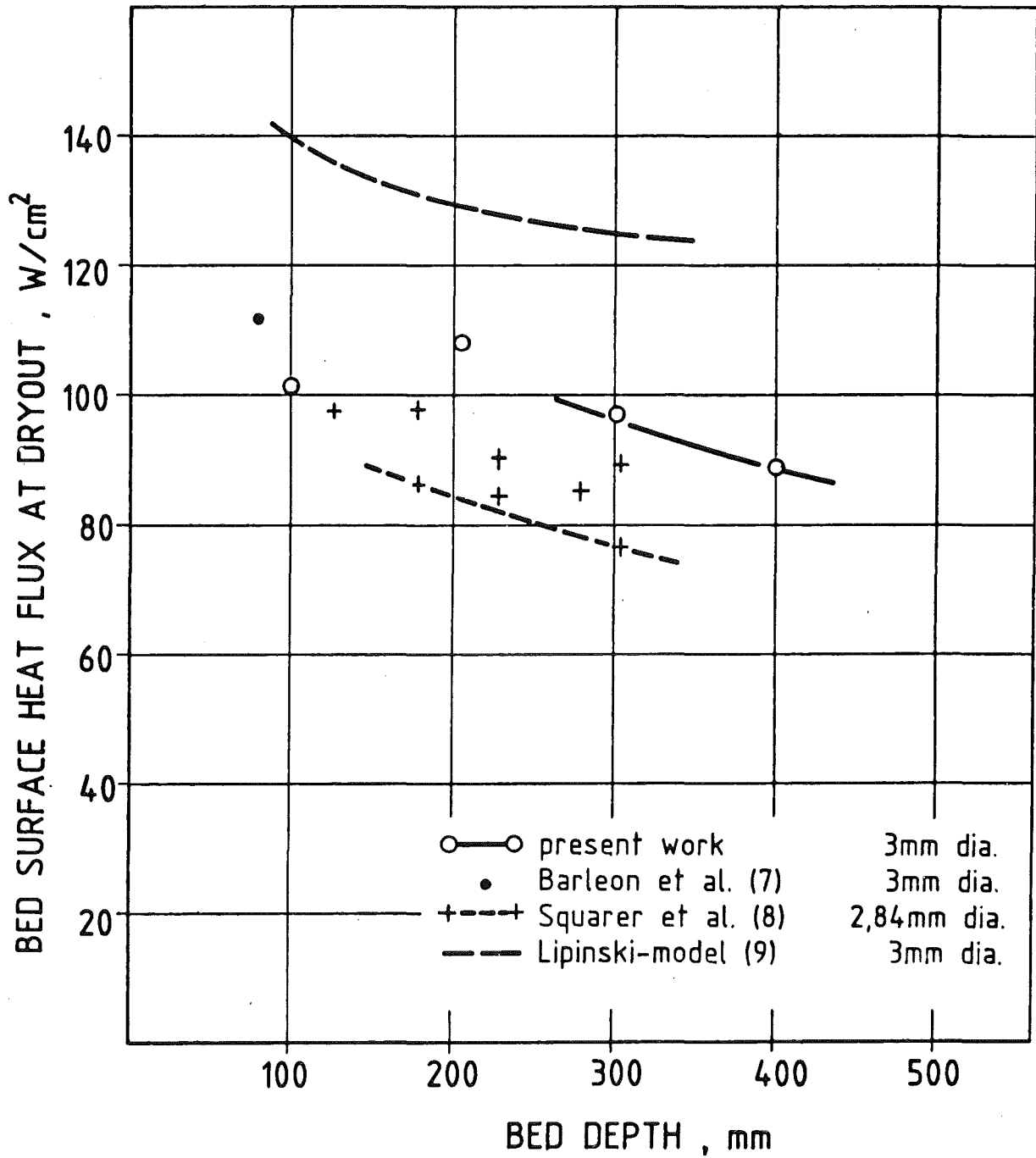


ABB. 4

Dryout heat flux as function of bed depth for top-fed beds, water, atm. pressure

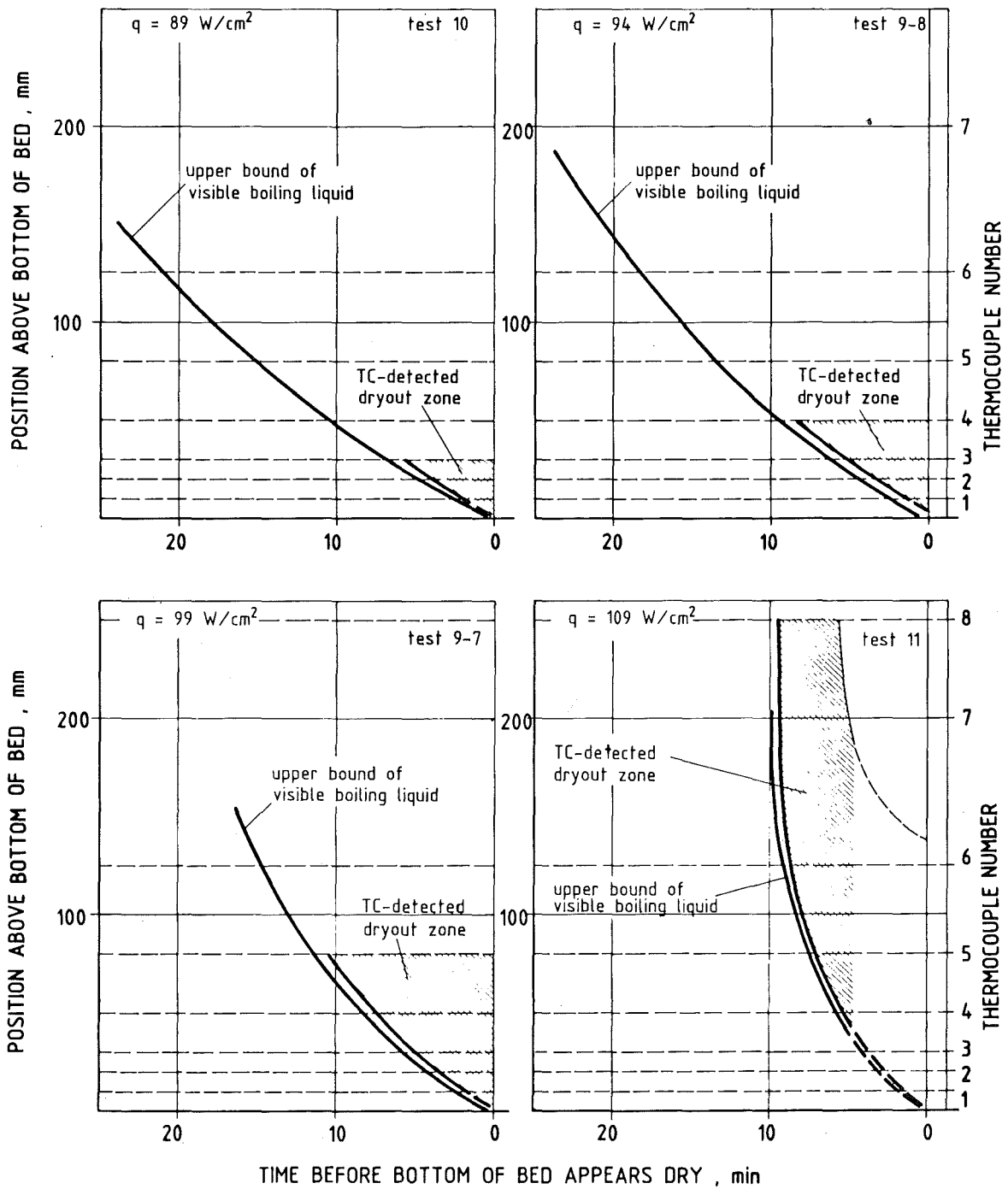


ABB. 5

Descending of a visible liquid level in the bed and formation and growth of a dry superheated zone during the dryout transient under top-fed conditions for different heat fluxes

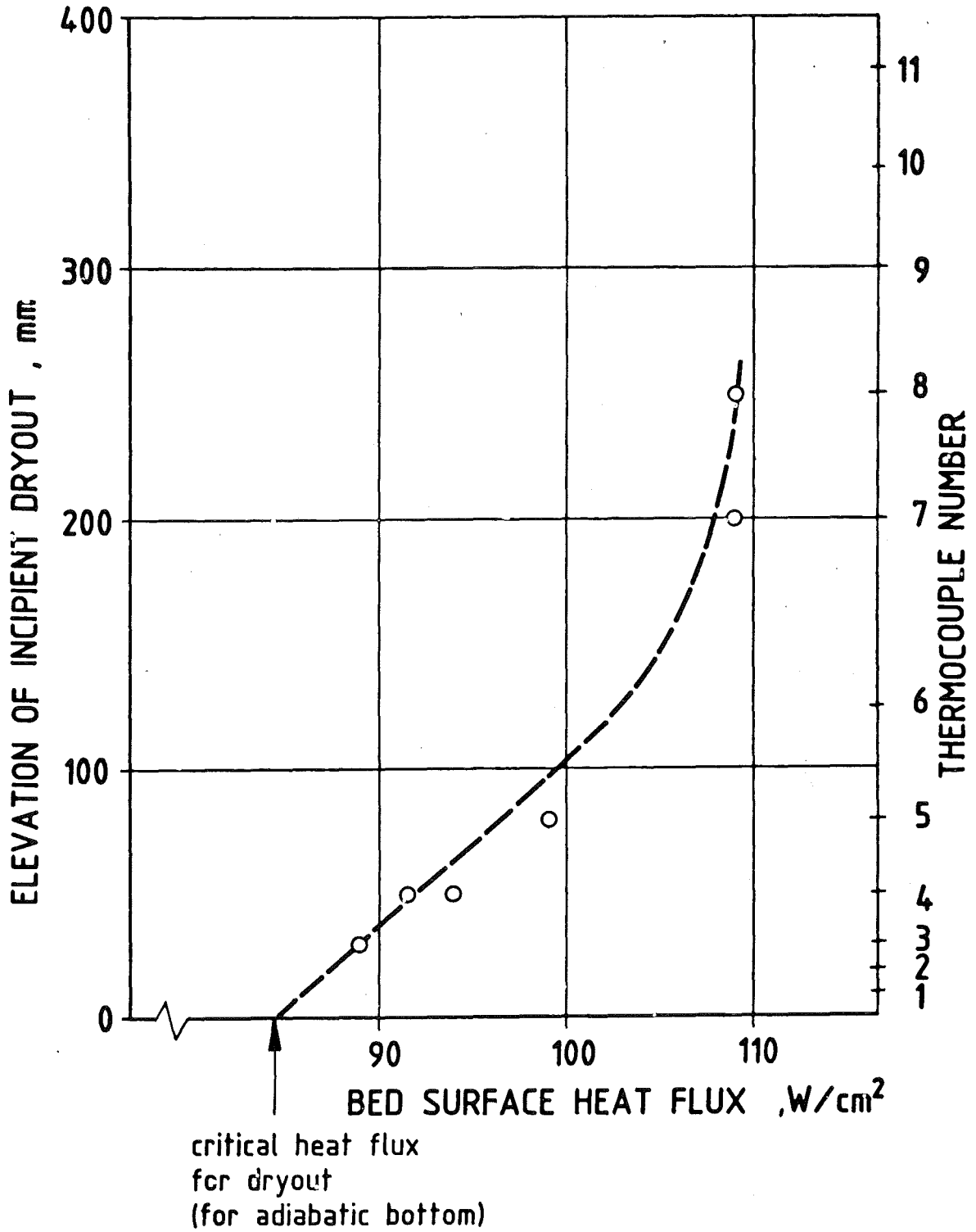
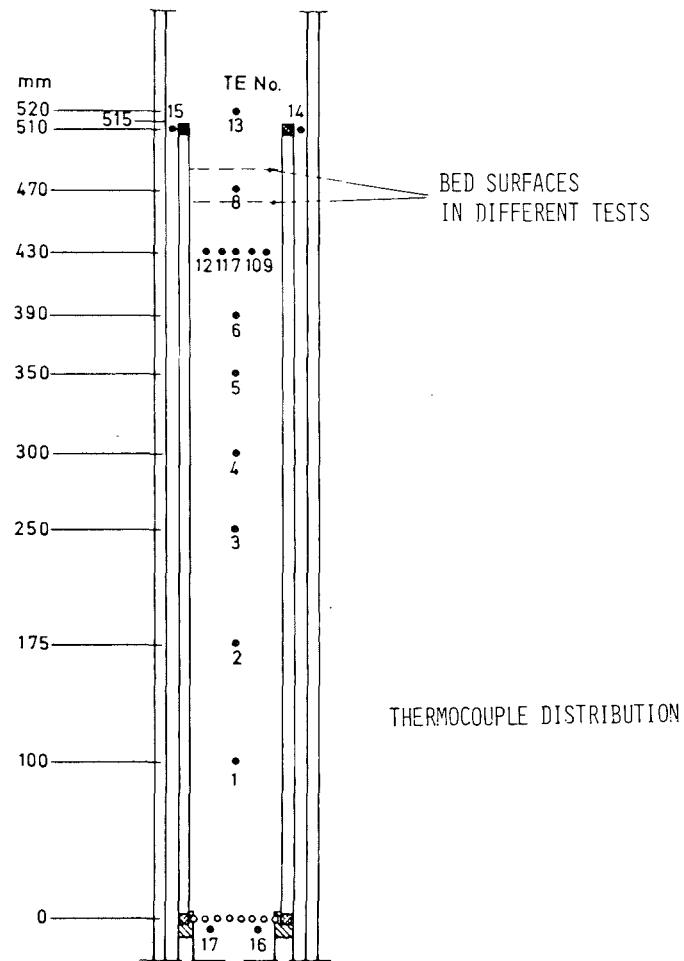
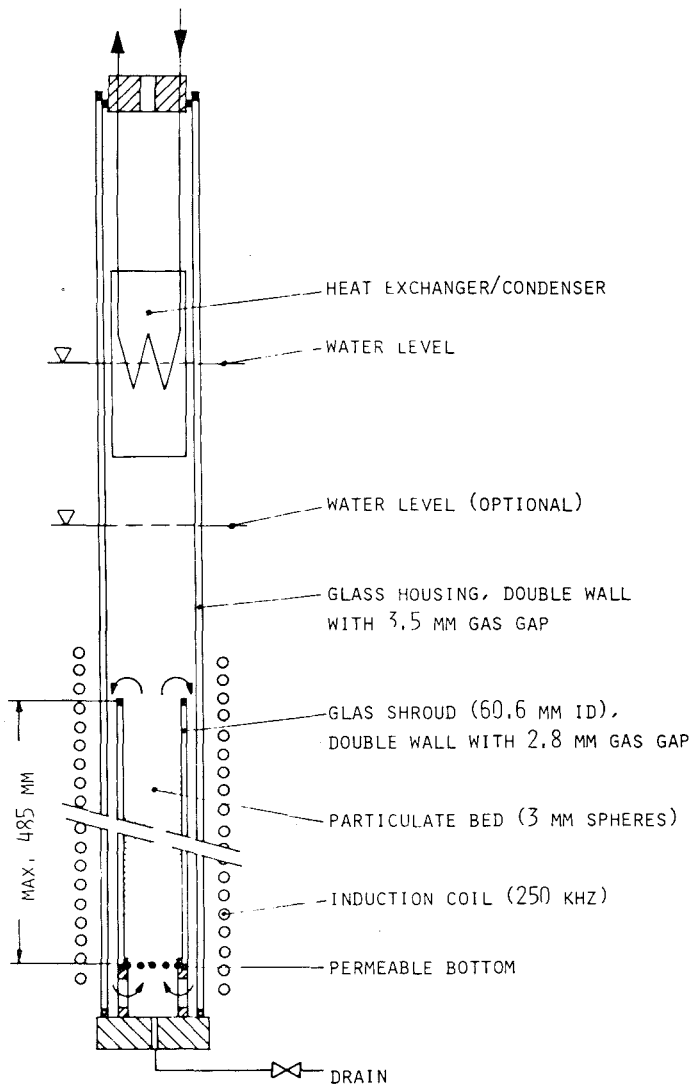


ABB. 6

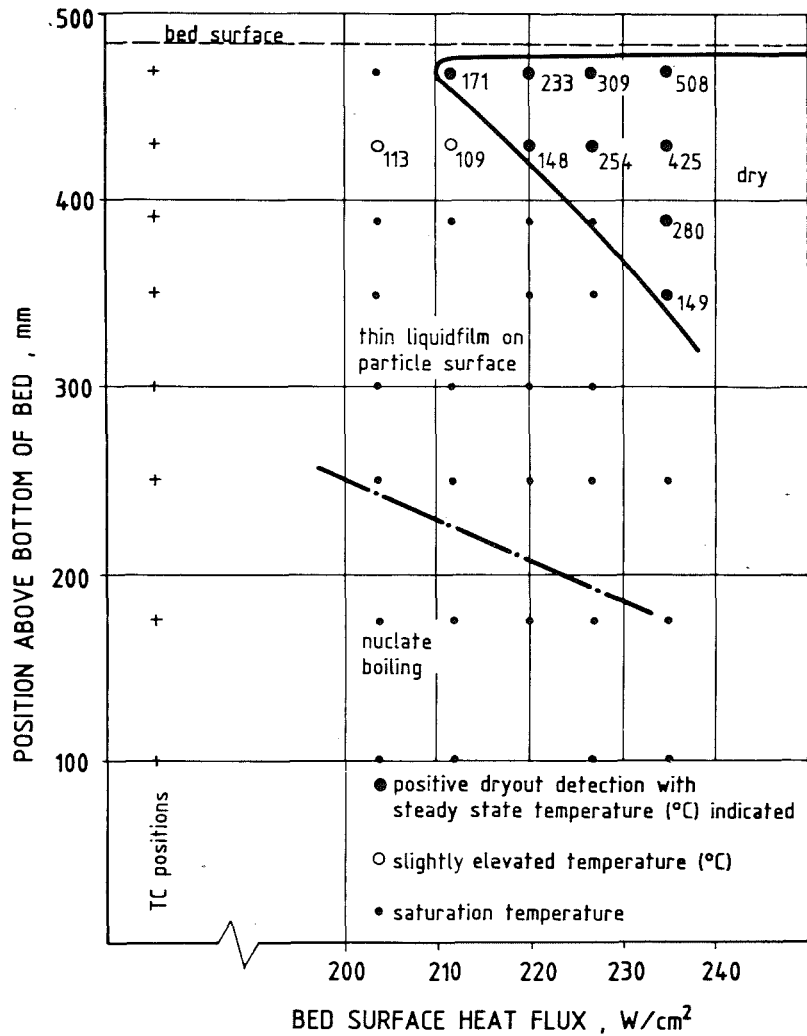
Location of incipient dryout as measured in a 400 mm deep top-fed bed for different heat fluxes



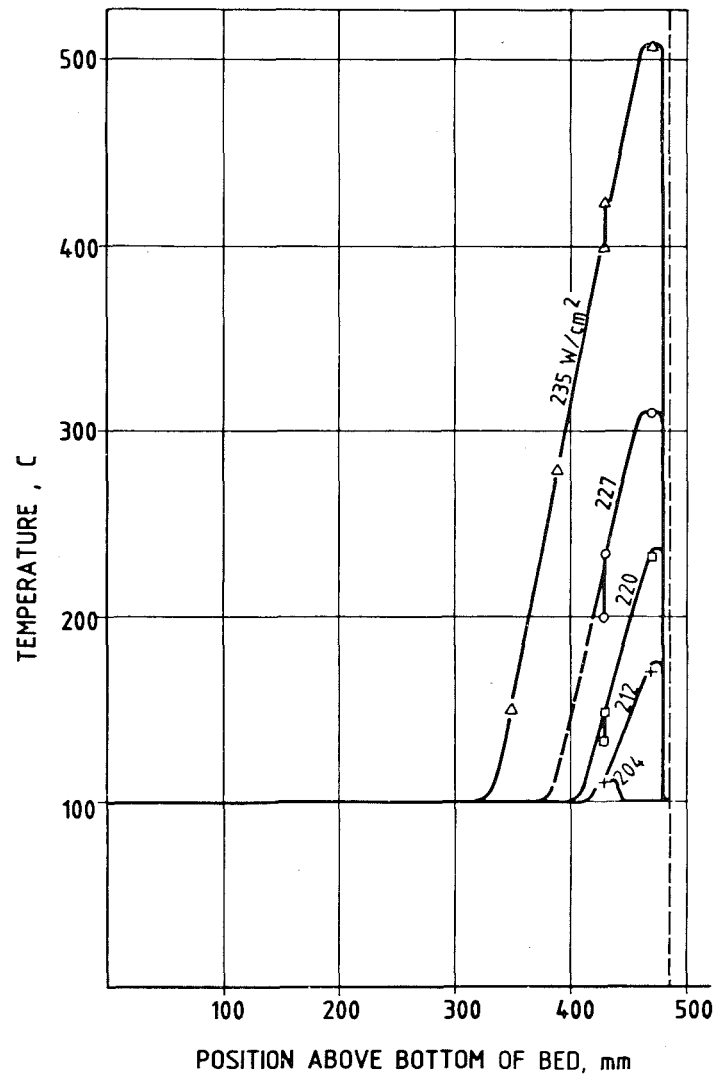
- 4200-221 -



ABB. 7 TEST SECTION AND THERMOCOUPLE DISTRIBUTION FOR BOTTOM-FED TESTS



Steady state dryout zones in bottom-fed test No. 4



Axial temperature distribution for different bed surface heat fluxes (bottom-fed test No. 4)

- 06.01.17 Untersuchungen zum Störfallverhalten fortgeschrittener Druck-
wasserreaktoren (FDWR)
- 06.01.17/03 A Flut- und Deformationsverhalten eng gepackter, hexagonaler
PNS 4240.1 Stabbündel
 (F.J. Erbacher, H.J. Neitzel, P. Schäffner, H. Schmidt,
 E. Vogel, K. Wiehr - IRB)

1. Einleitung und Zielsetzung

Eine Weiterentwicklung des Druckwasserreaktors heutiger Bauart eröffnet die Möglichkeit, eine verbesserte Konversionsrate von etwa 0,9 und damit eine bessere Uranausnutzung zu erzielen. Dies erfordert eine wesentliche Herabsetzung des Wasseranteils im Brennstabgitter und führt zu einem Reaktorkern mit eng gepackten, hexagonal angeordneten Brennstäben und Stababständen von nur etwa 1 mm.

Ein konzeptentscheidendes Problem derartiger Stabbündel ist der Nachweis einer ausreichenden Notkühlbarkeit bei Kühlmittelverluststörfällen. Die Abb. 1 verdeutlicht, daß bei Annahme einer mittleren Hüllrohrdehnung von etwa 30 % im Bereich max. Kühlkanalversperrung bereits bei einem p/d-Verhältnis von 1,2 beim FDWR eine fast vollständige Kühlkanalversperrung auftritt. Wird eine zulässige Kühlkanalversperrung von 70 % unterstellt, so würde dies für den FDWR bedeuten, daß die mittlere Hüllrohrdehnung im Bereich max. Kühlkanalversperrung auf etwa 10 bis 20 % begrenzt bleiben müßte. Inwieweit dies bei Verwendung von Zircaloyhüllrohren gewährleistet werden kann, bzw. inwieweit die Verwendung von Stahlhüllrohren hierbei Abhilfe schafft, bleibt zu untersuchen.

Daher werden experimentelle und theoretische Untersuchungen zur Ermittlung des Flutverhaltens sowie zum Deformationsverhalten von Zircaloyhüllrohren und Stahlhüllrohren ohne und mit integralen Wendelrippen als Abstandshalter durchgeführt. In Einzelstab- und Bündelversuchen an elektrisch beheizten Brennstabsimulatoren werden die Notkühlbedingungen der Wiederauffüll- und Flutphase eines Kühlmittelverluststörfalles simuliert.

2. Durchgeführte Arbeiten

Im Berichtszeitraum wurden folgende vorbereitenden Arbeiten durchgeführt:

- Entwicklung von elektrisch beheizten Brennstabsimulatoren mit cosinusförmigem axialem Leistungsprofil.

- Umbau der Prüfstände.
- Erste orientierende Berstversuche an Stahlhüllrohren ohne und mit Wendelrippen.

3. Ergebnisse

Für die Experimente wurde ein Brennstabsimulator mit einem cosinusförmigen axialen Leistungsprofil entwickelt. Die Simulation der nuklearen Nachwärmeleistung erfolgt hierbei durch Ohm'sche Widerstandsbeheizung eines Rohres aus Inconel. Eine axial veränderliche Leistung wird durch eine entsprechend axial veränderliche Wandstärke des Rohres erreicht.

Bei der Fertigung des Heizelementes mit cosinusförmigem Leistungsprofil wird zunächst der Außendurchmesser des Inconel-Rohres mittels einer automatischen Fräsvorrichtung axial profiliert. Danach wird das Rohr mit Magnesiumoxid-Pulver gefüllt und mittels einer Rundhämmermaschine radial gehämmt. Anschließend wird das Heizelement in ein Mantelrohr eingebaut. In den Ringspalt zwischen Heizelement und Mantelrohr wird zur elektrischen Isolierung Bornitrid-Pulver eingefüllt. Schließlich erfolgt ein erneutes Rundhämmern auf die Endmaße des Heizelementes. Durch die Hämmervorgänge wird das außen gefräste Durchmesserprofil auf die Innenseite des Heizelementrohres gekehrt, der Durchmesser des Rohres wird kleiner, die Wandstärke schwächer, das Rohr länger. Die Pulverfüllungen werden hierbei verdichtet.

Die Abb. 2 zeigt Werkzeugmaschine, Fräsvorrichtung und eingespanntes Werkstück bei der Herstellung des Durchmesserprofiles des Heizelementes. Die Fräsvorrichtung ist auf dem Längsschlitten einer Drehbank fest montiert. Die Einzelteile der Fräsvorrichtung sind (siehe Abb. 2); 1. Werkstück, 2. Drehfutter, 3. Längsschlitten der Drehbank, 4. Führungselement für das Werkstück, 5. Schmiervorrichtung für das Führungselement, 6. Fräser, 7. Kühlvorrichtung für den Fräser, 8. Fräskopf, 9. Fräskopfspindelmotor, 10. Riemenbetrieb zwischen Fräskopfspindelmotor und Fräskopfspindel, 11. Schlitten für die radiale Zustellung des Fräasers zum Werkstück, 12. Schrittmotor zur Zustellung des Fräasers, 13. Kugelumlaufspindel zur Zustellung des Fräasers, 14. Winkelgetriebe zwischen Schrittmotor und Kugelumlaufspindel, 15. Strichlineal zur Steuerung der radialen Zustellung des Fräasers, 16. Lesekopf zur optischen Abtastung des Strichlineals, 17. NC-Steuergerät zur Übertragung des Lesekopfimpulses in eine einstellbare Anzahl von Zustellschritten des Schrittmotors.

Das Heizelementrohr wird durch den Fräser spanabhebend bearbeitet. Durch die drehende Bewegung des Rohres um die eigene Längsachse wird eine rotations-symmetrische Materialabtragung erreicht. Die Bewegung des Fräasers in axialer Längsrichtung des Werkstückes erfolgt durch den Vorschub des Längsschlittens der Drehbank. Durch die veränderliche radiale Zustellung des Fräasers während der Längsbewegung wird eine axial veränderliche Materialabtragung am Werkstück und somit eine axiale Profilierung des Außendurchmessers erreicht.

Zur radialen Zustellung des Fräasers bezüglich des Werkstückes ist der Fräskopf auf einen Schlitten montiert. Die Zustellbewegung des Fräasers radial zum umlaufenden Werkstück wird von einem Strichlineal gesteuert. Das Strichlineal besteht aus Strichen mit veränderlichem Abstand, die Folgedichte der Striche entspricht dem zu fräsenden Durchmesserprofil. Bei jedem Strich auf dem Lineal in axialer Längsrichtung wird der Fräser um einen festen, vorher einstellbaren Betrag radial zum Werkstück zugestellt oder weggefahren. Dieser Betrag kann so klein gewählt werden (μm -Bereich), daß die entstehenden Stufen so minimal sind, daß man ein quasi kontinuierliches Profil erhält.

Die technische Entwicklung der Fräsvorrichtung wurde abgeschlossen, die gesamte Einrichtung erprobt und erste Prototyp-Heizelemente hergestellt.

Zur Herstellung des Strichlineals für das zu fräsende axiale Durchmesserprofil wurde das Rechenprogramm PROFIL erstellt. Es berechnet aus technisch vorgegebenen Werten des Heizelementes u. a. die fertige Profillänge sowie die dazu erforderliche Profillänge im Ausgangszustand vor dem Hämmern.

Erste orientierende transiente Einzelstab-Rohrberstversuche dienten dem Vergleich des Deformationsverhaltens von Zircaloyhüllrohren (10,75 x 0,725 mm) und Stahlhüllrohren aus dem Werkstoff 1.4970 (10,1 x 0,4 mm) ohne und mit 6 integralen Wendelrippen (Rippenhöhe: 0,3 mm, Rippensteigung: 600 mm). Die Versuche wurden in Dampf und bei konstantem Innendruck von etwa 100 bar sowie einer konstanten Aufheizrate von etwa 5 K/s durchgeführt. Durch ein beheiztes Umgebungsrohr wurden die Temperaturdifferenzen auf dem Hüllrohrumfang kleiner als 5 K gehalten.

Die Abb. 3 zeigt das Ergebnis der Rohrberstversuche. Die bei Stahlhüllrohren im Vergleich zu Zircaloyhüllrohren um etwa 200 °C höhere Bersttemperatur wirkt sich vorteilhaft aus und führt insgesamt sicherlich zu einer Verringerung der Zahl der geborstenen Hüllrohre beim Kühlmittelverluststörfall. Die hohe Berstdehnung des dargestellten Zircaloyhüllrohres von 95 % wird durch

Effekte der Kühlung im Stabbündel und eines spezifischen, anisotropen Verhaltens von Zircaloy bei zu erwartenden Temperaturunterschieden auf dem Hüllrohrumfang von etwa 30 °C auf Werte von etwa 45 % reduziert. Derartige, die Dehnung vermindern Effekte sind bei Stahl zumindest in diesem Maße nicht zu erwarten, so daß der Unterschied in den Berstdehnungen zwischen Zircaloyhüllrohren und glatten Stahlhüllrohren nicht dominant ist. Sollten jedoch die Hüllrohrtemperaturen beim Kühlmittelverluststörfall auf Werte unter 1000 °C begrenzt werden können, so hätte die Verwendung von Stahl Vorteile, weil dann größere Dehnungen möglicherweise überhaupt verhindert werden könnten.

Eine erhebliche Verringerung der Berstumfangsdehnung läßt sich bei Verwendung von Stahlhüllrohren mit integralen Wendelrippen erzielen. Die ermittelten, geringen Dehnungen unter 10 % werden den Forderungen der Nachkühlbarkeit beim Kühlmittelverluststörfall voll gerecht. Allerdings setzt die Verwendung eines Rippenrohres dessen uneingeschränkte Eignung für den Normalbetrieb voraus, was insbesondere aufgrund der komplexen Spannungsverteilung und Spannungskonzentrationen im Bereich der Rippen zusätzliche Untersuchungen erforderlich macht. Ob auch Rippenrohre aus Zircaloy herstellbar und für den Normalbetrieb geeignet sind, bleibt zu prüfen.

Inwieweit das an Einzelstäben festgestellte, im Vergleich zu Zircaloyhüllrohren bessere Deformationsverhalten von Stahlhüllrohren, insbesondere mit Wendelrippen, jedoch bei einem Kühlmittelverluststörfall ausschlaggebend und ausreichend ist, kann erst dann beurteilt werden, wenn das Flutverhalten und Deformationsverhalten der eng gepackten Stabbündel untersucht ist und Probleme von Stahlhüllrohren, insbesondere mit Wendelrippen im Normalbetrieb ausgeschlossen werden können.

4. Geplante Weiterarbeit

- Fertigung von Brennstabsimulatoren
- Zusammenbau und Instrumentierung des 6ler Versuchsbündels
- Bündelversuch mit Fluten am 6ler Stabbündel mit Zircaloyhüllrohren
- Berstversuche an verkürzten Einzelstäben zur Deformation von Stahlhüllrohren mit und ohne Wendelrippen

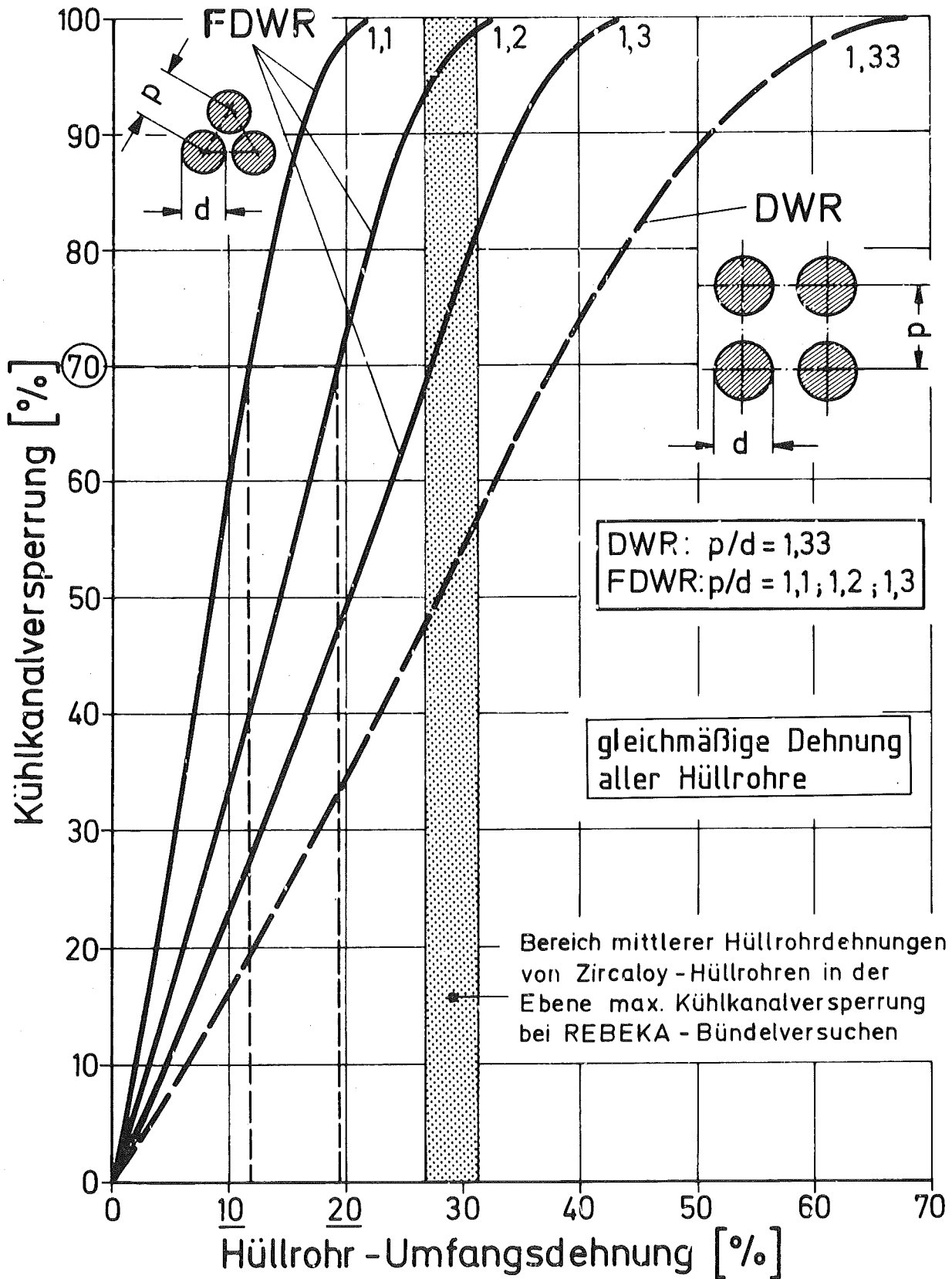


Abb. 1 Kühlkanalversperrung über Hüllrohrdehnung

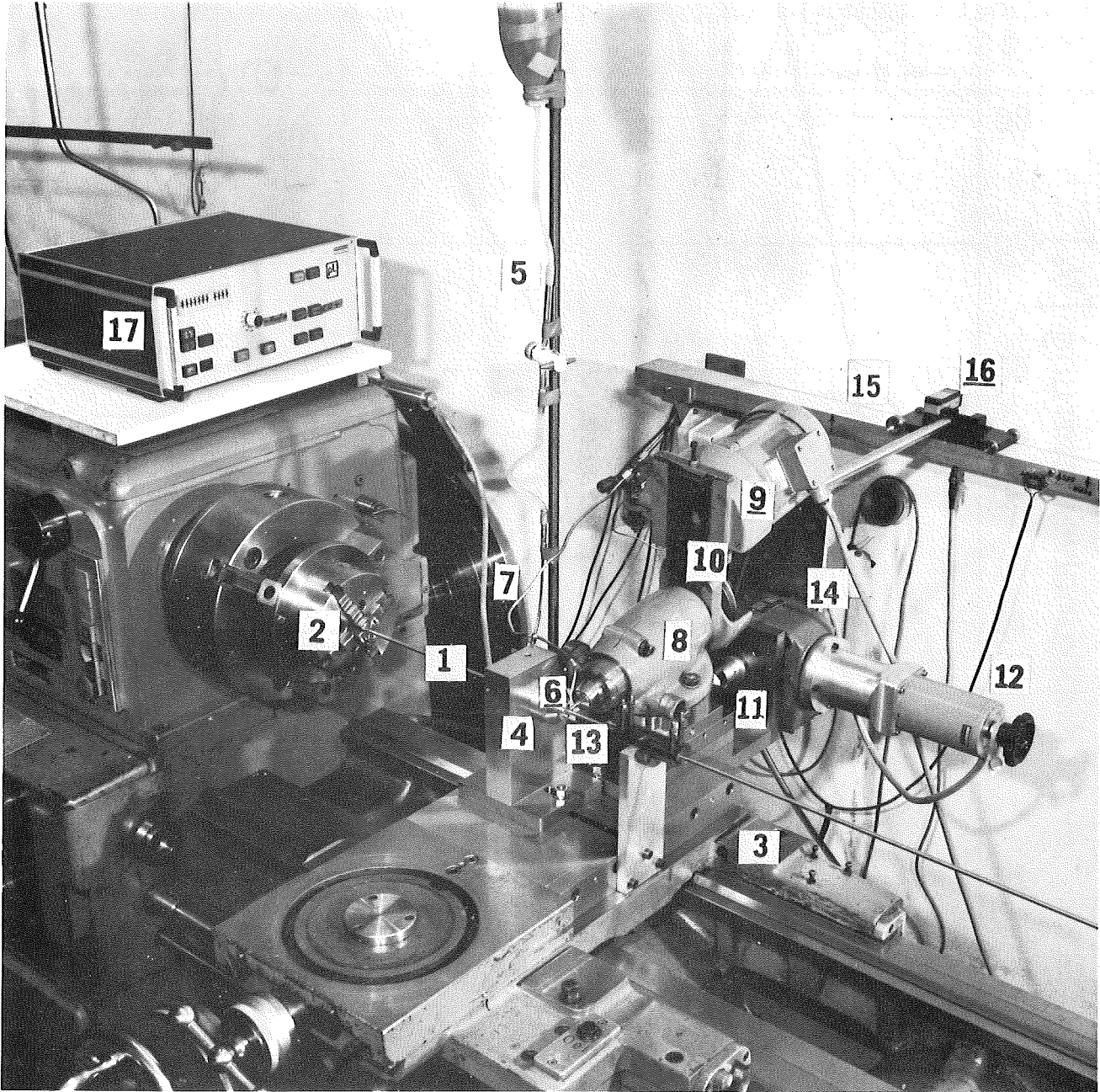


Abb. 2 Fräsanlage

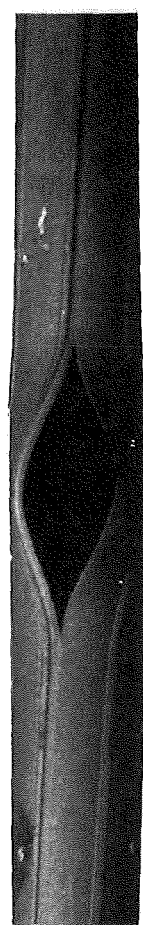
Innendruck: 100 bar konstant
Aufheizrate: 5 K/s konstant
azimutale Temperaturdifferenz: < 5 K

Zircaloy
10.75 x 0.725 mm

Stahl 1.4970
10.1 x 0.4 mm

glatt

Rippen



Berst-	temperatur	800 °C	1020 °C	1030 °C
	dehnung	95 %	38 %	8 %



Abb. 3 Geborstene Hüllrohre
Vergleich von Zircaloy mit Stahl

06.01.17/05A

Oxidationsverhalten von Edelstahl-Hüllrohren in

PNS 4240.3

Wasserdampf

(S. Leistikow, H. v. Berg, G. Kerch)

Untersuchungen über die Kinetik der Wasserdampf-Oxidation des Werkstoffs

Nr. 1.4970 bei 600-1300°C

1. Zielsetzung

In Analogie zu den breit gefächerten Störfalluntersuchungen am Werkstoff Zircaloy 4 sollte vergleichsweise das Hochtemperatur-Oxidationsverhalten des austenitischen CrNi-Stahls Nr. 1.4970, über dessen Eigenschaften aus den Untersuchungen zum Natriumgekühlten Schnellen Brutreaktor SNR Wesentliches bei Temperaturen $\leq 800^{\circ}\text{C}$ bekannt ist, in Wasserdampf untersucht werden. Hierbei stand, neben der Bestimmung der Reaktionsgeschwindigkeit und der freigesetzten Wasserstoff- und Wärmemenge, das Reaktionsprodukt hinsichtlich seiner Integrität, Zusammensetzung und Volumenzunahme im Mittelpunkt des Interesses.

2. Durchführung

Die Untersuchungen wurden am Werkstoff 1.4970, einem nichtrostenden, austenitischen, titanstabilisierten X10CrNiMoTiB 1515 Stahl, durchgeführt. Der Werkstoff wurde von der Fa. Mannesmannröhren-Werke AG als Rohrmaterial mit einem Außendurchmesser von 7,6 mm und einer Wandstärke von 0,5 mm geliefert. Die Wandstärke des Rohres wurde an drei Stellen überprüft und ergab eine Abweichung von maximal +12 μm und -14 μm .

Die Rohrproben wurden bei 600 bis 1300°C jeweils über zwei, vier und sechs Stunden in überhitztem Wasserdampf korrodiert. Da sich herausstellte, daß nach zweistündiger Korrosion bei 1300°C schon das gesamte Metall umgesetzt war, wurden bei dieser Temperatur zusätzlich je ein Versuch über 10 min und 40 min gefahren.

Vor Beginn eines Versuches wurde die Anlage mit Reinstargon etwa eineinhalb Stunden entlüftet. Während der Entlüftung wurde der Rohrofen auf die ge-

wünschte Temperatur geheizt und das destillierte Wasser im Siedegefaß ebenfalls mit Argon entlüftet. Danach wird die Probe in die Testposition geschoben und auf Solltemperatur gebracht. Gleichzeitig wurde Dampf erzeugt und über den beschriebenen kleinen Kreislauf im Kurzschluß umgewälzt und bereit gehalten. Die Versuchsdauer zwischen Öffnen und Schließen des Dampfahns wurde mit einer Stoppuhr gemessen.

Nach Beendigung des Korrosionsversuches wurde die Proben wieder aus dem Reaktionsraum gezogen und dort in Argon abkühlen lassen, entnommen und rückgewogen. Die Proben wurden im Querschliff metallographisch und mit der Elektronenstrahlmikrosonde, in besonderen Fällen mit dem Rasterelektronenmikroskop auf Oberflächenstruktur und Oberflächenzusammensetzung untersucht.

3. Ergebnisse

Die Untersuchungen zur FDWR-Hüllmaterialauswahl an dem Werkstoff Nr. 1.4970 in überhitztem Wasserdampf zeigten bis zu totalem Konsum der metallischen Wandung einen annähernd parabolischen Reaktionsverlauf. Die gemessenen Gewichtszunahmen der korrodierten Proben (Abb.1) lagen nach 2 Std bei 600°C bei 6,94 mg/dm² und nach 6 Std bei 1300°C bei 6496 mg/dm². Die Kinetik der Sauerstoffaufnahme läßt sich in guter Näherung durch folgende Beziehung ausdrücken:

$$k_p = 2,5 \cdot 10^{-1} \exp(-42930/RT) [(g/cm^2)^2/sec.]$$

Da die Oxidationsreaktion praktisch ohne Oxidabplatzungen ablief (Abb. 2), konnte die Gewichtszunahme ungestört gravimetrisch und der Aufbau der Zunderschicht durch Anwendung von verschiedenen Analysen-Methoden (Metallographie, Elektronenstrahl-Mikrosonde und REM-Röntgenanalyse) untersucht werden. Dabei konnte nachgewiesen werden, daß die Oxidschicht aus verschiedenen Oxiden zusammengesetzt ist. Bei der äußerlich aufgewachsenen Schicht handelt es sich fast ausschließlich um Eisenoxid, während sich darunter eine Eisen-Chrom-Spinellschicht gebildet hat, die gelegentlich noch metallisches Nickel und Eisen enthält. Bis zum Totalkonsum der metallischen Wandung trat ein etwa 100 % iges Dickenwachstum der oxidierten Hüllrohrwandung auf.

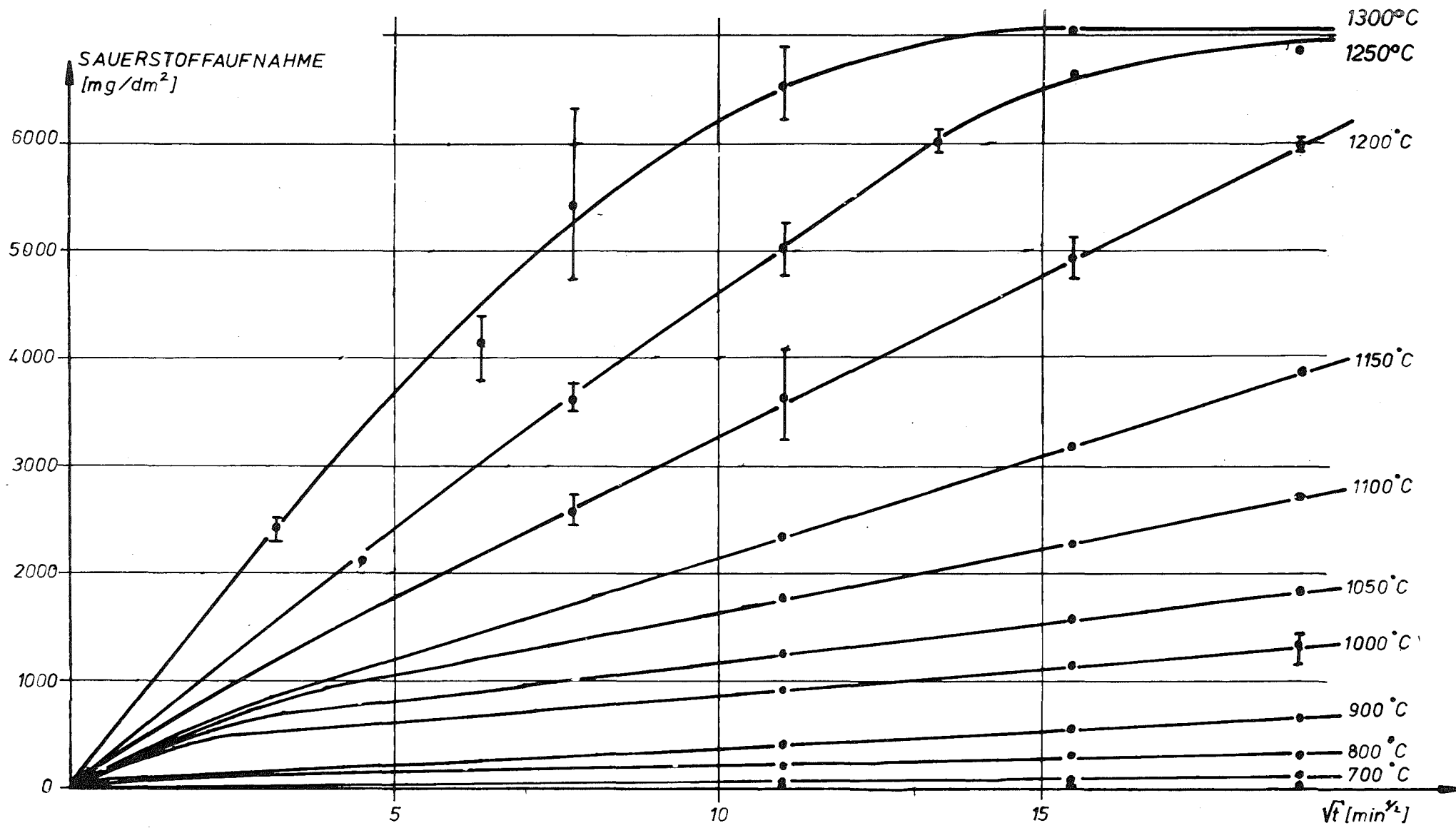
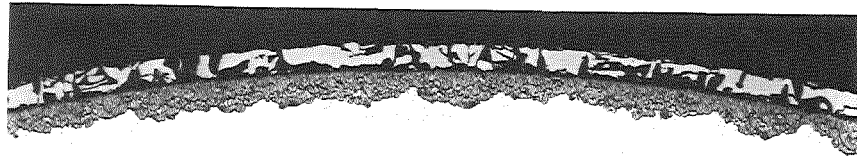
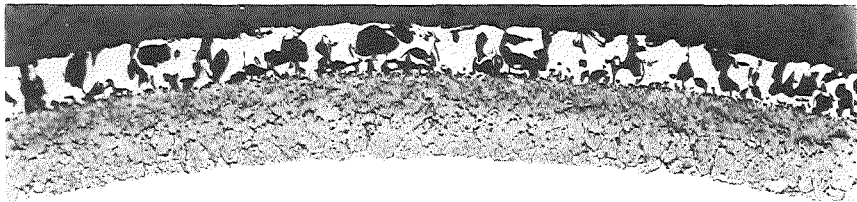


Abb.1 : Integrale Sauerstoffaufnahme (Anlieferungszustand)



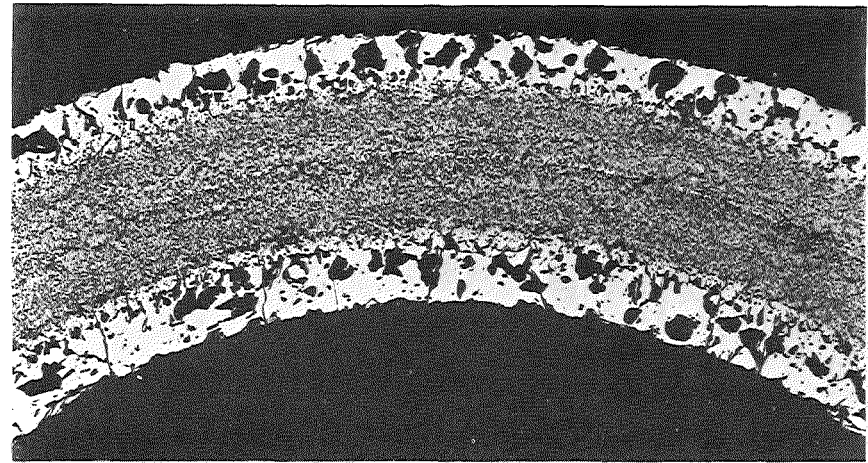
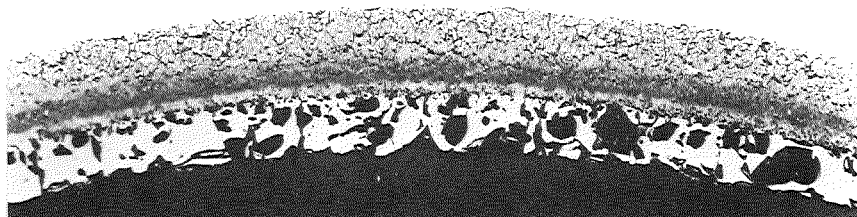
6 h, 1000 °C

100 μm



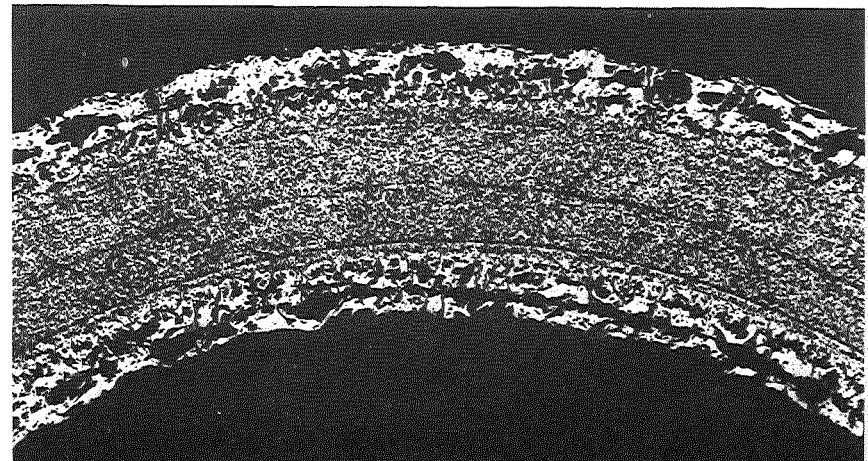
6 h, 1100 °C

100 μm



6 h, 1200 °C

200 μm



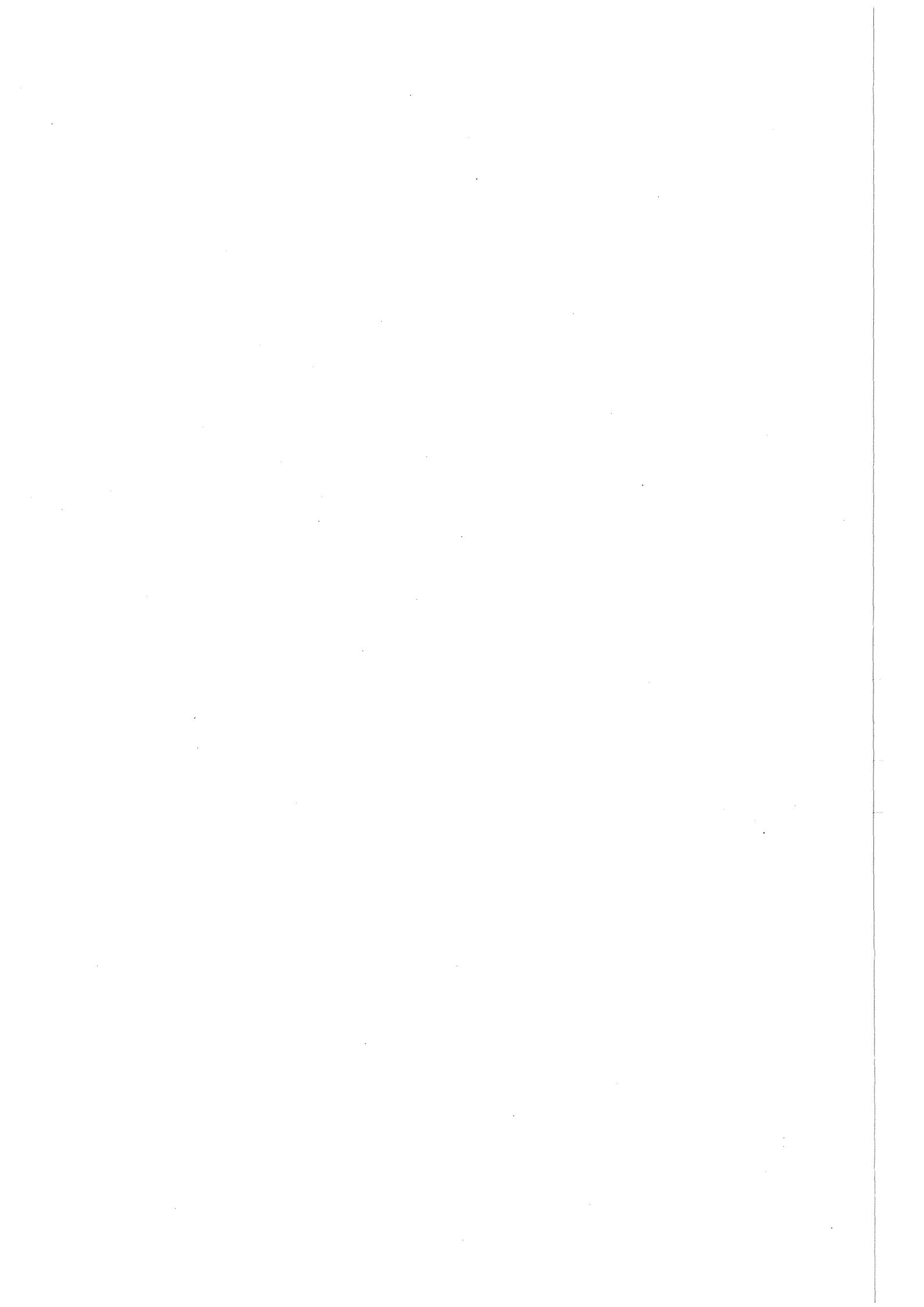
6 h, 1300 °C

200 μm

Abb. 2

220 **KfK** IMF/II

HT- Steam Oxidation of Mat.No.14970 Under LWR-Accidental Conditions(6h,1bar)



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 4300-53

- 06.01.11 Reaktions-, Freisetzungs- und Aerosolverhalten beim
 Kernschmelzen
- 06.01.11/16A Untersuchungen zur Wechselwirkung von Spaltprodukten
 /17A und Aerosolen in LWR-Containments
PNS 4311/4318 (H. Bunz, M. Koyro, W. Schöck, LAF I)

Einleitung

Die wesentlichen Arbeiten im Berichtszeitraum lassen sich in drei Bereiche gruppieren:

- Fertigstellung der Codeversion NAUA-Mod4 und Anwendung im Rahmen realistischer Berechnungen von Konsequenzen ausgewählter Kernschmelzenunfälle.
- Experimentelle Untersuchung des Übergangs latenter Wärme aus dampfgesättigter Atmosphäre an Strukturen mit Hilfe von Modellversuchen im NAUA-Versuchsstand.
- Aufbau und Test der Aerosolmeßeinrichtung für die geplanten BETA-Versuche.

In diesem Bericht soll nur auf das erste Thema ausführlich eingegangen werden.

Die Experimente zum Wärmeübergang wurden Ende 1981 abgeschlossen und sind noch nicht ausgewertet. Eine zusammengefaßte Darstellung von Experimenten, Auswertung und Ergebnissen erfolgt daher besser in einem späteren Bericht.

Ähnliches gilt für die Aerosolmeßeinrichtung für die BETA-Versuche. Der Prototyp, bestehend aus einer optischen Meßstrecke und einer Probenahmeverrichtung, wurde bei den BETA-Vorversuchen iterierend getestet und verbessert. Der geplante Abschlußtest beim Vorversuch M102 steht allerdings noch aus, da der Versuch noch verzögert ist.

1. Stand der Codeentwicklung

Nach Abschluß der Experimente zur Wasserdampfkondensation an Aerosolen im vorigen Berichtsjahr konnten die dabei gewonnenen Kenntnisse und Ergebnisse in den NAUA-Code übernommen werden /1, 2/. Die aerosolphysikalischen Inhalte

des Codes können jetzt als vollständig und abgesichert angesehen werden, so daß keine Vorbehalte mehr bestehen, den Code einer erweiterten Zahl von Benutzern zugänglich zu machen.

Auch vor diesem Hintergrund war es notwendig, die Flexibilität des Codes zu verbessern, um verschiedenartige Anwendungen ohne Eingriff in das Programm selbst zu ermöglichen. Das Resultat dieser Arbeiten ist die Modellversion Mod4, die u.a. folgende wichtige Eigenschaften hat:

Die Eingabemöglichkeiten für die Aerosolmassenquellfunktion wurden erweitert. Es können bis zu 30 Zeitintervalle definiert werden, in denen unabhängige Quellterme vorkommen. In jedem einzelnen Zeitintervall kann die Aerosolquelle aus zwei Moden bestehen, für die jeweils die Quellstärke, die Partikelgrößenverteilung und die Partikeldichte frei wählbar ist. Es ist ferner möglich, in jedem Zeitintervall die Quellrate durch eine instantan freigesetzte integrale Masse auszudrücken, was in manchen Anwendungen vorteilhaft ist.

Die Nuklidzusammensetzung der Aerosolquelle kann bis zu 50 Nuklide umfassen. Für jedes Zeitintervall und für jeden Quellmode können die Nuklidzusammensetzungen einzeln definiert werden ($30 \times 2 \times 50 = 3\,000$ Möglichkeiten).

Mod4 enthält eine sequentielle Mehrraumoption. Damit wird ein bisher oft geäußerter Vorbehalt gegen das NAUA-Modell gegenstandslos. Die Mehrraumrechnung wird jetzt vom Code automatisch durchgeführt. Hervorzuheben ist insbesondere, daß beim Übergang von einem Raum zum anderen alle physikalischen Größen, wie z.B. Partikelgrößenverteilung und Nuklidzusammensetzung zeitabhängig transferiert werden.

Schließlich wurde eine Restartmöglichkeit integriert, die vor allem bei der Analyse neuer Unfallsequenzen sehr nützlich ist, wenn die benötigte Rechenzeit schlecht abgeschätzt werden kann.

2. Anwendungsrechnungen zu den Freisetzungskategorien FK2 und FK6

2.1 Problemdefinition

Zur Abschätzung des Sicherheitsspielraums bisheriger Risikoanalysen wurden Neuberechnungen von DWR-Kernschmelzunfällen der Freisetzungskategorien 2 und

6 durchgeführt, bei denen - soweit wie irgend möglich - die Konservatismen durch beste Schätzwerte ersetzt wurden. Im Rahmen dieser Studie, an der mehrere Institute beteiligt waren, wurde der Abbau radioaktiver Aerosole mit NAUA-Mod4 berechnet, wobei erstmals der Aerosolabbau im Ringraum und im Hilfsanlagengebäude mitberücksichtigt wurde.

In bisherigen Rechnungen wurde der Reduktion der Aerosolleckage durch Abbau im Ringraum kein Kredit gegeben. Genaue Angaben zum Verhalten des Aerosols im Ringraum und im Hilfsanlagengebäude konnten nicht gemacht werden, weil die räumliche Anordnung der einzelnen Leckstellen und die Funktionsweise des Lüftungssystems empfindlich in die Ergebnisse der Rechnung eingehen. Solche Angaben fehlen auch heute noch, für die vorliegenden Rechnungen wurden vernünftige Annahmen benutzt.

Die aus der Kernschmelze freigesetzten Aerosolmengen wurden unter Zuhilfenahme der experimentellen Ergebnisse des SASCHA-Programms /3/ neu berechnet und dann in einen Aerosolquellterm umgeformt. Die thermodynamischen Daten und die Containmentparameter wurden von der KWU bereitgestellt.

Mit NAUA wurden die Zeitfunktionen der luftgetragenen Massen im Containment, im Ringraum und im Hilfsanlagengebäude sowie die Leckagen berechnet.

2.2 Randbedingungen

Um die Rechnungen durchführen zu können, mußte das Unfallscenario festgeschrieben werden. Die für die NAUA-Rechnungen relevanten Bedingungen lassen sich wie folgt zusammenstellen:

Allgemeines Scenario für beide Freisetzungskategorien

Die wichtigen Zeitpunkte sind

t = 0 sec	: Blowdownbeginn
1150	: Versagen der Umschaltung der Niederdruckeinspeisung auf Sumpfbetrieb
2100	: Wasser im RDB erreicht Kernoberkante
4100	: maximale Kerntemperatur erreicht
4600	: Kern-slumping fängt an
4700	: minimale Kerntemperatur

5600 : RDB trocken
6600 : RDB versagt
30000 : Sumpfeinbruch

Für den Aerosolquellterm waren zwei Freisetzungsphasen aus dem Kern vorgegeben, eine vor und eine nach dem Slumping. Die Zusammensetzung des Aerosols ist in beiden Phasen verschieden. In der ersten Phase werden relativ mehr Spaltprodukte freigesetzt, in der zweiten Phase mehr Strukturmaterialien und Brennstoff. Ferner wird in der ersten Phase der überwiegende Anteil des Silbers aus den Absorberstäben bereits verdampft. Die mengenmäßige Zusammensetzung der Quellen wurde aus /3/ entnommen.

Aus diesen Werten wurde ein Aerosolquellterm für das NAUA-Modell wie folgt definiert:

1. Konstante Aerosolquelle von 3600 s bis 4600 s, Gesamtmasse 2071 kg.
2. Konstante Aerosolquelle von 5000 s bis 5600 s, Gesamtmasse 1000 kg.
3. Instantane Aerosolquelle bei 6600 s, Gesamtmasse 493 kg.

Die Quelle 1 umfaßt die gesamte erste Freisetzungsphase. Quelle 2 und 3 zusammen umfassen die zweite Freisetzungsphase. Zwischen 5600 und 6600 s erfolgt kein Transport von Aerosol ins Containment, da keine Dampfströmung vorhanden ist. Das in den trockenen RDB freigesetzte Aerosol wird bei 6600 s, beim RDB-Versagen, als Punktquelle ins Containment gespült. Es wurde keine Aerosolquelle für die Betonzerstörungsphase definiert.

Wie die Rechnungen zeigten, ist die nach 6600 s erreichte Massenkonzentration des Aerosols im Containment so hoch, daß die zeitliche Abfolge der Freisetzung der insgesamt 3564 kg Aerosol sehr wenig Auswirkung auf die Abbaufunktion nach dem Ende der Aerosolquellen und noch weniger auf die integrale Leckagefunktion hat.

In Abb. 1 ist der Zeitverlauf der verwendeten integralen Aerosolquelltermfunktion eingezeichnet.

Geometrische Angaben

Weitere Inputparameter für das NAUA-Modell betreffen folgende geometrischen Daten:

a) Containment:

Volumen	72 000 m ³
Sedimentationsfläche	6 464 m ²
Gesamtoberfläche	50 540 m ²

b) Ringraum:

Volumen	29 000 m ³
Sedimentationsfläche	4 070 m ²
Gesamtoberfläche	37 500 m ²

c) Hilfsanlagegebäude:

Volumen	72 000 m ³
Sedimentationsfläche	6 464 m ²
Gesamtoberfläche	50 540 m ²

Freisetzungskategorie FK6

Die thermodynamischen Eingabedaten für NAUA wurden von der KWU bereitgestellt. Abb. 2 zeigt die Temperaturfunktion, Abb. 3 die Quellfunktion des am Aerosol kondensierenden Wasserdampfes für FK6. Als Leckage des Sicherheitsbehälters wurde der Auslegungswert von 0,25 Vol.%/d verwendet, die Leckage ist konstant bis zum Containmentversagen bei 390 000 s.

Die Leckagefunktion des Ringraums ist besonders problematisch. Da sie von der Funktion der Ringraumabsaugung abhängt, kann sie nicht generell angegeben werden. Für die NAUA-Rechnungen wurde angenommen, daß die Absaugung die ganze Zeit in Betrieb ist, was einen ständigen Ausstoß von 600 m³/h über den Kamin zur Folge hat. Der Filterwirkungsgrad des Systems für die Aerosolpartikeln wurde mit 99,9 % angenommen (Fall 1).

Im Falle, daß das Filter ausfällt, geht der gesamte Lüftungsdurchsatz ungehindert ins Freie. Eine zweite Rechnung wurde durchgeführt mit der Annahme, daß das Filter von Anfang an den Abscheidegrad Null hat (Fall 2).

In einer solchen Situation ist es sicher besser, die Ringraumabsaugung ganz abzuschalten. Auch dieser Fall wurde berechnet, wobei eine Leckage des Ringraums von 6,2 Vol.%/d angenommen wurde. Dieser Wert ist das zehnfache der Leckage aus dem Containment in den Ringraum hinein (Fall 3).

Zusätzlich wurde angenommen, daß die Leckagen vom Containment in den Ringraum gleichmäßig über die Containmentoberfläche verteilt sind. Die Ringraumabsaugung erfolgt dagegen nur an einer Stelle, d.h., das Aerosol "sieht" im Mittel nur einen halben Ringraum. Somit kann man das NAUA-Modell auf den Ringraum zweckmäßig so anwenden, daß für die Rechnung nur die halben Ringraumoberflächen eingesetzt werden.

Freisetzungskategorie FK2

Bei der Freisetzungskategorie FK2 sind erheblich schwerwiegendere Konsequenzen als bei FK6 zu erwarten, da hier ein Versagen des Containmentabschlusses postuliert wird. Da der Versagensort der Lüftungskanäle und damit der Transportweg der Aerosolpartikeln in die Kraftwerksumgebung nicht bekannt sind, wurde dieser parametrisch behandelt. Dabei wird angenommen, daß die Partikeln entweder über das Hilfsanlagegebäude (HAG) oder den Ringraum (RR) als Zwischenvolumen oder direkt über den Zuluftkanal in die Umgebung gelangen. Als treibende Strömung dient die Gasfreisetzung bei der Restwasserverdampfung, der Beton-Schmelze-Wechselwirkung und dem Sumpfeinbruch. Da nach Voraussetzung der Sicherheitsbehälter ein größeres Leck aufweist, bleibt dieser drucklos und die genannten Gasfreisetzungen können unmittelbar in eine entsprechende Leckage umgerechnet werden.

Davon ausgehend wurden mit NAUA die luftgetragene Masse in den verschiedenen Compartments sowie die kumulierte Leckagemasse am Ausgang des jeweiligen Compartments als Zeitfunktionen berechnet. Die Aufsplitterung dieser Größen in die einzelnen Nuklide war nicht gefordert und mangels geeigneten Datenmaterials auch nicht möglich. Sie wurde wie auch bei FK6 durch eine pauschale Summe sämtlicher Nuklide ersetzt.

Den Rechnungen wurde am Anfang dasselbe Unfallscenario wie den FK6-Rechnungen zugrundegelegt, d.h., als auslösendes Ereignis wird ein großes Leck im Primärsystem mit anschließendem Versagen der Umschaltung der Notkühlung auf Sumpfbetrieb angenommen. Die oben unter den Stichworten "Allgemeines Scenario" und "Aerosolquelle" geschilderten Randbedingungen wurden deshalb unverändert

angenommen. Dies erleichtert auch den Vergleich mit den FK6-Rechnungen.

Die Temperatur im Sicherheitsbehälter und den anderen Compartments wurden auf konstant 100 °C gesetzt. Dies entspricht in etwa der zu erwartenden mittleren Temperatur. Der Einfluß der Temperatur auf das Aerosolverhalten ist gering, so daß die Vernachlässigung des genauen Temperaturzeitverlaufs gerechtfertigt ist. Die Dampfkondensation an den Partikeln konnte nicht berücksichtigt werden, da die thermodynamischen Daten für den Fall FK2 dafür nicht ausreichen.

Wie bereits angedeutet, besteht der wesentliche Unterschied zwischen FK2 und FK6 in der Leckagefunktion sowohl des Sicherheitsbehälters als auch der nachgeschalteten Volumina. Da angenommen wird, daß die Abschlußklappen des Zu- und/oder Abluftsystems offenbleiben, ist mit einer Zerstörung der Lüftungskanäle aufgrund des Druckstoßes beim Blowdown zu rechnen, so daß mit ständigem Druckausgleich gerechnet werden muß. Das heißt, daß jede Freisetzung von Gasen direkt zu einer entsprechenden Leckage des Sicherheitsbehälters führt. Zu einer Verminderung des Volumenstroms und der damit verbundenen Leckage können allerdings Abkühlen des Gases sowie die Kondensation des freigesetzten Dampfes an kalten Strukturen führen. Der zweitgenannte Effekt ist dabei der bedeutendere, da ein großer Teil des freigesetzten Gases (Restwasserverdampfung, Schmelze-Beton-Wechselwirkung, Sumpfeinbruch) als Wasserdampf zu erwarten ist. Dieser thermodynamische Teil der Rechnungen wurde bei der KWU durchgeführt. Der Verlauf der Leckage (in Vol.%/d) des Sicherheitsbehälters ist in Abb. 4 dargestellt.

Das Volumen des Ringraums wurde konservativ um den Faktor 2 reduziert, da wegen der besonderen geometrischen Struktur des Ringraums und der Unsicherheit bezüglich der Lage der Leckstelle nicht gewährleistet ist, daß sich die Partikeln über den ganzen Ringraum homogen verteilen. Oberfläche und Volumen des Hilfsanlagegebäudes wurden gleich denen des Containments abgeschätzt. Auch dies ist konservativ, da das Oberflächen-Volumen-Verhältnis des Hilfsanlagegebäudes sicher größer ist als das des Containments.

2.3 Durchführung der Rechnungen

Zur Durchführung der Rechnungen ist zweierlei festzuhalten:

- a) Obwohl das NAUA-Modell in seiner Version Mod4 in der Lage ist, das Abbauverhalten einzelner Spaltprodukte zu verfolgen, wurde diese Option

nicht benutzt, da die entsprechenden Informationen über das zeitabhängige Freisetzungsverhalten der einzelnen Nuklide nicht vorlagen.

Im vorliegenden Fall ist ein solches Vorgehen tragbar, weil wegen der sehr hohen Aerosolquellen eine ständige interne homogene Mischung aller Aerosolbestandteile gewährleistet ist. Man kann somit nachträglich die Spaltprodukte als jederzeit mit konstanten Anteilen im Aerosol vertreten auffassen. Das gilt insbesondere für die Leckagefunktionen, so daß die Spaltproduktanteile in der Gesamtleckage gleich denen in der gesamten Aerosolquelle (Phase 1 plus 2) sind.

- b) Der Einfluß des am Aerosol kondensierten Wasserdampfs beschränkt sich bei FK6 und FK2 auf den Effekt der "Kompaktierung" der Partikeln, hat aber keine zusätzliche signifikante Abbauwirkung.

In Abb. 1 ist zusätzlich zur Aerosolquelle auch die Quelle des kondensierbaren Wasserdampfs für FK6 im gleichen Maßstab eingezeichnet. Man sieht, daß die Partikelquelle massenmäßig überwiegt. Genauere Angaben zeigen, daß hier keine verstärkte Abscheidung durch Tröpfchenbildung erfolgen kann. Das zeigt auch der Vergleich mit einer zusätzlich durchgeführten "trockenen" Rechnung. Wohl aber genügt die kondensierte Wassermenge, um die Partikeln zu "kompaktieren"; ein Effekt, der gerade in der Version NAUA-Mod4 berücksichtigt wird und der implizit zu verstärkter "Trocken"-Abscheidung führt.

2.4 Ergebnisse

Freisetzungskategorie FK6

Abb. 5 zeigt die luftgetragene Masse im Containment und die Gesamtleckage aus dem Containment als Zeitfunktion. Die Ordinate ist die Gesamtmasse, sie ist für die einzelnen Nuklide mit den entsprechenden Freisetzunganteilen zu multiplizieren. Man sieht, daß bereits nach 10 Stunden die Leckage ihren Endwert fast erreicht hat. Dies folgt daraus, daß die Leckrate der luftgetragenen Masse direkt proportional ist, die schon nach 10 Stunden um zwei Größenordnungen abgenommen hat.

Die Abb. 6 zeigt die luftgetragene Aerosolmasse und die Leckagen für den Ringraum, und zwar für alle drei oben definierten Fälle.

Fall 1 mit funktionierender Ringraumabsaugung ergibt die niedrigste Leckage von 0,038 g Gesamtaerosolmasse bis zum Containmentversagen.

Fall 2 mit defektem Filter ergibt den 1000-fachen Wert von 38 g.

Fall 3 mit abgeschalteter Ringraumabsaugung ergibt eine Leckage von 2,6 g.

Zu diesen Werten kommen beim Containmentversagen die zu diesem Zeitpunkt luftgetragenen Massen aus dem Containment (3,5 g) und aus dem Ringraum (0,06 g) hinzu.

Im Vergleich zu früheren Rechnungen /4/, in denen der Rückhaltefunktion des Ringraumes kein Kredit gegeben wurde, zeigt sich jetzt, daß der Beitrag des Containmentversagens zur Gesamtleckage dominierend werden kann (Fall 1). Doch selbst in den Fällen 2 und 3, wo die Ringraumfunktion gestört ist, bleibt die Gesamtleckage weit unter den Werten, die früher ohne Ringraum erhalten wurden.

Die Rückhaltefunktion des Ringraumes ist deshalb so erheblich, weil der Verdünnungseffekt sehr groß ist. Die Containmentleckrate von 0,25 Vol.%/d entspricht einem Volumenstrom von $7,5 \text{ m}^3/\text{h}$. Im Vergleich zum Ringraumvolumen von $29\,000 \text{ m}^3$ ist das verschwindend wenig.

Der Aerosolabbau im Ringraum ist naturgemäß langsamer als im Containment, reduziert aber dennoch die aus dem Containment kommende Masse um 4 Größenordnungen von 550 g auf 0,06 g beim Containmentversagen.

Freisetzungskategorie FK2

Der Aerosoltransport geht nun über die defekten Lüftungskanäle vom Sicherheitsbehälter in den Ringraum, von dort in das Hilfsanlagegebäude und dann in die Umgebung. Den Verlauf der luftgetragenen Masse in den 3 Compartments zeigt Abb. 7, den der kumulierten Leckage Abb. 8. Es zeigt sich, daß bei Annahme einer Öffnung von 300 mm lichter Weite (dem Querschnitt der Lüftungskanäle) lediglich 17 kg Aerosol freigesetzt werden, was 0,5 % der Gesamtaerosolmasse entspricht. Bei Annahme einer 2 m^2 großen Öffnung (in etwa Größe einer Tür) vom Ringraum ins Hilfsanlagegebäude steigt dieser Wert auf 46 kg (1,3 %). Die Rückhaltewirkung des Ringraums und des Hilfsanlagegebäudes ist also auch hier beachtlich, so wird die Leckage allein durch

den Ringraum um einen Faktor 2 bis 3, durch das Hilfsanlagengebäude um einen zusätzlichen Faktor 6 bis 11 reduziert.

Dies zeigt, daß zur realistischen Risikoabschätzung dieser besonders ungünstigen Kategorie der Analyse des Aerosoltransports durch das Containmentsystem große Bedeutung zukommt, da dieses die Menge der in die Umgebung freigesetzten Aerosolpartikeln stark beeinflußt.

Literatur

- /1/ W. Schöck, H. Bunz, M. Koyro: Messungen der Wasserdampfkondensation an Aerosolen unter LWR-unfalltypischen Bedingungen
KfK 3153 (Aug. 1981)
- /2/ H. Bunz, M. Koyro, W. Schöck: NAUA-Mod3 - Ein Computerprogramm zur Beschreibung des Aerosolverhaltens in kondensierender Atmosphäre
KfK 3154 (Sept. 1981)
- /3/ H. Albrecht, H. Wild: Investigation of Fission Product Release by Annealing and Melting of LWR Fuel Pins in Air and Steam,
Topical Meeting on Reactor Safety, 2. - 6. Aug. 1981, Sun Valley, Idaho
- /4/ H. Bunz, W. Schöck: The Natural Removal of Particulate Radioactivity in an LWR-Containment during Core Meltdown Accidents
ANS/ENS Topical Meeting, Thermal Reactor Safety, Knoxville, April 7 - 11, 1980

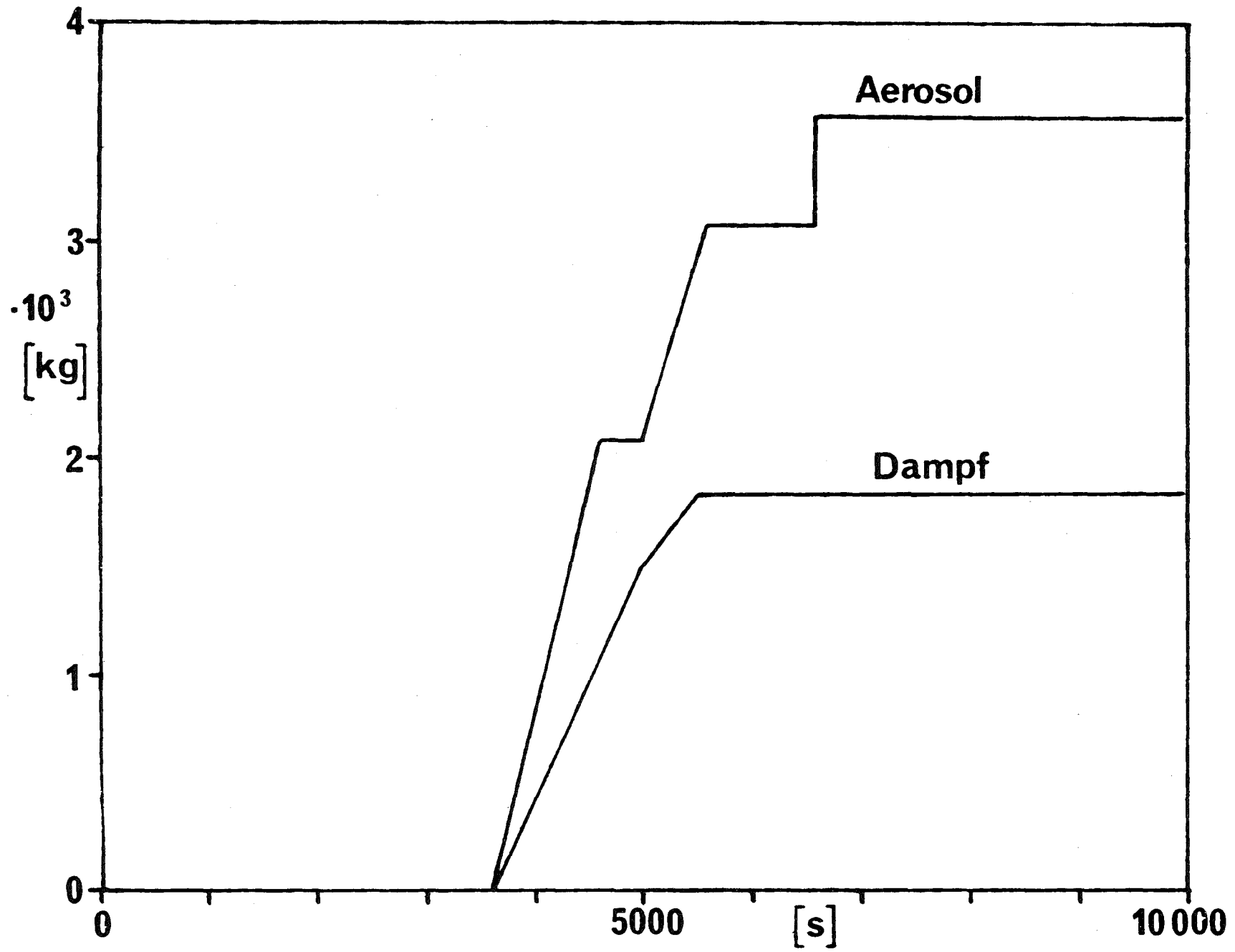


Abb. 1: Kumulierte Aerosolquellfunktion

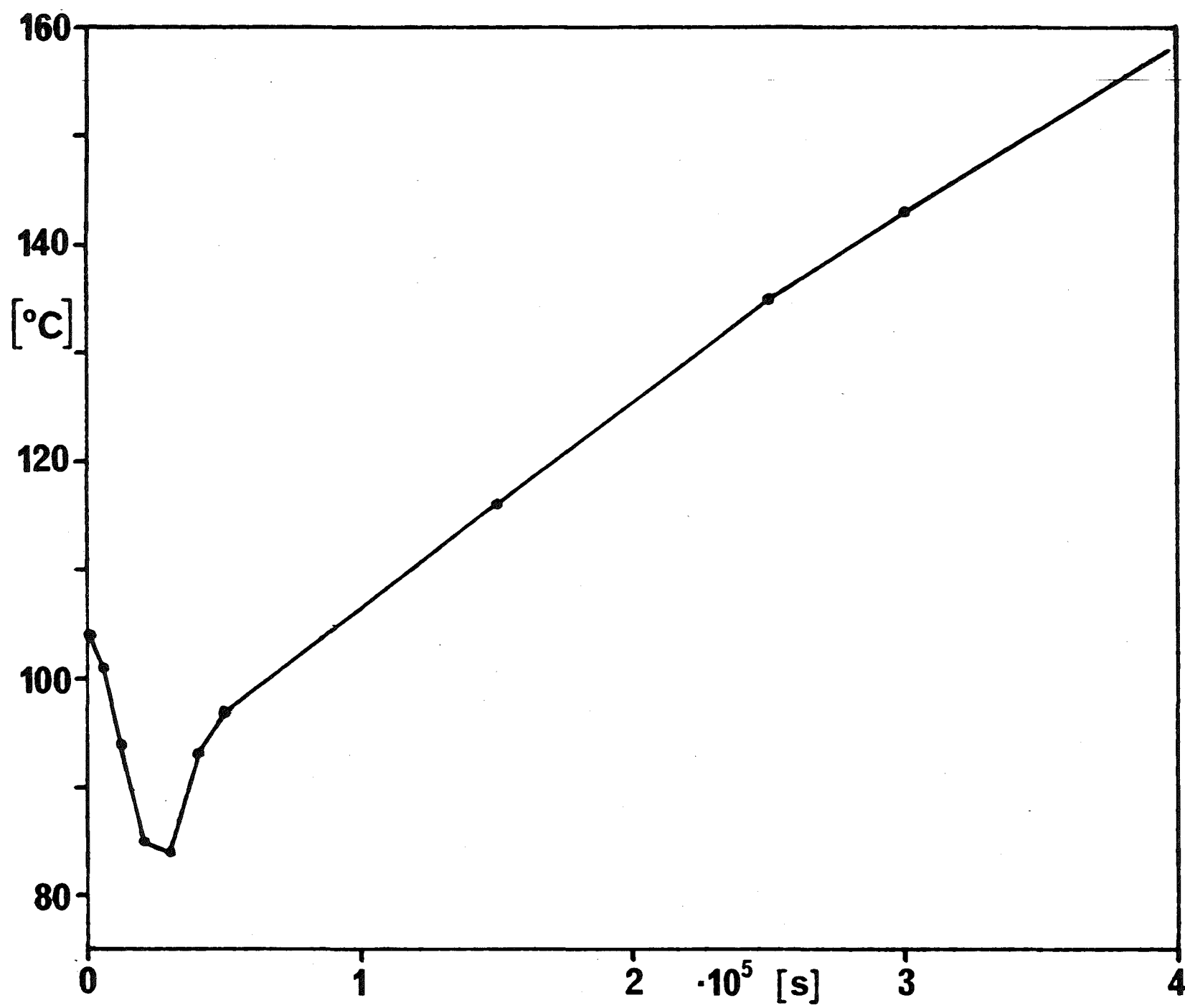


Abb. 2: Temperatur im Containment für FK6

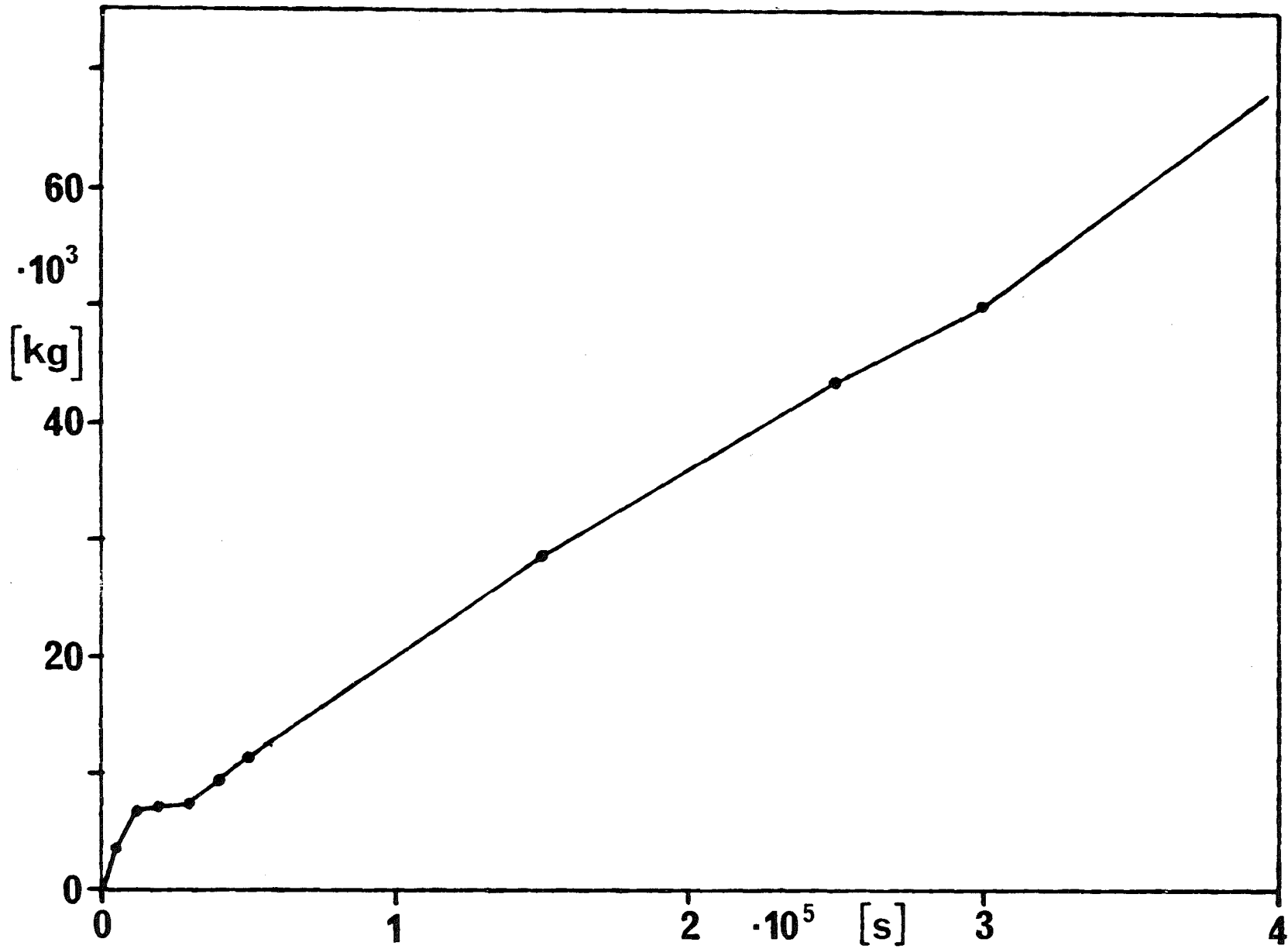
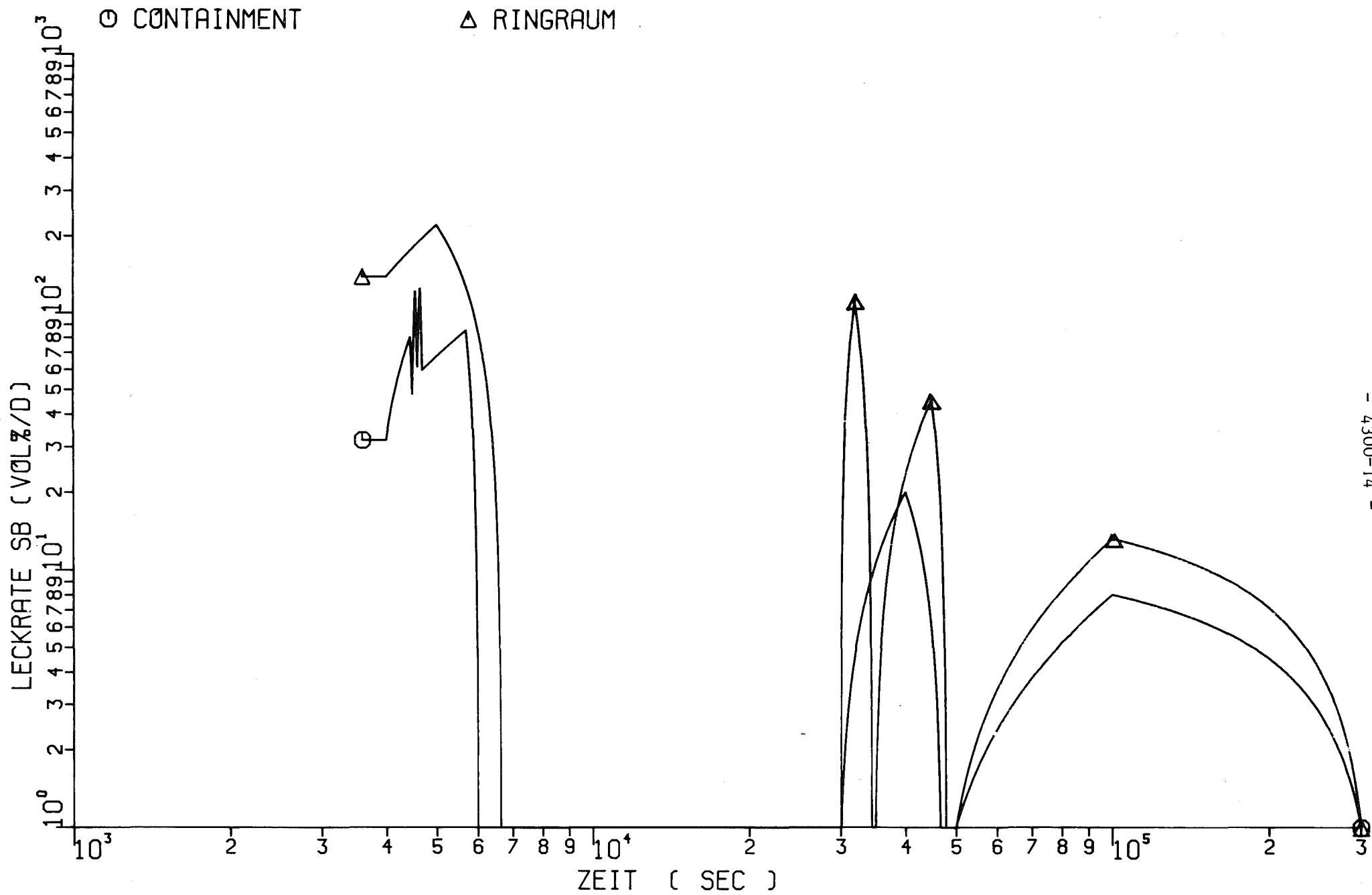


Abb. 3: Am Aerosol kondensierter Wasserdampf im Containment für FK6



- 4300-14 -

Abb. 4: Leckraten des Containments und des Ringraumes für FK2

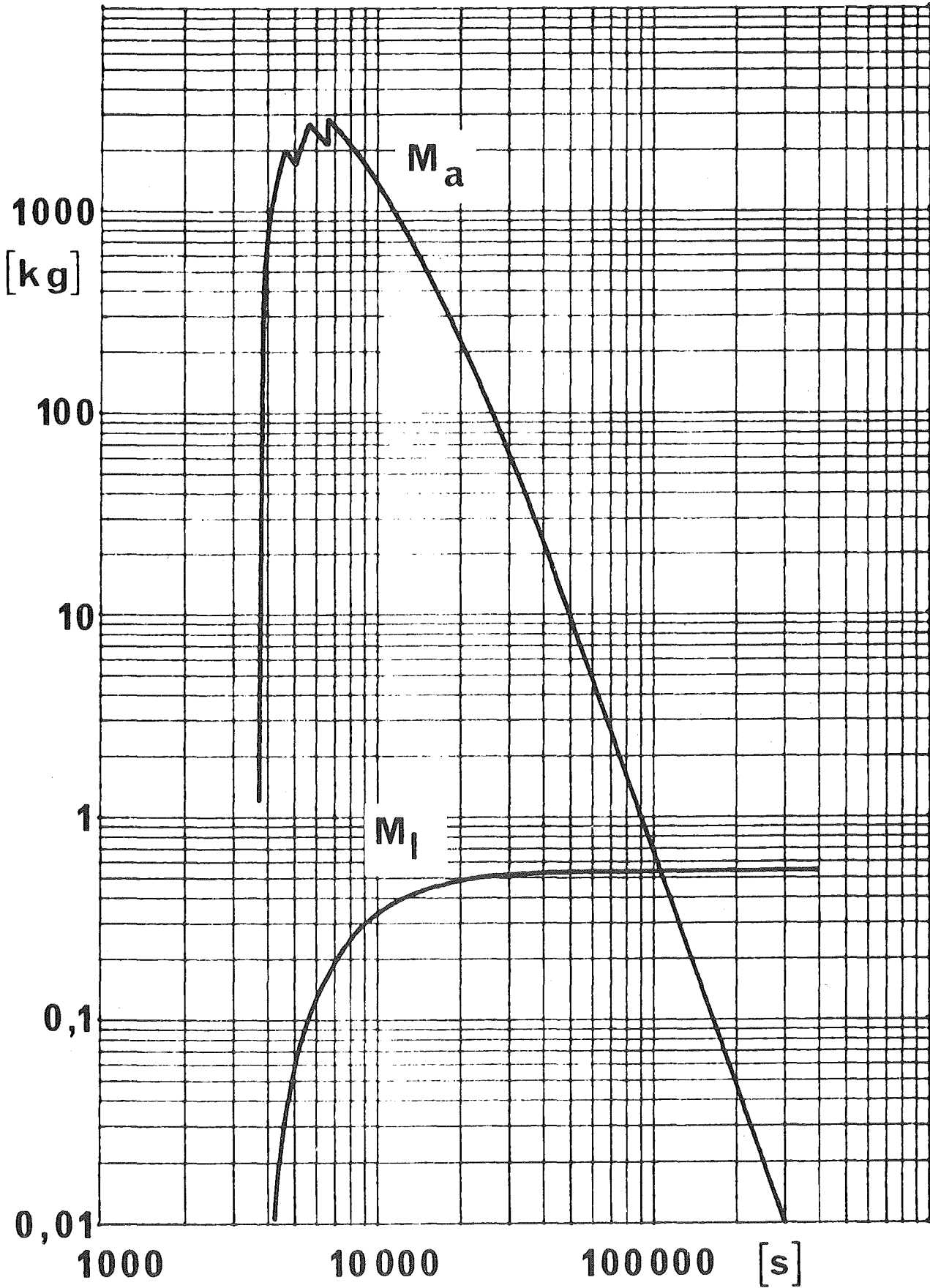


Abb. 5: Luftgetragene Masse M_a und kumulierte Leckage M_L im Containment für FK6

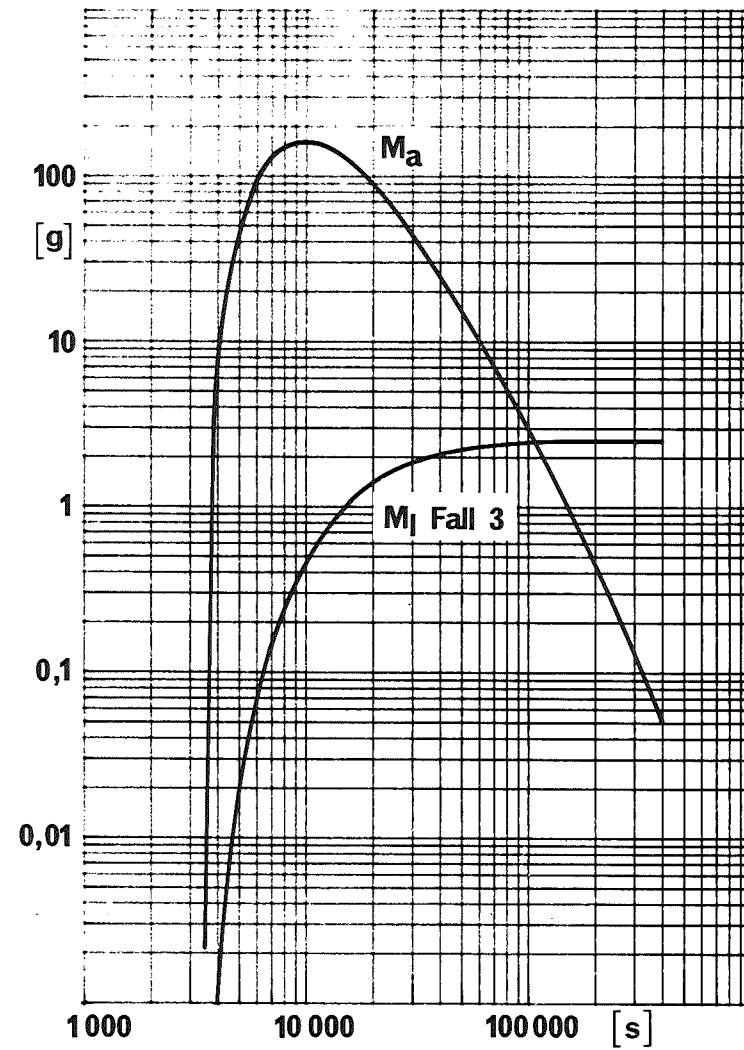
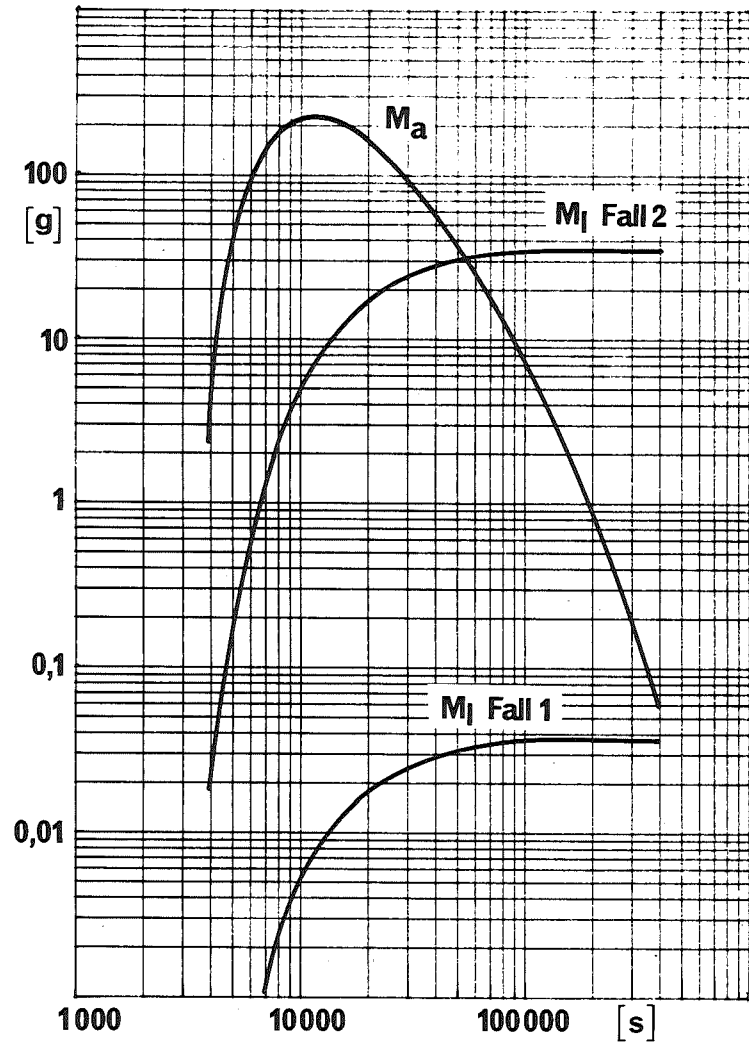
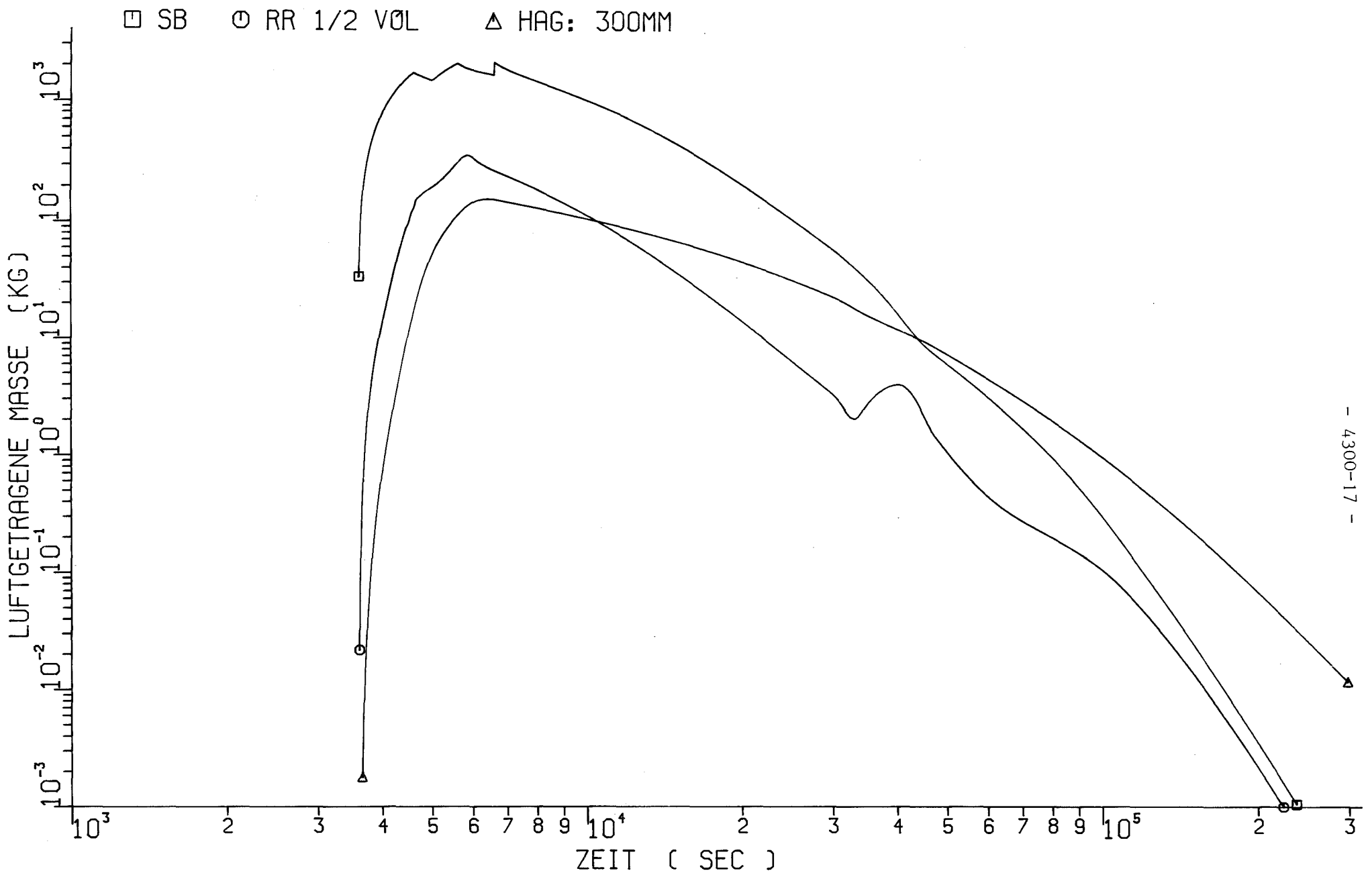


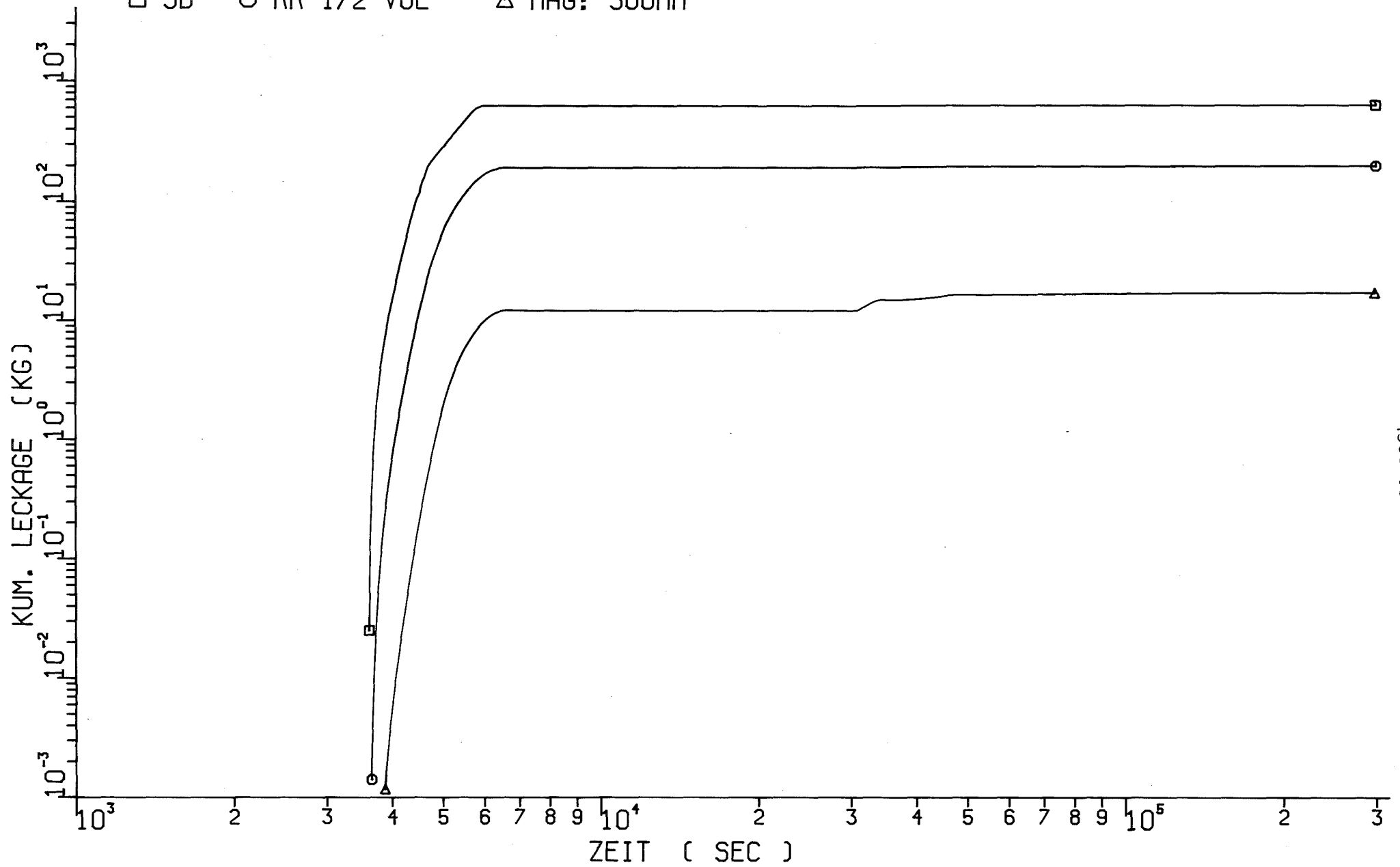
Abb. 6: Luftgetragene Masse M_a und kumulierte Leckage M_L im Ringraum für FK6



- 4300-17 -

Abb. 7: Luftgetragene Massen im Containment SB, im Ringraum RR und im Hilfsanlagen-
gebäude HAG für FK2

□ SB ○ RR 1/2 VOL △ HAG: 300MM



- 4300-18 -

Abb. 8: Kumulierte Leckagen im Containment SB, im Ringraum RR und im Hilfsanlagen-
gebäude HAG für FK2

06.01.11/18A Reaktions- und Abdampfverhalten von Corekomponenten

PNS 4314 (H. Holleck, Ch. Braun, E. Nold, G. Reiser,
G. Schlickeiser; IMF I)

Die Untersuchungen zum Reaktionsverhalten von Corekomponenten und zu dem daraus folgenden Verhalten im Hiblick auf Freisetzung laufen in 4 Schritten ab. Temperaturen von 300°C bis zum Schmelzen (ca. 2 600°C) werden berücksichtigt.

1. Thermogravimetrische Untersuchungen in inerter und oxidierender Umgebung an Einzelementen und Verbindungen.
2. Thermogravimetrische Untersuchungen in inerter und oxidierender Umgebung an Teilsystemen und Fissium.
3. Verdampfungs- und Wiederkondensationsversuche an Fissium.
4. Mikrobereichsanalyse an abgebrannten LWR-Brennstoffen vor und nach einer Wärmebehandlung.

Zu 1:

Die Untersuchungen an Einzelementen und Verbindungen sollen das Verständnis des Freisetzungsverhaltens aus dem komplexen System eines Brennstabes erleichtern und die Temperaturgrenzen definieren. Ergebnisse wurden schon im letzten Jahresbericht in Tabellenform mitgeteilt. Hier sollen die wesentlichsten Ergebnisse der Untersuchungen, die jetzt abgeschlossen sind anhand der Diagramme kurz diskutiert werden. Cs dampft in metallischem Zustand ab 600°C, als Oxid ab 700°C (vgl. Abbildung 1) als Jodid ab 640°C (vgl. Abbildung 2) stark ab. Metallisches Te dampft ab 600°C, Sb ab 500°C, TeO₂ ab 900°C ab (vgl. Abbildung 3). Die Erdalkalimetalle dampfen bis 1500°C als Oxide bzw. unter oxidierenden Bedingungen nicht ab. Im metallischen Zustand unter inerten Bedingungen dampft Ba ab 1000°C ab (vgl. Abbildung 4). Ru und Mo dampfen nur in oxidischer Form ab. Ru nur im engen Temperaturbereich von 1360 bis 1450°C (vgl. Abbildung 5) und Mo ab 750°C (vgl. Abbildung 6). Kein Abdampfen bis 1500°C zeigen die Seltenen Erden und Zr, ebensowenig wie der Brennstoff selbst (vgl. Abbildung 7). Stellt man das Sauerstoffpotential im LWR-Brennstab bei Temperaturerhöhung in Rechnung, so kann man zusammenfassend sagen, daß sich nur für die Spaltprodukte Cs, J, Te, Sb, Ag und Cd bis 1500°C thermogravimetrisch meßbare Abdampfraten ergeben.

Zu 2:

Die thermogravimetrischen Untersuchungen an gezielt ausgewählten Teilsystemen und Fissium sollten den Einfluß der wahrscheinlichsten chemischen Reaktionen in einem Brennstab auf das Abdampfverhalten klären. Hierbei wurden folgende Befunde festgestellt: naturgemäß erfolgt allgemein eine Verlangsamung des Abdampfens. In den Teilsystemen UO_2 -Zr-Ru, Mo-Ru, UO_2 -Cs-Mo konnten keine prinzipiellen Unterschiede zu den Reinsubstanzen gefunden werden (vgl. als Beispiel Abbildung 8). Quantitative Analysen an Fissiumproben vor und nach der thermogravimetrischen Analyse (vgl. Abbildung 9) waren nur beschränkt möglich, da sich ergab, daß Fissium nicht homogen genug ist, um eine gleiche Zusammensetzung in kleinen aber unterschiedlichen Bereichen der Proben zu gewährleisten und dadurch bei tiefen Temperaturen ($< 1500^\circ\text{C}$) auch unterschiedliches Reaktionsverhalten auftritt. Die dadurch nur möglichen halbquantitativen Analysen ergaben ein erheblich verzögertes Abdampfen des Jods und Cäsiums unter inerten Bedingungen bis 1200°C sowie von Molybdän unter oxidierenden Bedingungen.

Zu 3:

Die in einer speziell für Verdampfung und Wiederkondensationsversuche entwickelten Anordnung erhaltenen Abdampfprodukte aus Fissium in Zry-Kapseln wurden hinsichtlich Zusammensetzung und Menge mit Hilfe von Röntgenfluoreszenzanalyse (RFA) und der Sekundärionenmassenspektroskopie (SIMS) untersucht.

a) Befunde in der Kapsel

- Es bilden sich typische Konzentrationsprofile für Cs, J und Sb im Fissium im Innern der Kapsel.
- Reaktionszonen treten auf zwischen Zry, Cs, J, U, O. Hierdurch wird das Abdampfen insbesondere des Jods offensichtlich verzögert.
- An der Innenseite wurden mit Hilfe der Sekundärionenmassenspektroskopie folgende Verbindungen nachgewiesen: Cs,J-, CsJO-, CsCl-, Cs,U,O-, Zr,O-Zr,J-, Zr,J,O-, U,O-, U,J-, U,J,O-.

b) Befunde auf Auffängern

Die Analyse der Abdampfprodukte mit der Röntgenfluoreszenzanalyse auf gekühlten Ta-Belchen als Auffängern ergab ein konsistentes Bild hinsichtlich abdampfender Elemente, Temperaturen und Abdampfmengen (vgl. Abbildung 10). Als Hauptabdampfprodukte bis 1600°C wurden J, Cs und Cd festgestellt. In einem neuesten Versuch bei 700°C (3 Stunden), der nicht in Abbildung 10 mit aufgenommen ist, konnten ebenfalls die Elemente Cd, Cs und J eindeutig nach-

gewiesen werden. Dem unterschiedlichen Cs/J-Verhältnis in Abbildung 10 entsprechend, werden mit SIMS auf den Auffängern bei 1200°C Abdampftemperatur bevorzugt CsJ-Moleküle festgestellt, bei 1400°C dagegen nur Cs, CsO_x und etwas elementares J. Cd und Te werden in elementarer Form gefunden.

Zu 4:

Die Untersuchungen an bei 1100°C geglühtem LWR-Brennstoff mit der "heißen Mikrosonde" sind im Gange. Hierauf wird im nächsten Jahresbericht ausführlich eingegangen. Eine Schwierigkeit besteht im Zerfall des LWR-Brennstoffes beim Aufheizen.

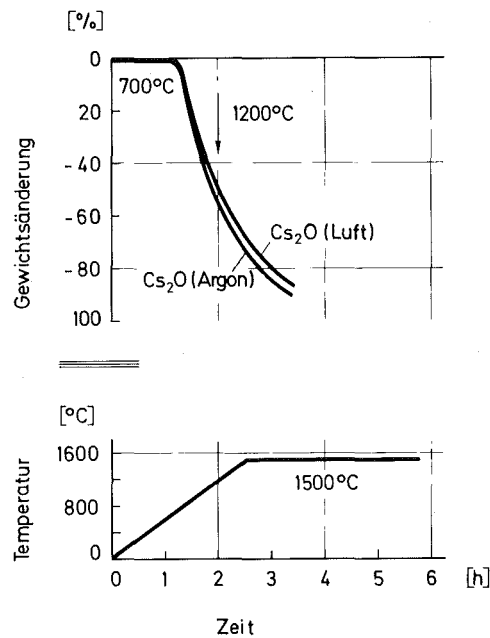


Abbildung 1: Abdampfen von Cs_2O unter inerten und oxidierenden Bedingungen.

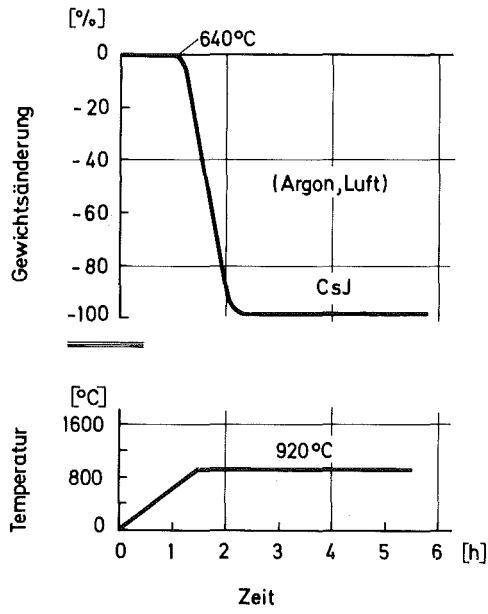


Abbildung 2: Abdampfen von CsJ unter inerten und oxidierenden Bedingungen.

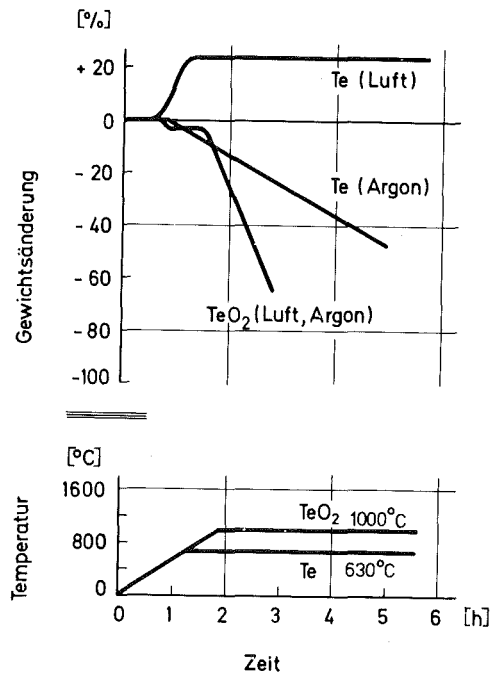


Abbildung 3: Thermogravimetrische Analyse von Te und TeO₂ unter inerten und oxidierenden Bedingungen.

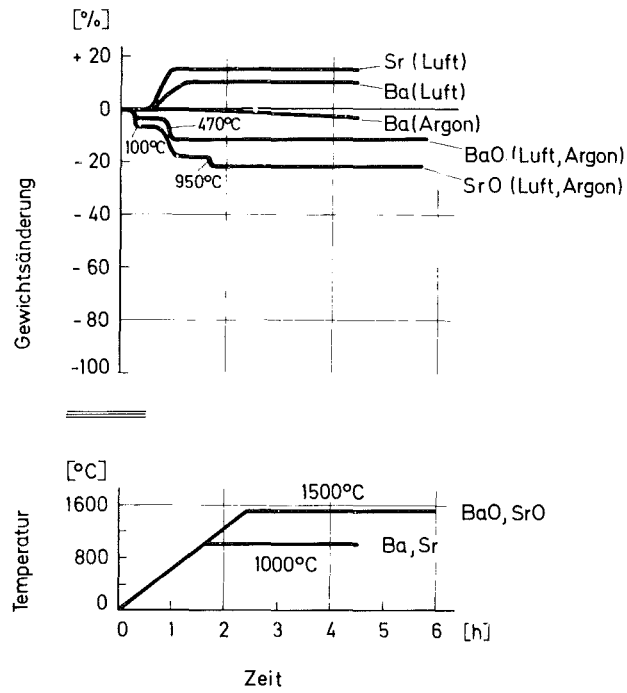


Abbildung 4: Thermogravimetrische Analyse von Ba, Sr, BaO_x und SrO_x unter inertem und oxidierenden Bedingungen. (Die Gewichtsverluste bei 100°C und 470 bzw. 950°C entsprechen der Abgabe von Feuchtigkeit bzw. überschüssigem O₂.)

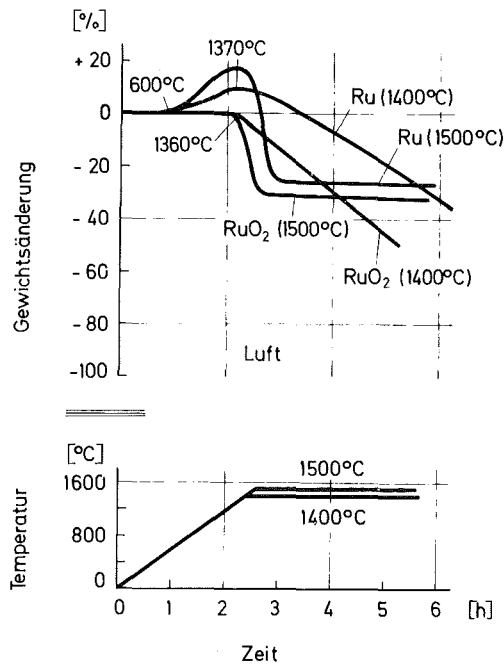


Abbildung 5: Thermogravimetrische Analyse von Ru und RuO₂ bei oxidierenden Bedingungen.

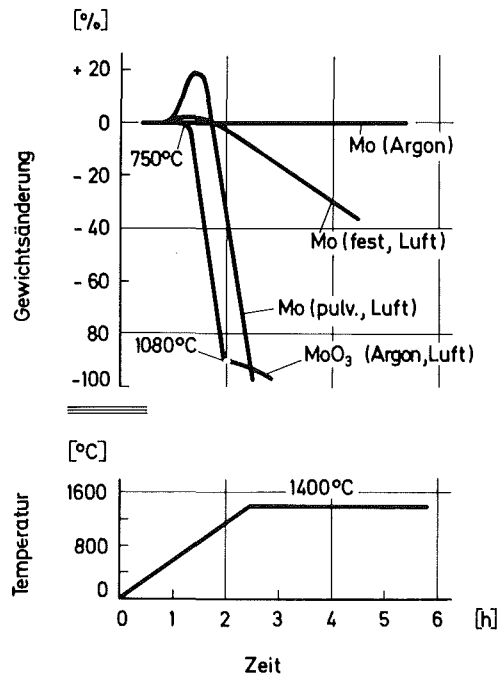


Abbildung 6: Thermogravimetrische Analyse von Mo und MoO₃ unter inerten und oxidierenden Bedingungen.

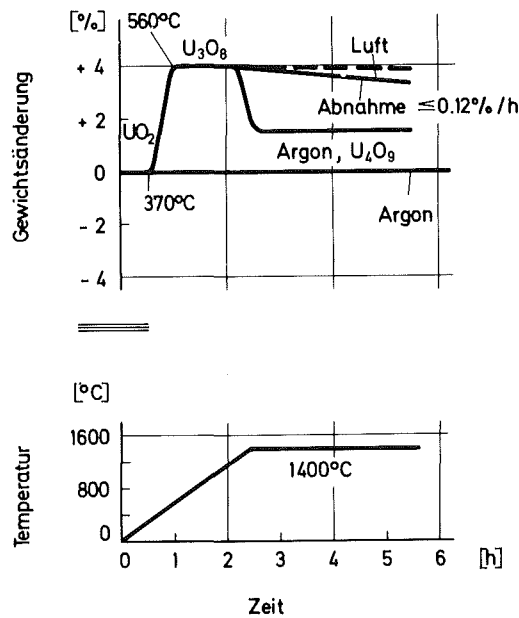


Abbildung 7: Thermogravimetrische Analyse von UO_x-Verbindungen unter inerten und oxidierenden Bedingungen.

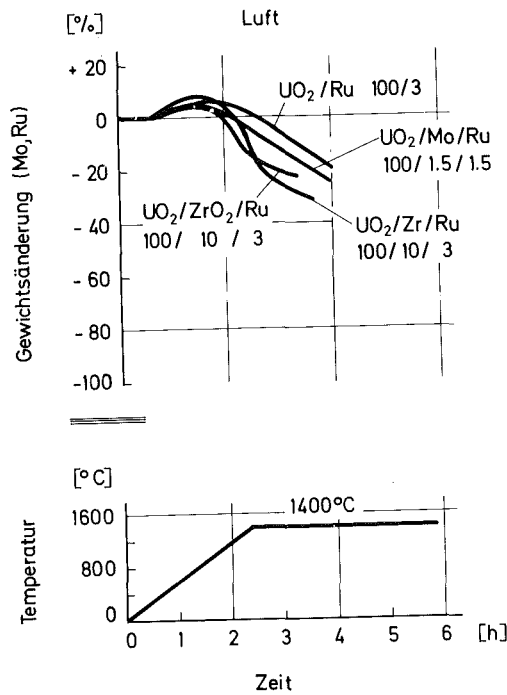


Abbildung 8: Thermogravimetrische Analyse von UO₂/Mo/Ru/Zr-Legierungen unter oxidierenden Bedingungen.

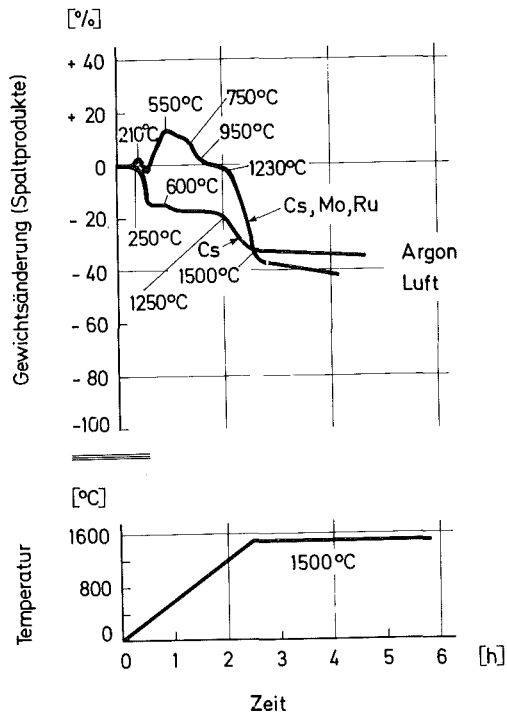


Abbildung 9: Thermogravimetrische Analyse von UO₂-Spaltprodukt-Proben (Fissium) unter inerten und oxidierenden Bedingungen.
 (89% UO_{2,11}, 0,1% J, 1,15% Cs, 0,02% Se, 0,01% Sb, 0,04% Cd, 0,2% Te, 1,3% Ru, 0,02% Ag, 0,9% BaO, 1,0% CeO₂, 3% Nd₂O₃, 1,5% ZrO₂, 0,02% Sn, 1% Mo, 0,5% Re)

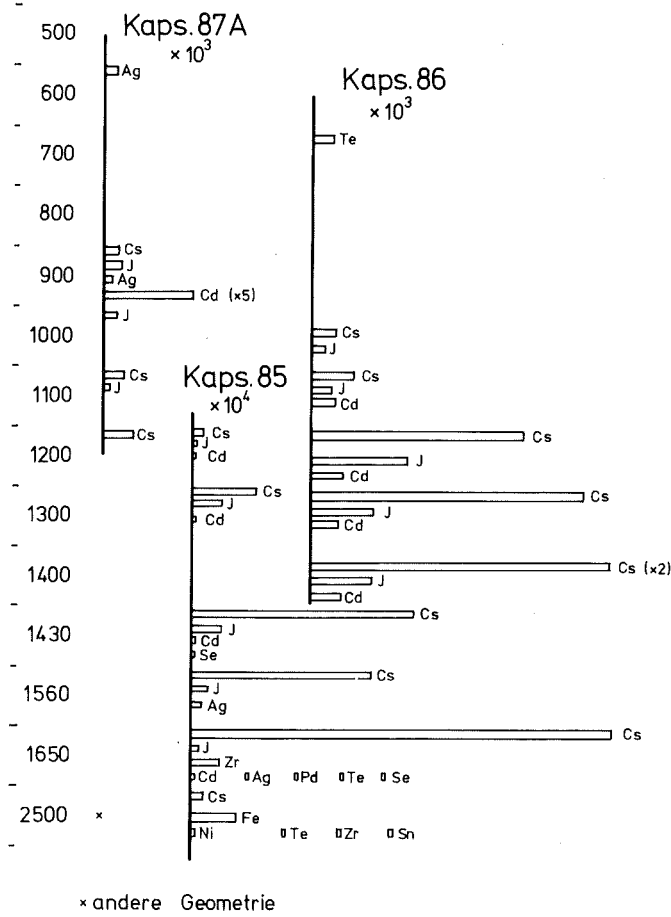


Abbildung 10: Abdampfprodukte aus Fissium (in defekter Zry-Kapsel) unter inerten Bedingungen (relative Konzentrationsangaben).

06.01.11/19A Materialkundliche Untersuchungen im Rahmen der BETA-Experimente
PNS 4317 (A. Skokan, V. Schauer, H. Janzer, G. Schlickeiser; IMF I)

Untersuchungen an Schmelzenmaterial aus BETA-Vorversuchen

Im Rahmen der BETA-Vorversuche waren verschiedene Probenahmesonden im Einsatz, die auf ihre Tauglichkeit getestet werden sollten. Zweck der Sonden ist es, während der BETA-Versuche in bestimmten Zeitabständen aus unterschiedlichen Tauchtiefen Proben aus der flüssigen Schmelze zu ziehen, die nach einer chemischen Analyse Aufschluß über die Änderungen der chemischen Zusammensetzung der Schmelze im Verlauf der Langzeitversuche geben sollen. Mit Hilfe dieser Daten sollen in Korrelation mit den Ergebnissen der Gasanalysen und der Ultraschallmessungen ergänzende Informationen über die Oxidationskinetik und die Beton-Aufschmelzgeschwindigkeit gewonnen werden. Aus dem zu einem vorgegebenen Zeitpunkt in der Oxidschmelze ermittelten Gehalt an SiO_2 kann auf die bis zu diesem Zeitpunkt integral erschmolzene Menge Beton geschlossen werden. Über die zeitliche Abnahme der Chromkonzentration in der metallischen Schmelze kann der zum jeweiligen Zeitpunkt bereits oxidierte Anteil an Chrom und damit der integral durch diese Reaktion entwickelte Wasserstoff bestimmt und mit der aus den Gasanalysen gewonnenen H_2 -Entwicklungsrate in Beziehung gesetzt werden.

Diese Kontrolldaten sind allerdings nur dann sinnvoll zu verwenden, wenn sichergestellt ist, daß die in den Tiegelschnitten beobachtete relativ scharfe Trennung in eine metallische und eine oxidische Schmelzenfraktion schon von Beginn der Versuche an vorliegt. Die Ergebnisse der Vorversuche M2A und M8 zeigen, daß dies der Fall ist (Abb. 1). In Versuch M2A wurde die Sonde 45 Sekunden nach Zündung bei einer Temperatur $> 1800^\circ\text{C}$ in einem Abstand von 8 mm oberhalb des Tiegelbodens mit metallischer Schmelze gefüllt (im Anschliff erscheint die metallische Schmelze wegen des hohen Reflexionsvermögens weiß, der schwarze Bereich unten ist eine Luftblase). In Versuch M8 füllte sich die Sonde, die 33 Sekunden nach Zündung in eine Position 145 mm oberhalb des Tiegelbodens getaucht wurde und 13 Sekunden in der Schmelze verblieb, fast vollständig mit oxidischer Schmelze. Die Menge an mitgerissener metallischer Schmelze war gering (weiße Partien im Schliffbild). Die Temperatur lag oberhalb 1840°C /1/.

Bei zunehmender Wartezeit nach Zündung ergaben sich Probleme bei der Probenahme der Oxidschmelze. So blieb eine zweite Sonde in Versuch M8 leer, die 77 Sekunden nach Zündung - bei einer Temperatur zwischen 1840 und 1680°C - 21 Sekunden lang in 145 mm Höhe getaucht war. Auch bei anderen Versuchen wurde unter ähnlichen Bedingungen die Schutzkappe der Sonde nicht aufgeschmolzen. Von IT wurden daher Versuche mit verschiedenen Probenahmekokillen durchgeführt. In Versuch M10 wurden 4 Sonden zur Materialentnahme aus der Oxidschmelze getestet:

- (1) Quarzglas-Sonde, evakuiert;
- (2) Stahl-Sonde L & H, evakuiert;
- (3) Mandolinen-Sonde Samp-O-Line, ohne Durchschmelzverschluß;
- (4) Quarzglas-Sonde, evakuiert.

Alle Sonden wurden nacheinander auf ~ 150 mm Abstand vom Tiegelboden gefahren, die beiden ersten mit 5 Sekunden, die beiden letzten mit 10 Sekunden Eintauchdauer // . Alle 4 Sonden zogen Oxidschmelze, füllten sich aber nicht vollständig. Die Präparation der Proben aus den Quarzglas-Sonden bereitete Schwierigkeiten, da diese fest am Glas hafteten. Es bestand der Verdacht, daß die Probe durch Anlösen des Glases SiO_2 aufgenommen haben könnten. Chemische Analysen konnten diese Vermutung nicht eindeutig beweisen, da bei Probe M10/1 mit dem SiO_2 -Gehalt zugleich der Anteil an CaO erhöht ist (Tab. 1). Dieser Befund könnte zum Beispiel auch durch eine lokale Anreicherung an erschmolzenem Beton erklärt werden. Bei diesem Versuch war ein leichter Anstieg in der SiO_2 -Konzentration im Verlauf des Versuches von M10/1 bis M10/4 erwartet worden. Eine solche Tendenz ist jedoch nicht eindeutig bestätigt worden, wahrscheinlich wegen der zu schnellen Aufeinanderfolge der Probenahmen.

Obwohl die Wechselwirkung zwischen Oxidschmelze und Quarzglas-Sonde nicht eindeutig bestätigt werden konnte, ist generell eine solche Reaktion - vor allem bei längerer Eintauchzeit - nicht auszuschließen. Aus diesem Grunde ist von Sonden aus Quarzglas abzusehen. Unter den Stahlsonden eignet sich die Mandolinen-Sonde "Samp-O.Line" am besten, allerdings darf sie nur offen, d.h. ohne Durchschmelzverschluß eingesetzt werden und muß mindestens 10 Sekunden in der Schmelze eingetaucht bleiben.

Bei Langzeitversuchen, die einen großen Temperaturbereich überdecken, ist generell mit Schwierigkeiten bei der Probenahme aus der Oxidschmelze zu rechnen. Die Viskosität der Oxidschmelze steigt dabei mit zunehmender Betonauf-

lösung und abnehmender Temperatur und behindert dadurch mit fortschreitender Versuchsdauer bei allen Sondentypen das Eindringen der Schmelze.

Literatur:

/1/ H. Lukitsch, unveröffentlichte Mitteilung, 1981

Probe	Gew.-%		Bemerkungen
	SiO ₂	CaO	
M10/1	33,4	9,4	Probe haftet stark an Glas
M10/2	27,6	4,5	—
M10/3	28,7	4,8	—
M10/4	28,2	4,9	Probe haftet etwas an Glas

Tabelle 1:

Chemische Analyse der Proben 1 bis 4 aus Versuch M10.

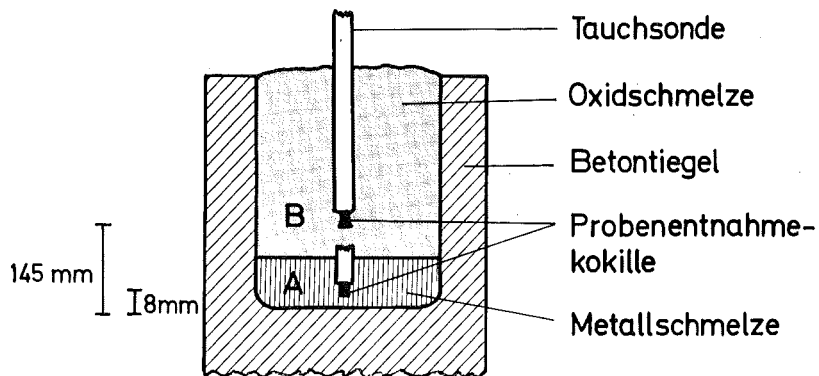
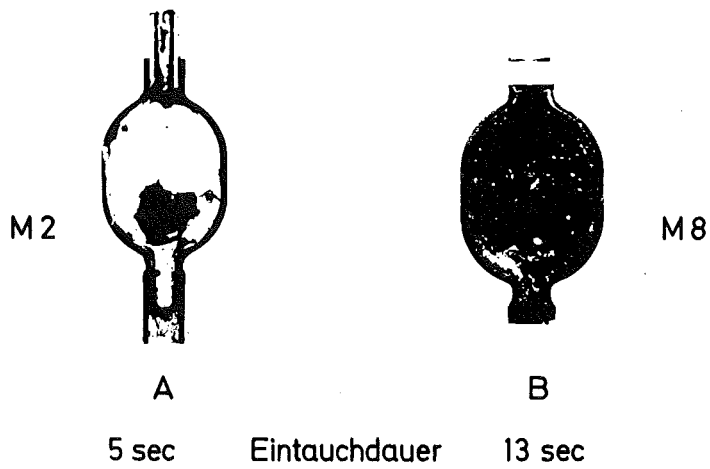


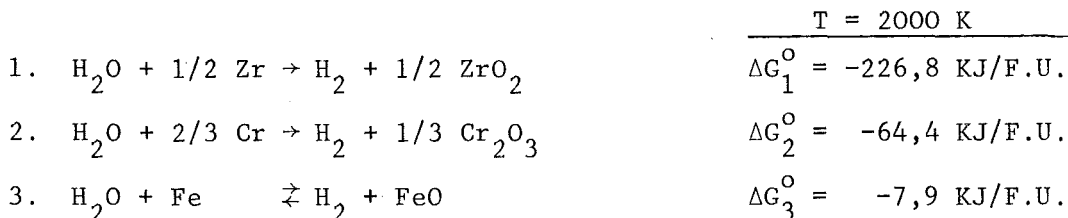
Abbildung 1: Tauchproben aus der oxidischen und metallischen Fraktion von Thermitmelzen (BETA-Vorversuche M2A und M8).

Über die Möglichkeiten der Beeinflussung der Wechselwirkung Kernschmelze-Beton

(V. Schauer)

Während der hypothetischen Wechselwirkung einer Kernschmelze mit Beton kommt es zur Wasserstoffentwicklung, die wegen des Druckaufbaus und der möglichen Knallgasbildung ein gewisses Gefährdungspotential für den Sicherheitsbehälter darstellt. Das Ziel dieses Beitrags war es anhand von thermochemischen Überlegungen zu zeigen, wie durch geeignete Betonzusammensetzung (Verwendung von Hämatit- bzw. Magnetit- und Limonitbeton) die Wasserstoff-Entstehungsrate verringert werden kann.

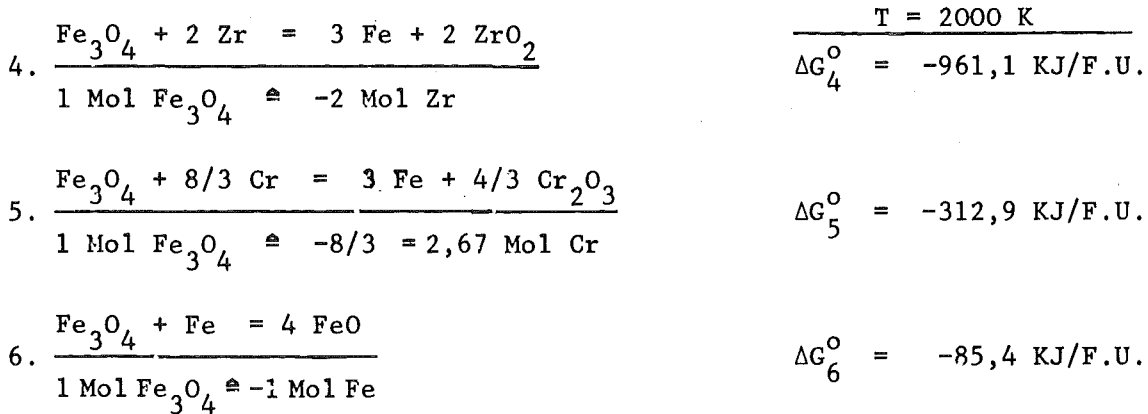
In der 4. Phase eines hypothetischen Kernschmelzenunfalls tritt die Kernschmelze mit dem Betonfundament des Sicherheitsbehälters in Wechselwirkung. Dabei kommt es zu einer thermischen Auflösung des Betons unter fortlaufender Freisetzung des im Beton gebundenen Wassers /1,2/ (vereinfacht wird hierbei die Freisetzung von Kohlendioxid nicht betrachtet). Das gasförmig freigesetzte Wasser reagiert mit der Metallschmelze und wird durch die folgenden Reaktionen zu Wasserstoff umgesetzt (Zeichenklärung am Ende):



Die zu erwartenden p_{H_2}/p_{H_2O} -Verhältnisse für die Reaktionen des Wasserdampfes mit reinen Metallen können aus Abb. 1² entnommen werden. Solange metallisches Zirkon und Chrom in der Schmelze vorhanden sind, erfolgt demnach praktisch vollständige Reduktion von Wasserdampf zu Wasserstoff. Bei der Oxidation von Eisen werden schon vergleichbare Mengen an Wasserstoff und Wasserdampf aus der Schmelze abgegeben. Ist nur noch Nickel übrig geblieben, so kommen die Oxidationsvorgänge zum Erliegen.

Weitere Oxidationsvorgänge außer den o.g. Metall-Wasserreaktionen (Gleichungen 1 bis 3) können dann stattfinden, wenn man den Beton mit oxidischem Zuschlag versieht, der ein höheres Sauerstoffpotential aufweist als das Wasser /3/. Dies trifft bei s.g. Schwerbeton /6/ der Typen Hämatit- bzw. Magnetit- und Limonitbeton zu.

Der Hämatit- bzw. Magnetit- sowie der Limonitbeton* enthalten etwa 55 Gew.% oxidisch gebundenes Eisen (Hämatit und Magnetit) /6/. Betrachtet man die Wechselwirkung einer Kernschmelze mit einem solchen Beton, so können neben der jeweiligen Metall-Wasserreaktion auch die folgenden Reaktionen stattfinden (vgl. ΔG_4^0 , ΔG_5^0 und ΔG_6^0 mit ΔG_1^0 , ΔG_2^0 und ΔG_3^0):



Die "parasitären" Reaktionen können einen Teil der Metalle an sich binden und so in Konkurrenz zu Metall-Wasserreaktionen treten. Darüber hinaus bewirkt die Zersetzung von Hämatit unter Sauerstoffabgabe ($T \geq 1735 \text{ K}$) eine zusätzliche Oxidation der Schmelze.

Überschlagsrechnungen zeigen, daß bei der Wechselwirkung Schwerbeton-Kernschmelze die metallischen Komponenten Zirkon und Chrom schneller aus der Schmelze entfernt werden (Zirkon in etwa 460 s, Chrom in etwa 1440 s, siehe Abb. 2). Gegenüber den Reaktionen dieser Metalle mit Wasserdampf allein /4/ verringert sich dadurch die freigesetzte Wasserstoffmenge um einen Faktor von etwa 7,4. Damit ist gezeigt worden, wie durch geeignete Betonzusammensetzung die Wasserstoffentwicklung verringert werden kann.

Um die Auswirkung der Betonzusammensetzung auf die Wasserstoffproduktion und damit auf die Gefährdung des Sicherheitsbehälters (Druckaufbau, Knallgasbildung) zu klären, ist es beabsichtigt, den vorhandenen Rechencode WECHSL /7/

* Das Eisenerz Limonit enthält bei sonst ähnlicher Zusammensetzung wie Hämatit und Magnetit zusätzlich etwa 10 Gew.% Kristallwasser. Ohne den Kristallwasseranteil kann für Limonitbeton näherungsweise die gleiche Zusammensetzung wie für Hämatit- bzw. Magnetitbeton angenommen werden.

in Bezug auf die "parasitären" Reaktionen (Gleichungen 4 bis 6) zu modifizieren und entsprechende Parameterstudien durchzuführen.

Zeichenklärung

- ΔG^0 - Standardwert der Freien Reaktionsenthalpie
K - Gleichgewichtskonstante
m - Masse
p - Druck
T - Temperatur (K)
 τ - Zeit
 ψ - Gewichtsanteil

Literatur

- /1/ H. Alsmeyer, L. Barleon, J. Koster, I. Michael, U. Müller, M. Reimann: "Ein Modell zur Beschreibung der Wechselwirkung einer Kernschmelze mit Beton", KfK 2395, Kernforschungszentrum Karlsruhe, Oktober 1977
- /2/ M. Reimann, K. Hassmann: "Analyse des Ablaufs hypothetischer Kernschmelzenunfälle, 7. Jahreskolloquium des Projektes Nukleare Sicherheit des Kernforschungszentrums Karlsruhe, Karlsruhe 24.-25. November 1980, KfK 3070, November 1980
- /3/ S. Dorner, K. Schretzmann, G. Schumacher: unveröffentlichte Mitteilung, Dezember 1977
- /4/ K. Hassmann, X. Jacobsen, M. Peehs, J.P. Hosemann, A. Skokan, M. Reimann, S. Dorner: "Abschätzung der H₂-Entwicklung aus der mit Beton wechselwirkender Kernschmelze", BMFT RS 237, Erlangen, März 1978
- /5/ JANAF-Thermochemical Tables, Dow Chemical Company, Midland, Michigan, August 1966
- /6/ DIN 25 413: Klassifikation von Betonen nach Elementanteilen bei Verwendung zur Neutronenabschirmung, Beuth-Verlag, Berlin, Köln, März 1976
- /7/ M. Reimann, W.B. Murfin: "The WECHSL Code, Description and Users Manual", KfK 2890, Kernforschungszentrum Karlsruhe, 1981

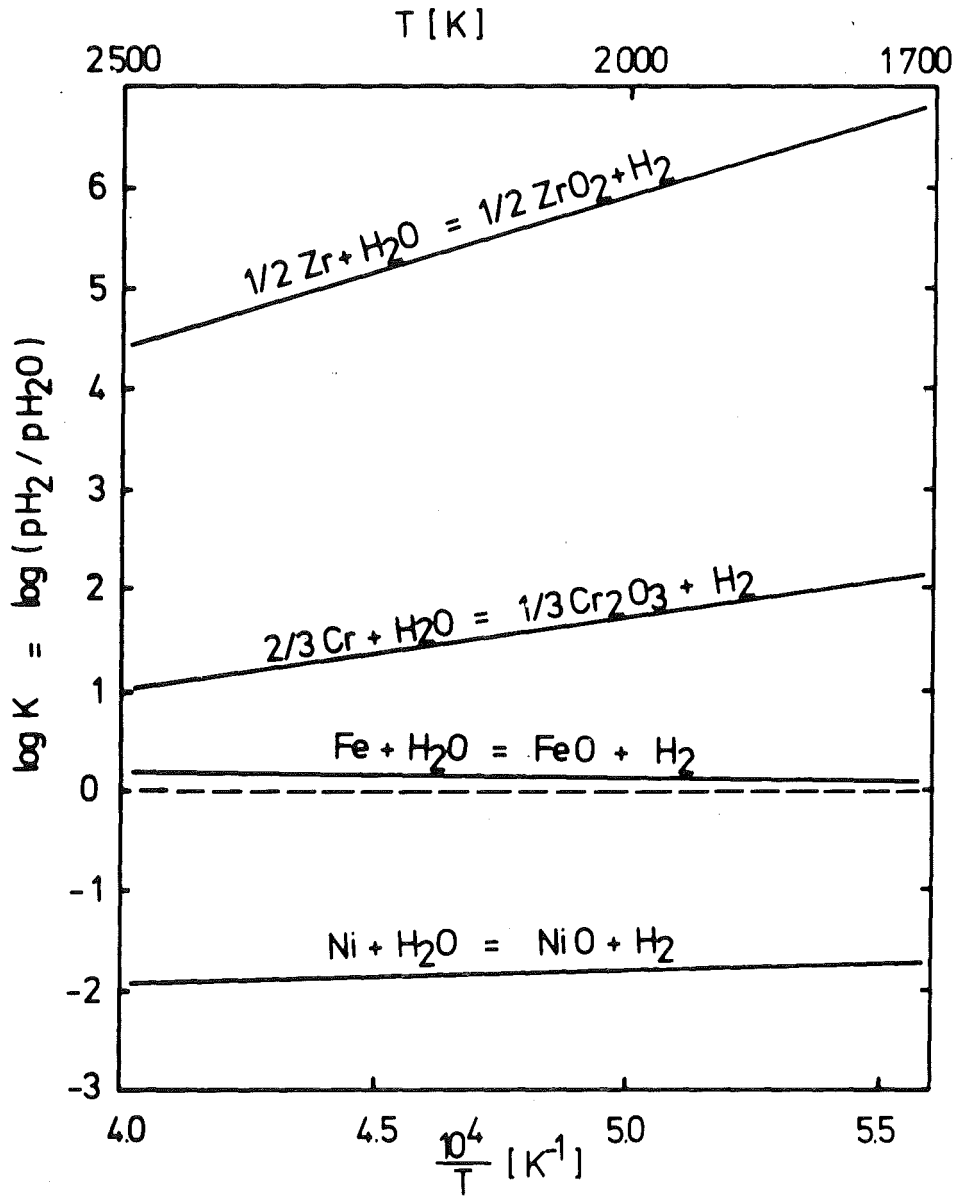


Abb.2: Gleichgewichtskonstanten bzw. Logarithmus der p_{H_2}/p_{H_2O} -Verhältnisse für einige Metall-Wasserreaktionen in Abhängigkeit von der reziproken Temperatur (berechnet nach JANAF-Tafeln /5/).

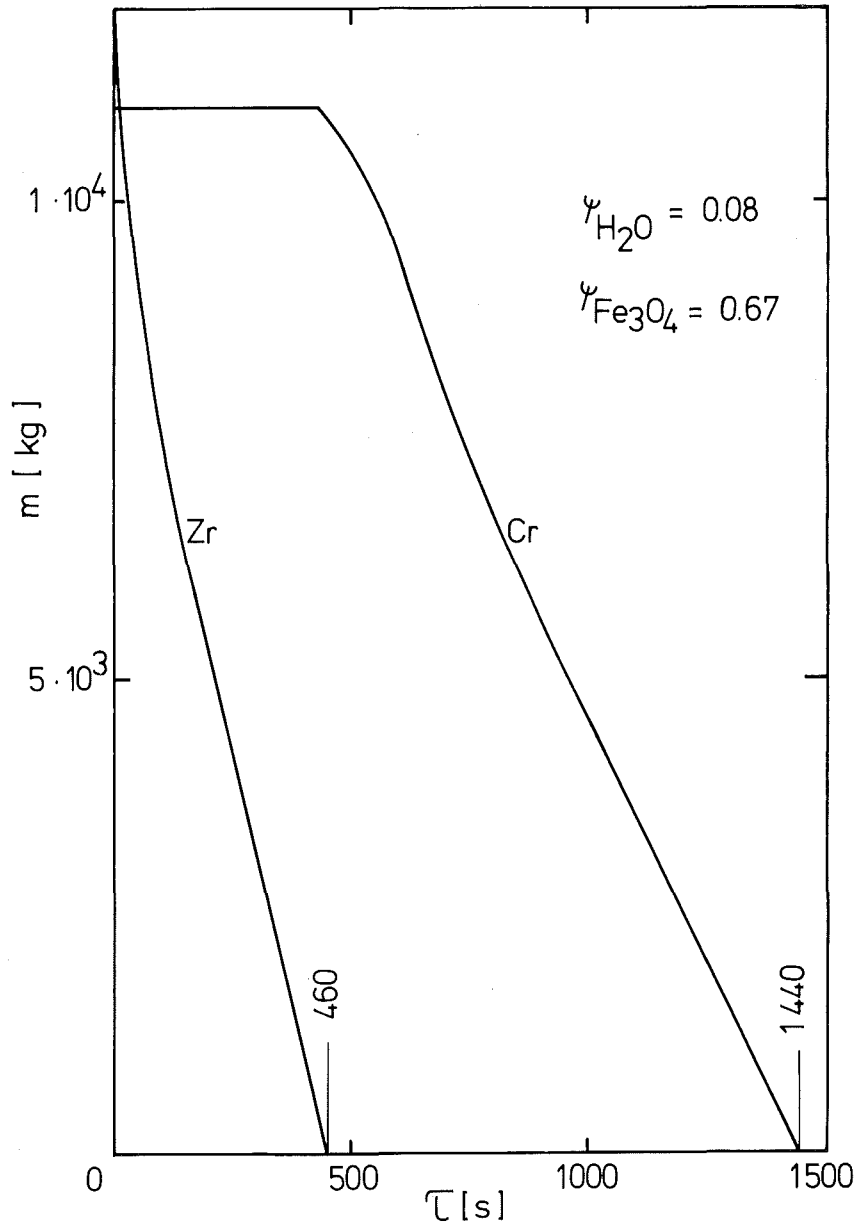


Abb.3: Wechselwirkung Kernschmelze-Schwerbeton: zeitlicher Verlauf der Abnahme von Zirkon und Chrom durch die Reaktionen dieser Metalle mit Wasserdampf und Magnetit (Schwerbeton mit 67 Gew.-% Fe_3O_4 und 8 Gew.-% H_2O).

06.01.11/20A Untersuchung der Freisetzung von Spalt- und Aktivierungs-
PNS 4315 produkten beim Kernschmelzen

(H. Albrecht, K. Nolte, V. Prech, K.H.Simon, H.Wild; IRCH)

1. Einleitung

Im Folgenden wird die Fortsetzung einer Versuchsserie an der Schmelzanlage SASCHA beschrieben, in der die Freisetzung wichtiger Spalt- und Aktivierungsprodukte in einer Wasserdampf-Atmosphäre untersucht wurde. Nachdem bis zum Ende des Jahres 1980 erste Aussagen für die Spaltprodukte J, Cs, Te, Cd, Ag und Sb vorlagen (1), sind inzwischen auch Ergebnisse für die Elemente Zr, Mo, Ru, Ba, Ce, Nd, Np, Cr, Mn, Fe, Co, Sn und In verfügbar. Sie beziehen sich hauptsächlich auf den Temperaturbereich 2200 - 2400°C, in dem die höchsten Freisetzungsraten vor dem RDB-Versagen zu erwarten sind.

Eine Anwendung der Ergebnisse bestand darin, mit Hilfe einer theoretisch ermittelten Zeit-Temperatur-Funktion für den Abschmelzverlauf des Kerns (2) eine integrale Abschätzung durchzuführen über

- die bis zum RDB-Versagen freigesetzte Aktivität
- die damit verbundene Reduzierung der Nachzerfallswärme, sowie
- die Masse der partikelförmigen Aerosol-Bestandteile.

Diese Abschätzungen werden für weiterführende Rechnungen über Transport und Ablagerung der radioaktiven Stoffe benötigt, die im Rahmen der Deutschen Risiko-Studie, Teil B, z.B. vom Laboratorium für Aerosolphysik und Filtertechnik (LAF-I) der KfK durchgeführt werden.

2. Randbedingungen der Freisetzungsversuche

Wie in früheren Berichten (1,3) ausführlicher dargestellt, wurden als Schmelz-gut jeweils 3 kurze Brennstab-Prüflinge verwendet, die aus Fissium-Pellets und einer Zirkaloy-Kapsel mit einer kleinen Druckausgleichsöffnung im Deckel bestan-den (4). Zur Simulation des Strukturmaterials wurden drei Edelstahlröhrchen (W.St. 1.4550) eingesetzt und in einigen Fällen zusätzlich ca. 10 g Absorber-material (Ag - In - Cd).

Die Freisetzung wurde nur für diejenigen Elemente quantitativ bestimmt, die im Schmelzgut als radioaktive Tracer vorlagen. Je nach der für den Nachweis nöti-gen Aktivität und den Besonderheiten der γ -Linien (Energie, Intensität, Störung durch gleichzeitig freigesetzte Nuklide aus dem ThO₂-Tiegel) waren das pro Ver-such zwischen einem und sechs Elemente.

Die Tabelle 1 ist eine Zusammenstellung der wichtigsten Versuchsparameter

Tabelle 1: Experimentelle Parameter

Schmelzgutmasse	200 - 250 g ⁺)
Zusammensetzung	40 - 50 Gew.% Stahl
	35 - 40 Gew.% UO ₂ (Fissium)
	10 - 15 Gew.% Zircaloy
simulierter Abbrand	44 000 MWd/t Uran
Maximaltemperatur	2100 - 2450°C
Atmosphäre	Wasserdampf
Dampfdurchsatz	30 l/min. ⁺)
Druck	2 bar

+) bei Versuch S - 240 galt: 143 g Schmelzgut
10 l Dampf/min

3. Ergebnisse - Teil 1: Freisetzung der im Brennstoff enthaltenen schwerflüchtigen Elemente Zr, Mo, Ru, Ba, Ce, Nd und Np.

Während es bei den früher beschriebenen Untersuchungen über die leicht- und mittelflüchtigen Spaltprodukte (J, Cs, Te, Sb, Ag) möglich war, den Freisetzungsverlauf während eines Versuches durch mehrere Meßpunkte als Funktion der Zeit anzugeben, konnten für die schwerflüchtigen Elemente wegen der geringen Freisetzung jeweils nur integrale Ergebnisse ermittelt werden⁺⁾ .

Die Heizleistung der Versuchsanordnung wurde daher so gesteuert, daß das Schmelzgut zwischen einer schnellen Aufheiz- und Abkühlphase für mindestens 5 Minuten eine konstante Maximaltemperatur annahm. Die nach dem Versuch gemessene, integral freigesetzte Aktivität ließ sich auf diese Weise einer bestimmten Temperatur zuordnen; außerdem konnten für diese Temperatur auch einzelne Freisetzungsraten bestimmt werden, die in weiterführenden Rechnungen zum Kernschmelzen Anwendung finden (vgl. Abschnitte 5 und 6).

Die Ergebnisse sind in Tabelle 2 zusammengestellt. Wie man sieht, wiesen Ba und Mo von den hier angeführten Elementen die relativ stärkste Freisetzung auf.

+) Selbst bei Tracer-Aktivitäten von mehreren mCi reichte die Empfindlichkeit der On-line-Meßanordnung für den Nachweis der Spaltprodukte neben den stark dominierenden Folgepunkten des Thoriums nicht aus.

Tabelle 2: Integrale Freisetzungsergebnisse für den Temperatur-Bereich 2300 - 2450°C (Teil1)

Element	Versuch	T (°C)	Δt bei T (min)	Freisetzung (%)
Zr	S - 228	2400	11	0,001
Mo	S - 240	2300	22	0,12
	S - 261	2300	14,3	0,053
Ru	S - 228	2400	11	0,0005
	S - 240	2300	22	0,0002
	S - 264	2450	6,5	0,0003
Ba	S - 253	2400	14	0,161
	S - 260	2400	15	0,105
Ce	S - 228	2400	11	< 0,004
Nd	S - 240	2300	12	≤ 0,002
	S - 253	2400	14	< 0,03
Np	S - 240	2300	22	0,015
	S - 261	2300	14,3	0,012

Ba lag - ähnlich wie Zr, Ce, Nd und Np - im Fission in oxidischer Form vor, Mo und Ru dagegen in metallischer Form. Die geringe Freisetzung der letztgenannten Elemente läßt darauf schließen, daß durch Reaktionen mit der Wasserdampf-Atmosphäre offenbar keine stark flüchtigen Oxide (MoO_2 , RuO_2) entstehen. Es dürfte aber wichtig sein, zu untersuchen, ob die Freisetzung von Mo und Ru auch während der Wechselwirkung einer Kernschmelze mit Beton so niedrig bleibt, weil dabei ebenfalls die Möglichkeit einer Oxidation besteht.

Zur Genauigkeit der Ergebnisse von Tabelle 2 ist folgende Bemerkung zu machen: Die nochmalige Auswertung der bereits teilweise publizierten Daten (5,6) ergab, daß es in den Freisetzungsspektren der Elemente Zr, Ru und Ce in einigen Fällen zu einer Überlagerung von γ -Linien mehrerer Nuklide kam. Da dieser Effekt nachträglich nicht quantitativ zu korrigieren ist, bleibt festzustellen, daß die

früher angegebenen Resultate in allen Fällen eine obere Grenze für die Freisetzung bilden.

Als Konsequenz aus diesem Befund wurden die Versuche S-261 und S-264 nur noch mit zwei bzw. einem Tracernuklid sowie mit erhöhter Ausgangsaktivität durchgeführt. Für Zr, Ce und Nd stehen entsprechende Wiederholungsversuche noch aus; sie können gleichzeitig eine Aussage darüber liefern, ob für diese Elemente eine ähnlich gute Reproduzierbarkeit der Ergebnisse zu erhalten ist wie bisher für Mo und Ru.

4. Ergebnisse - Teil 2: Freisetzung der Aktivierungsprodukte von Cr, Mn, Fe, Co, Ag, Cd, In und Sn

Die Messung dieser Elemente während und nach den Schmelzversuchen gestaltete sich im allgemeinen einfacher als bei den im vorigen Abschnitt behandelten Spaltprodukten, weil die relative Freisetzung um mehrere Größenordnungen höher lag.

Welche Nuklide für den Nachweis der einzelnen Elemente benutzt und in welcher physikalischen Form sie dem Schmelzgut zugefügt wurden, geht aus Tabelle 3 hervor.

Tabelle 3: Angaben zur Herstellung und Verwendung der radioaktiven Tracer

Nuklid	aktivierte Probe	Bemerkung
Cr-51	Stahlrohr	sehr hohe Aktivität im Vgl. zu Mn-54, Fe-59 und Co-60 bei der n-Aktivierung
Mn-54	a) Stahlrohr	Einsatz erst 6-8 Monate nach der Aktivierung
	b) Fe-Pulver	Herstellung: Fe-54 (n,p) Mn-54
Fe-59	a) Fe-Pulver	wird für den Versuch in eine Stahlkapsel gefüllt
	b) Stahlrohr	kann während der Freisetzung neben Cr-51 nicht on-line gemessen werden
Co-60	a) Stahlrohr	Einsatz erst ca. 4 Monate nach der n-Aktivierung (s.o.)
	b) Nickel-Pulver	Herstellung: Ni-60 (n,p) Co-60
Ag-110m	} Original Absorbermaterial (Ag-In-Cd)	
In-114m		
Cd-115		
Sn-113	} Sn-Pulver	wird für den Versuch in eine Stahl- oder Zry-Kapsel gefüllt
Sn-117m		

Die Ergebnisse der Freisetzungsversuche sind in Tabelle 4 und in den Abbildungen 1 bis 3 dargestellt. Besonders auffällig sind dabei folgende Befunde:

- a) Im Versuch S-240 wurde für Cr und Co im Vergleich zu S-253 bzw. S-259 eine sehr niedrige Freisetzung gefunden. Es stellt sich daher die Frage, ob das mit dem geringen Stahlanteil bei diesem Versuch zusammenhängt (23 g gegenüber 120 g bzw. 104 g). Wenn nämlich die geringe Stahlmasse durch den Wasserdampf vollständiger oxidiert wird, ist es naheliegend, daß die entstandenen Oxide (Cr_2O_3 und CoO) entsprechend ihrem geringeren Dampfdruck weniger freigesetzt werden als die Elemente. Die Tatsache, daß die Tracer Cr-51 und Co-60 in S-253 und S-259 nicht als Stahlbestandteile vorlagen, sondern als Bestandteile der Reinelemente in Pulverform, kann nach unserer Meinung keine Rolle spielen; denn bis 1600°C wird alles Pulver von dem geschmolzenen Stahl aufgenommen, und danach sind die Freisetzungsbedingungen die gleichen, wie wenn die Tracer von Anfang an als Stahlbestandteile vorhanden sind.
- b) Das im Absorbermaterial enthaltene Silber wird bereits bei 2100°C zu über 50 % freigesetzt und bei 2250°C sogar zu ca. 80 %. Wie die Abb. 3 zeigt, ist damit die relative Freisetzung des Absorber-Silbers etwas stärker als die des Spaltprodukt-Silbers.

Die durchschnittliche Genauigkeit der integralen Freisetzungswerte liegt bei etwa $\pm 30\%$. Eine zusätzliche Unsicherheit der Ergebnisse hängt jedoch mit den möglichen Fehlern bei den Temperatur-Angaben zusammen.

Da sich das Schmelzgut erst dann auf einer einheitlichen Temperatur befindet, wenn alle Bestandteile geschmolzen sind (das ist z.B. bei 2400°C nach etwa 6 min der Fall) ist es problematisch, schon vorher von einer repräsentativen Temperatur für den gesamten Tiegelinhalt zu sprechen.

Um trotzdem eine Bezugstemperatur anzugeben, verwendeten wir einen Wert, der um jeweils 50°C niedriger lag als die höchste im Tiegel gemessene Temperatur. Da zusätzlich auch ein systematischer Fehler der Temperaturanzeige von ca. $\pm 30^\circ\text{C}$ zu berücksichtigen ist, erscheint es plausibel, als Summe aller Unsicherheiten bei den Temperaturangaben einen Wert von $\pm 100^\circ\text{C}$ anzunehmen.

Tabelle 4: Integrale Freisetzungsergebnisse für den Temperaturbereich
2000 - 2400 °C (Teil 2)

Element	Versuch	T (°C)	Δt bei T (min)	Freisetzung (%)
Cr	S-240	2300	22	0,08
	S-253	2400	14	1,16
Mn	S-253	2400	14	17,7
	S-255	2350/2200	3/13	7,9
Fe	S-253	2400	14	1,64
	S-255	2350/2200	3/13	0,25
	S-259	2300	18	0,41
Co	S-240	2300	22	0,20
	S-253	2400	13	1,22
	S-259	2300	18	0,41
Ag	S-256	2000/2100	8,5/9	53
	S-258	2250	13	79
Cd	S-255	2000/2100	8,5/9	67
	S-258	2250	13	95
Sn	S-255	2350/2200	3/13	7,2
	S-260	2400	14	24,2
In	S-256	2000/2100	8,5/9	59
	S-258	2250	13	81

Als Rückwirkung auf die Freisetzungsaussagen ergibt sich daraus, daß diese mit einem Unsicherheitsfaktor von 2-3 verbunden sein können, soweit sie sich auf eine bestimmte Temperatur beziehen (vgl. dazu auch Abschnitt 5).

5. Freisetzungsraten

Um die Freisetzungsergebnisse für verschiedene Zeitabläufe eines Kernschmelzenunfalls anwenden zu können, werden die integralen Meßergebnisse für Zeitintervalle mit konstanter Temperatur in Freisetzungsraten umgerechnet. Man setzt dabei voraus, daß die freigesetzte Aktivität ΔA eines Elementes nur von 3 Größen abhängt, nämlich von

Δt = Dauer des Zeitintervalls bei $T = \text{const.}$

A_0 = Aktivität zu Beginn von Δt und

α = Freisetzungsratenrate mit $\alpha = \alpha(T)$

Damit gilt
$$\Delta A = A_0 \cdot (1 - e^{-\alpha \Delta t}) \quad (1)$$

Mit
$$A = A_0 - \Delta A \quad (2)$$

folgt daraus
$$\alpha = \frac{1}{\Delta t} (\ln A_0 - \ln A) \quad (3)$$

Für $\Delta A \ll A$, A_0 gilt
in guter Näherung:

$$\alpha = \frac{\Delta A}{A_0 \cdot \Delta t} \quad (4)$$

Eine Anwendung der Formeln (3) und (4) auf die Ergebnisse der Tabellen 2 und 4 liefern die in Tabelle 5 zusammengestellten Freisetzungsraten für die jeweiligen Versuchstemperaturen.

Um nun für $T = 2400^\circ\text{C}$ einen möglichst vollständigen Datensatz zu erhalten, wurden in der 4. Spalte der Tabelle für diese Temperatur gerundete und z.T. extrapolierte "Best-estimate"-Werte angegeben.

Für M_o und N_p wurde dabei die einfache Annahme verwendet, daß die Freisetzungsratenrate wie der Dampfdruck vieler Elemente bei einer Temperatur-Erhöhung um 100°C näherungsweise um den Faktor 2 ansteigt (7). Für Ce und Nd wurde einheitlich eine Rate von $0,001\ \%/min$ angenommen; in ähnlicher Weise wurde auch für Cr , Fe und Co ein "gemittelter" Wert von $0,1\ \%/min$ angesetzt.

Tabelle 5: Freisetzungsraten

Element	T (°C)	α (% · min ⁻¹)	α_{2400} (% · min ⁻¹)*)
Zr	2400	0,0001	0,0001
Mo	2300	0,0046	0,01
Ru	2300	0,00001	0,0001
	2400	0,000045	
	2450	0,000046	
Ba	2400	0,0092	0,01
Ce	2400	<0,0004	0,001
Nd	2300	≤0,0002	0,001
	2400	<0,002	
Np	2300	0,0005	0,001
Cr	2300	0,004	0,1
	2400	0,083	
Fe	2300	0,023	0,1
	2400	0,12	
Co	2300	0,05	0,1
	2400	0,09	
Mn	2400	1,39	1,4
Sn	2400	2,0	2,0
Ag	2050	4,3	≥20
	2250	12,0	
In	2050	5,1	≥20
	2250	12,8	
Cd	2050	6,3	≥30
	2250	23,0	

*) Best-estimate-Werte für T = 2400 °C

6. Abschätzung der aus dem Kern freigesetzten Integralwerte für die Aktivität, die Nachwärme und die Aerosolmasse

Im Folgenden wird ein DWR-Kernschmelzen-Unfall betrachtet, bei dem nach einem 2F-Bruch einer Hauptkühlmittelleitung die Hoch- und Niederdruckeinspeisung des Notkühlsystems funktionieren, aber die Umschaltung auf den Sumpf-Umwälzbetrieb versagt. Für diesen Fall ergibt sich nach K. Hassmann /2/ der in Abb. 4 dargestellte Zeitverlauf für die mittlere Kerntemperatur und den Wasserspiegel im RDB.

Für eine Abschätzung der integralen Freisetzung werden die beiden Aufheizphasen bis zum RDB-Versagen durch 2 Zeitintervalle von jeweils 15 min Dauer bei 2200 °C und 2400 °C ersetzt. Aus der Abbildung wird deutlich, daß durch dieses Vorgehen die Gesamtfreisetzung eher über - als unterschätzt wird.

a) Aktivitätsfreisetzung

Die relative Aktivitätsfreisetzung $\frac{\Delta A}{A_0}$ bis zum RDB-Versagen läßt sich anhand der im vorigen Abschnitt beschriebenen Gleichungen wie folgt berechnen:

$$\frac{\Delta A}{A_0}(\%) = 100 \cdot (1 - \exp. \{ \frac{15}{100} (\alpha_{2200} + \alpha_{2400}) \}), \quad (5)$$

wobei α_{2200} bzw. α_{2400} die für 2200 °C bzw. 2400 °C gültigen Freisetzungsraten in $[\%/\text{min}]$ bedeuten. Die entsprechenden Zahlenwerte sind dem PNS-Jahresbericht 1980 (1) und der Tabelle 5 zu entnehmen. In den Fällen, in denen keine Werte für α_{2200} zur Verfügung standen, wurden sie über die Relation

$$\alpha_{2200} = 0,5 \cdot \alpha_{2300} = 0,25 \cdot \alpha_{2400}$$

abgeschätzt (vgl. Abschnitt 5).

Die Tabelle 6 zeigt nun das Ergebnis einer Rechnung für die Aktivitätsfreisetzung, die sich aus der Betrachtung 11 verschiedener Gruppen von Spaltprodukten und Transuranen ergibt. Aus der letzten Zeile der Tabelle geht hervor, daß nach 2 Stunden insgesamt 16 % des radioaktiven Inventars aus dem Kern freigesetzt werden; der weitaus größte Teil davon, nämlich

Tabelle 6: Aktivitätsfreisetzung bis zum RDB-Versagen

Inventar ^{*)}		Freisetzung	
Element	Aktivität (Ci) (t = 2 h)	rel. (%)	abs. (Ci)
Kr, Xe	3,4 E8	100	3,4 E8
I, Br	6,8 E8	100	6,8 E8
Cs, Rb	1,0 E8	100	1,0 E8
Te, Se	1,1 E8	80	8,8 E7
Sb	4,5 E7	53	2,4 E7
Sr, Ba	5,6 E8	0,2	1,1 E6
Mo, Tc	3,3 E8	0,2	6,6 E5
Ru, Rh, Pd	5,9 E8	0,002	1,2 E4
Y, Zr, Nb	1,2 E9	0,002	2,4 E4
La, Ce, Pr, ...	1,5 E9	0,02	3,0 E5
Np, Pu, Am, Cm	2,2 E9	0,02	4,4 E5
Summe	7,7 E9		1,2 E9

^{*)} Inventar-Berechnung mit ORIGEN für Biblis B;

Abbrand: je 1/3 des Kerns 10 000/19 000/33 500 MWd/t Uran

über 15,9 %, entfällt auf die leichtflüchtigen Elemente, d.h. die ersten 5 Gruppen der Tabelle.

Besonders wichtig ist nun die Feststellung, daß diese Freisetzung schon vorwiegend im ersten 15-min-Intervall bei 2200 °C erfolgt. In dieser Phase können nämlich schon 95 - 100 % der 3 ersten Elementgruppen sowie 45 % des Tellurs und 17 % des Antimons freigesetzt werden. Insofern ist die 2. Aufheizphase (die durch das zweite 15-min-Intervall berücksichtigt wird) sowohl für die genannten Elemente als auch nahezu für die gesamte Aktivitätsfreisetzung nur dann von wesentlicher Bedeutung, wenn

- die hier für das 1. Intervall berechnete Freisetzung zu hoch ist oder
- vor dem RDB-Versagen große Teile des Kerns eine wesentlich höhere Temperatur annehmen als 2400 °C.

b) Freisetzung von Nachwärmequellen

Die beiden 15-Minuten-Intervalle von Abb. 4 können in ähnlicher Weise benutzt werden, um die mit den Spaltprodukten freigesetzte Nachwärmeleistung abzuschätzen.

Dem integralen Aktivitätsinventar von $7,7 \cdot 10^9$ Ci (vgl. Tabelle 6) entspricht eine Nachwärmeleistung von $3,6 \cdot 10^7$ Watt. Die den freigesetzten Spaltprodukten entsprechende Zerfallsleistung beträgt $1,1 \cdot 10^7$ Watt, d.h. 30 % des vorhandenen Inventars an Wärmequellen. Ähnlich wie oben geht auch die Freisetzung der Nachwärmeleistung wieder fast ausschließlich auf das Konto der leichtflüchtigen Elemente.

c) Masse der partikelförmigen Aerosol-Bestandteile

Das Transport- und Ablagerungsverhalten der aerosolförmigen, radioaktiven Freisetzungsprodukte wird in starkem Maße durch die integrale Masse der Luft- bzw. Wasserdampf-getragenen Aerosolpartikeln bestimmt. Da der weit- aus überwiegende Anteil dieser Masse aus inaktiven Stoffen besteht, sind hier v.a. Freisetzungsrechnungen für die Elemente der Struktur- und Hüllwerkstoffe sowie für den Brennstoff durchzuführen.

Für diese Rechnungen wurde das folgende Masseninventar benutzt:

Brennstoff (UO ₂)	115 t
Zircaloy	32 t
Stahl	30 t
Inconel	1,7 t
Absorber (Ag-In-Cd)	2,3 t

Die Ergebnisse zeigen, daß die bis zum RDB-Versagen gebildete Aerosolmasse in der Größenordnung von 3 t liegt.

7. Vergleich der Ergebnisse mit WASH-1400

Die Tabelle 7 zeigt einen Vergleich der in der amerikanischen Reactor Safety Study (WASH-1400) verwendeten Freisetzungsdaten mit den hier ermittelten Werten (vgl. auch Tab. 6).

Tabelle 7: Vergleich der integralen Freisetzungsdaten mit WASH-1400

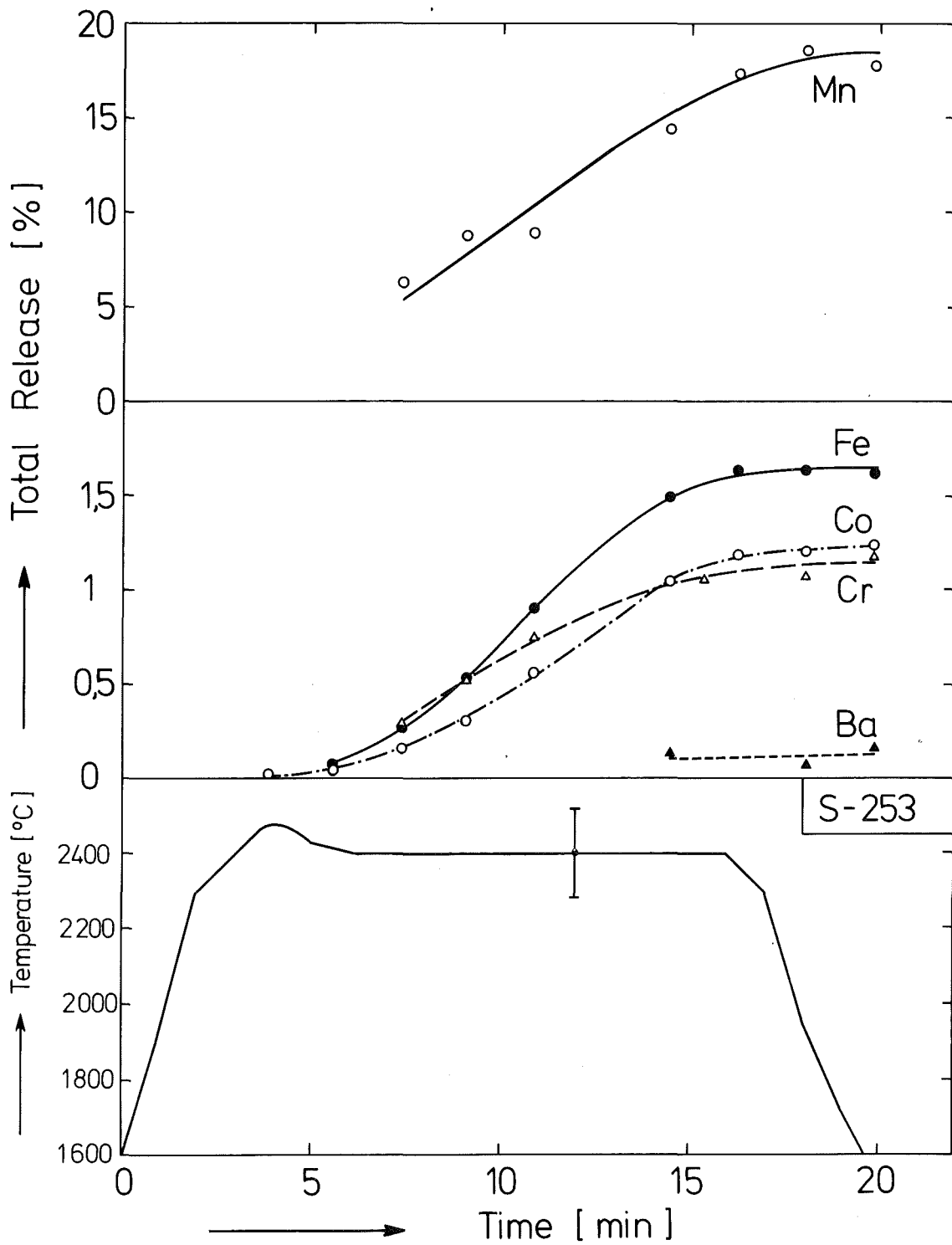
Element	Freisetzung bis zum RDB-Versagen (%)	
	WASH-1400	IRCH/PNS
Xe, Kr	90	100
I, Br	100	100
Cs, Rb	81	100
Te, Se	15	80
Sb	15	53
Sr, Ba	10	0,2
Mo, Tc	3	0,2
Ru, Rh, Pd	3	0,002
Y, Zr, Nb	0,3	0,002
La, Ce, Pr, ...	0,3	0,02
Np, Pu, Am, Cm	0,3	0,02

Die Gegenüberstellung zeigt, daß in WASH-1400 die Freisetzung der relativ leichtflüchtigen Elemente Te und Sb möglicherweise unterschätzt wurde, während sie bei allen schwerer flüchtigen Elementen wahrscheinlich überschätzt wurde.

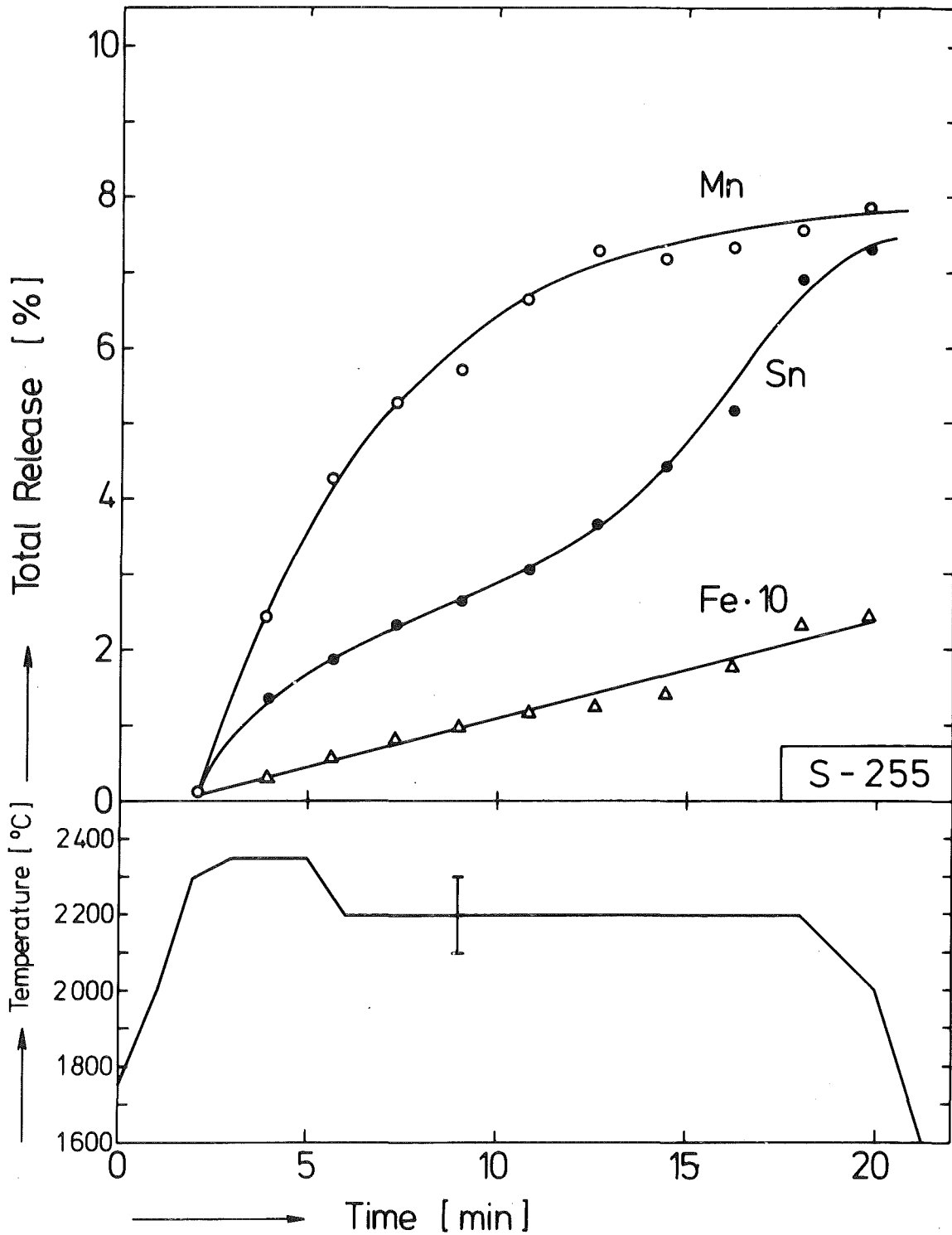
Ein Grund für diese Unterschiede kann darin liegen, daß die Autoren von WASH-1400 höhere Temperaturen für die Kernschmelze annahmen, nämlich Werte in der Nähe der Schmelztemperatur von UO_2 (~ 2800 °C), während man heute aufgrund neuerer Untersuchungen über das Schmelzverhalten von Corium davon ausgeht, daß die mittlere Temperatur der Schmelze im RDB nicht über 2400 °C ansteigt.

Literatur:

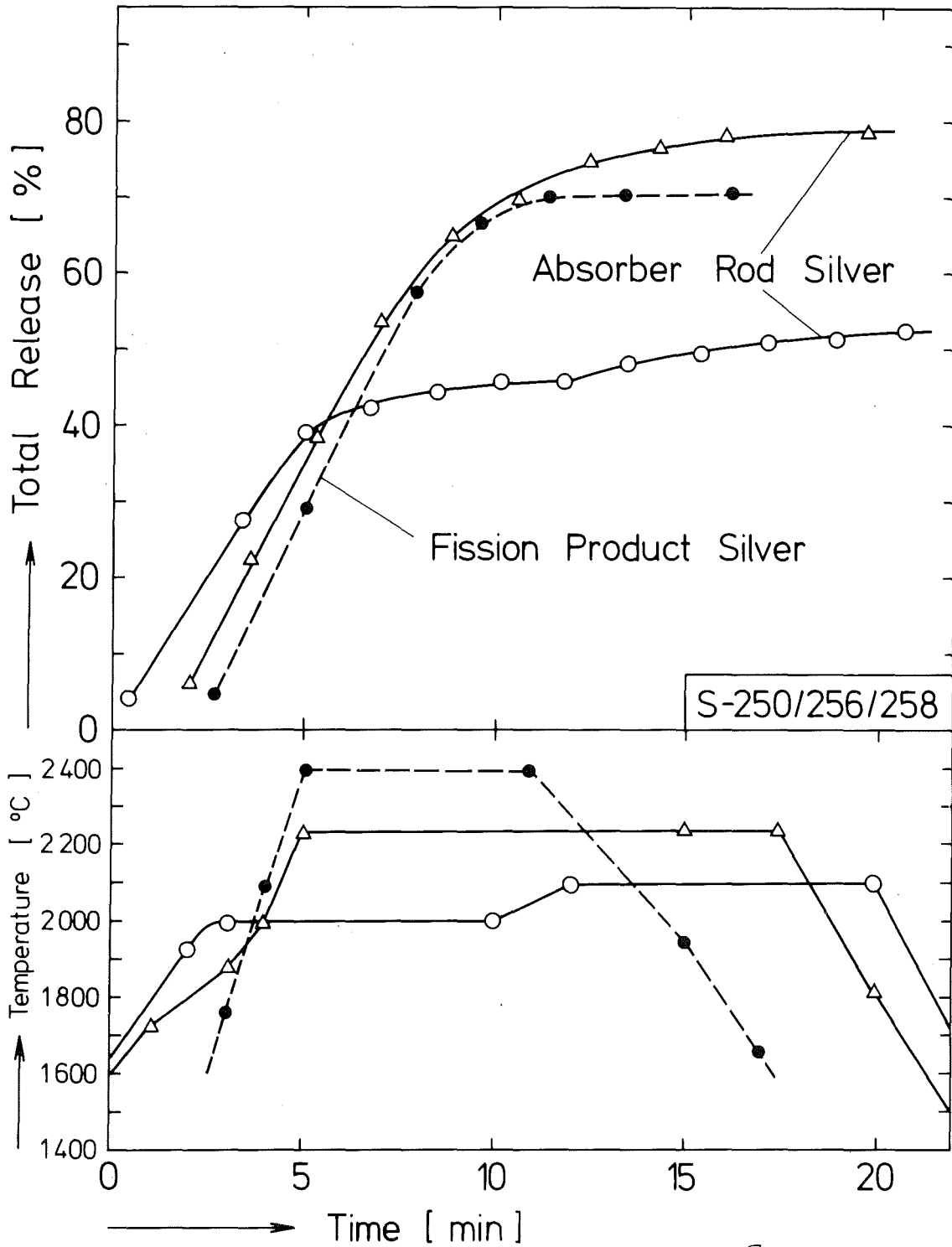
- /1/ H. Albrecht, K. Nolte, H. Wild: Untersuchung der Freisetzung von Spalt- und Aktivierungsprodukten beim Kernschmelzen, PNS-Jahresbericht 1980, KfK-2950, p. 4300-34 ff
- /2/ K. Hassmann, KWU-Erlangen, persönliche Mitteilung
- /3/ H. Albrecht, V. Matschoß, K. Nolte, H. Wild: Untersuchung der Freisetzung von Spalt- und Aktivierungsprodukten beim Kernschmelzen, PNS-Halbjahresbericht 1978/2, KfK-2750 (1979) p. 4300-24 ff
- /4/ J. Schreibmaier, V. Matschoß, H. Albrecht, A. Mack: Herstellung von Kernbrennstoff mit simuliertem Abbrand (Fission) an der Anlage FIFA, KfK 2991 (1980)
- /5/ H. Albrecht, H. Wild: Investigation of Fission Product Release by Annealing and Melting of LWR Fuel Pins in Air and Steam; ANS/ENS Topical Meeting on Reactor Safety, Aug. 2-6, 1981, Sun Valley, Idaho
- /6/ H. Albrecht: Versuche zur Erfassung und Begrenzung der Freisetzung von Spalt- und Aktivierungsprodukten beim Kernschmelzen, GRS-Fortschrittsbericht über die vom BMFT geförderten Vorhaben zur Reaktorsicherheit, GRS-F-110 (Sept. 1981) p. 161
- /7/ R. Loebel: Vapor Pressure of the Elements, Handbook of Chemistry and Physics, 62nd Edition 1981/82, p. D-193



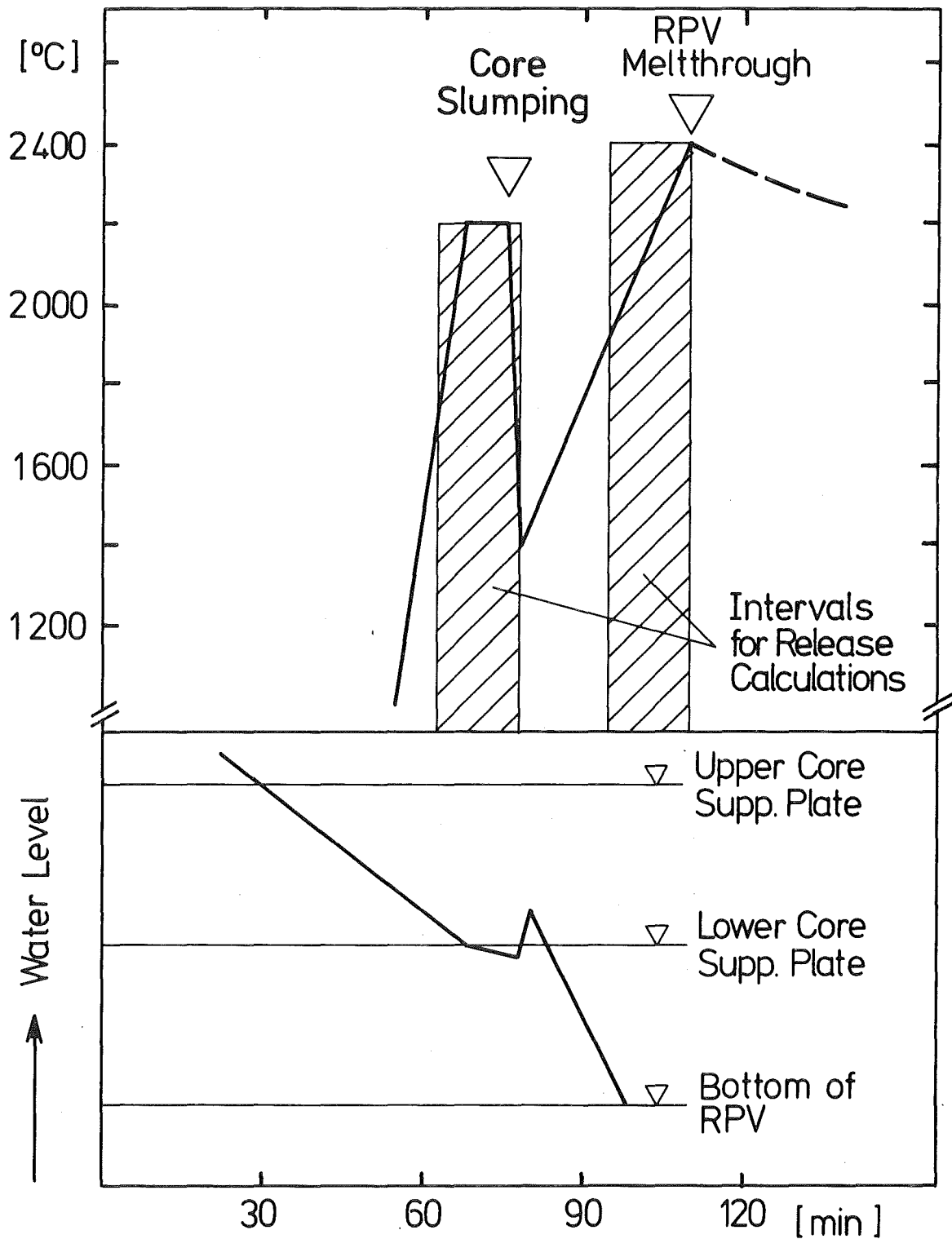
Release of Mn, Fe, Co, Cr and Ba in Steam (2 bar)



Release of Mn, Sn, and Fe in Steam (2 bar)



Comparison of Silver Release Curves in Steam (2 bar)



KfK PNS-4315

Medium Core Temperature and Water Level during CMA

- 06.01.12 Untersuchungen zur Wechselwirkung von Stahlschmelzen
 mit Beton
- 06.01.12/14A Ausbreitung von Stahlschmelzen im Beton - Bestimmung
PNS 4325 der Schmelzfrontausbreitung
 (S. Hagen, A. Grünhagen, H. Malauschek, K.P. Wallenfels,
 N. Paroth, G. Prokott, R. Töpfer; IT)

Einleitung

Der bei KfK in Entwicklung befindliche WECHSL-Code soll die Wechselwirkung zwischen Stahlschmelzen und Beton beschreiben. Für die Bereitstellung experimentell abgesicherter Ausgangsdaten und für die Überprüfung dieses Rechenprogramms sind Versuche zum Verhalten von Stahlschmelzen in Beton vorgesehen. Um die Stahlschmelze von ca. 300 kg auf der erforderlichen Temperatur von bis zu 2000 °C halten zu können, wird die Anlage BETA aufgebaut.

Bei dieser Anlage befindet sich die Schmelze in einem Tiegel aus dem zu untersuchenden Beton.

Der Betontiegel, die Meßhaube und die verschiedenen Meßtechniken werden in Vorversuchen untersucht. Zur Tiegelmeßtechnik wurden bis jetzt Messungen mit Thermoelementen, Feuchtefühlern, Ultraschallpuls-echo-Detektoren und die Tiegelquerschnittsvermessung erprobt.

Diese Methoden haben die Bestimmung der Schmelzfrontausbreitung, der Temperaturverteilung und des Feuchteverhaltens im Beton zum Ziel.

Der vorliegende Bericht gibt die 1981 gewonnenen Erfahrungen bei der Messung der Temperaturverteilung und der Schmelzfrontausbreitung mit Thermoelemente und bei der Tiegelschnittvermessung wieder.

Bei den bis jetzt durchgeführten Vorversuchen wurde die Schmelze im Thermitverfahren erzeugt. Hierbei wurden 100 kg Thermit im Tiegel gezündet. Die zylindrischen Tiegel hatten eine Kaverne von 40 cm Durchmesser und 50 cm Höhe. Die Außenmaße betragen 60 cm Durchmesser und 100 cm Höhe.

Thermoelementmessungen

Bei den Versuchen hatte sich die Positionierung der Thermoelemente durch Quarzstabgestänge als günstigste Methode erwiesen.

Hierfür wurden die Quarzstäbe gegenseitig verklebt und bildeten das räumliche Fachwerk, das in eine definierte Lage zur Innenwandung des Tiegels gebracht wurde. Bei den ersten Versuchen wurden die Thermoelemente als Doppeldetektoren (in Kombination mit dem Feuchtefühler) in einem Betonwürfel von 2 cm Kantenlänge gegen die Quarzstäbe verklebt. In den hier als Beispiele wiedergegebenen Thermoelementmessungen für die Bestimmung der Schmelzfrontausbreitung und die Temperaturverteilung sollte die direkte Befestigung von Thermoelementen an den Quarzstäben erprobt werden. Ferner wollten wir mit diesem Versuch lernen, ob ein zwischen den Quarzstäben verspanntes Thermoelement für die Positionierung weiterer TE benutzt werden kann. Dabei verlaufen mehrere TE nebeneinander. Die Wärmeleitung im Thermoelement ist größer als im Beton. Beeinflusst daher das schmelznahe Thermoelement die weniger tief in den Tiegel ragenden Detektoren?

In Abbildung 1 ist die Lage der in den Betontiegel eingebrachten Thermoelemente wiedergegeben. Die Positionierung wird wie oben beschrieben durch Quarzstäbe erreicht. In dem Quarzstabgestänge sind die Thermoelemente verspannt. Sie sind in 6 Strängen angeordnet. Die Anzahl der Thermoelemente im einzelnen Strang variiert von 1 bis 6. Wir haben damit eine Meßposition im Kavernenboden, zwei in 10 mm Abstand, drei in 20 mm Abstand, vier in 30 mm Abstand, fünf in 50 mm Abstand und sechs in 70 mm Abstand vom Kavernenboden.

Die Schmelze ist bei diesem Versuch ca. 50 mm in den Tiegelboden eingedrungen. Dies sieht man aus den Abbildungen 2, 3 und 5. Alle Thermoelemente mit einem Abstand bis 30 mm und 4 der 5 Thermoelemente im Abstand 50 mm vom Kavernenboden wurden von der Schmelze erreicht. In 70 mm Abstand wurde kein Thermoelement angeschmolzen. Die Versagenszeiten sind in der folgenden Tabelle zusammengefaßt:

Abstand vom Kavernenboden	Versagenszeiten	Mittlere Versagenszeit	Zunahme vom ersten zum letzten Wert	Schwankung
[mm]	[sec]	[sec]	[sec]	[sec]
0	18	18	-	-
10	41,33	37	-8	8
20	61,64,65	63	+4	4
30	94,86,98,95	93	+1	12
50	213,164,243,219	210	+6	79

Für die Abstände mit mehr als einem Meßwert sind die Versagenszeiten mit abnehmender Anzahl von direkt benachbarten Thermoelementen sortiert.

Der Meßwert, der also am meisten durch seine Nachbarn beeinflusst sein sollte, wird zuerst angeführt. Eine deutliche Beeinflussung des Thermoelements durch die Wärmeleitung seiner Nachbarn müßte für alle Abstände zu kontinuierlich steigenden Versagenszeiten führen. Die Tabelle zeigt, daß dies nur in 20 mm Abstand der Fall ist.

In den drei anderen Abständen ändert sich die Versagenszeit auch stark in die entgegengesetzte Richtung. Betrachtet man die Änderung vom ersten zum letzten Wert, so ist in 30 und 50 mm Abstand vom Kavernenboden diese Differenz viel kleiner als die Schwankung innerhalb der jeweiligen Meßreihe.

Die plötzlichen Änderungen im Temperaturanstieg deuten auf einen Einfluß der inhomogenen Struktur des Betons: Kieselsteine können sich aus dem Betonverbund lösen und damit schlagartig den Abstand zwischen Schmelze und Meßstelle verkürzen.

Die Ergebnisse der Messungen zeigen damit: Der Einfluß der Wärmeleitung in den Thermoelementen bei der von uns getroffenen Anordnung auf das Temperaturverhalten ist so gering, daß er von den Temperaturschwankungen durch Inhomogenitäten im Beton überdeckt wird. Es können nebeneinanderlaufende Thermoelemente verwendet werden, ohne daß die Temperaturmessung merklich beeinflusst wird.

Aus den mittleren Versagenszeiten ergeben sich folgende Eindringgeschwindigkeiten:

<u>[mm]</u>	<u>[mm/sec]</u>
0-10	0,52
10-20	0,38
20-30	0,33
30-50	0,09

Man sieht deutlich die Abnahme der Eindringgeschwindigkeit mit zunehmender Eindringtiefe.

In Abbildung 4 ist der Langzeitverlauf einiger Thermoelemente wiedergegeben, die von der Schmelzfront erreicht worden sind. Sie haben danach wieder eine neue Kontaktstelle gebildet. Die Meßstelle liegt am Rande der erstarrten Schmelze. Wir erhalten damit einen Temperaturverlauf, der für das abkühlende Eisen charakteristisch ist.

Der Langzeit-Temperaturverlauf in 70 mm Abstand vom ursprünglichen Kavernenboden ist in Abbildung 5 wiedergegeben. In diesem Abstand stellen sich die maximalen Temperaturwerte von 700-830 °C nach ca. 2000 sec ein. Dieser Temperaturunterschied verschwindet im Laufe der Zeit. Schon bei 20 000 sec beträgt er nur noch ca. 10 K. Aus dem Vergleich der Abbildung 4 und 5 ergibt sich : Wenn nach ca. 2000 sec die maximalen Temperaturen in 70 mm erreicht werden, dann hat das erstarrte Eisen noch eine Temperatur von über 1100 °C. Es ergibt sich eine Temperaturdifferenz von ca. 300 K. Nach 20 000 sec ist die Temperaturdifferenz über denselben Abstand auf ca. 30 K abgefallen.

In Abbildung 6 ist der Anfangstemperaturverlauf für die TE in 70 mm Abstand dargestellt. Sie sind mit der Meßkurve des nicht angeschmolzenen TE in 50 mm Abstand verglichen. Es zeigt sich ein Temperatúrausgleich mit fortschreitender Zeit.

Betrachten wir die Meßkurven in 70 mm Abstand in Hinsicht auf den Einfluß der Wärmeleitung in den Nachbar-Thermoelementen. Auch hier ist kein Zusammenhang zwischen dem Unterschied im anfänglichen Temperaturverlauf und der Anzahl der direkten Nachbarn zu erkennen.

Tiegelschnittvermessungen

Für die Tiegelschnittvermessungen wurden das Programmsystem für die Auswertung erweitert. Mit Hilfe der Tiegelschnitte soll der Endzustand der Schmelzfrontausbreitung bestimmt werden. Nach Durchführung der Versuche werden die Tiegel mit einer Diamantsäge in Längsrichtung getrennt. Auf die Schnittfläche werden Meßmarken geklebt. Der genaue Abstand dieser Meßmarken wird gemessen. Anschließend werden die Schnittflächen photographiert.

Durch die Meßmarken ist es möglich, beliebige Vergrößerungen der

Tiegelquerschnitte genau zu vermessen, da der Vergrößerungsmaßstab dem Photo entnommen werden kann. Eventuelle Verzerrungen durch nicht planparallele Aufnahmen können festgestellt und korrigiert werden.

Die Vermessung des Photos erfolgt mit einem graphischen Tablett. Mit ihm werden die Koordinaten des jeweiligen Meßpunktes über ein Terminal direkt in die zentrale Rechenanlage des KfK eingegeben und dort weiter verarbeitet. Eine Photographie des Querschnitts vom Tiegel M10 ist in Abbildung 7 wiedergegeben. Wie bei allen früheren Versuchen zeigt sich eine klare Trennung zwischen der metallischen und der oxidischen Phase.

Die Eisenschicht hat eine Dicke von 6-7 cm. Es ist ein Nachlassen der Eindringtiefe des Eisens in den Beton im mittleren Bereich zu erkennen. Im Eisenquerschnitt sind nur wenige Hohlräume mit sehr kleinen Ausdehnungen (ca. 1 mm) zu erkennen.

Die erstarrte oxidische Schmelze dagegen besitzt eine sehr poröse Struktur. Die Blasengröße hat Ausdehnungen bis zu 2 cm. Der Randbereich des Oxids zeigt über eine Breite von 2-3 cm fast keine Blasen. Im seitlichen Bereich zum Beton hin ist diese Zone geringer Porosität deutlicher ausgebildet als im Bereich des Eisens. Bei allen Versuchen erstreckte sich diese Schicht größerer Dichte bis zur oberen Kante des Tiegels unabhängig von der Füllhöhe des Tiegels. Hier im Kontakt zur kalten Tiegelwand erstarrt das flüssige Oxid zuerst, während im Kern des Oxidbereichs die Schmelze noch flüssig ist.

Am Querschnitt erkennt man deutlich, daß die Oberfläche zuerst erstarrt ist und eine Krustenschicht gebildet hat unter der sich dann 2 große untereinanderliegende Blasen ausbilden konnten. Das Ausbilden dieser großen Blasen tritt bei den Vorversuchen zwar bevorzugt auf, bei einigen Querschnitten wurden aber auch keine großen Blasen gefunden.

Im Oxid kann man aufgeschwemmte Kiesel erkennen. Die Größe dieser Steine ist durch Abschmelzen deutlich kleiner als bei den ursprünglichen Kieseln. Am Übergang von Eisen zum Beton haben sich Spalte unterschiedlicher Breite bis zu 5 mm gebildet.

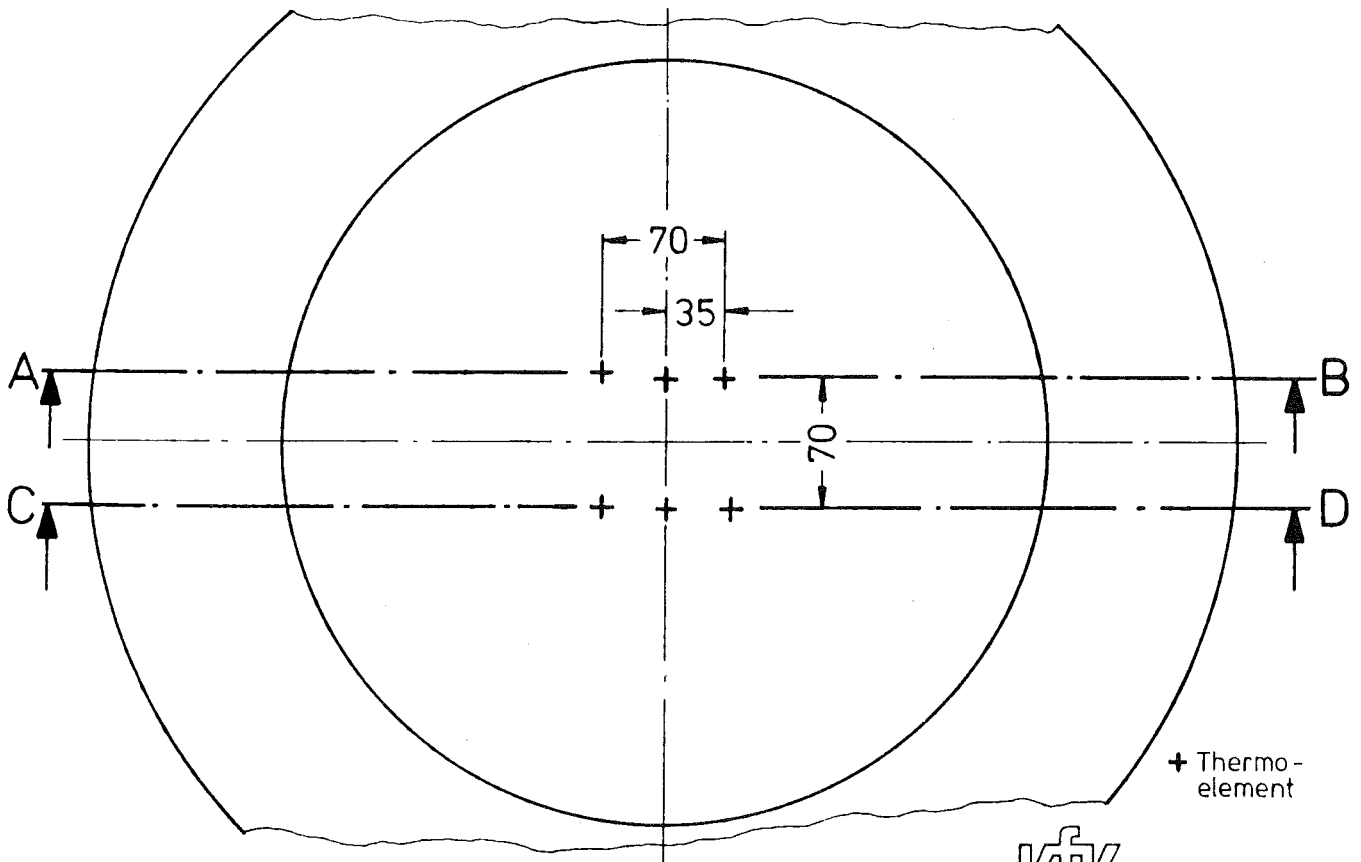
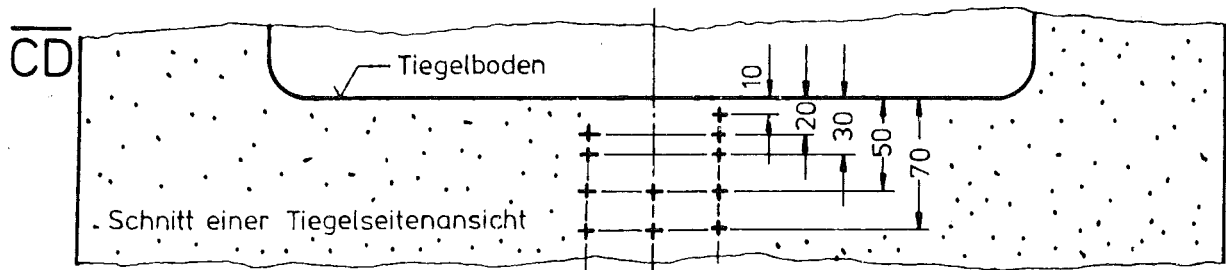
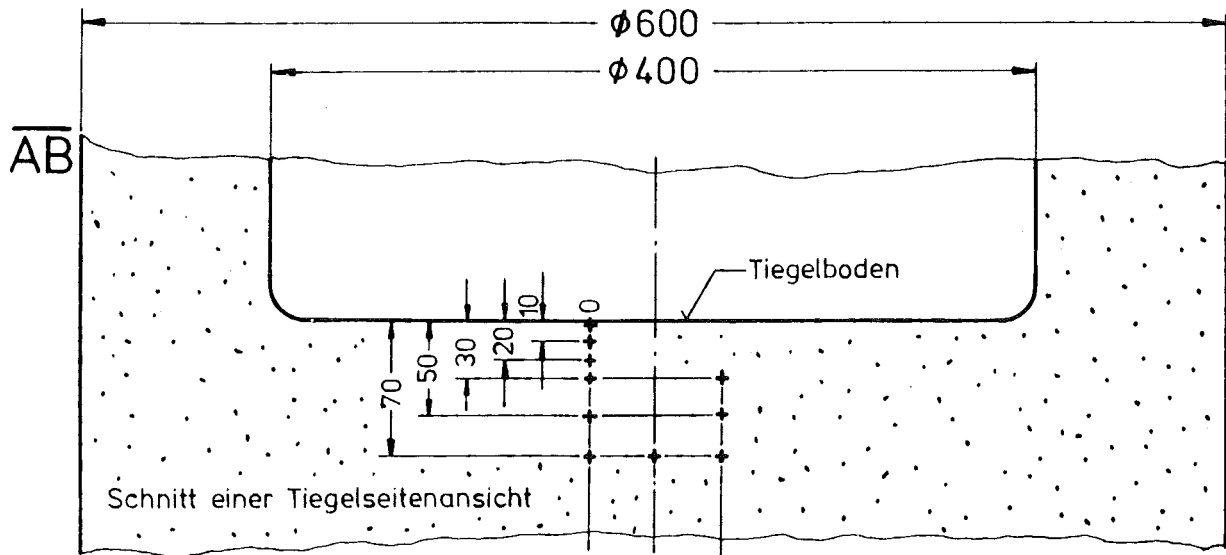
Besonders deutlich sind diese Spalte im seitlichen Bereich des Eisens ausgeprägt. Wir erklären diese Spalte durch die unterschiedliche Kontraktion des Eisens im Vergleich zum Beton während des Abkühlens.

Der Spalt ist gegen den angrenzenden dehydrierten Beton durch eine schwarze Schicht begrenzt. Die Schicht besteht nach unserer Deutung aus angeschmolzenem Beton. Die schwarze Schicht hat eine Dicke von ca. 5 mm. Am Übergang zwischen Oxid und Beton hat sich keine derartige Schicht ausgebildet. Der aufgeschmolzene Beton löst sich hier wahrscheinlich schnell genug in der oxidischen Schmelze. In allen Querschnitten ist zu erkennen, wie die Außenkante der schwarzen Schicht in die Außenkante des Oxids übergeht.

Außerhalb der schwarzen Schicht findet man einen Bereich stark dehydrierten Betons. Er macht sich durch Ausbröckeln beim Schneiden bemerkbar. Er hat eine Tiefe von gut 2 cm. Anschließend erkennt man eine rötlich verfärbte Schicht von 5-6 cm Tiefe. Der Farbeindruck wird durch den Farbton der Kieselsteine hervorgerufen. Die ganze Seitenwandung der Kaverne zeigt diese Verfärbung. Der zwischen den Kieselsteinen befindliche Zementstein hat für 2-3 cm eine hellgraue Farbe. Dann wandelt sich der Farbton des Zementsteins in ein dunkleres Grau um.

Die vermessenen Konturen können durch das Tiegelermessungsprogramm relativ zu den ursprünglichen Formen der Kaverne im Tiegel dargestellt werden (Abb. 8). Diese Darstellung soll eine Übersicht geben, wie weit die Schmelze in den Beton eingedrungen ist.

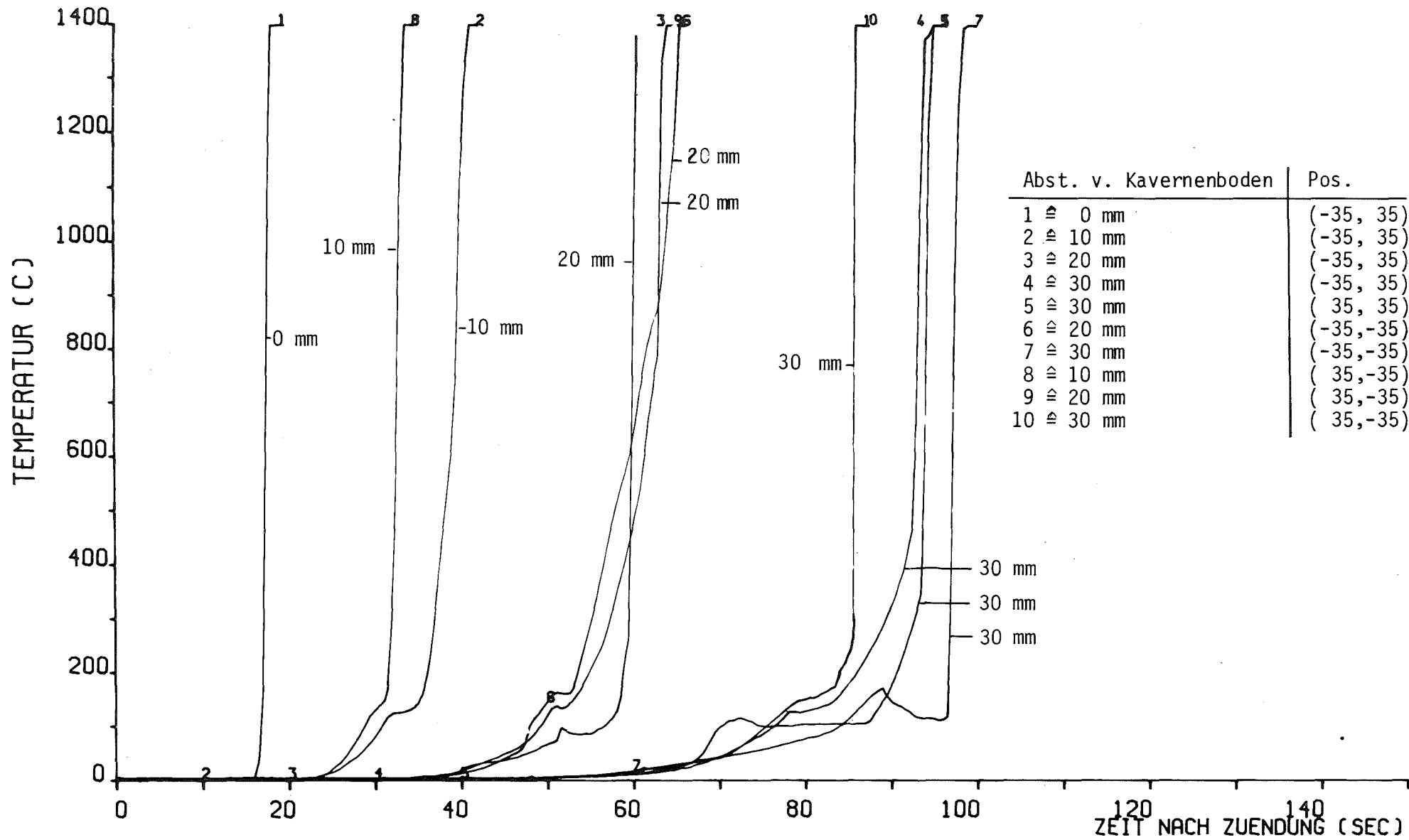
Die Meßwerte für die Eindringtiefe sind in Abbildung 9 für vorgegebene Höhen und Abstände von der Vorderkante des Tiegels wiedergegeben. Abbildung 10 gibt die Mittelwerte für die beiden Seiten des Schnittes und Mittelwerte aller Meßwerte unter Voraussetzung der Symmetrie zur Mittelachse. Die Eindringtiefe bei diesem Versuch betrug knapp 20 mm in der Seitenwandung und gut 50 mm im Bodenbereich. Dies ist in Übereinstimmung mit den Thermoelementmessungen.



KJK

ABB.: 1

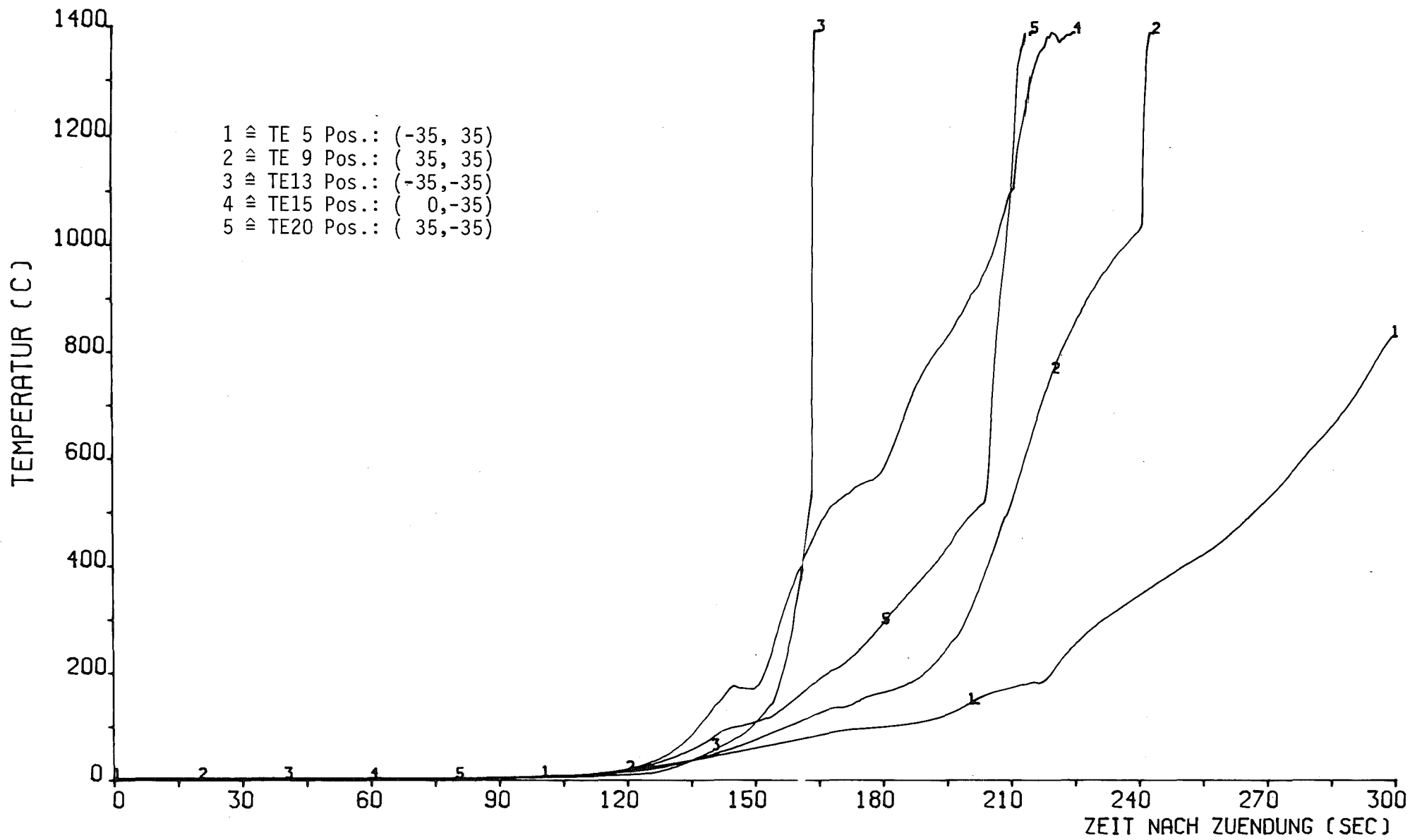
LAGE DER THERMOELEMENTE IM TIEGEL M10



- 4300-60 -


 PNS KIK SIT

ABB.: 2
 TEMPERATURVERLAUF IM AUFGESCHMOLZENEN BEREICH IN VERSCHIEDENEN ABSTÄNDEN VOM KAVERNENBODEN

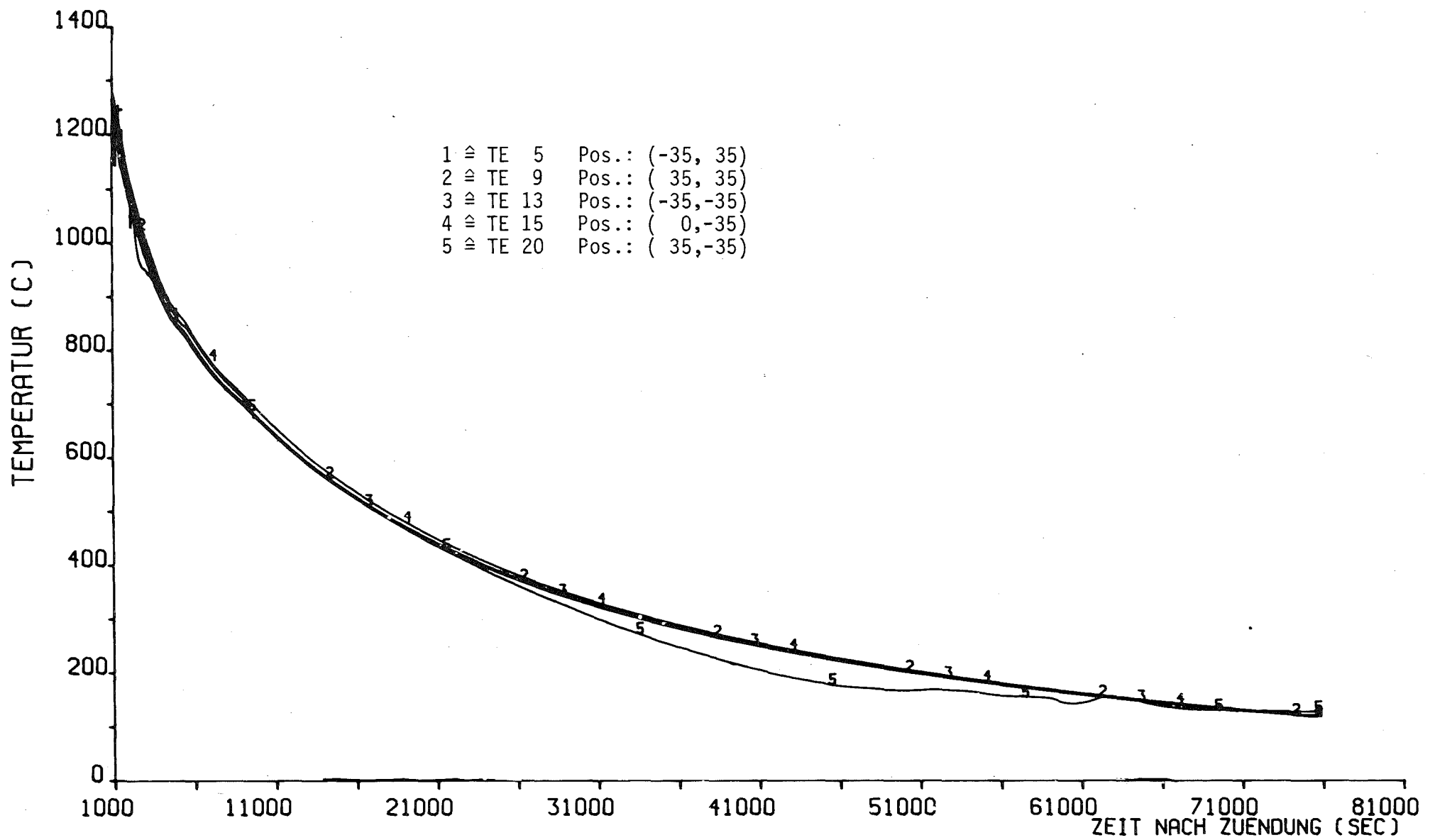


- 4300-61 -

PNS  KIT

ABB.: 3

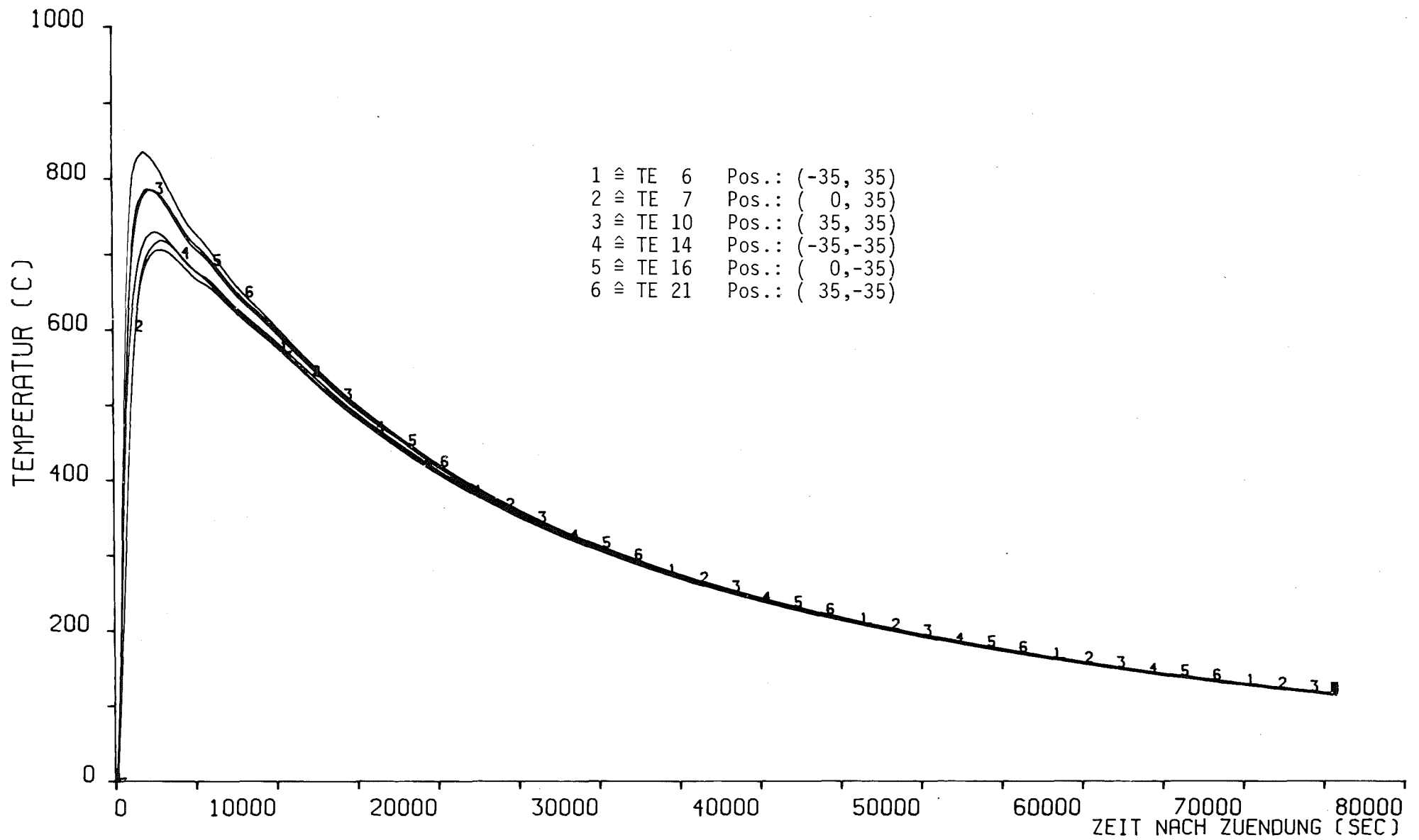
TEMPERATURVERLAUF IN 50 MM ABSTAND VOM KAVERNENBODEN



- 4300-62 -

PNS **KIK** IT

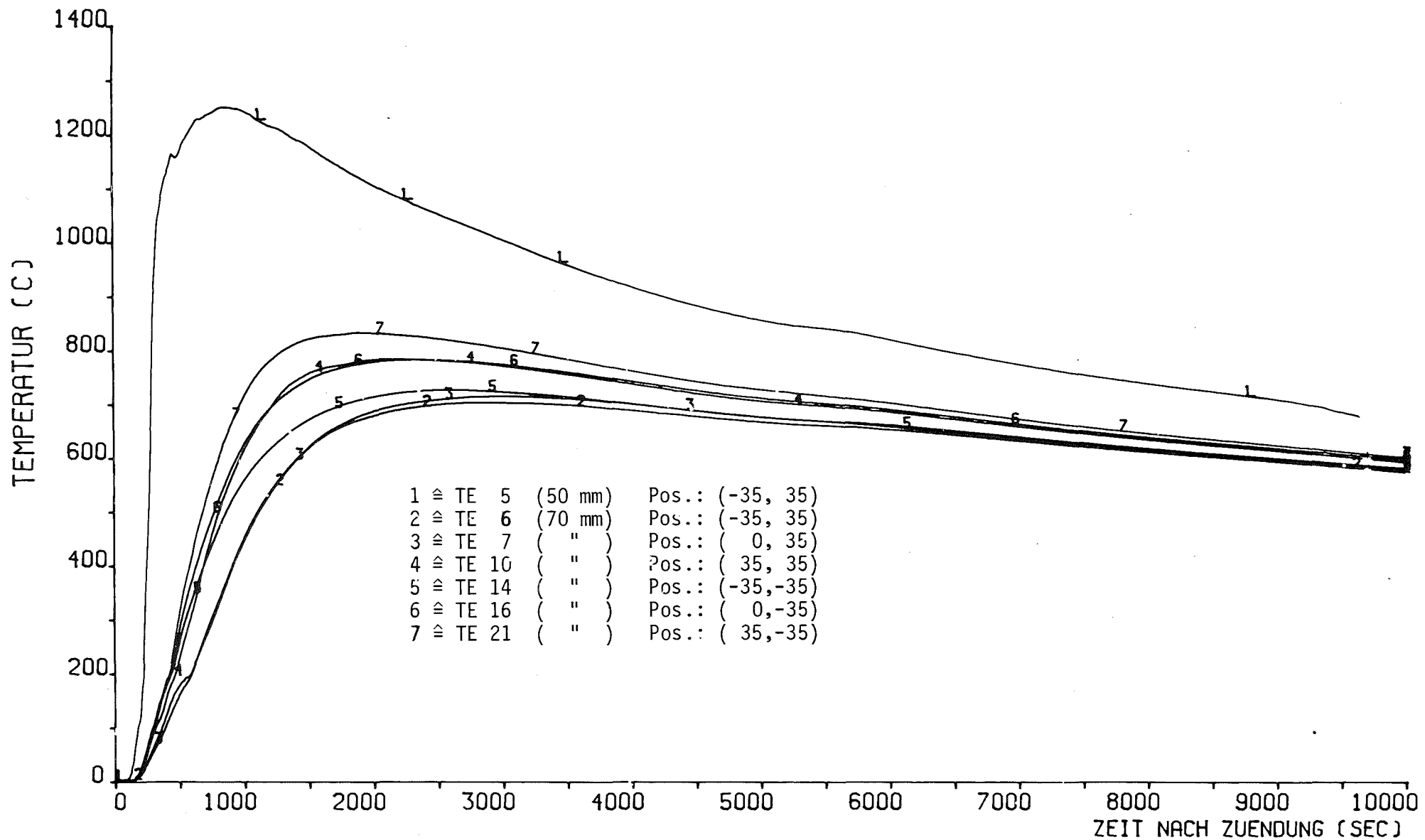
ABB.: 4
 LANGZEIT-TEMPERATURVERLAUF FÜR DIE THERMOELEMENTE IM ABSTAND VON 50 MM VOM KAVERNENBODEN.
 DIE AUFGESCHMOLZENEN THERMOELEMENTE HABEN WIEDER EINE KONTAKTSTELLE GEBILDET.



- 4300-63 -

PNS **KIK** IT

ABB.: 5
 TEMPERATURVERLAUF DER THERMOELEMENTE IM ABSTAND VON 70 MM VOM KAVERNENBODEN

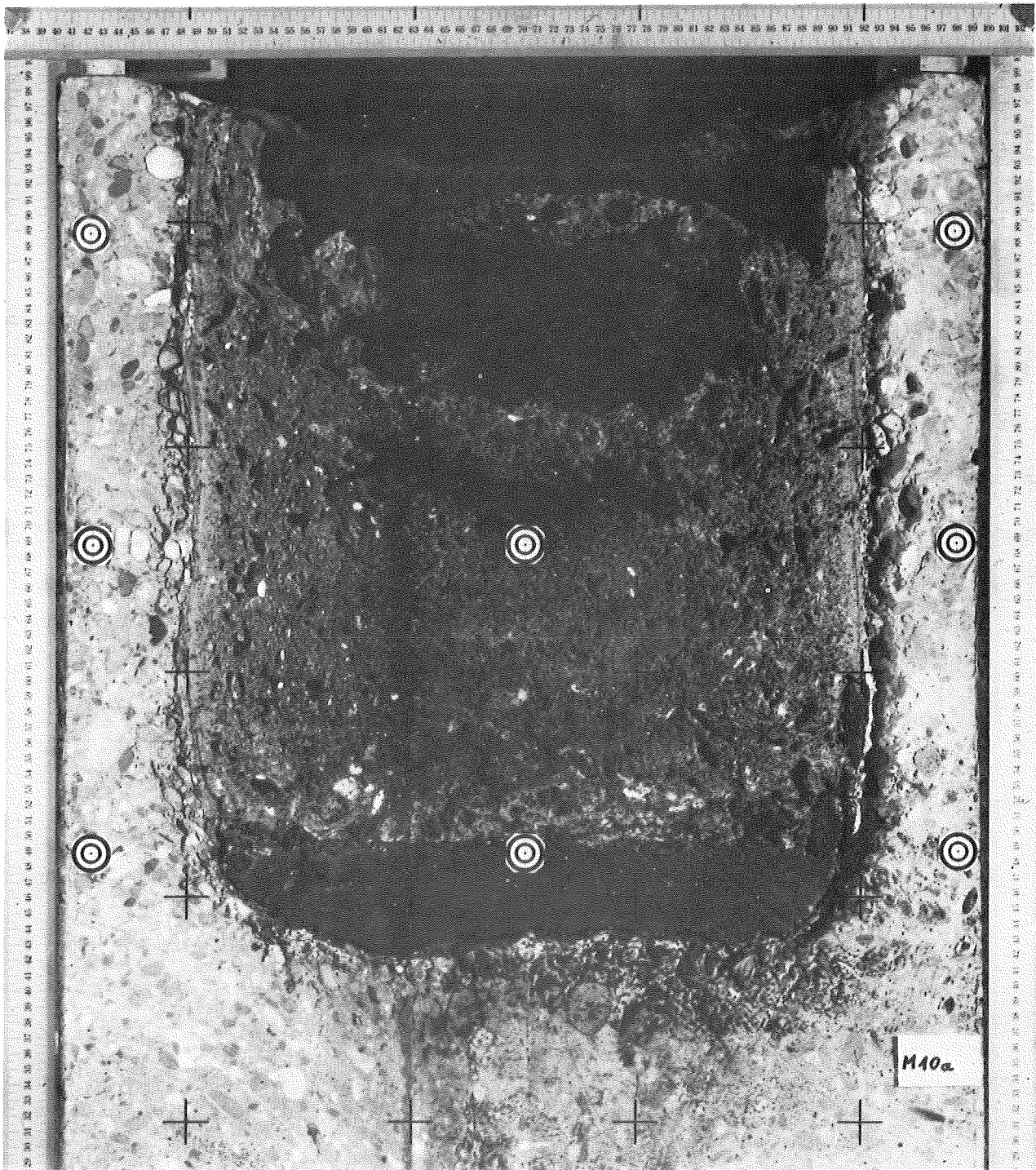


- 4300-64 -



ABB.: 6

VERGLEICH DES TEMPERATURVERLAUFS IM ABSTAND 50 MM UND 70 MM VOM KAVERNENBODEN



KfK

ABB.: 7 QUERSCHNITT DES TIEGELS M10,
1. TIEGELHÄLFTE.

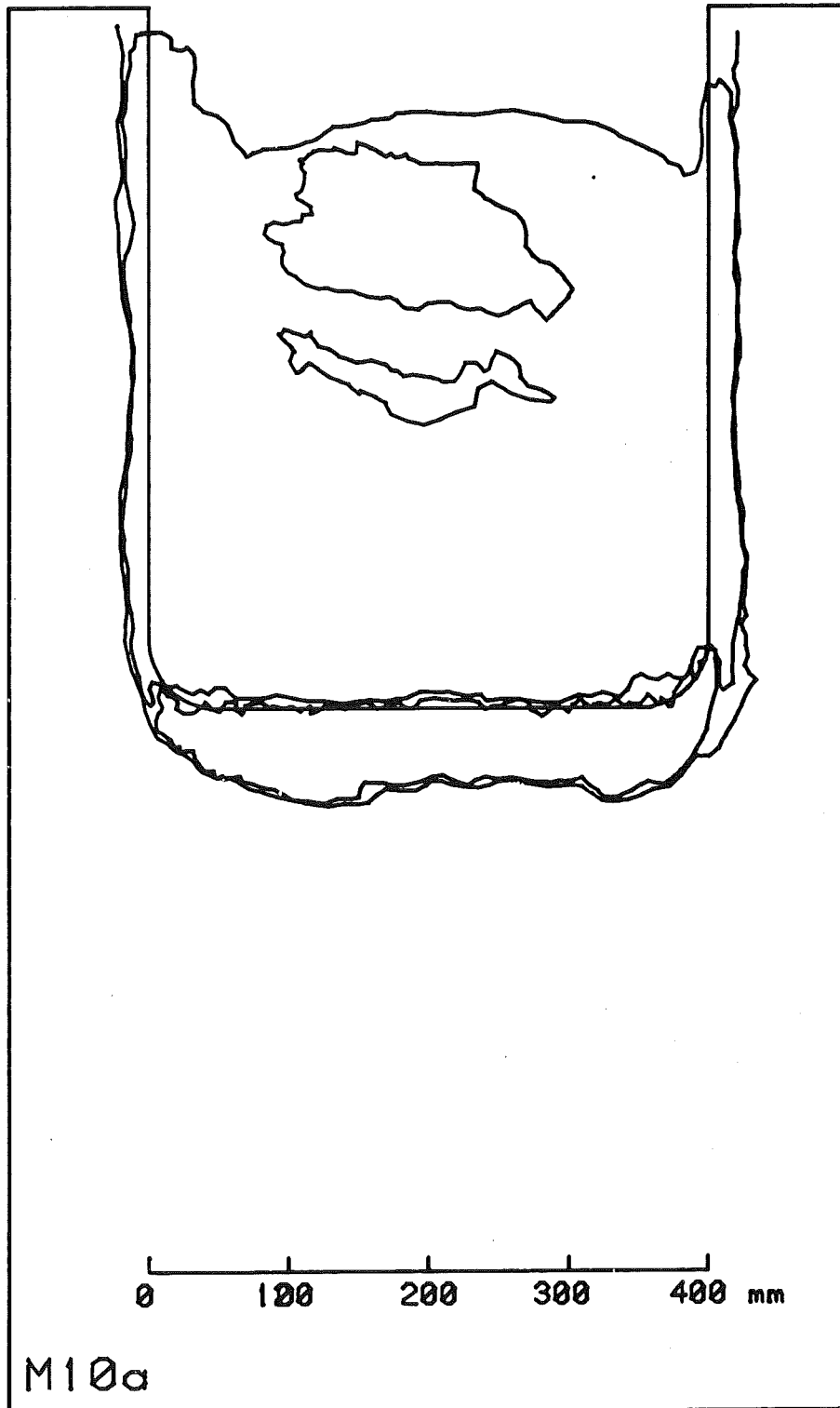


ABB 8 : 1. HÄLFTE DES TIEGELS M10,
BETONINNENKONTUR, OXIDAUSSENKONTUR,
EISENINNENKONTUR.

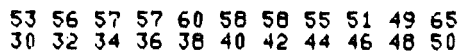
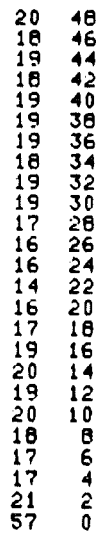
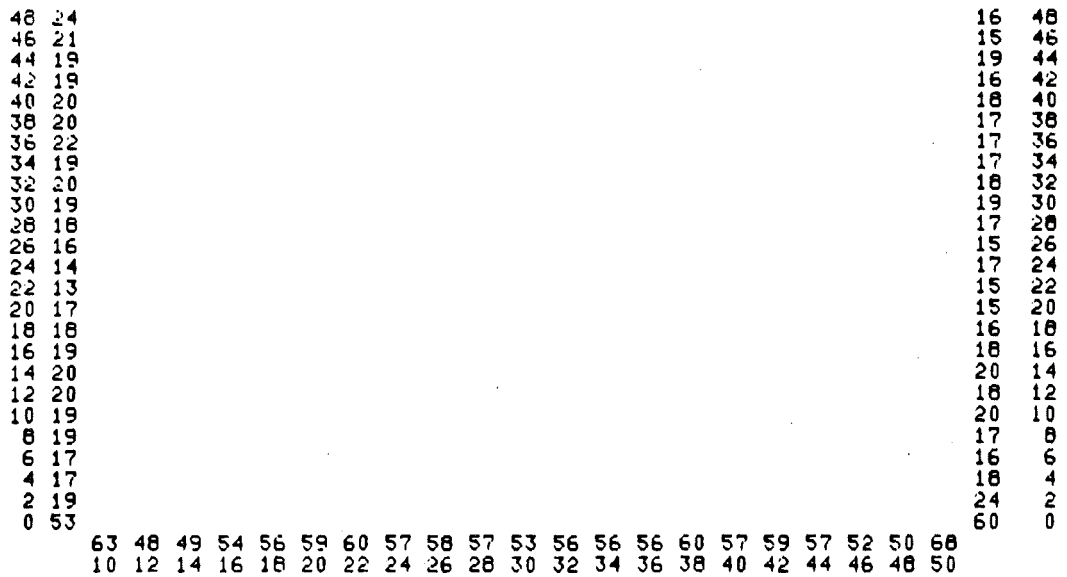


ABB. 10 : MITTELWERTBILDUNG FÜR DIE MESSWERTE DER BETONINNENKONTUR. OBEN: 1. UND 2. HÄLFTE, UNTEN: ZUSÄTZLICH LINKE UND RECHTE SEITE.

06.01.12/15A Experimente zur Wechselwirkung zwischen
PNS 4323 Stahlschmelzen und Beton
(D. Perinić, R. Döbele, W. Egry, W. Höhn,
B. Kammerer, U. Krichhof, W.D. Klotz, H. Lukitsch,
A. Mack, N. Paroth, R. Simon, D. Zimmerlin; IT)

1. Anlage BETA

1.1 Stand der Auftragsabwicklung

Die Anlage BETA (Abb. 1) wurde am 10.9.1980 in Auftrag gegeben und befindet sich seitdem in der Herstellung. Wichtige Anlagenkomponenten, wie Kondensatorenatterie, Umrichter, Sammelschiene zur Stromversorgung des Induktors und Kühlanlage mit Naßkühlturm sind bereits geliefert und werden bis zum Anfang der Montage bei KfK zwischengelagert.

1.2 Auslegungsdaten der Anlage BETA

Die Anlage ist aufgrund der Anordnungen des Versuchsprogramms konzipiert worden, das im Rahmen des Vorprojektes 1979 festgelegt wurde. Das Ziel der Versuche ist die Verifizierung der vorhandenen Rechencodes für die Untersuchung des Ablaufs der IV. Phase eines Kernschmelzunfalls.

Eine Schmelze, bestehend aus Oxid und Metall, soll in Betontiegeln bei Temperaturen von max. 2000°C gehalten werden. Als Referenzschmelze wurde eine Eisenthermitschmelze mit einem Massenanteil von 55% Fe und 45% Al_2O_3 festgelegt. Außerdem können Edelstahlschmelzen bzw. andere Metallschmelzen mit und ohne Oxidzusatz eingesetzt werden.

Die Schmelze kann entweder außerhalb des Versuchstiegels in der Thermitgießanlage durch aluminothermische Reaktion oder im Versuchstiegel selbst durch induktive Aufheizung erzeugt werden.

Bei der Versuchsdurchführung wird die Anfangsmasse der Schmelze variiert. Die Referenz-Anfangsmasse der Metallschmelze beträgt 300 kg. Bei Versuchen mit Oxidzusatz, wie z. B. bei thermischen Schmelzen, kann die Anfangsgesamtmasse der Schmelze bis zu 600 kg betragen. Die Thermitgießanlage ist für die Reaktion von maximal 1 000 kg Thermireaktionsmischung konzipiert.

Als Referenzgeometrie für die Auslegung der Schmelzanlage wurden zwei zylindrische Anfangsgeometrien (300 kg Eigenschmelze mit unterschiedlichen Blasenanteilen von 55% und 10% festgelegt. Der Durchmesser des Bades ist in beiden Fällen gleich (380 Ømm) und die Höhen sind 840 und 420 mm. Bei der Versuchsdurchführung kann die Anfangsgeometrie des Schmelzbades als Parameter variiert werden.

Bei der Reaktion der Thermitmischung werden maximale Temperaturen um 3000^oC erwartet. Beim Abgießen der Thermitschmelze aus der Thermit-Gießanlage werden max. Gießstrahltemperaturen über 2500^oC erwartet. Mit der Induktionsheizung sollen maximale Halte-temperaturen von 2000^oC erreicht werden.

Die Temperatur des Schmelzbades kann durch Veränderung der induzierten Leistung variiert werden.

Die im Schmelzbad induzierte Leistung beträgt für beide Referenzgeometrien der Eisenschmelzen max. 1,7 MW.

Die Versuchsdauer ist durch die Stärke der Betontiegelwand begrenzt. Der Referenztiegel hat einen Anfangs-Innendurchmesser von 380 mm und einen Außendurchmesser von rd. 1080 mm. In Abhängigkeit von der Temperatur der Schmelze und der daraus resultierenden Schmelzfrontgeschwindigkeit kann die Versuchsdauer unter Berücksichtigung der Sicherheitsrestwandstärken zwischen 7 min und einigen Stunden betragen. Der Betontiegel hat eine max. Höhe von 2800 mm und wiegt ca. 6 t.

Die heißen Abgase aus dem Reaktionsraum des Versuchstiegels werden über ein Abgassystem an die Atmosphäre abgegeben. Das Abgassystem wird gegen Überschreitung des max.zul. Überdruckes von 0,3 bar mit einem Sicherheitsorgan abgesichert.

Die Verlustleistung der Anlage (rd. 7 MW) wird über eine Kühlanlage mit Naßkühlturm an die Umgebung abgegeben.

1.3 Elektrische Leistungsversorgung

Die Netzanschlußleistung der Anlage BETA beträgt 10 MVA bei 20 kV/50 Hz (Abb. 2). Über vier parallel geschaltete Transformatoren (je 2,5 MVA) wird die Umrichterstation mit 700 V/50 Hz gespeist. Zur Begrenzung der Oberwellenströme und der Kommutierungsstromspitzen werden spezielle, um 15° versetzt gewickelte Transformatoren eingesetzt. Die Trafos haben für spätere Verwendung als allgemeine Versorgungstrafos einen zusätzlichen sekundären Anschluß von 400 V (Leerlauf).

Vier parallel wirkende Umrichter speisen die MF-Leistung von 8,4 MW bei 3000 V/1000 Hz in den Schwingkreis der Anlage ein. Jeder Umrichter besteht aus folgenden Teilen: Einspannungsfeld, das u.a. Starteinrichtungen zum Anschwingen des Wechselrichters enthält. Gleichrichter, der mehrere vollgesteuerte Drehstrombrücken mit Sicherungen enthält. Gleichrichter-Zwischenkreis, bestehend im wesentlichen aus einer wassergekühlten Drossel. Wechselrichter, der aus mehreren vollgesteuerten Einphasenbrücken besteht.

Der Schwingkreis besteht aus einer Kondensatorenbatterie mit einer Blindleistung 600 MVar und einer zweiwindigen Induktionsspule. Die Kondensatorenbatterie beinhaltet 375 wassergekühlte Mittelfrequenz-Kondensatoren aus Kunststoffolien- und Papierdielektrikum mit Pyralen imprägniert, wassergekühlt.

Die Kondensatorenbüchsen sind in einem Stahlgerüst in 10 Modulen aufgebaut. Sie sind mit einem Kondensatoren-Sammelschienensystem aus Kupfer verbunden und an eine zentrale ca. 8 m hohe Sammelschienenverbindung angeschlossen, die sich von beiden Seiten zur

Mitte auf ca. 1200 mm verjüngt. An dieser Stelle liegt die Verbindung zum Induktor.

Alle Sammelschienen sind wassergekühlt.

Zur Vermeidung eines induktiven Spannungsabfalls werden die gegenphasigen Schienen in rd. 1 mm Abstand montiert und durch Kunststofffolien gegeneinander isoliert. Die Befestigung der Schienen erfolgt durch spezielle Schienenhalter aus Isolierstoff.

Der wassergekühlte Induktor besteht aus 13 zweiwindigen Einzelinduktoren mit einem lichten Durchmesser von 1250 mm und einer Gesamthöhe von rd. 1200 mm. Es wird ein kunststoffbeschichtetes Kupfer-Hohlprofil der Abmessungen 42 x 20 x 3 mm verwendet.

Wegen der Parallelschaltung der Einzelinduktoren fließt in dem oberen und unteren Windungspaar ein erheblich größerer Strom. Deshalb sind diese Windungen mit größerem Strömungsquerschnitt als kreisrundes Rohr 40x2 ausgeführt.

2. Instrumentierung der BETA-Versuche

2.1 Tauchsondenanlage

Die Messung der Schmelzbadtemperatur und die Materialprobenahme wird in Anlehnung an die in der Hüttenindustrie üblichen Meßmethoden mit Einwegtauchsonden durchgeführt. Die Temperatursonden bestehen aus mechanisch und thermisch geschützten Thermoelementen, die mit einer Lanze in das Schmelzbad eingetaucht werden. Die Metallproben werden mit Behältern gezogen, die durch den ferrostatischen Druck gefüllt werden. Für die zähere Oxidphase stehen evakuierte Entnahmebehälter zur Verfügung.

Die Tauchsondenanlage muß folgende Randbedingungen erfüllen:

- a) Meßbereich 1500 - 2300°C
- b) Vollautomatischer Betrieb, da der Versuchsstand während des Betriebes nicht zugänglich ist
- c) 45 Messungen pro Versuch

- d) Geschlossene Bauweise
- e) Eintauchhub 4100 mm

Diese Forderungen können von den auf dem Markt befindlichen Anlagen nicht erfüllt werden. In einer Durchführbarkeitsstudie wurde die techn. Realisierung für die o.g. Randbedingungen untersucht.

Das Konzept sieht einen gasdichten Behälter vor, der an die Tiegelhaube angeflanscht ist. In diesem Behälter ist eine kreisförmige Speicherstrecke zur Aufnahme von 45 Meßsonden, sowie die Lanzen-Hub- und Senkvorrichtung untergebracht.

Der Behälter hat eine Höhe von 5,8 m und einen Durchmesser von 1,5 m. Er ist für einen Überdruck von 1,0 bar ausgelegt. Zum Austausch der Sonden erhält der Behälter einen seitlichen Schlitz, der während des Betriebes mit einer Abdeckplatte verschlossen ist. Um ein Aufheizen der Anlage durch Gasrückströmungen aus der Tiegelhaube zu vermeiden, wird Argon in den Behälter eingespeist. Der Mengenstrom ist zwischen 3 und 60 m³/h einstellbar und wird durch Regelventile automatisch konstant gehalten. Die Gaseinspeisung wird durch den oberen und unteren Druckwert begrenzt. Das eingespeiste Gas strömt durch die Flanschöffnung in die Tiegelabdeckhaube.

Die Ausschreibung und Vergabe der Tauchsonden-Anlage sind abgeschlossen. Die Konstruktionszeichnungen sind erstellt und von KfK freigegeben. Die TÜV-Vorprüfung ist eingeleitet.

2.2 Periskope

Die Periskopeinrichtung besteht aus einem optischen System und einem Kühler. Der Kühler hat die Aufgabe, die Optik vor den Umgebungseinflüssen des Schmelze/Beton-Reaktionsraumes zu schützen. Die äußere Hülle wird mit Wasser gekühlt.

Das Sichtperiskop für die Bildübertragung der Schmelzbadoberfläche zu den Film- und Fernsehkameras wurde fertiggestellt und endabge-

nommen. Die Aufnahme und Justiervorrichtung für die Kameras wurden konstruiert und befinden sich in der Fertigung.

Die Pyrometerperiskope wurden geliefert und in Vorversuchen erprobt.

2.3 Massenbilanzierung

Für die Massenbilanzierung der Versuche wurde ein Wägesystem mit 10 t Meßbereich und einem Meßfehler von ± 1 kg und für die Kondensatüberwachung ein weiteres Wägesystem mit 120 kg Meßbereich und Meßfehler ± 1 g beschafft.

3. Vorversuche zur Entwicklung der Tiegelmeßtechnik und der Tiegeltechnologie

Diese Vorversuche haben zum Ziel,

- die mit der Schmelze und dem Tiegel verbundene Meßtechnik für die BETA-Anlage zu entwickeln und zu erproben,
- die Tiegeltechnologie hinsichtlich Herstellung, Belastung im Versuch, Handhabbarkeit und Nachuntersuchung zu entwickeln.

Die Vorversuche werden mittels Zündung einer Thermitmischung im Beton-Tiegel durchgeführt. Die Temperatur der Schmelze sinkt deshalb relativ schnell ab (ca. 10 min Flüssigzustand).

Die Versuche weisen also erhebliche Unterschiede zu dem in der BETA-Anlage beabsichtigten Verfahren auf, die Schmelze in den Tiegel abzugießen und/oder durch Induktion auf konstanter Temperatur zu halten.

Im Berichtszeitraum wurden fünf Vorversuche der Reihe MO (Tiegel: 600 mm Außendurchmesser, 1000 mm Höhe, ca. 0,5 t Gewicht, Anfangsschmelze 100 kg) und der erste Versuch der Reihe M100 im BETA-Maßstab (Tiegel: 1080 mm Außendurchmesser, 2800 mm Höhe, ca. 6 t Gewicht, Anfangsschmelze 600 kg) durchgeführt (Abb. 3). Bei allen Versuchen konnten die Versuchsziele weitgehend erreicht und die Schmelze im Tiegel gehalten werden.

3.1 Meßtechnische Entwicklungen

3.1.1 Tauchsondeneinrichtung (Abb. 4)

Diese eigens für die Vorversuche gebaute Einrichtung dient der Entnahme von Schmelzproben und der Messung der Temperatur der Schmelze. Das Eintauchen der Sonden erfolgte bisher durch Schwerkraft. Die zunächst nur mit einem Gewicht belasteten Sonden waren bei einigen Versuchen nicht in der Lage, gebildete Krusten an der Oberfläche der Schmelze zu durchstoßen. Die Sondenantriebe wurden deshalb auf Druckluftantrieb umgebaut.

Die Entnahme von Schmelzbadproben aus der Metallphase kann jetzt als erprobt angesehen werden, während die aus der Oxidphase weiterer Tests bedarf. Für die Temperaturmessung wurden erstmals mit Erfolg Doppelthermoelement-Sonden eingesetzt, die es ermöglichen, die Temperaturen zweier Höhenpunkte innerhalb der Schmelze zu erfassen.

3.1.2 Tiegelbruchüberwachung

Zur Detektion eines unbeabsichtigten Vordringens der Schmelze innerhalb der Tiegelwandung, z.B. durch Tiegelbruch, ist für die BETA-Anlage eine Einrichtung erforderlich, die in einem solchen Fall die Leistung der Anlage abschaltet und die Kühlwasserzufuhr zur Spule unterbindet.

Bei mehreren Versuchen wurden dazu Lichtleiter getestet, die parallel zur Innenwand des Tiegels einbetoniert waren. Die zur Verarbeitung des Signals erforderliche elektronische Einrichtung wurde entwickelt und ebenfalls bei Vorversuchen erprobt.

3.1.3 Periskopeinsätze

Die in der Tiegelhaube untergebrachten Periskopeinsätze haben die Aufgabe, die Optik der Periskope mittels Wasserkühlung vor der Strahlungswärme zu schützen und die Pupillenöffnung zwischen Haubenraum und Optik freizuhalten.

Die Zuverlässigkeit der Kühler hat eine besondere Bedeutung, weil bei einem Kühlerleck Wasser unmittelbar in den Schmelzenraum gelangen kann. Es wurde deshalb zur Lecküberwachung des Kühlers

eine Meßeinrichtung eingesetzt, die den Volumenstrom im Zu- und Rücklauf miteinander vergleicht. Damit könnten zumindest große Lecks während des Versuchsbetriebes erkannt werden. Über den Einsatz dieses Verfahrens bei den BETA-Versuchen ist noch nicht entschieden.

Bei früheren Versuchen mit den Periskopeinsätzen waren die oben erwähnten Pupillenöffnungen durch herausgeschleuderte Schmelzmassen verdeckt worden. Es wurden deshalb bei den Vorversuchen Material und Oberflächengüte der Randzonen der Pupillenöffnung sowie der Gasdurchsatz durch das Loch variiert. Mit einem Volumenstrom von $1 \text{ m}^3/\text{h}$ Argon und Feinbearbeitung der Umgebung des Loches konnte die Öffnung über die gesamte Versuchsdauer freigehalten werden.

3.1.4 Temperaturmessungen

Im Abgasrohr an der Tiegelhaube wurde mit Thermoelementen die Abgastemperatur gemessen. Die höchsten Temperaturen ergaben sich bei den Vorversuchen der Reihe MO während des Zeitraumes, in dem die Zündung die Thermitmasse durchläuft. Die höchste von der KWU mit einem Wolfram-Rhenium-Thermoelement gemessene Abgastemperatur betrug 1820°C . Da jedoch das Thermoelement bei dieser Temperatur ausgefallen ist, muß angenommen werden, daß die tatsächliche Maximaltemperatur höher liegt. Die Temperaturen während der Zündphase des Thermits sind unterschiedlich von Vorversuch zu Vorversuch. Die bisher erhaltenen Meßwerte lassen den Schluß zu, daß die Annahmen für die Auslegungstemperatur der Rauchgasabsaugung, für die Abgasmeßstrecke und die Abgassicherheitsleitung mit dem nötigen Sicherheitsabstand zu den höchsten gemessenen Werten versehen sind.

Die Temperaturen an der äußeren Oberfläche des Betons wurden in verschiedenen Vorversuchen ebenfalls gemessen. Die Maximaltemperaturen werden erst mehrere Stunden nach der Zündung erreicht. So wurde bei einem 100 kg-Thermitversuch die maximale Temperatur von 254°C erst nach 2 h 23 min an einer Stelle 100 mm unterhalb der Tiegeloberkante erreicht. An einer Stelle im Bereich des Tiegelbodens wurde das Temperaturmaximum mit 113°C erst nach

mehr als 5 h gemessen. Über Temperaturmessungen in der Tiegelfwand und im Tiegelfboden wird an anderer Stelle (s. Bericht PNS 4325) berichtet.

3.2 Tiegeltechnologie

3.2.1 Bewehrung der Betontiegel

Da die Tiegel, die in der BETA-Anlage zum Einsatz kommen sollen, einem starken magnetischen Induktionsfluß ausgesetzt sind, ist eine herkömmliche Bewehrung aus Stahl nicht einsetzbar. Für den vorliegenden Fall bot sich an, Glasfasern als Grundwerkstoff für die Bewehrung der Betontiegel zu verwenden.

Die Tiegel werden durch die hohe Temperatur der Schmelze und die schlechte Wärmeleitfähigkeit des Betons einer hohen Spannungsbelastung ausgesetzt, die im Beton zu Rissen führt. Die Entstehung von feinen Rissen im Beton kann durch die Bewehrung nicht verhindert werden, wie sich bei den Vorversuchen gezeigt hat. Sie hat jedoch die Aufgabe, eine Verbreiterung der entstandenen Risse soweit zu verhindern, daß keine Schmelze nach außen dringen kann, und den Tiegel während des Versuchsbetriebes und der anschließenden Nachuntersuchungen zusammenzuhalten. Diese Aufgaben wurden bei allen in den Vorversuchen eingesetzten Bewehrungsarten erfüllt.

Bei den im Berichtszeitraum durchgeführten Vorversuchen wurden hinsichtlich der Lage der Bewehrung zwei verschiedene Versionen eingesetzt:

1. Innenbewehrung, (Abb. 5) bestehend aus 10 Lagen Glasgitternetz der Maschenweite 20x20 mm, imprägniert gegen Betonangriff, im Beton eingelagert in 25 mm Abstand von der äußeren zylindrischen Oberfläche des Betontiegels.
2. Außenbewehrung, (Abb. 6) bestehend aus 3 Lagen Glasgitternetz der Maschenweite 20x20 mm, das vor dem Einbringen des Betons an die innere Wand der Schalung angedrückt wird. Nach dem Ausschalen des Tiegels wird dieser nochmals mit 10 Lagen Glasfasergewebe umwickelt und mit Polyester getränkt.

Die Außenbewehrung hat die Vorteile, daß mehr Platz für die Einbringung der empfindlichen Meßsonden (Thermoelemente, Lichtleiter) zur Verfügung steht und das Vergießen des Betons erleichtert wird, weil der innen eingebrachte Beton die Bewehrung gegen die Schalung drückt.

Die Innenbewehrung zeigt im geschnittenen Tiegel die Eigenschaft, daß nur noch kleine Sandkörner in die 10 - 15 mm starke Zone eindringen, die durch die 10 Lagen Glasgitternetze gebildet wird.

Da Reaktorbeton Kiesel mit einer Korngröße bis zu 32 mm enthält, und Beton in Randzonen unterschiedlicher Korngrößenverteilung besonders rißanfällig ist, wurden auch Glasgitternetze mit größeren Maschenweiten (100x100 mm) beschafft und eingesetzt. Für solche Netze gibt es jedoch keine maschinelle Fertigung. Sie werden per Hand geknüpft, machen einen weniger zuverlässigen Eindruck, und die Beschaffung ist langwierig.

Zur Zeit liegen die Präferenzen aufgrund der bisherigen Vorversuche bei der Anwendung der Außenbewehrung für die BETA-Tiegel. Eine endgültige Entscheidung wird nach der Durchführung von Versuchen mit weiteren Tiegeln der Reihe M100 und solchen mit längerer Versuchsdauer durch Nachwerfen von Thermit erfolgen, bei denen auch höhere Außenwandtemperaturen erwartet werden.

3.2.2 Eigenschaften des Betons

Die Zusammensetzung des Betons der im Berichtszeitraum für die Vorversuche verwendeten Tiegel entspricht der in den Fundamenten deutscher Kernkraftwerke.

Als Zement wurde Hochofenzement HOZ 35L verwendet. Hochofenzement (HOZ) wird durch Mischung von Portlandzement (PZ) mit Hochofenschlacke hergestellt. Gegenüber PZ entwickelt HOZ weniger Wärme beim Abbinden, demzufolge ist die Abbinde-temperatur niedriger und er erreicht seine Endfestigkeit später, die jedoch mit Portlandzement vergleichbar ist.

Die Festigkeiten liegen für Bn 250

nach 28 Tagen bei ca. 75% der Endfestigkeit
nach 2 Jahren volle Endfestigkeit mit ca. 40 N/mm².

Als Zuschlagstoff wurde Kies der Korngröße bis 32 mm eingesetzt. Für alle eingesetzten Tiegel betrug die Abbindezeit mindestens 28 Tage im Mittel, jedoch in Abhängigkeit von den Versuchsgegebenheiten ca. 4 Monate (Abb. 7). Die zukünftige Versuchsplanung geht von 6 Monaten Abbindezeit aus, so daß die Endfestigkeit nahezu erreicht werden dürfte.

3.2.3 Herstellung der Betontiegel

Die Herstellung der Vorversuchstiegel der Reihe M0 (600 mm Außendurchmesser, für 100 kg Thermitschmelze) erfolgt durch das Institut für Beton und Stahlbeton der Universität Karlsruhe. Zum Lieferumfang gehört neben der Fertigung der Tiegel mit einer vorhandenen Stahlschalung die Anfertigung der zugehörigen Meßprismen und der Probekörper zur Bestimmung der Druckfestigkeit sowie die Messung und Dokumentation der Güteeigenschaften des Reaktorbetons einschließlich der Feuchte.

Für die Herstellung der ersten bei KfK gefertigten Tiegel in BETA-Größe der Reihe M100 (1080 mm Außendurchmesser, für 600 kg Thermitschmelze) wurde eine provisorische Schalung verwendet. Mit dem oben erwähnten Universitäts-Institut wurde inzwischen gemeinsam eine Spezifikation erstellt. Sobald die bestellte Metallschalung eintrifft, werden 10 Tiegel von diesem Institut gefertigt.

4. Baumaßnahmen

Nach Klärung der Standortfrage (Planquadrat H5-6; Abb. 8) der ein Gutachten hinsichtlich des Explosionsschutzes benachbarter Gebäude zugrunde lag, konnte mit der Gebäudeplanung begonnen werden. Es wurde davon ausgegangen, ein kostenmäßiges Minimalkonzept zu entwickeln, das alle Erfordernisse sowohl hinsichtlich der Wirtschaftlichkeit als auch hinsichtlich aller verfahrenstechnischen Belange erfüllt. Weiterhin sollte die Planung eine entsprechende Dämmung der zu erwartenden erheblichen Schallentwicklung von - nach gutachterlicher Stellungnahme - zugrunde gelegten 1 m Hüllflächenpegel von 116 dB (A) berücksichtigen.

Als Lösungsmöglichkeiten für die Experimentierhalle wurden zwei Alternativvorschläge untersucht:

- konventionelle Hallenbauweise
- Traglufthalle

Aufgrund der o.g. Vorgaben wurde das Konzept Traglufthalle nach eingehender Prüfung durch Hauptabt. Bau verworfen.

In der folgenden Arbeitsphase, die im wesentlichen durch intensive Planungskoordination zwischen H-Bau, allen beteiligten Ingenieur-Fachbereichen, IT und den Lieferfirmen geprägt war, wurde ein konventionelles Hallenkonzept einschl. des Energieversorgungs- und des Überwachungstraktes bis zur Genehmigungsreife entwickelt. Dabei ergaben sich wiederholt notwendige Korrekturen der Gebäudegeometrie nach oben hin aufgrund verfahrenstechnischer Anforderungen durch die Lieferfirmen (z.B. höhere Energieeinspeisung, zusätzliche Rauchgasabsaugung auf dem Hallendach), die letztlich auch einen entsprechenden Mehrkostenaufwand erwarten lassen.

Der gesamte Gebäudekomplex (Abb. 8,9.) der in Ostwest-Richtung verlaufen wird, gliedert sich in die Teilbauten (im Osten beginnend)

- Versuchshalle
- Versorgungstrakt
- Überwachungstrakt (Schaltwarte)

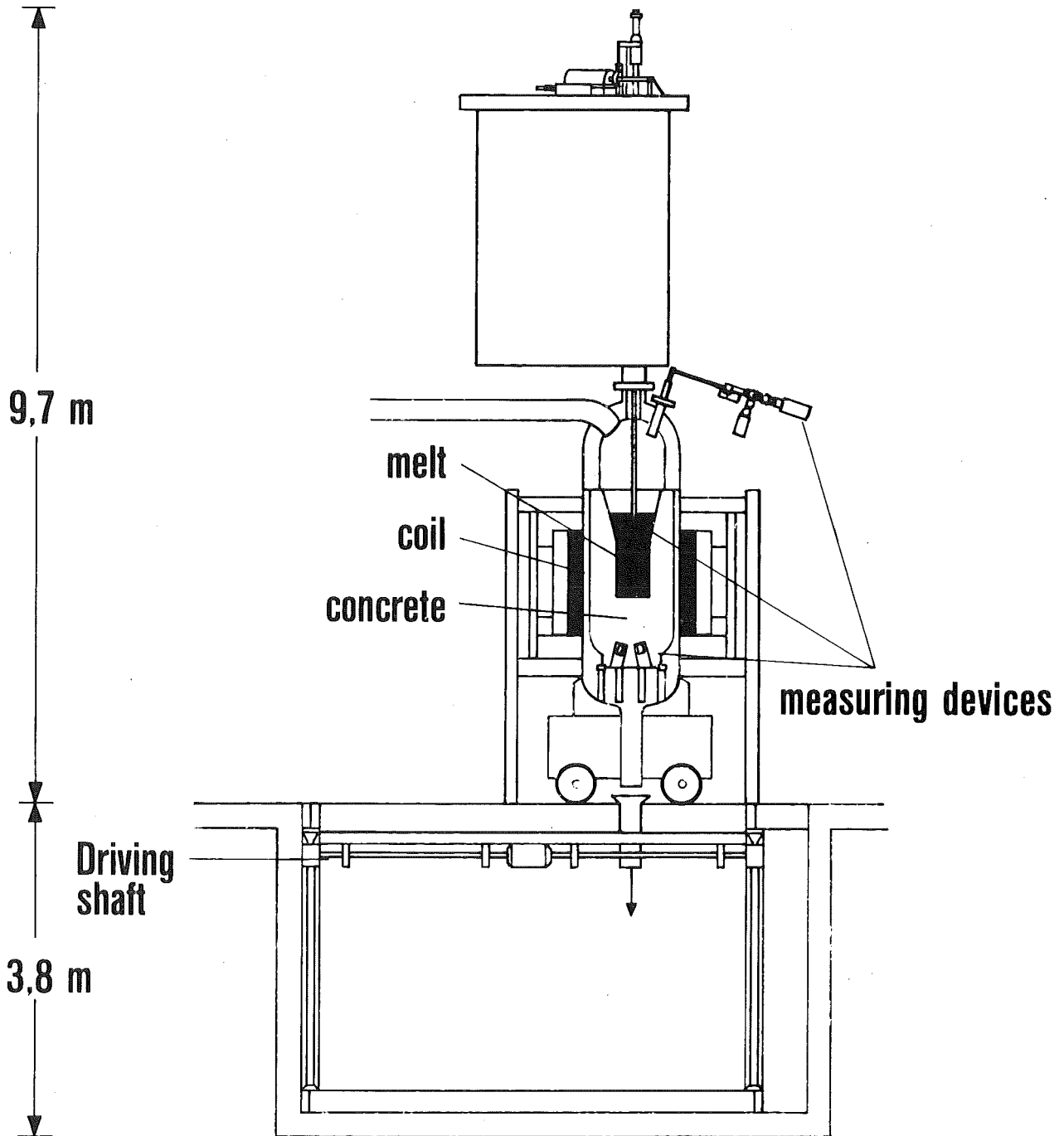
Die Versuchshalle wird in Stahlskelettbauweise erstellt. Um die gesetzlich zulässigen Höchstwerte hinsichtlich der vorgenannten Schallentwicklung für die nahe gelegenen Wohngebiete nicht zu überschreiten, soll eine entsprechende Dämmwirkung der umschließenden Bauteile durch die Verwendung von Stahlbetonelementen für Hallenwände und -dach erzielt werden. Diese Konstruktion wurde in Abstimmung mit dem Laboratorium für Schalltechnik an der Universität Karlsruhe festgelegt. Für Montage und Versuchsanforderungen wird die Halle mit einem 10 t-Brückenkran ausgestattet.

Der dreigeschossige Versorgungstrakt, der u.a. auch die Kühlanlage aufnehmen wird, wird als Mauerwerksbau ausgeführt. Der Kühlturm wird auf die Stahlbetondecke dieses Gebäudeteiles aufgesetzt.

Der Überwachungstrakt (Schaltwarte) wird explosionsgeschützt gebaut. Grundlage der Bemessung war ein explosionstechnisches Gutachten des Fraunhofer-Institutes für Chemie der Treibstoffe in Pfinzthal.

Aufgrund der Ende Januar 1982 erteilten Teilbaugenehmigung für alle Rohbauten konnten die Bauarbeiten planmäßig in der 7. KW 1982 beginnen. Bei reibungslosem Fortgang der Bautätigkeiten ist mit dem Montagebeginn der Versuchsanlage ab Mitte Oktober 1982 zu rechnen.

600 kg Molten mass
5000 kg Concrete crucible



Melt Facility BETA

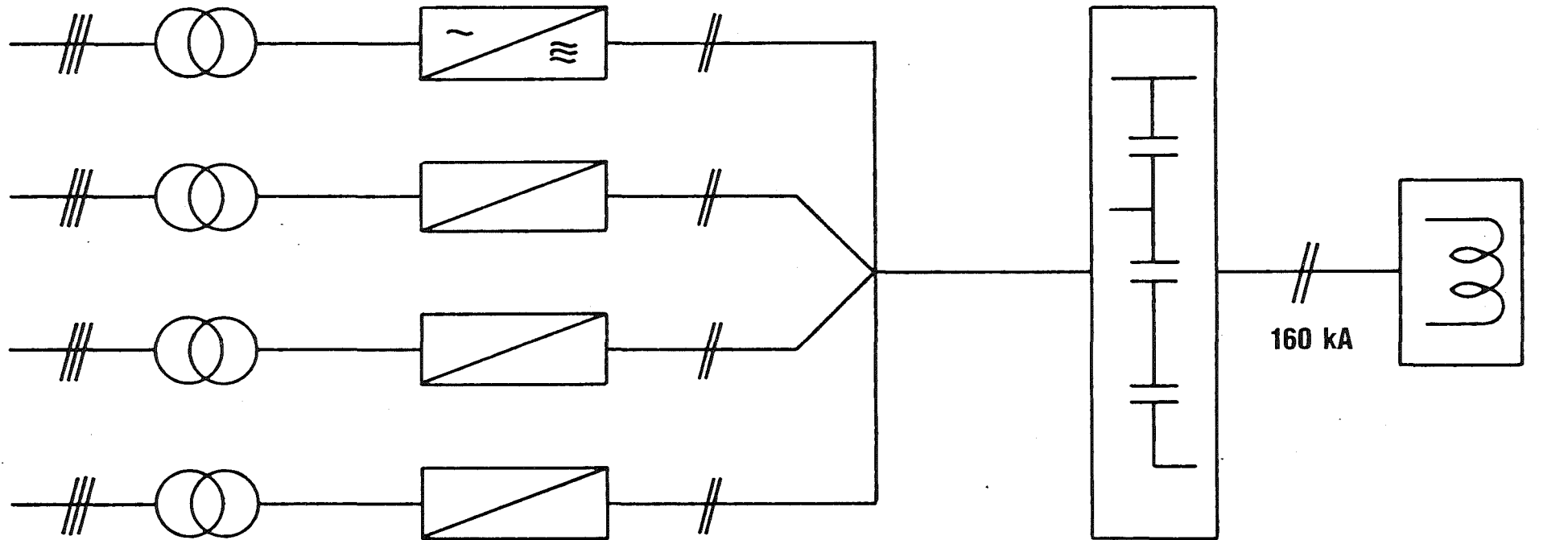
ABB. 1

20 kV/50 Hz

700 V/50 Hz

1000 V/1 kHz

3000 V/1 kHz



Transformatoren
10 MVA

Frequenzumrichter
8,4 MW

Kondensatoren-
Batterie
600 MVar

Induktor
1,7 MW
(im Schmelzbad)

- 4300-83 -

BETA - Stromversorgung



IT 1981
PNS 06.01.12

ABB. 2



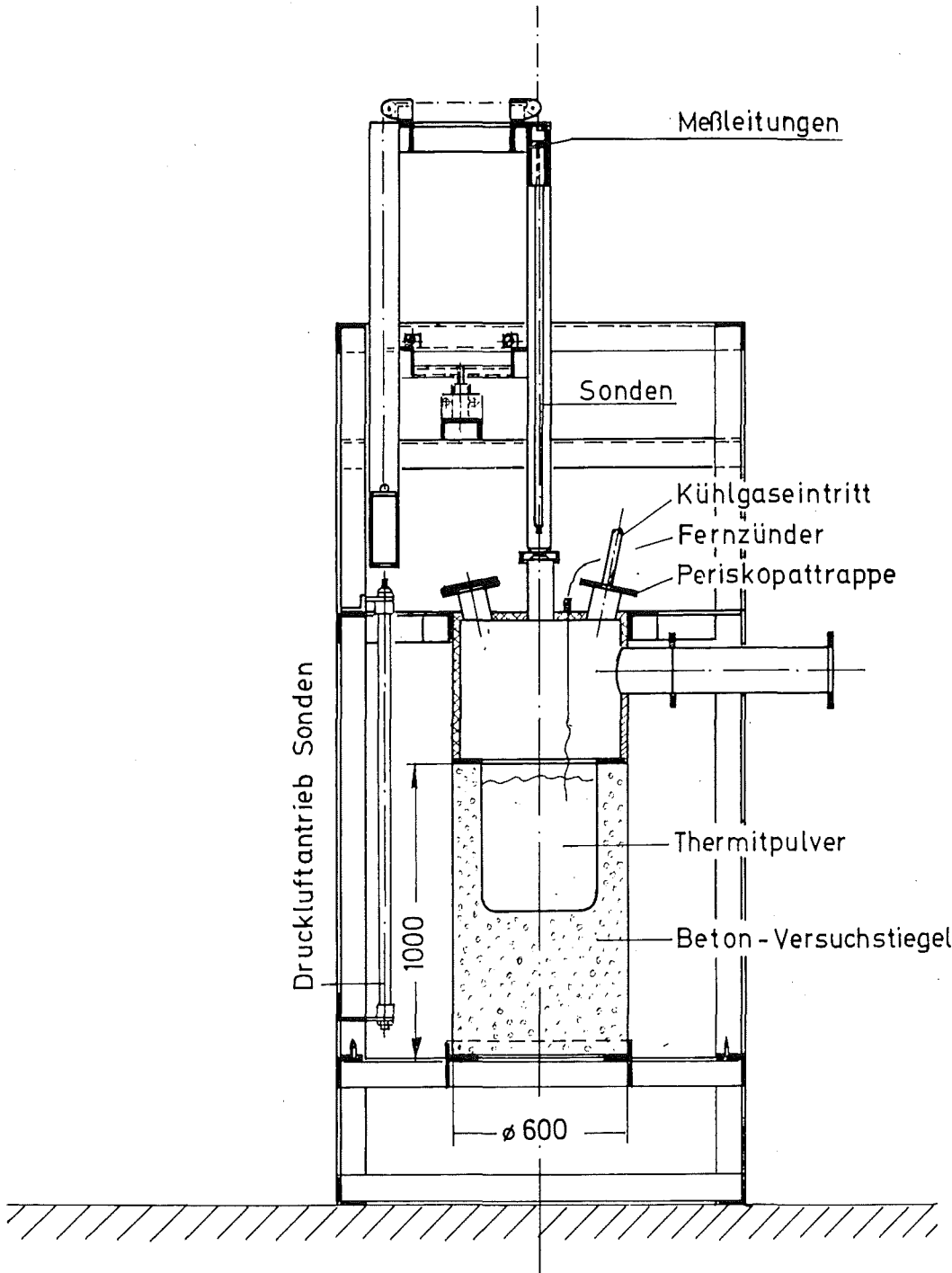
BETA-VORVERSUCHE

VERSUCH M101, AUFNAHME WÄHREND DER
THERMITREAKTION RD. 10s NACH ZÜNDUNG

KfK

IT 1981
06.01.12

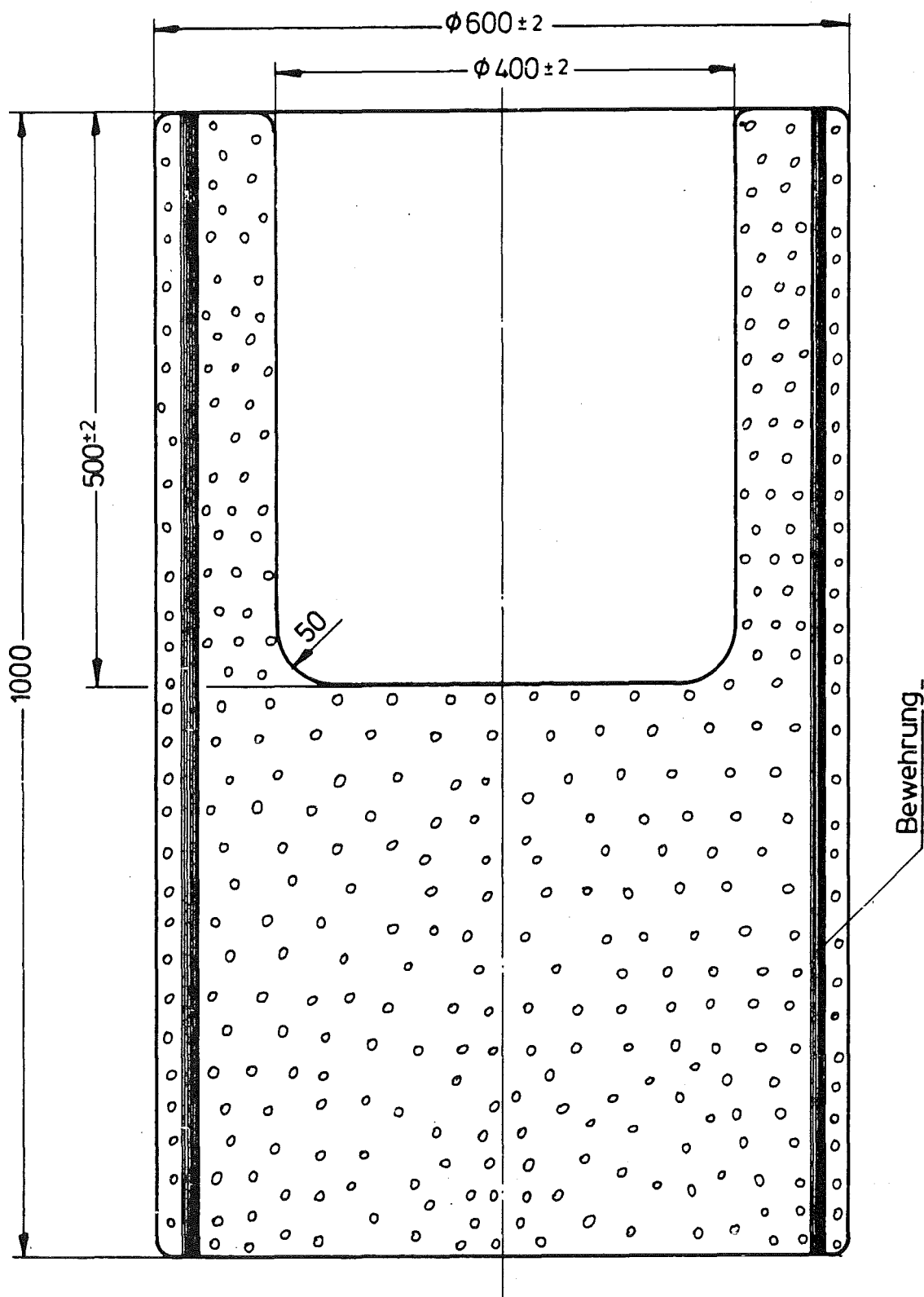
ABB.3



KIK

IT 1981
06.01.12

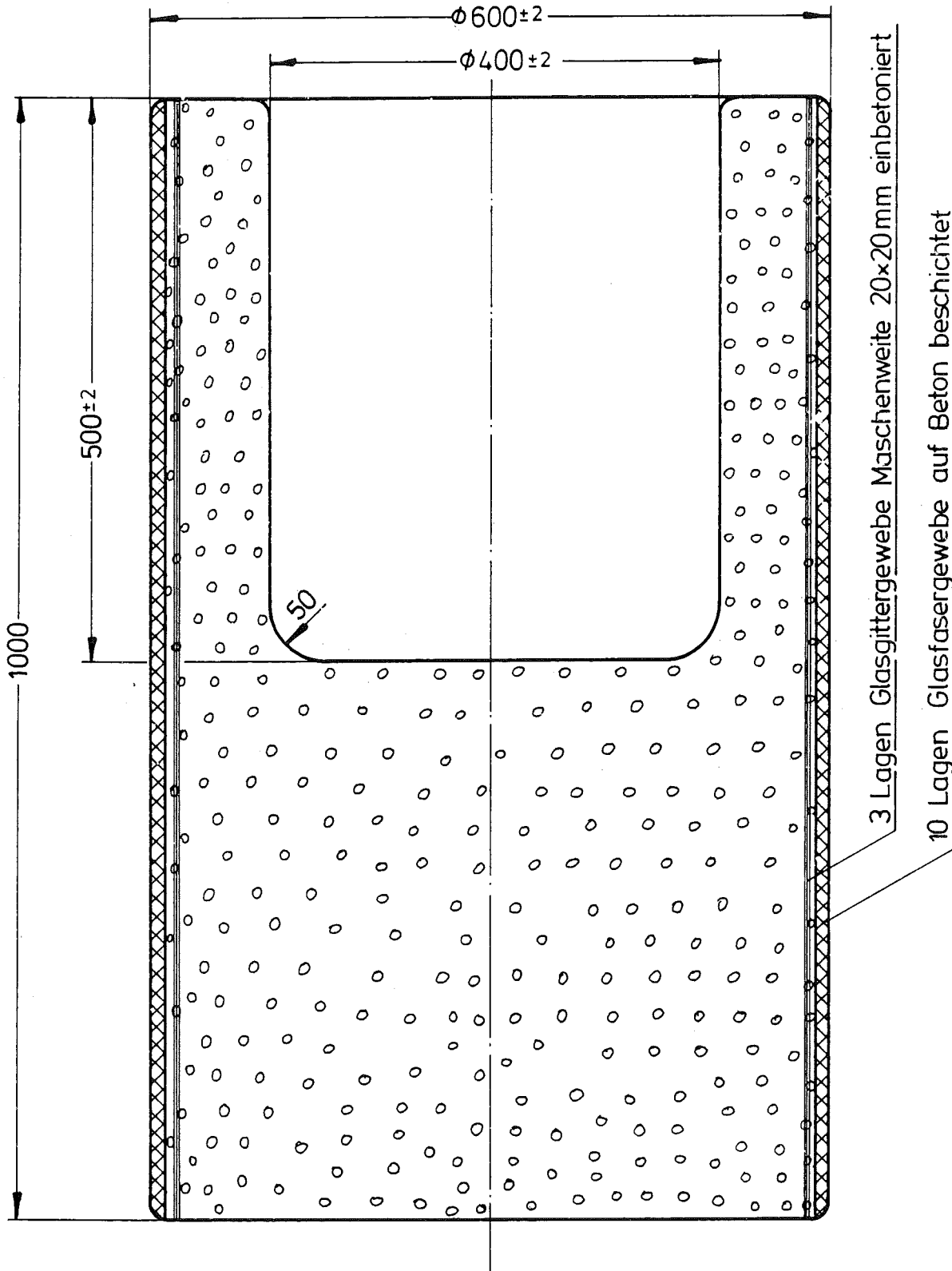
Versuchsaufbau im Schnitt ABB.4
(Reihe M0)



IT 1981
06.01.12

INNENBEWEHRUNG

ABB. 5



KfK IT 1981
06.01.12

AUSSENBEWEHRUNG

ABB. 6

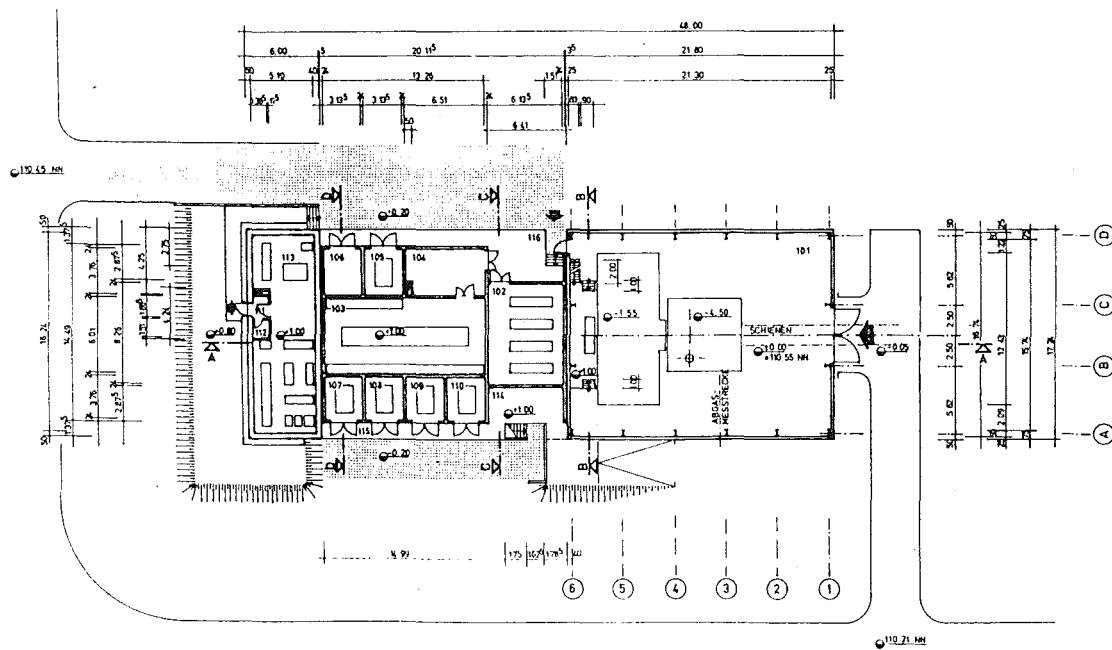
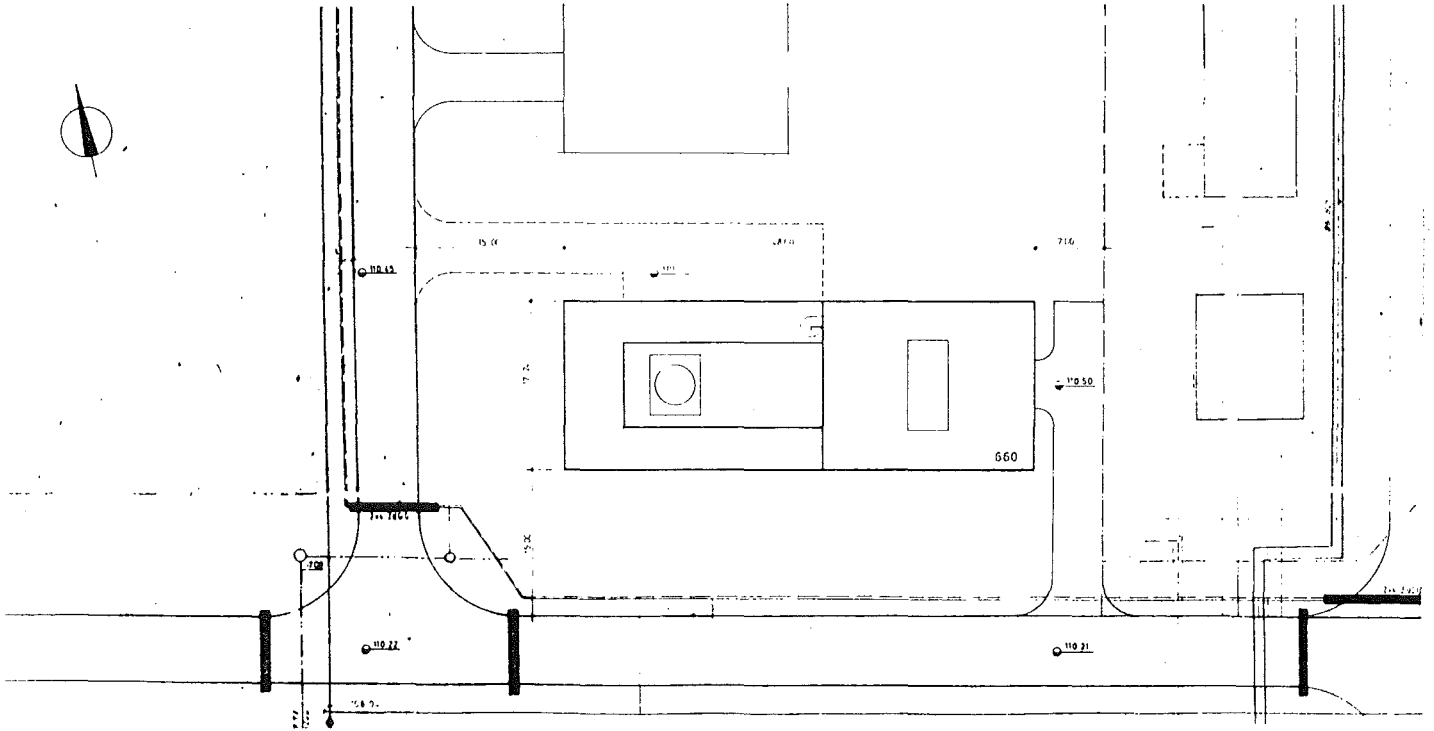
Vers. Nr. M	Woche	1	3	5	7	9	11	13	15	17	19	21	23	25	27	29	31	33	35	37	39	41	43	45	47	49	51
		2	4	6	8	10	12	14	16	18	20	22	24	26	28	30	32	34	36	38	40	42	44	46	48	50	
9	16. 104 Tage			28. 1.																							
	10.80																										
10	23. 133 Tage																										
	10.80																										
11	11. 194 Tage																										
	12.80																										
101																											
12																											
13																											
102																											
14																											
103																											
15																											



IT - 1982
06.01.12

BETA - Vorversuche 1981

ABB.7



101	VERSUCHSHALLE	256 M ²	DN
102	UMRICHTRRAUM	50,08	DN
103	E - HAUPTVERTEILUNG	79,69	DN
104	E - VERTEILUNG HAUS	23,92	GN
105	TRAFU HAUS	11,79	DN
106	TRAFU RESERVE	11,79	DN
107	TRAFU SCHMELZANLADE	11,79	DN
108		11,79	DN
109		11,79	DN
110		11,79	DN
111	VORRAUM	2,61	DN
112	WC	2,09	DN
113	SCHALTWARTE / EDV	76,45	DN
114	GASLAGER	20,09	DN
115	LADERAMPE	20,81	DN
116		40,48	DN

06.01.12/17A Hydrodynamische und thermische Modelle
PNS 4331 zur Wechselwirkung einer Kernschmelze
mit Beton
(M. Reimann, S. Stiefel)

1. Vorbemerkung:

Nach der deutschen und amerikanischen Risikostudie bestimmen Kernschmelzenunfälle das Risiko von DWR-Anlagen. Bei der Erstellung der Risikostudien basierten die Berechnungen des Unfallablaufes mangels detaillierter Kenntnisse zum großen Teil auf konservativen Annahmen, die zu einer Überschätzung des Risikos führen. Ziel dieses Vorhabens ist es, zu einer realistischen, d.h. auf überprüften physikalischen und chemischen Modellen basierenden Beschreibung des Kernschmelzunfalles beizutragen, um das tatsächliche Gefährdungspotential dieses hypothetischen Unfalles quantifizieren zu können.

Ein Kernschmelzunfall wird in seinen Auswirkungen durch den zeitlichen Verlauf und die Verteilung der Nachwärmequellen festgelegt. Bei den Untersuchungen in der Deutschen Risikostudie fand zur Berechnung der Nachwärmeproduktion der ANS-Standard für unendlich lange Bestrahlungszeiten Verwendung. Die Verteilung der Nachwärmequellen wurde dadurch abgeschätzt, daß sich zu jedem Zeitpunkt 70 % der Nachwärme in der Schmelze befinden und 30 % in den Sicherheitsbehälter freigesetzt wurden.

Zum Abbau unnötiger konservativer Annahmen werden im ersten Teil dieses Berichtes die Ergebnisse einer physikalisch begründeten Berechnung der Nachzerfallswärme für einen deutschen Standard-DWR mit einem realistischen Abbrandzustand, wie er am Ende einer Betriebsperiode auftritt, wiedergegeben. Die Verteilung der Spaltprodukte wird auf der Basis von Experimenten zur Spaltproduktfreisetzung und zum Oxidationsverhalten nach dem Stand des Wissens berechnet.

Zur Beschreibung der Wechselwirkung einer Kernschmelze mit dem Betonfundament des Reaktors wurde der Rechencode WECHSL entwickelt und in /1/ dokumentiert. Dieser Rechencode soll durch das BETA-Versuchsprogramm verifiziert werden. Im Rahmen der Vorbereitungen für die BETA-Anlage wurden zahlreiche stark

transiente Vorversuche ohne Nachheizung durchgeführt, bei denen etwa 100 kg Thermitmelze in Betontiegeln Boden und Seitenwände erodierten, bis nach etwa 100-200 s Erstarrung der Schmelze auftrat. Diese Versuche dienten zur Erprobung der Anlagentechnik und der Meßtechnik, sie lieferten jedoch auch erste Meßergebnisse. Im zweiten Teil dieses Berichtes wird der Entwicklungsstand des Rechencodes WECHSL durch Nachrechnung des Erosionsverhaltens aufgezeigt und eine Interpretation der experimentellen Ergebnisse versucht.

2. DEHDIS - Ein Berechnungsmodell zur Verteilung der Nachwärmeleistung in der metallischen und oxidischen Phase einer Kernschmelze und Freisetzung in den Sicherheitsbehälter

2.1 Nuklidinventar

In Übereinstimmung mit der Deutschen Risikostudie wird als Referenzanlage der DWR des Kernkraftwerkes Biblis B mit einer thermischen Nennleistung von $Q_0 = 3731$ MW ausgewählt. Das Kerninventar umfaßt 101.65 t Uran bei einer U-235-Anreicherung von 3,5 %. Zur Simulation des Abbrandzustandes wird der Reaktorkern in 3 gleichgroße Zonen unterteilt, deren mittlerer Abbrand von 10000, 19600 und 33500 MWd/t Uran dem maximalen Kerninventar am Ende einer Betriebsperiode kurz vor Brennelementwechsel entspricht.

Die Berechnung des nach Nukliden aufgeschlüsselten Kerninventars erfolgte mit dem Rechencode ORIGEN /2/, mit dem auch komplexe Aktivierungs- und Zerfallswege berücksichtigt werden können; sie wurde von der GRS Köln durchgeführt. Aus dem großen Spektrum von Nukliden wurden für die weitere Auswertung im Rechenprogramm DEHDIS (DEcay HEat DIStribution) diejenigen ausgewählt und elementweise zusammengefaßt, die langfristig (im Zeitraum zwischen 1 Stunde und 1 Jahr nach Abschaltung eines Reaktors) einen wesentlichen Beitrag zur Nachwärmeproduktion leisten. Als Ergebnis dieser Auswertung wird in Tabelle 1 die Nachwärmeleistung der 44 Elemente an den Stützstellen zwischen 1 h und 8750 h (1 Jahr) angegeben. Die zeitabhängige Berechnung der Nachwärmeleistung erfolgt in DEHDIS für das Element i durch logarithmische Interpolation zwischen den beiden Stützstellen τ^{j-1} und τ^j :

$$\log Q_i(\tau) = \log Q_i^{j-1} + (\log Q_i^j - \log Q_i^{j-1}) \frac{\log \tau - \log \tau^{j-1}}{\log \tau^j - \log \tau^{j-1}} \quad (1)$$

2.2 Freisetzungsverhalten

Über das Freisetzungsverhalten von Spaltprodukten aus einem abschmelzenden Reaktorkern wurden bei KfK an der Schmelzanlage SASCHA umfangreiche experimentelle Arbeiten durchgeführt. Albrecht und Wild haben in /3/ die neuesten Ergebnisse für die Freisetzung der repräsentativen Spaltprodukte I, Cs, Te, Cd, Sb, Ag, Ba, Mo, Ru, Zr, Ce, Nd und der zusätzlichen Aktivierungsprodukte Cr, Mn, Fe, Co, Sn, Np in Luft- bzw. Dampfatosphäre angegeben. Demnach kann bei Kernschmelzen nach der Freisetzung der Edelgase Kr, Xe auch die vollständige Freisetzung der Elemente I, Cs, Cd erwartet werden, wenn die Kerntemperatur auf 1700°C angestiegen ist. In DEHDIS wird deshalb die vollständige Freisetzung von Kr, Xe, Br, I, Rb, Cd, Cs vorausgesetzt.

Die Flüchtigkeit der verbleibenden Elemente fällt dann in der Reihenfolge Ag, Te, Sb ab. Für diese Elemente sind in /3/ die temperaturabhängigen Freisetzungsraten $\alpha_i(T)$ in der Einheit 1/min im Temperaturbereich zwischen 1700°C und 2400°C angegeben. Es ergeben sich bei Auftragung der logarithmierten Freisetzungsraten $\log(\alpha(T))$ über der Temperatur t Geraden, die durch

$$\alpha_i(T) = \exp(a_i T + b_i) \quad (2)$$

repräsentiert werden können.

Für die restlichen Spalt- und Aktivierungsprodukte werden Freisetzungsraten bei $t=2400^\circ\text{C}$ angegeben und die Abnahme der Freisetzung bei abnehmender Temperatur durch

$$\alpha_{t=2200^\circ\text{C}} = 0.3 \alpha_{t=2400^\circ\text{C}} \quad (3)$$

abgeschätzt.

Die Konstanten a_i , b_i , wie sie unter den genannten Bedingungen ermittelt wurden, gibt Tabelle 2 wieder.

Soll die zeitabhängige Masse des in der Schmelze verbleibenden Elements i in Abhängigkeit von einem vorgegebenen Temperaturverlauf $T(\tau)$ ermittelt werden, so gilt:

$$\frac{\delta m_i}{m_i} = -\alpha_i(T(\tau)) \delta \tau \quad (4)$$

oder, nach Integration im Intervall von τ^j bis τ^{j+1}

$$\ln \frac{m_i^{j+1}}{m_i^j} = - \int_{\tau^j}^{\tau^{j+1}} \alpha_i(T(\tau)) d\tau \quad (5)$$

Der vorgegebene Temperaturverlauf wird in DEHDIS, um die Integration in Gl. (5) durchführen zu können, in eine Folge von Intervallen mit $T=\text{const.}$ oder mit linearer Temperaturänderung zerlegt. Für $T=\text{const.}$ folgt sofort:

$$m_i^{j+1} = m_i^j \exp \left\{ -\alpha_i(T)(\tau^{j+1} - \tau^j) \right\} \quad (6)$$

und für die lineare Temperaturänderung gilt

$$m_i^{j+1} = m_i^j \exp \left\{ \frac{C_i}{A_i} \left[1 - \exp A_i(\tau^{j+1} - \tau^j) \right] \right\} \quad (7)$$

mit

$$A_i = a_i \frac{\tau^{j+1} - \tau^j}{\tau^{j+1} - \tau^j} \quad (8)$$

und

$$C_i = \alpha_i(T_0) = \exp \{ a_i T_0 + b_i \} \quad (9)$$

Der den Freisetzungsberechnungen zugrunde gelegte Temperaturverlauf wird in Abb. 1 wiedergegeben. Die Berechnung der ersten drei Phasen des Kernschmelzenunfalles - Kernaufheizung, Restwasserverdampfung und RDB-Aufheizung bis zum Durchschmelzen des RDB - erfolgten mit dem Programmsystem KESS, der Temperaturverlauf in der sich anschließenden Betonzerstörungsphase wurde mit dem WECHSL-Code /1/ ermittelt. Die massive Rührwirkung der Gasblasen im ersten Abschnitt der Betonzerstörungsphase kann möglicherweise die Freisetzungsraten der Spaltprodukte erhöhen. Nach etwa 6-8 Stunden bilden sich um die Kernschmelze massive Krusten aus, wodurch die Durchwirbelung der Schmelze durch Gasblasen beendet wird, so daß die Spaltproduktfreisetzung zu diesem Zeitpunkt im wesentlichen beendet sein dürfte. Die DEHDIS-Rechnungen wurden ohne die Berücksichtigung der letztgenannten Effekte in den ersten 9 Stunden nach Abschalten des Reaktors durchgeführt, die sich ergebenden Freisetzungskurven gibt Abb. 2 wieder.

2.3 Oxidationsverhalten

Das Oxidationsverhalten der Spaltprodukte kann aus Abb. 3 (aus /4/) in dem die freien Bildungsenthalpien der Oxide von einigen Spaltprodukten und von den wichtigsten Corekomponenten über der Temperatur aufgetragen sind, abgeleitet werden. Zu Beginn des Kernschmelzenunfalles liegen nach Abb. 3 die Elemente Y, La, Ce, Pr, Nd, Sm in oxidischer Form vor. Dieser Gruppe werden die Elemente Mn, Ga, Nb, Sb, Pu, Am, Cm, Pm, Eu, Gd, Tb, Ho zugerechnet.

Die Elemente Sr, Ba werden ebenfalls von Anfang an der oxidischen Phase zugeschlagen. Von den Elementen mit hoher Bildungsenthalpie liegt zunächst lediglich Zr in metallischer Form vor. Die Zirkonoxidation erstreckt sich bis in den ersten Abschnitt der Kernschmelze/Beton-Wechselwirkung (4.Phase).

Nach Beendigung der Zirkonoxidation erfolgt die Oxidation des Chroms. Mit dieser Komponente der metallischen Schmelze werden die Elemente Co, In in die oxidische Form übergeführt.

Sind die Chromanteile aus der metallischen Schmelze verschwunden, so folgt die Oxidation von Eisen. Dieser Oxidationsstufe werden die Elemente Mo, Ge, Sn, As zugeschlagen.

Da im WECHSL-Code die Oxidation von Nickel außer Betracht bleibt, verbleiben auch die Elemente Ag, Se, Te, Tc und natürlich auch die Edelmetalle Ru, Rh, Pd langfristig in der metallischen Phase.

2.4 Zeitlicher Verlauf und Aufteilung der Wärmequellen

In Abb. 4 wird schließlich das Ergebnis einer DEHDIS-Rechnung mit den in den vorangegangenen Abschnitten aufgezeigten Grundlagen und Voraussetzungen vorgestellt. Durch das Oxidationsverhalten erfolgt in den ersten Stunden eines Kernschmelzunfalles eine starke Verschiebung der Nachwärmequellen von der metallischen in die oxidische Phase. Ferner ist zu erkennen, daß die freigesetzten Spaltprodukte relativ kurze Halbwertszeiten haben. So sind zu Beginn des Kernschmelzunfalles etwa 32 % der Nachwärmequellen in dem Sicherheitsbehälter freigesetzt und etwa 68 % befinden sich in der Schmelze, während sich nach 100 Stunden nur noch 17 % der Nachwärmequellen im Sicherheitsbehälter befinden und 83 % in der Schmelze. Die gesamte Nachwärmeleistung, wie sie aus den ORIGEN-Rechnungen folgt, ist in diesem Zeitraum von 100 % auf 25 % abgefallen.

Die Aufteilung der Nachwärmeleistung auf diejenigen einzelnen Elemente, die wesentlich zur freigesetzten Wärmeleistung und zu den Wärmequellen in der Oxid- und Metallschicht der Kernschmelze beitragen, ist Gegenstand von Abb. 5.

Im Fachband 6 der Deutschen Risikostudie: "Ermittlung der Spaltproduktfreisetzung" findet man die anlagenspezifischen Voraussetzungen wie sie auch zu Beginn dieses Berichtes wiederholt wurden. ORIGEN-Rechnungen auf dieser Grundlage stellen demnach best-estimate-Berechnungen mit realistischem Abbrand dar. Im Fachband 5: "Untersuchung von Kernschmelzenunfällen" wurde jedoch für die Berechnung der Nachwärmeproduktion der

ANS-Standard als Berechnungsgrundlage gewählt, der für unendlich lange Bestrahlungszeit gilt. Diese konservative Annahme ist für Berechnungen im Rahmen des Genehmigungsverfahrens üblich, im Rahmen einer Risikostudie sollte jedoch von realistischen Voraussetzungen ausgegangen werden. Die ANS-Standard-Kurve, wie sie für die Berechnungen der Risikostudie verwendet wurde, ist ebenfalls in Abb. 4 eingetragen.

3. Nachrechnung der BETA-Vorversuche US1 - US4 mit dem WECHSL-Code

3.1 Charakteristika der Vorversuche US1 - US4

Die Vorversuche US1 - US4, die beim KfK (HIT) durchgeführt wurden /5/, dienten der Erprobung der von den Sandia Laboratories in Albuquerque entwickelten Ultraschall-Pulsecho-Methoden zur Registrierung des Schmelzfrontfortschrittes in der Bodenzone des Betontiegels. An der Unterseite des Tiegels wurden die Ultraschallmeßköpfe (Sender und Empfänger des Ultraschall-Impulsechos) so angebracht, daß der ausgesandte Ultraschallimpuls den Beton durchläuft, an der Schmelzfront im Bereich der Tiegelachse reflektiert und nach dem Zurücklaufen vom Empfängermeßkopf registriert wird. Über die Laufzeit des Ultraschallimpulses kann kontinuierlich die Erosionstiefe ermittelt werden.

Als Zuschlagsgestein für den Tiegelbeton wurde silikatischer Rheinkies mit einem definierten Körnungsspektrum verwendet. Der Tiegel US1 war mit Portlandzement hergestellt worden, die restlichen Tiegel US2, US3 und US4 mit Hochofenzement.

Je Versuch wurden 100 kg Thermitpulver in den Tiegeln gezündet. Dabei entstehen etwa 60 kg metallische Schmelze (Fe) und 40 kg oxidische Schmelze (Al_2O_3) mit einer geschätzten Anfangstemperatur von 3000 K.

Etwa 8 s nach Zündung des Thermitpulvers begann die Betonerosion im Bodenbereich. Wie die in den Abb. 6 bis 9 wiedergegebenen Meßpunkte zeigen, wird die Betonerosion nach etwa 110 s (US1) bis 180s (US2) beendet. Zu diesen Zeitpunkten ist der jeweilige Metallregulus wahrscheinlich bereits weitgehend erstarrt.

3.2 Vergleich der Meßergebnisse mit den Rechenergebnissen des WECHSL-Codes und Interpretation der Versuche

Obwohl die Versuche unter gleichen Voraussetzungen durchgeführt wurden und deshalb zu reproduzierbaren Ergebnissen hätten führen müssen, weisen die gemessenen Erosionsprofile aus den verschiedenen Versuchen eine starke Auffächerung auf. Da bei den Versuchen Betonprismen mit weiterer Meßtechnik in die Tiegel eingesetzt wurden, und diese Betonprismen trotz gleichartiger Betonzusammensetzung zum Teil ein verstärktes Erosionsverhalten gegenüber dem Tiegelbeton zeigten, wurde es als plausibel erachtet, die Auffächerung der Erosionsprofile auf Unterschiede im Betonverhalten bei der thermischen Erosion zurückzuführen.

Aus dem Reflexionskoeffizienten für die Ultraschallamplitude kann man Aussagen über die reflektierende Schicht ableiten /5/. Während der Anfangsphase der Wechselwirkung ist der Reflexionskoeffizient annähernd -1. Dies bedeutet, daß die Welle an einem Material sehr geringer Impedanz reflektiert worden ist, so daß die Anwendung des Gasfilmmodells zur Bestimmung des Wärmeüberganges von der Schmelze an den Beton plausibel ist.

Mit den experimentell und rechnerisch bestimmten Zerstörungsdaten für silikatischen Beton (nach /6/)

$$T_{d0} = 1573 \text{ K}, \quad \Delta H_c = 2075 \text{ J/g}$$

kann das gemessene Erosionsprofil des Versuches US2 über einen weiten Bereich ($\tau < 165$ s) wiedergegeben werden (Abb. 7). Die Versuche US3 und US4 lassen sich ebenfalls über weite Zeitbereiche dann mit WECHSL unter Verwendung des Gasfilmmodells nachrechnen, wenn angenommen wird, daß der Beton schon bei niedrigeren Temperaturen als der Schmelztemperatur der Silikate seine Festigkeit verliert und daß dadurch auch die Betonzerstörungsenthalpie reduziert wird. Der Versuch US1 zeigt - vielleicht wegen Verwendung einer anderen Zementsorte - kein einheitliches Verhalten; die Meßpunkte liegen jedoch im Spektrum der bei den anderen Versuchen bestimmten Erosionskurven.

Gegen Ende der Versuche stieg der Reflexionskoeffizient von -1 auf Werte zwischen -0.6 und -0.4 an. Dies weist auf einen zurückgehenden Einfluß der Gasphase hin, jedoch müßte, da die Impedanz des Metalls größer ist als die des Betons, bei vollständiger Benetzung des Betons mit Metall der Reflexionskoeffizient positive Werte annehmen. Der Anstieg des Reflexionskoeffizienten erfolgt z.B. beim Versuch US2 nach etwa 70 s und beim Versuch US3 nach 90s, so daß von diesem Zeitpunkt an teilweiser Kontakt der Schmelze mit dem Beton möglich erscheint.

Auch aus den Meßdaten der Betonerosion kann bei einigen Versuchen auf eine Änderung im Wärmeübergangsverhalten in der Endphase der Betonerosion geschlossen werden. Während bei Versuch US3 (Abb.8) der Erosionsverlauf durchgehend bis zur Erstarrung mit dem Gasfilmmodell wiedergegeben werden kann, zeigen die Versuche US2 bei $\tau = 165$ s (Abb.7) und US4 bei $\tau = 85$ s (Abb. 9) einen nahezu sprunghaften Anstieg der Betonerosion, um dann nach relativ kurzer Zeit die endgültige Erosionstiefe zu erreichen. Auch beim Versuch US1 (Abb. 6) kann ein derartiges Verhalten nach etwa 80 s beobachtet werden.

Bei der Nachrechnung des Versuches US2 wurde postuliert, daß der Gasfilm bei $\tau = 165$ s zusammenbricht; die weitere Berechnung der Betonerosion erfolgte von diesem Zeitpunkt an mit dem Einzelblasenmodell.

Zu diesem Zeitpunkt beträgt die berechnete Temperatur der Metallschmelze 1845 K, knapp oberhalb der Erstarrungstemperatur des Eisens von 1810 K. Das Erreichen dieser Temperatur wurde auch bei den anderen Versuchen in den Abbildungen markiert. Das weitere Erosionsprofil kann mit dem Blasenmodell recht gut wiedergegeben werden. Allerdings führte die Anwendung des Blasenmodells im gesamten, von der Schmelze beaufschlagten Betonbereich, zu einer viel zu großen Kaverne, insbesondere im Bereich der Seitenwände.

Aus dem beschriebenen Verhalten können die folgenden Schlüsse gezogen werden:

1. Die mit WECHSL errechnete Betonerosion unter Verwendung des Gasfilmmodells und mit den experimentell bestätigten Betonzerstörungsdaten stellt eine untere Einhüllende der vermessenen Erosionsprofile dar.
2. Raschere Beton-Erosion und früheres Erstarren der Schmelze kann in der Hochtemperaturphase durch Verringerung der Betonzerstörungsdaten, in der Niedertemperaturphase zusätzlich durch Änderung des Wärmeübergangskoeffizienten (Übergang vom Gasfilm zum Blasenmodell) interpretiert werden, wobei es sich im letzteren Fall möglicherweise um ein lokal auftretendes Phänomen handelt.

Es sei abschließend nochmals darauf hingewiesen, daß die BETA-Vorversuche ohne Nachheizung stark transient verlaufen. So kann möglicherweise der Tatbestand der Reduzierung der Betonzerstörungsdaten ein Phänomen sein, das durch die transiente Versuchsführung bedingt ist. Eine gesicherte Klärung des Erosionsverhaltens kann erst nach den Hauptversuchen des BETA-Programms erwartet werden.

Literatur

- /1/ M.Reimann, W.B.Murfin: "The WECHSL Code:
A Computer Program for the Interaction of a Core Melt
with Concrete", KfK 2890
Nov. 1981

- /2/ M.J.Bell:"ORIGEN, the ORNL Isotope Generation and Depletion Code",
ORNL 4628, 1973

- /3/ H.Albrecht, H.Wild: "Investigation of Fission Product Release
by Annealing and Melting of LWR Fuel Pins in Air and Steam
ANS/ENS Topical Meeting on Reactor Safety, Aspects of Fuel
Behavior, August 2-6, 1981,
Sun Valley, Idaho

- /4/ H.Holleck, A.Skokan et al: "Konstitution und Reaktionsverhalten
von LWR-Materialien beim Coreschmelzen"
Halbjahresbericht 1977/2 des PNS, KfK 2600, Mai 1978, S.445-462

- /5/ S.Hagen: Unveröffentlichter Bericht des Kernforschungszentrums
Karlsruhe, Februar 1981

- /6/ 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 (1979) 2, p.192 - 198

TIME DEPENDENT DECAY HEAT

	1 H	4 H	8 H	48 H	96 H	480 H	960 H	4800 H	8750 H
CR	0.192E+05	0.191E+05	0.191E+05	0.183E+05	0.174E+05	0.117E+05	0.709E+04	0.131E+03	0.215E+01
MN	0.291E+04	0.181E+04	0.122E+04	0.913E+03	0.909E+03	0.876E+03	0.837E+03	0.580E+03	0.398E+03
FE	0.155E+04	0.155E+04	0.155E+04	0.153E+04	0.151E+04	0.138E+04	0.125E+04	0.110E+04	0.737E+03
CO	0.327E+05	0.326E+05	0.325E+05	0.323E+05	0.319E+05	0.294E+05	0.268E+05	0.168E+05	0.139E+05
NI	0.575E+03	0.255E+03	0.864E+02	0.100E-01	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0
SR	0.143E+07	0.105E+07	0.855E+06	0.398E+06	0.365E+06	0.295E+06	0.228E+06	0.330E+05	0.966E+04
Y	0.351E+07	0.262E+07	0.195E+07	0.580E+06	0.518E+06	0.432E+06	0.347E+06	0.787E+05	0.373E+05
ZR	0.250E+07	0.232E+07	0.211E+07	0.114E+07	0.923E+06	0.751E+06	0.607E+06	0.110E+06	0.190E+05
NB	0.280E+07	0.258E+07	0.232E+07	0.112E+07	0.885E+06	0.821E+06	0.755E+06	0.201E+06	0.372E+05
MO	0.936E+06	0.743E+06	0.713E+06	0.471E+06	0.287E+06	0.540E+04	0.377E+02	0.100E+00	0.0
TC	0.698E+06	0.139E+06	0.136E+06	0.937E+05	0.570E+05	0.107E+04	0.749E+01	0.100E+00	0.0
SN	0.359E+06	0.723E+05	0.229E+05	0.133E+05	0.118E+05	0.577E+04	0.327E+04	0.995E+03	0.398E+03
SB	0.955E+06	0.399E+06	0.230E+06	0.399E+05	0.279E+05	0.401E+04	0.253E+04	0.207E+04	0.183E+04
PU	0.611E+04	0.612E+04	0.612E+04	0.614E+04	0.617E+04	0.620E+04	0.621E+04	0.630E+04	0.633E+04
AM	0.145E+03	0.145E+03	0.145E+03	0.147E+03	0.149E+03	0.163E+03	0.180E+03	0.319E+03	0.459E+03
CM	0.560E+05	0.561E+05	0.561E+05	0.559E+05	0.555E+05	0.522E+05	0.482E+05	0.263E+05	0.150E+05
GA	0.685E+02	0.600E+02	0.525E+02	0.294E+02	0.151E+02	0.100E+00	0.0	0.0	0.0
GE	0.232E+04	0.116E+04	0.708E+03	0.569E+02	0.299E+01	0.100E+00	0.0	0.0	0.0
AS	0.915E+04	0.462E+04	0.145E+04	0.192E+03	0.814E+02	0.100E+00	0.0	0.0	0.0
SE	0.163E+05	0.227E+03	0.702E+01	0.100E+00	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0
BR	0.128E+06	0.125E+05	0.499E+04	0.118E+04	0.460E+03	0.100E+00	0.0	0.0	0.0
KR	0.129E+07	0.484E+06	0.161E+06	0.132E+04	0.128E+04	0.128E+04	0.127E+04	0.124E+04	0.120E+04
RB	0.105E+07	0.507E+06	0.188E+06	0.163E+03	0.151E+03	0.837E+02	0.399E+02	0.100E+00	0.0
RU	0.992E+06	0.790E+06	0.631E+06	0.438E+06	0.422E+06	0.320E+06	0.226E+06	0.152E+05	0.193E+04
RH	0.860E+06	0.691E+06	0.620E+06	0.517E+06	0.489E+06	0.445E+06	0.417E+06	0.286E+06	0.208E+06
PD	0.661E+05	0.519E+05	0.422E+05	0.550E+04	0.498E+03	0.200E+00	0.0	0.0	0.0
AG	0.683E+05	0.603E+05	0.526E+05	0.195E+05	0.119E+05	0.518E+04	0.367E+04	0.221E+04	0.140E+04
CD	0.830E+04	0.488E+04	0.330E+04	0.166E+04	0.973E+03	0.152E+03	0.106E+03	0.806E+01	0.100E+00
IN	0.145E+05	0.594E+04	0.323E+04	0.940E+03	0.506E+03	0.349E+01	0.100E-01	0.0	0.0
TE	0.386E+07	0.878E+06	0.617E+06	0.334E+06	0.202E+06	0.272E+05	0.156E+05	0.178E+04	0.665E+03
I	0.957E+07	0.618E+07	0.491E+07	0.231E+07	0.142E+07	0.103E+06	0.124E+05	0.200E+00	0.0

- 4300-102 -

Tabelle 1:

Nachzerfallswärme der ausgewählten Elemente

	1 H	4 H	8 H	48 H	96 H	480 H	960 H	4800 H	8750 H
XE	0.789E+06	0.672E+06	0.657E+06	0.326E+06	0.230E+06	0.286E+05	0.237E+04	0.200E+00	0.0
CS	0.200E+07	0.266E+06	0.220E+06	0.213E+06	0.206E+06	0.176E+06	0.160E+06	0.132E+06	0.115E+06
BA	0.165E+07	0.804E+06	0.657E+06	0.583E+06	0.525E+06	0.236E+06	0.969E+05	0.255E+05	0.253E+05
LA	0.681E+07	0.456E+07	0.375E+07	0.322E+07	0.296E+07	0.128E+07	0.433E+06	0.746E+02	0.100E+00
CF	0.123E+07	0.117E+07	0.111E+07	0.718E+06	0.520E+06	0.317E+06	0.232E+06	0.594E+05	0.365E+05
PR	0.141E+07	0.151E+07	0.139E+07	0.116E+07	0.113E+07	0.936E+06	0.811E+06	0.516E+06	0.345E+06
ND	0.402E+06	0.286E+06	0.243E+06	0.209E+06	0.185E+06	0.681E+05	0.195E+05	0.890E+00	0.0
PM	0.420E+06	0.402E+06	0.383E+06	0.252E+06	0.163E+06	0.198E+05	0.746E+04	0.481E+04	0.420E+04
SM	0.967E+05	0.893E+05	0.837E+05	0.454E+05	0.224E+05	0.242E+03	0.165E+03	0.164E+03	0.164E+03
FU	0.171E+06	0.165E+06	0.163E+06	0.149E+06	0.135E+06	0.663E+05	0.283E+05	0.321E+04	0.308E+04
GD	0.950E+03	0.848E+03	0.727E+03	0.156E+03	0.245E+02	0.100E+00	0.0	0.0	0.0
TB	0.879E+03	0.865E+03	0.851E+03	0.787E+03	0.751E+03	0.598E+03	0.484E+03	0.103E+03	0.212E+02
HO	0.339E+02	0.317E+02	0.290E+02	0.127E+02	0.540E+01	0.100E-01	0.0	0.0	0.0
	0.462E+08	0.296E+08	0.243E+08	0.145E+08	0.118E+08	0.645E+07	0.450E+07	0.153E+07	0.885E+06

Tabelle 1:

(Fortsetzung)

Element	a_i	b_i
Ag	0.00238	8.340
Te, Se, As	0.00283	10.24
Sb	0.00548	17.98
Sn, In	0.00602	20.36
Mn, Ga	0.00602	20.70
Fe	0.00602	23.00
Co, Ni	0.00602	23.11
Cr, Ge	0.00602	23.23
Sr, Ba	0.00602	23.70
Mo, Tc	0.00602	25.31
Ru, Rh, Pd	0.00602	27.61
Y, Zr, Nb,		
La, Ce, Nd...		
Np, Pu, Am...		

Tabelle 2:
Konstanten für die Berechnung der Freisetzungsraten
nach Gl. (2)

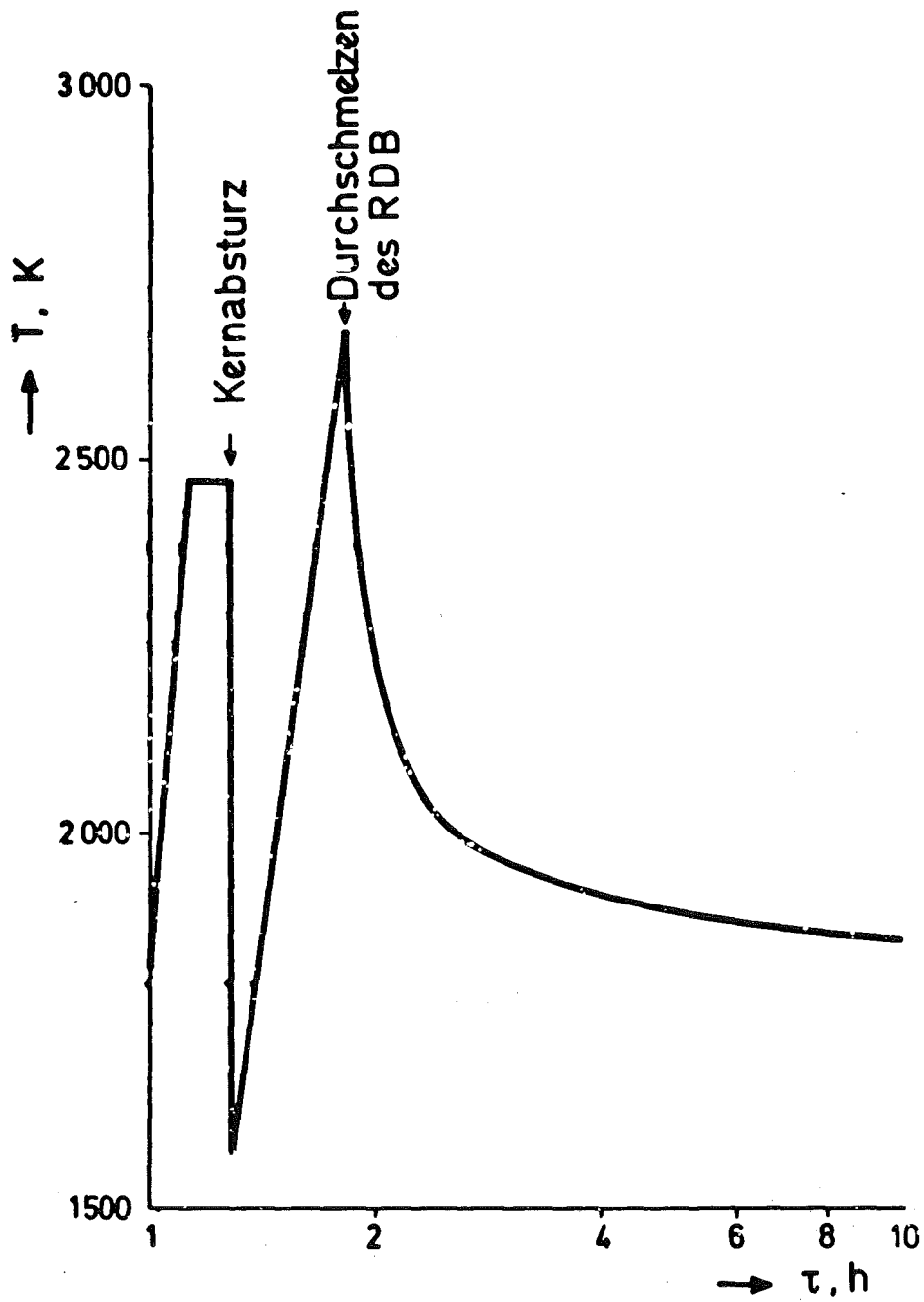


Abb. 1:

Temperaturverlauf im Core bei einem Kernschmelzenunfall;
(Berechnung mit KESS und WECHSL)

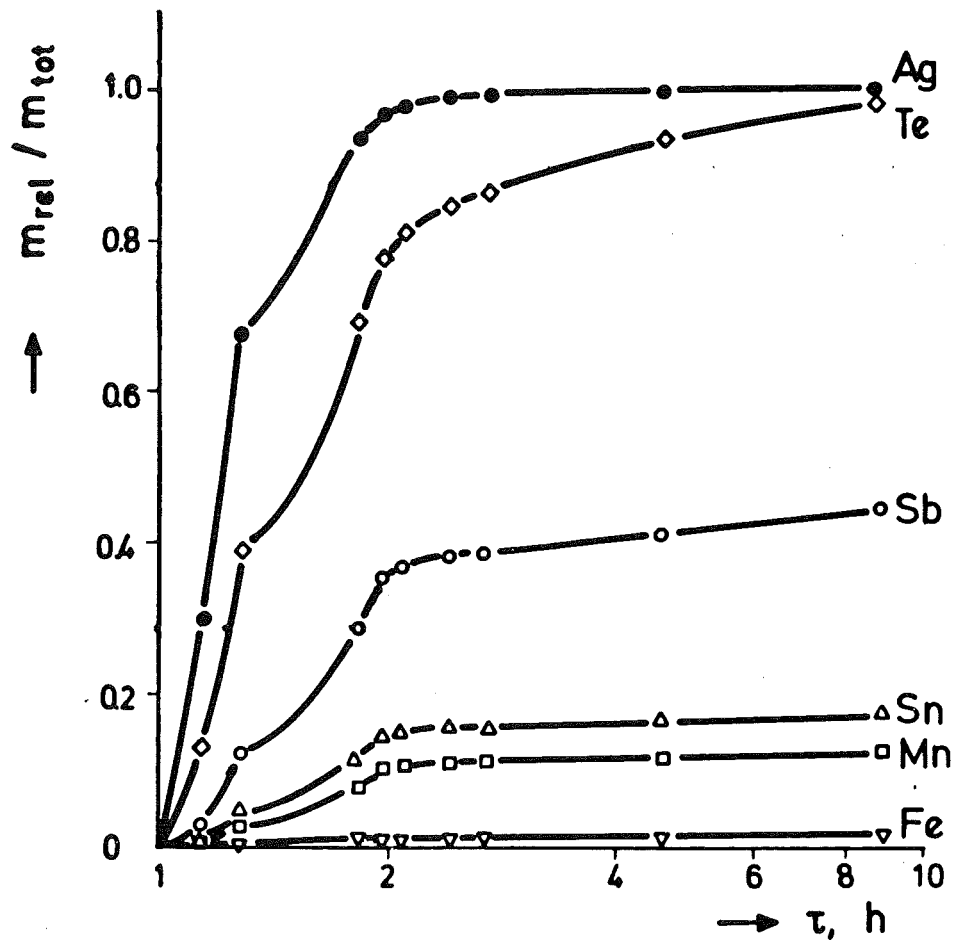


Abb. 2:

Freisetzung im Verlauf eines Kernschmelzenunfalles

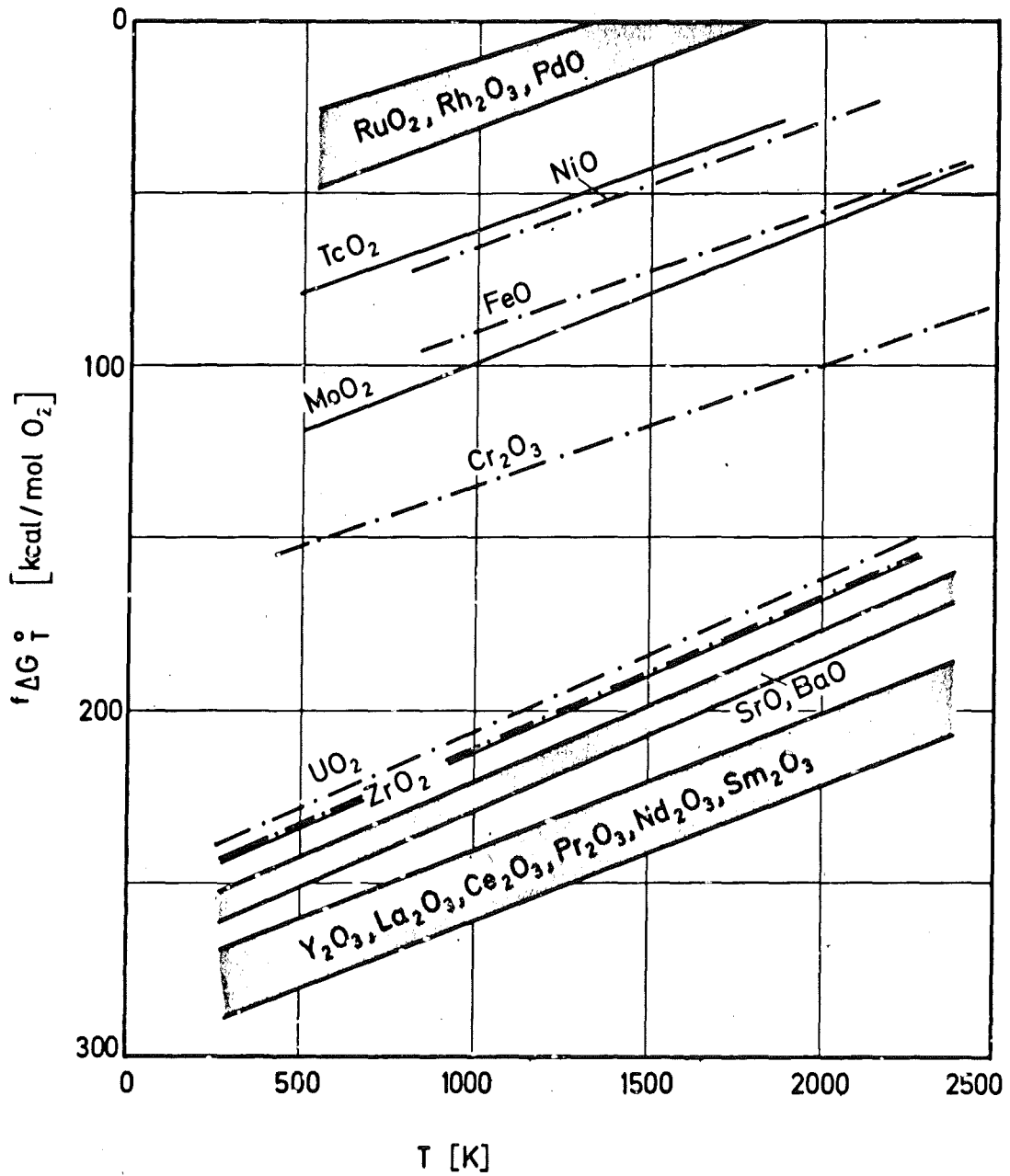


Abb. 3:

Freie Bildungsenthalpien der Oxide von Spaltprodukten und Corekomponenten

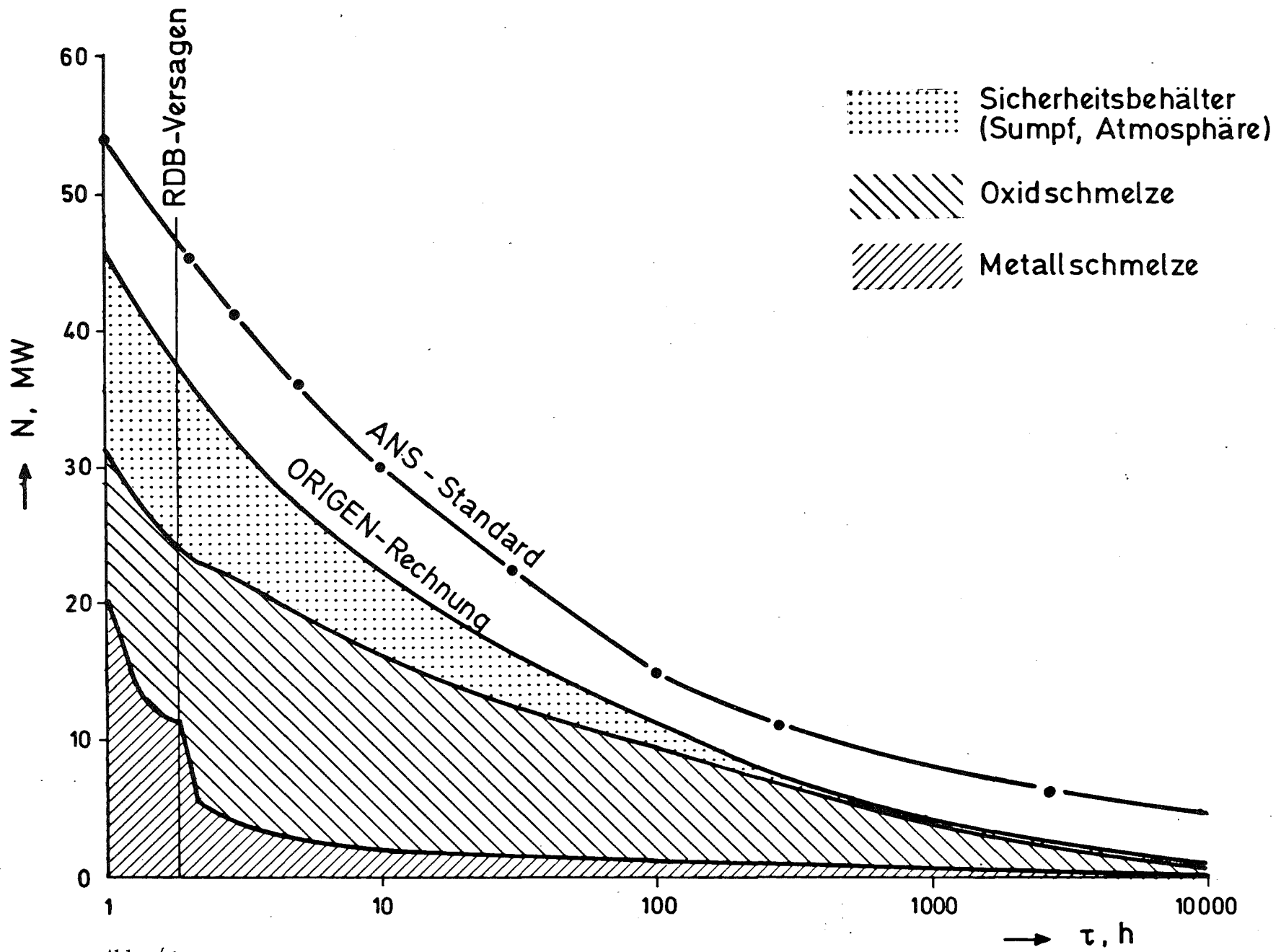


Abb. 4:

Verteilung der Nachwärmequellen in der metallischen und oxidischen Schicht der Kernschmelze und im Sicherheitsbehälter

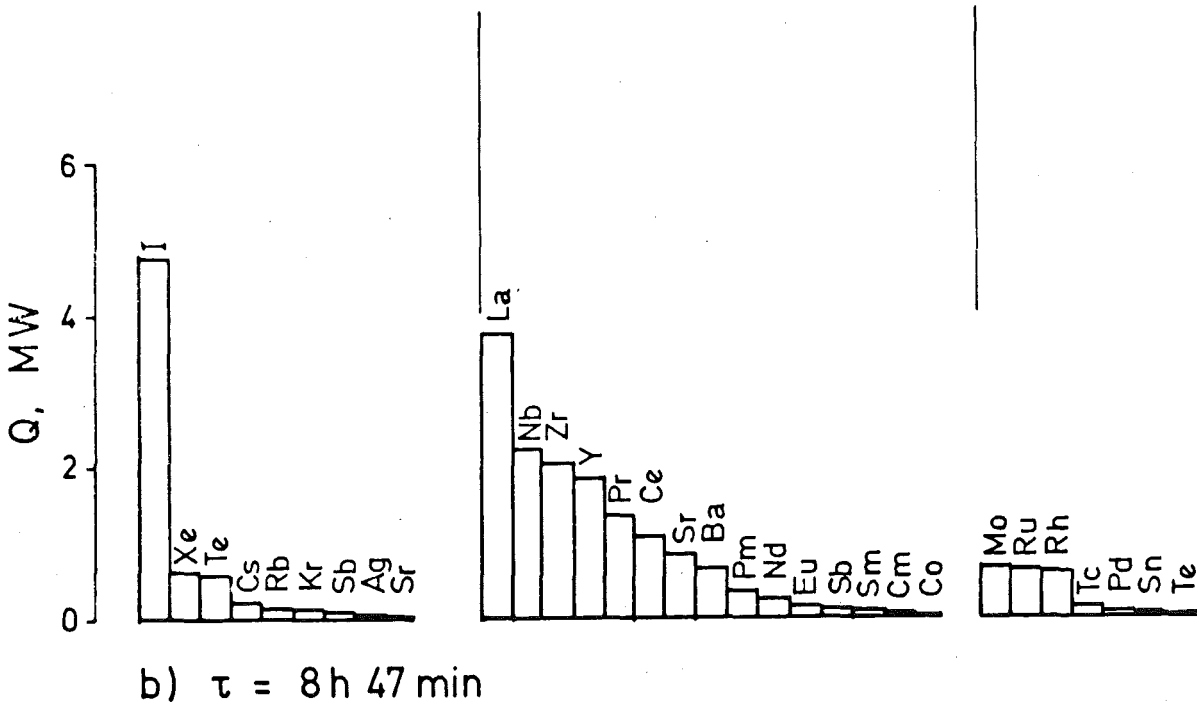
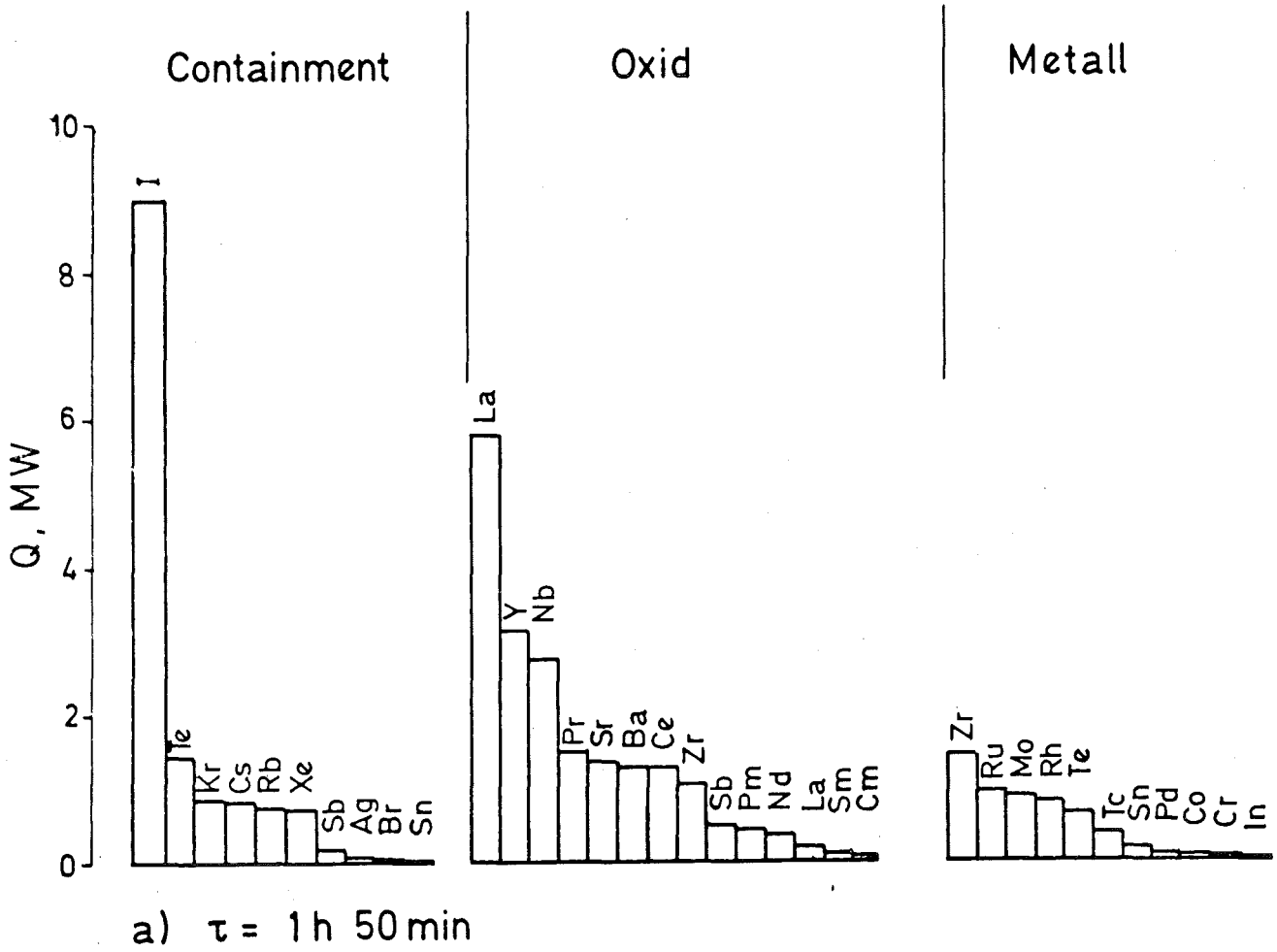


Abb. 5:

Nachwärmeproduktion der einzelnen Elemente

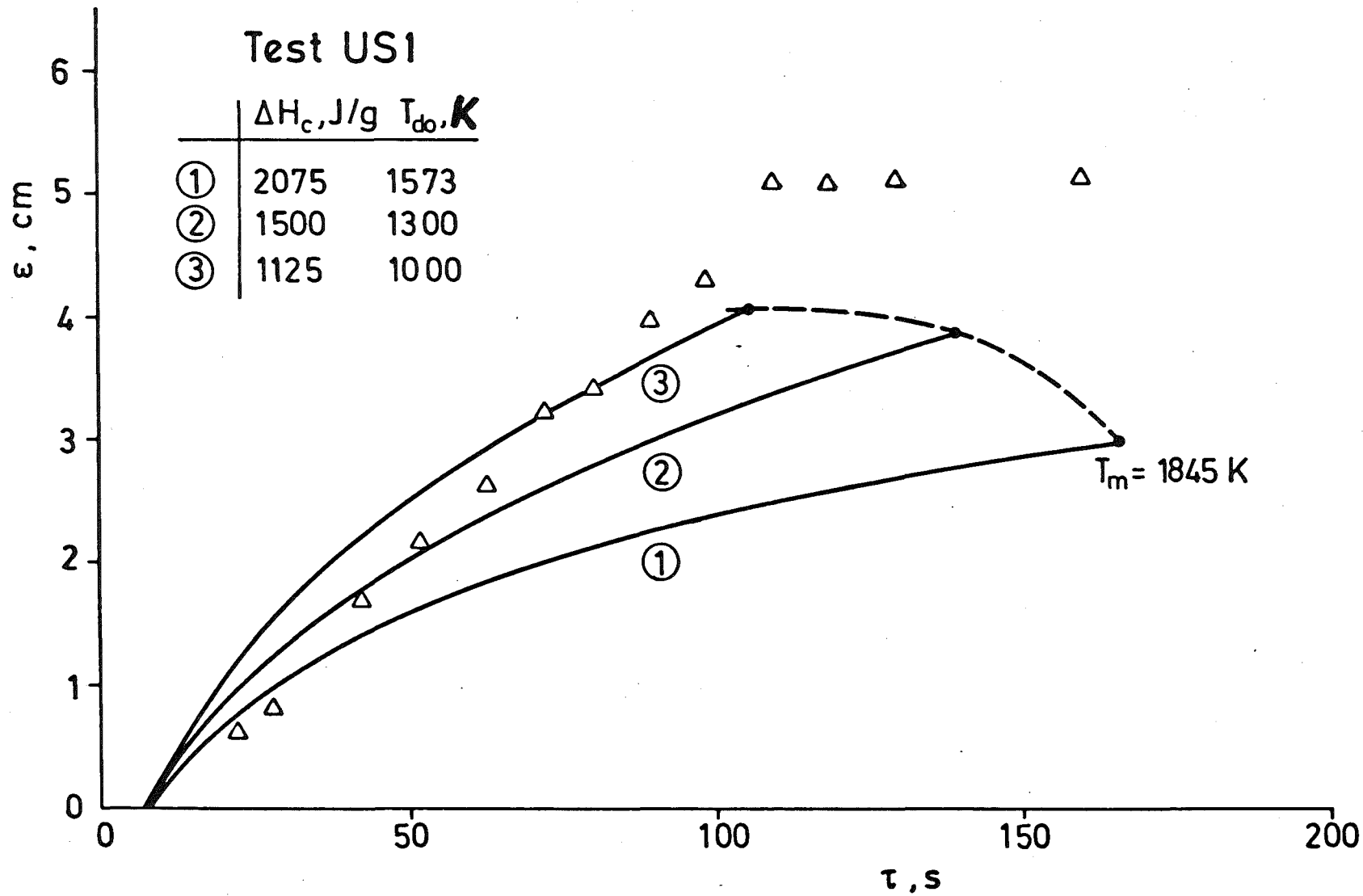


Abb. 6:

Betonerosion in axialer Richtung: Nachrechnung des Versuches US1

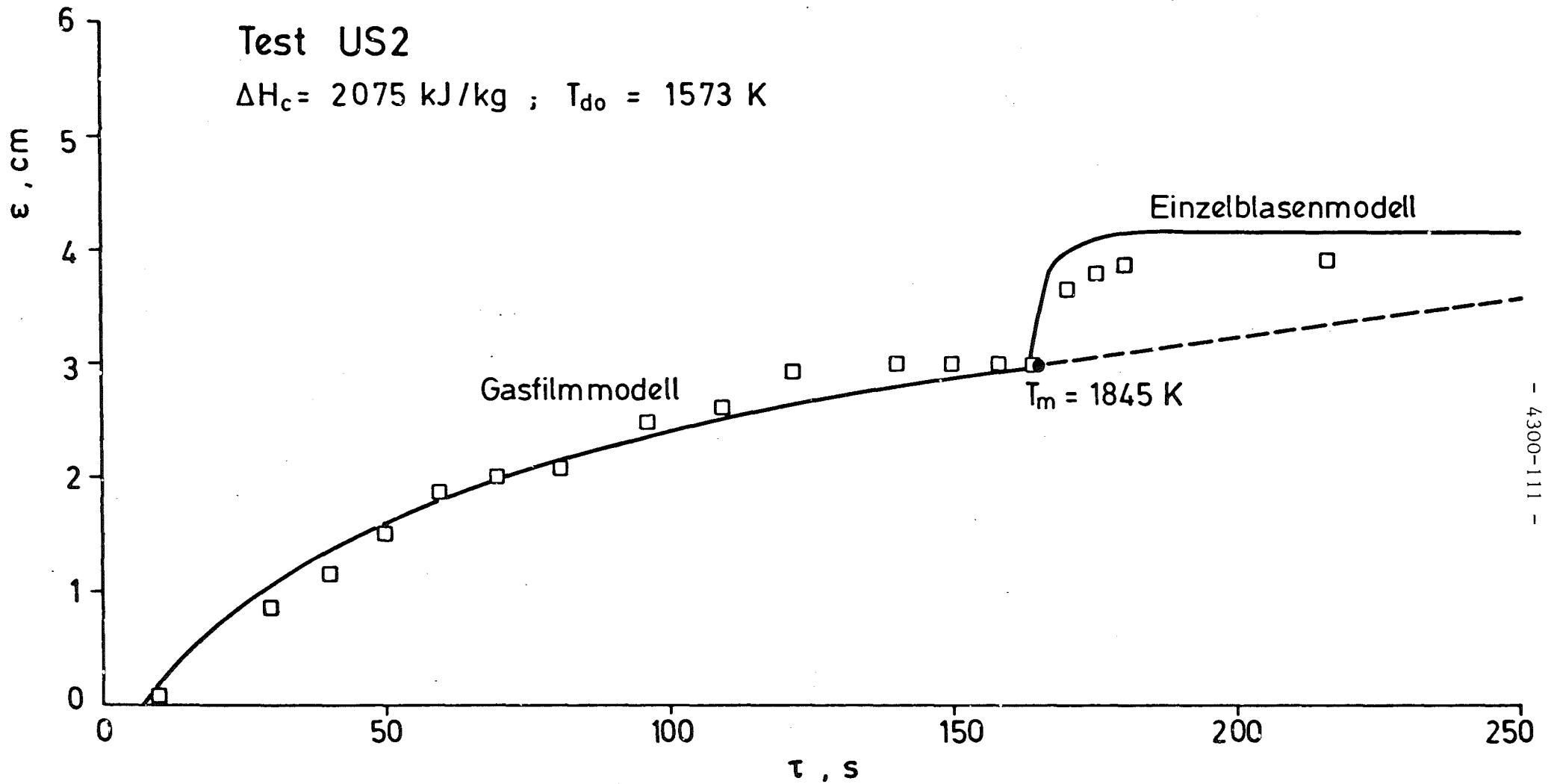
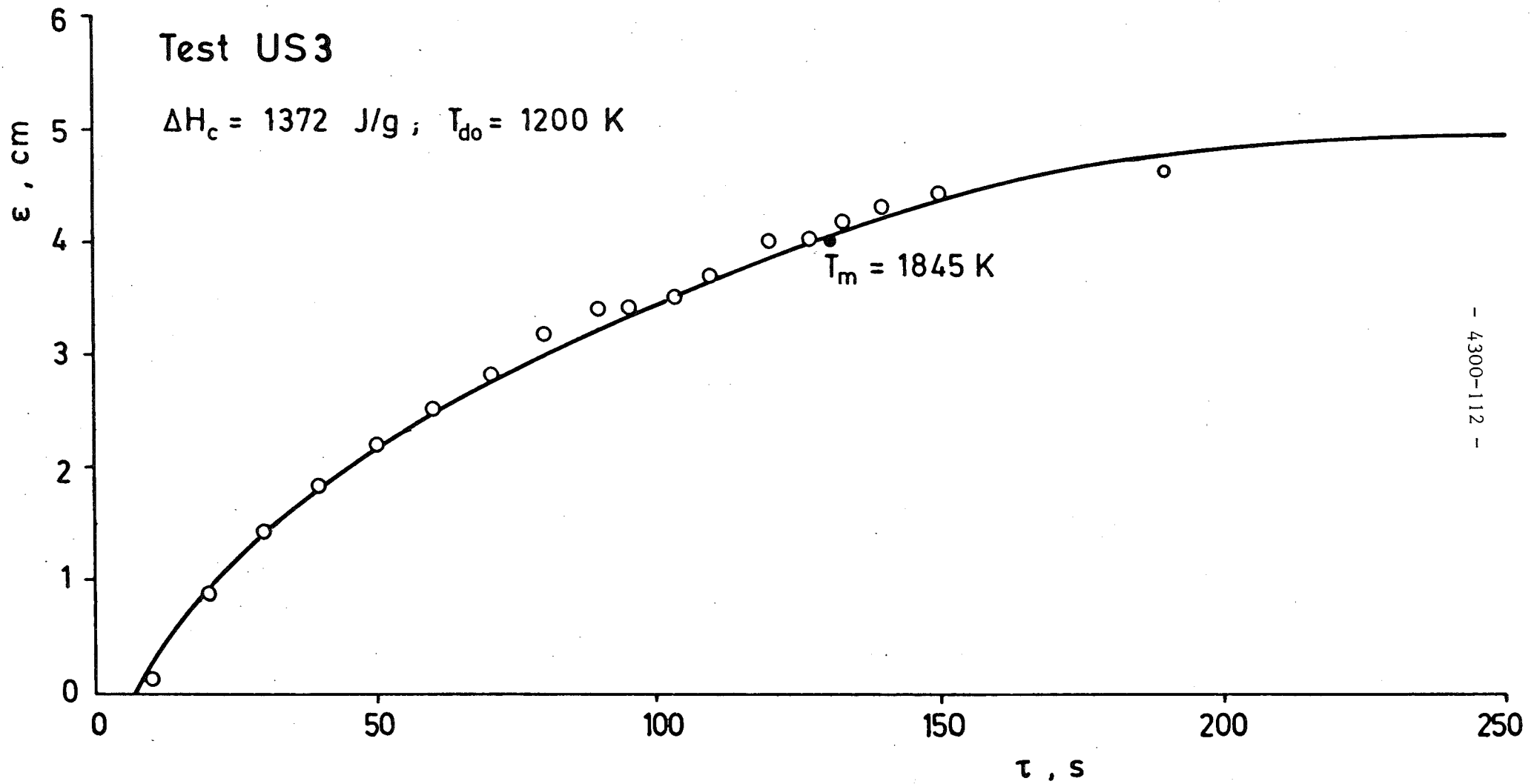


Abb. 7:

· Betonerosion in axialer Richtung: Nachrechnung des Versuches US2



- 4300-112 -

Abb. 8:

Betonerosion in axialer Richtung: Nachrechnung des Versuches US3

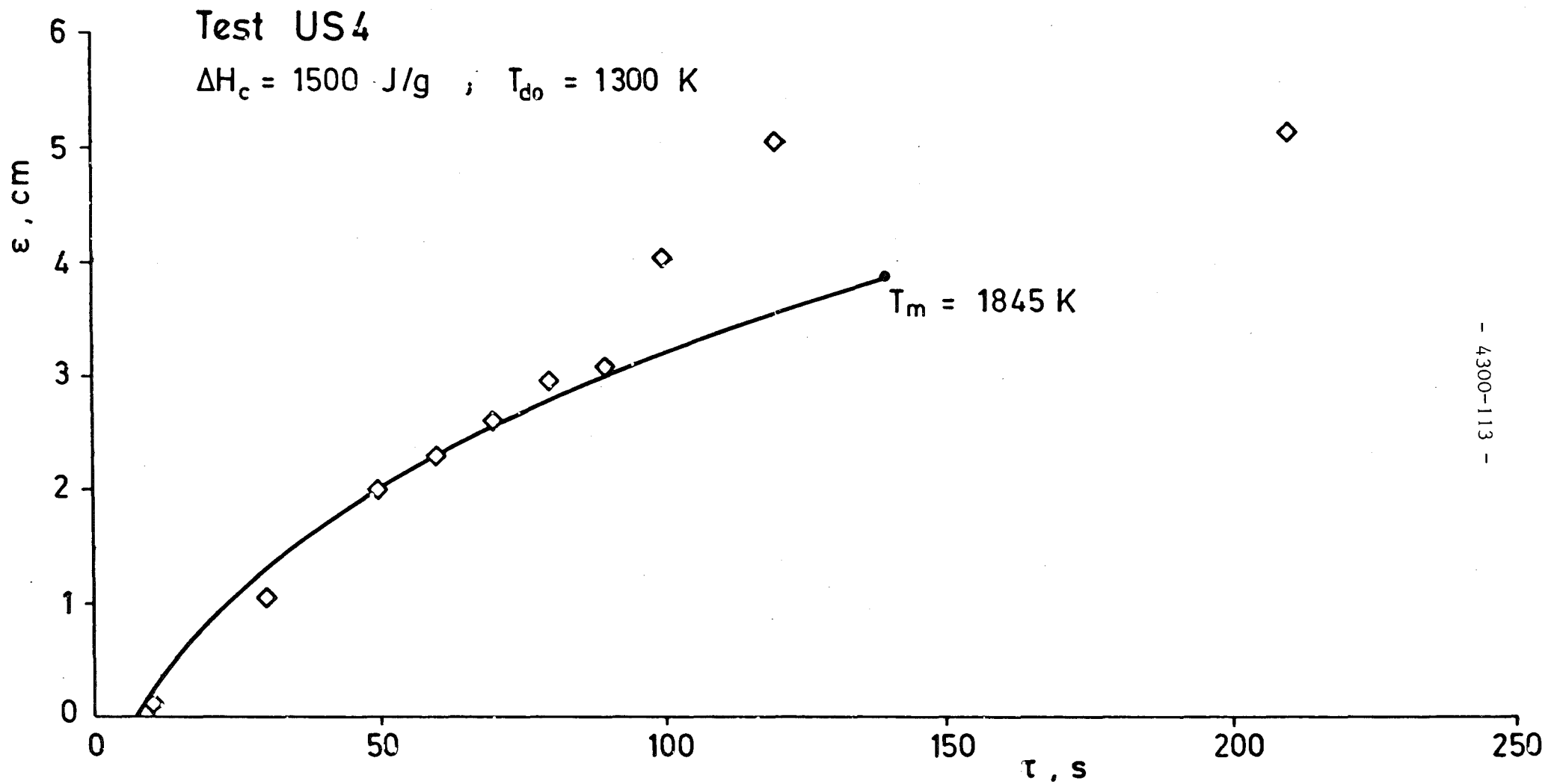


Abb. 9:

Betonerosion in axialer Richtung: Nachrechnung des Versuches US4

06.01.12/18A

PNS 4334

Modellentwicklung zur analytischen Beschreibung
von Kernschmelzenunfällen
(H.Alsmeier, K.Dres, IRB)

1. Einleitung

Der Kernschmelzenunfall wird von der deutschen und der amerikanischen Risikostudie als wesentlicher Faktor bei der Bewertung des Risikos von Druckwasserreaktoren ausgewiesen, wobei die Aussage der Risikostudien mangels detaillierter Kenntnisse über den Ablauf eines solchen Unfalles auf verschiedenen konservativen Annahmen basiert. Die im KfK zu diesem Themenkreis durchgeführten Arbeiten haben zum Ziel, eine realistische, d.h. auf überprüften physikalischen und chemischen Modellen basierende Beschreibung des Kernschmelzenunfalles in seiner letzten Phase zu erstellen, um das tatsächliche Gefährdungspotential dieses hypothetischen Unfalles zu quantifizieren. Dabei kommt den Vorgängen an der Kontaktfront der Kernschmelze zum Beton besondere Bedeutung zu, da sie Wärmeübergang und Eindringgeschwindigkeit der Schmelze in den Beton festlegen. Durch die mit der Betonzerstörung verbundene Freisetzung von Gasen aus dem Beton (vor allem Wasserdampf und Kohlendioxid) wird der Druckaufbau im Containment bestimmt.

2. Definition einer Versuchsreihe für die BETA-Experimente

Die in Vorbereitung befindlichen BETA-Experimente haben zum Ziel, den Kenntnisstand über den Ablauf der vierten Phase des Kernschmelzenunfalles entwickelten Rechenprogramme wie WECHSL, KAVERN u.a. zu verifizieren. Die dabei zugrunde gelegte Experimentiertechnik sowie die Zielsetzung der unterschiedlichen Experimente werden im folgenden erläutert.

In der BETA-Versuchsanlage wird die Nachwärme in der Kernschmelze durch induktive Beheizung der metallischen Phase simuliert. Dabei wird zur besseren Identifikation der physikalischen und chemischen Prozesse nicht die Nachwärmeleistung, sondern die in der jeweiligen zu untersuchenden Phase charakteristische Temperatur der Schmelze vorgegeben. Eine Vorgabe der reaktorspezifischen Leistungsdichte der Nachwärme würde wegen des für Reaktorunfälle untypischen Oberflächen- zu Volumenverhältnisses in BETA zu schwer übertragbaren Aussagen führen. Tatsächlich werden alle Prozesse bei der Wechselwirkung Kernschmelze/Beton primär durch die Temperatur bestimmt. Die Nachwärmeleistung ist nur insofern von Bedeutung, als sie über die Energiebilanz das Temperaturniveau der Schmelze bestimmt.

Die Vorgabe der Temperatur im einzelnen BETA-Experiment ermöglicht die gezielte Untersuchung der für dieses Temperaturniveau charakteristischen Phänomene. Die Versuchsdauer, die durch die maximale radiale oder axiale Erosion des Betontiegels begrenzt ist, ist ausreichend, um die Vorgänge als hinreichend ansehen zu können. Entsprechend diesem Konzept wird der Gesamtablauf der 4. Phase eines Kernschmelzenunfalls in BETA durch eine Folge quasistationärer Einzelexperimente dargestellt. Durch Verwendung dieser Ergebnisse in den Rechenprogrammen WECHSL, KAVERN und CORCON wird die Übertragung auf Geometrie und Zeitmaßstäbe im Reaktor ermöglicht.

Die metallische Phase der Kernschmelze besteht in BETA aus reaktorspezifischen Materialien und Materialzusammensetzungen (Eisen, Nickel, Chrom). Hingegen wird die Oxidphase in BETA durch Aluminiumoxydschmelzen und Zumischen aufgeschmolzener Betonbestandteile simuliert. Die Übertragung der experimentellen Ergebnisse auf die oxidische Phase beim Kernschmelzenunfall (bestehend aus UO_2 , ZrO_2 und Betonbestandteilen) erfolgt durch das zu verifizierende Rechenprogramm WECHSL (u.a.) auf der Basis begründeter physikalischer Modellvorstellungen. Für den Tiegel wird silikatischer Beton verwendet, wie er bei deutschen Reaktoren eingesetzt wird.

Die Experimente in der BETA-Versuchsmatrix werden nach 3 Gruppen klassifiziert:

1. Hochtemperatur-Phase
2. Niedertemperatur-Phase
3. Sonderfragen

Die Gesamtzahl der Experimente in BETA beträgt etwa 10. Als Bearbeitungszeitraum werden etwa 1,5 Jahre erwartet.

Die Experimente zur Hochtemperaturphase behandeln die Vorgänge bei vollständig flüssiger Schmelze (Oxid- und Metallanteil) und zwar vom Bereich maximaler Temperaturen ($>2000^{\circ}\text{C}$) bis zu Temperaturen unmittelbar vor Einsetzen von Erstarrungsvorgängen. Die Vorgänge bei Einsetzen der Erstarrung der oxidischen oder der metallischen Phase bis zum Stadium der vollständig erstarrten Schmelze werden der Niedertemperatur-Phase zugeordnet. Die unter Sonderfragen klassifizierten Experimente behandeln spezielle Aspekte zum Einfluß der Stoffeigenschaften auf Wärmeübergang und Erstarrungsverhalten der Oxidphase. Da hier eine Nachbeheizung der Schmelze nicht nötig ist, können diese Experimente gegebenenfalls auch außerhalb der BETA-Anlage durchgeführt werden.

Eine detaillierte Beschreibung der geplanten Experimente nach Versuchsaufbau, Versuchsziel, Meßverfahren und Nachuntersuchungen sowie Schwerpunkten der experimentellen Auswertung und der WECHSL-Rechnungen wurde erarbeitet; die vorliegende Darstellung muß sich jedoch auf die Beschreibung der wesentlichen Versuchsziele in den Einzelexperimenten beschränken.

Experimente zur Hochtemperaturphase

Vorgesehen sind 5 Experimente mit 300 kg Stahl- und bis zu 300 kg Oxidschmelze. Die Temperatur der Schmelze beträgt, je nach Experiment, $>2000^{\circ}\text{C}$, 1700°C oder 1500°C .

Versuchsziele sind: Ermittlung von Wärmeübergang und Eindringgeschwindigkeit der Schmelze in den Beton, Gasfreisetzung und chemische Reaktionen, Voidanteil in der Schmelze, Abstrahlung von der Schmelzbadoberfläche sowie Aerosolfreisetzung bei höchsten Temperaturen, bei mittleren Temperaturen und unmittelbar vor Beginn der Schmelzbaderstarrung.

Experimente zur Niedertemperaturphase

Hier sind vorgesehen:

2 Experimente mit 300 kg Stahl und

2 Experimente mit 300 kg Aluminiumoxid mit zugemischtem Silikat.

Die Temperaturen liegen bei oder unterhalb des Erstarrungsbereiches der Schmelze.

Das Versuchsziel ist die Beschreibung der Erstarrungsvorgänge der metallischen und der oxidischen Schmelze auf Beton. Dabei interessieren insbesondere die Wärmeübergangsmechanismen in dieser Phase, die chemischen Reaktionen der gasförmigen Zersetzungsprodukte und das Betonverhalten bei langen Zeiten der thermischen Beanspruchung.

Experimente zu Sonderfragen

Hier wird in wenigen Experimenten untersucht, wie sich eine unterschiedliche stoffliche Zusammensetzung und Erstarrungstemperatur der Oxidschmelze auf deren Erstarrungsverhalten und Wärmeübergang auswirkt.

In Ergänzung zu Durchführung und detaillierter Auswertung der BETA-Experimente werden mit dem Rechenprogramm WECHSL Berechnungen der Experimente in der Weise durchgeführt, daß die in den einzelnen Experimenten vorherrschenden Phänomene bewertet und deren Modellierung überprüft werden. Da die Versuchsreihe alle wesentlichen Effekte während des Ablaufes der vierten Phase des Kernschmelzenunfalles beinhaltet, ist eine umfassende Verifizierung von WECHSL zu erwarten.

3. Durchführung von Modellexperimenten zu Wärmeübergang und Krustenbildung

Ergänzend zu den in den BETA-Experimenten vorgesehenen Untersuchungen, die weitgehend unter Verwendung der Originalmaterialien bei typischen Temperaturen durchgeführt werden, werden wesentliche Aspekte des Wärmeüberganges in Modellexperimenten mit Simulationsmaterialien untersucht. Diese Experimente haben das Ziel, die dominierenden physikalischen Prozesse an der Schmelzfront des Betons 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

Laborexperiment gestattet dabei die Sichtbarmachung der wesentlichen Strömungsprozesse und die meßtechnische Erfassung einzelner Effekte, die bei Originalsubstanzen nur schwer zugänglich sind. Im Hinblick auf den Ablauf eines Kernschmelzenunfalles ist zu unterscheiden, ob die Kern- und Strukturmaterialien in flüssiger Form oder bereits in erstarrtem oder teilerstarrtem Zustand mit dem Beton wechselwirken.

Für den Fall flüssiger Schmelzen wurde aus früheren Modellexperimenten mit reinem Trockeneis als Abschmelzgut das Filmmodell für den Wärmeübergang an den Beton entwickelt, das auf der hohen Gasfreisetzung bei der thermischen Betonzerstörung basiert. Die Modellexperimente wurden dahingehend erweitert, daß realistischere Simulationsmaterialien für den Beton verwendet wurden. Der verbesserte Betonsimulator besteht aus einem 2-komponentigen Material, wobei die eine Komponente die Gas-freisetzende Zementmatrix und die andere Komponente die erschmelzenden Zuschlagsstoffe des Betons darstellen.

Die Experimente mit Wasser als Simulator für die flüssige Schmelze bestätigen im wesentlichen die bestehenden Modellvorstellungen. Bei horizontalen und bei senkrechten Platten beobachtet man die Ausbildung des nahezu geschlossenen Gasfilms zwischen erschmelzender Platte und dem heißen Bad. Die Ausbildung eines geschlossenen Gasfilmes wird wesentlich begünstigt bei kleinerer Körnung der Zuschlagsstoffe (im Experiment ca. 5 mm). Bei größeren Körnungen kann lokal direkter Kontakt zwischen Badflüssigkeit und Platte auftreten. Der gemessene Wärmeübergang liegt deutlich über dem Wert bei völlig ebenen Trockeneis-Platten und entspricht etwa dem Wärmeübergang an "rauhem" Trockeneis-Platten. Dies ist zurückzuführen auf die Inhomogenitäten der Plattenoberfläche, die das Abströmen der gasförmigen Zersetzungsprodukte erleichtern und einen dünneren Gasfilm und erhöhte Turbulenz im wandnahen Flüssigkeitsbereich zur Folge haben. Wie auch vom Filmmodell her bekannt, nimmt die Wärmeübergangszahl mit der Badtemperatur zu (Abb.1). Dies gilt bei horizontalen und senkrechten Wänden.

Mit Absenken der Badtemperatur setzt bei Erreichen der Erstarrungstemperatur der Schmelze in unmittelbarer Wandnähe die Krustenbildung an der Wand

ein. Im Modellexperiment mit Wasser beobachtet man die Ausbildung stabiler Krusten über horizontalen Platten unterhalb von etwa 6°C Badtemperatur. Die Krusten reduzieren den Wärmeübergang außerordentlich stark (Abb. 1), obwohl die gasförmigen und flüssigen Zersetzungsprodukte durch Löcher in der Kruste in das Bad abströmen können und dort eine starke Badbewegung mit gleichmäßiger Durchmischung des Bades bewirken. Dabei ist die Reduktion des Wärmeüberganges auf den Wärmewiderstand der Kruste (nur Wärmeleitung) zurückzuführen. Im Modellexperiment ist bei horizontalen Platten nach einer gewissen Aufbauzeit eine stabile Krustendicke bei vorgegebener Badtemperatur zu beobachten.

Im Hinblick auf die Übertragung auf den Kernschmelzenunfall ist von Interesse, ob eine Metallschmelze ein ähnliches Erstarrungsverhalten aufweist. Hierzu wurden Experimente mit erstarrendem Quecksilber über horizontalem Trockeneis durchgeführt.

Man beobachtet bei zunächst noch flüssigen Quecksilber die filmsiede-ähnliche Gasfreisetzung, verbunden mit einem hohen Wärmeübergang und schneller Temperaturabnahme des Quecksilbers bis auf Erstarrungstemperatur.

Mit Einsetzen der Erstarrung in Form von langsam wachsenden Krusten reduzieren sich Gasdurchgang und Wärmeübergang sehr stark, wobei die Gasfreisetzung, wie auch bei Krustenbildung im Wasserbad beobachtet, durch Löcher in der erstarrenden Kruste erfolgt. Wegen der hohen Wärmeleitfähigkeit des Metalls ist die Temperatur im Metall unabhängig von der Höhe konstant auf Erstarrungstemperatur. Mit fortschreitender Erstarrung nimmt die Zahl der Löcher in der Kruste wesentlich ab, jedoch wurde beobachtet, daß auch bis zur vollständigen Erstarrung des Quecksilbers Abströmen von Gas durch Öffnungen am Metallregulus möglich ist. Eine Weiterführung der experimentellen Untersuchungen zum Ablauf der Erstarrungsvorgänge wird angestrebt.

Zur Modellierung der Erstarrungsphase ist die Kenntnis des Wärmeüberganges an die erstarrende unten liegende oder seitliche Kruste von erstarrtem Kern- oder Strukturmaterial erforderlich. Dabei sind als Grenzfälle für den Wärmeübergang anzusehen:

- . Die Schmelze wird nicht von Gas durchströmt. Die Konvektionsprozesse werden durch temperaturbedingte Dichtegradienten angetrieben.

- . Die Schmelze wird, bei Existenz einer gasdurchlässigen Kruste, von den Gasblasen durchströmt. Die von der Gasströmung angetriebene Schmelzbadbewegung bestimmt die Konvektionsprozesse.

Zumindest in der frühen Phase der Krustenbildung ist nach heutigem Wissensstand mit "gasgetriebener" Konvektion zu rechnen. Dabei muß der Wärmeübergang als Funktion des Gasstromes, des seitlichen Blasenabstandes und der Stoffeigenschaften der Schmelze angegeben werden. Es ist eine Ähnlichkeitsbeziehung

$$\text{Nu} = f(\text{Re}, \text{Pr}, \frac{1}{a}) \quad (1)$$

zu erwarten. Darin ist

$$\text{Re} = \frac{w a}{\nu}$$

mit der bezogenen Gasgeschwindigkeit (superficial gas velocity), der Laplace-Konstanten des Gases und der Zähigkeit der Schmelze zu bilden. Pr charakterisiert die Eigenschaften der Schmelze, $1/a$ ist das Verhältnis des seitlichen Abstandes der Gasblasen zur Laplace-Konstanten. Die Laplace-Konstante charakterisiert dabei die Blasengröße.

Zur experimentellen Bestimmung der Beziehung (1) werden Experimente mit Wasser und Flüssigkeiten hoher Pr-Zahl ausgeführt. Dazu wird der zeitlich und örtlich gemittelte Wärmeübergang an eine horizontale begaste Kupferplatte als Funktion des Gasstromes bei vorgegebener Temperaturdifferenz zwischen Bad und Platte gemessen. Die Oberseite der Kupferplatte stellt dabei die Krustenoberseite mit den gasfreisetzenden Löchern dar. Der Lochabstand beträgt 50 mm im quadratischen Raster und kann durch Schließen von Löchern vergrößert werden. Damit wird eine Variation des Verhältnisses $1/a$ vorgenommen.

Die Begasung erfolgt mit Luft. Der Gasdurchsatz wird so gewählt, daß sich an den Löchern in der Platte Einzelblasen ausbilden und kein Strahlgasen auftritt. Dies ist der bei Vorliegen von Krusten erwartete Strömungszustand.

Abb. 2 zeigt als erstes Ergebnis die mit Wasser als Badflüssigkeit ($\text{Pr}=7,1$) gemessenen Nusselt-Zahlen. Die Re-Zahl wurde dabei um mehr als zwei Zehnerpotenzen variiert bei unabhängiger Variation des Blasenabstandes $1/a$. Die Zahl der gasenden Löcher in der Platte wurde im Experiment von 32 bis auf 6

reduziert, was einer Variation des Rastermaßes um etwa den Faktor 2,3 entspricht. Die Messungen wurden bei verschiedenen Temperaturdifferenzen zwischen Bad und Platte durchgeführt. Wie die Darstellung zeigt, ist die Nusselt-Zahl weitgehend unabhängig von dem Abstand der Gasblasen auf der Platte. Sie hängt lediglich von der mit dem Gasvolumenstrom gebildeten Reynolds-Zahl sowie von der Prandtl-Zahl der Flüssigkeit ab. Die Messungen stimmen in etwa mit der Arbeit von Rinkleff /1/ überein, doch ergibt sich nach vorliegenden Messungen eine schwächere Abhängigkeit von der Re-Zahl mit $Nu=C \cdot Re^{0,4}$.

Die Experimente werden unter Verwendung von Badflüssigkeiten hoher Pr-Zahl fortgesetzt.

4. Eindringen eines heißen Metallregulus in den Beton

Die Anwendung des Rechencodes WECHSL auf Reaktorgeometrie ergibt eine schnelle Abnahme der Temperatur der Kernschmelze, so daß bereits wenige Stunden nach Beginn der 4. Phase des Unfalles mit der Ausbildung von Krusten zu rechnen ist. Für eine realistische Bewertung des Langzeitverhaltens kommt somit der Beschreibung des Verhaltens von Krusten und deren Auswirkungen auf Wärmeübergang und chemische Reaktionen große Bedeutung zu. Dabei soll hier vorausgesetzt werden, daß die Metallphase so weit erstarrt ist, daß sie eine nicht mehr deformierbare Kruste zum Beton oder einen starren Metallregulus ausgebildet hat. Unter diesen Annahmen lassen sich einige wesentliche Aspekte der späten thermischen und chemischen Wechselwirkung mit dem Beton im Laborexperiment untersuchen.

Liegt die Temperatur der Metallkruste über dem Schmelzpunkt der silikatischen Zuschlagsstoffe des Betons von etwa 1200°C , so kann auch weiterhin ein Eindringen der Kernmassen in den Beton erfolgen. Für diesen Temperaturbereich sind jedoch bisher Eindringgeschwindigkeiten in den Beton nicht bekannt geworden.

In einem ersten Laborexperiment wurde zur Untersuchung dieser Fragestellung der folgende Aufbau realisiert (Abb. 3). Ein Zylinder aus Reineisen (Schmelztemperatur 1535°C) von 80 mm Durchmesser steht auf einem Betonzylinder gleichen Durchmessers. Der Eisenzylinder wird durch die koaxial angeordnete Induktionsspule mit 1 kHz induktiv beheizt. Ein PtRh-Pt-Thermoelement registriert die Temperatur des beheizten Eisenzylinders in 15 mm

Abstand von der Kontaktfläche zum Beton. Zur Vermeidung von chemischen Reaktionen mit dem Luftsauerstoff befindet sich die Anordnung in Stickstoffatmosphäre.

Das Experiment wird in der Weise durchgeführt, daß der Eisenblock zunächst durch schnelle Beheizung bis nahe an den Schmelzpunkt erhitzt wird und dann eine möglichst konstante Temperatur beibehalten wird. Die in den Eisenzylinder im Experiment eingekoppelte Leistung beträgt unter stationären Bedingungen ca. 8 kW, wobei jedoch wegen der hohen Strahlungsverluste nur ein kleinerer, nicht genau angegebbarer Teil der induzierten Energie zum Aufschmelzen des Betons verwendet wird.

Man beobachtet zu Beginn des Versuches, nach Erreichen der stationären Versuchstemperatur von 1450 - 1550°C (im Versuch trat teilweise ein Anschmelzen des Eisenzylinders auf), die Bildung einer teigigen Silikatmasse, die durch das Austreten von Gasblasen am Zylindermantel beeinflusst wird und die teilweise am Betonzylinder herabläuft. Mit fortschreitender Ausbreitung der Hochtemperaturzone im Betonzylinder geht eine Trocknung des Betons einher, und die Freisetzung von Gasen aus dem Beton wird gegenüber dem Anfangszustand reduziert. Als Schmelzprodukte entstehen neben den Silikatmassen auch Eisenoxid Fe_3O_4 , das sich durch Reaktion der aus dem Beton freigesetzten Gase mit dem sehr heißen, aber noch festen Eisen bildet. Während der Versuchszeit von zwei Stunden sammeln sich die Schmelzprodukte zunächst im Spalt zwischen Eisenblock und Betonzylinder und fließen von da mehrmals am Betonzylinder herab (Abb. 4). Über den gesamten Versuchszeitraum ergab sich ein Abtrag des Betons von weniger als 2 cm, entsprechend einer Erosionsgeschwindigkeit von weniger als 1 cm/h. Dabei erwies sich, daß der Beton, trotz der lang andauernden thermischen Belastung nur in unmittelbarer Nähe der Schmelzfront zerstört wurde, wogegen der tieferliegende Beton keine Schäden durch Risse oder das Austreiben von Wasser aufweist (Abb.5). Dies ist auf die schlechte thermische Leitfähigkeit des Betons zurückzuführen.

Bei Beurteilung der gemessenen Erosionsgeschwindigkeit ist zu berücksichtigen, daß in diesem Experiment, anders als beim Kernschmelzenunfall, das Abfließen der Schmelzprodukte stark begünstigt ist. Daher ist nicht auszuschließen, daß in diesem Experiment nach Entleeren des Spaltes zwischen Eisen und Beton teilweise ein relativ schlechter thermischer Kontakt vorhanden war, der die Abschmelzrate gegenüber dem Realfall verringern könnte.

Zur Quantifizierung dieses Einflusses soll das durchgeführte Experiment in der Weise modifiziert werden, daß das Abfließen der Schmelzprodukte behindert wird.

Literatur

- /1/ L.Rinkleff, Experimentelle Untersuchungen zur Bestimmung des Wärmeüberganges an gasenden Grenzflächen,
BMFT - FB (RS 166-79-05) (1979)

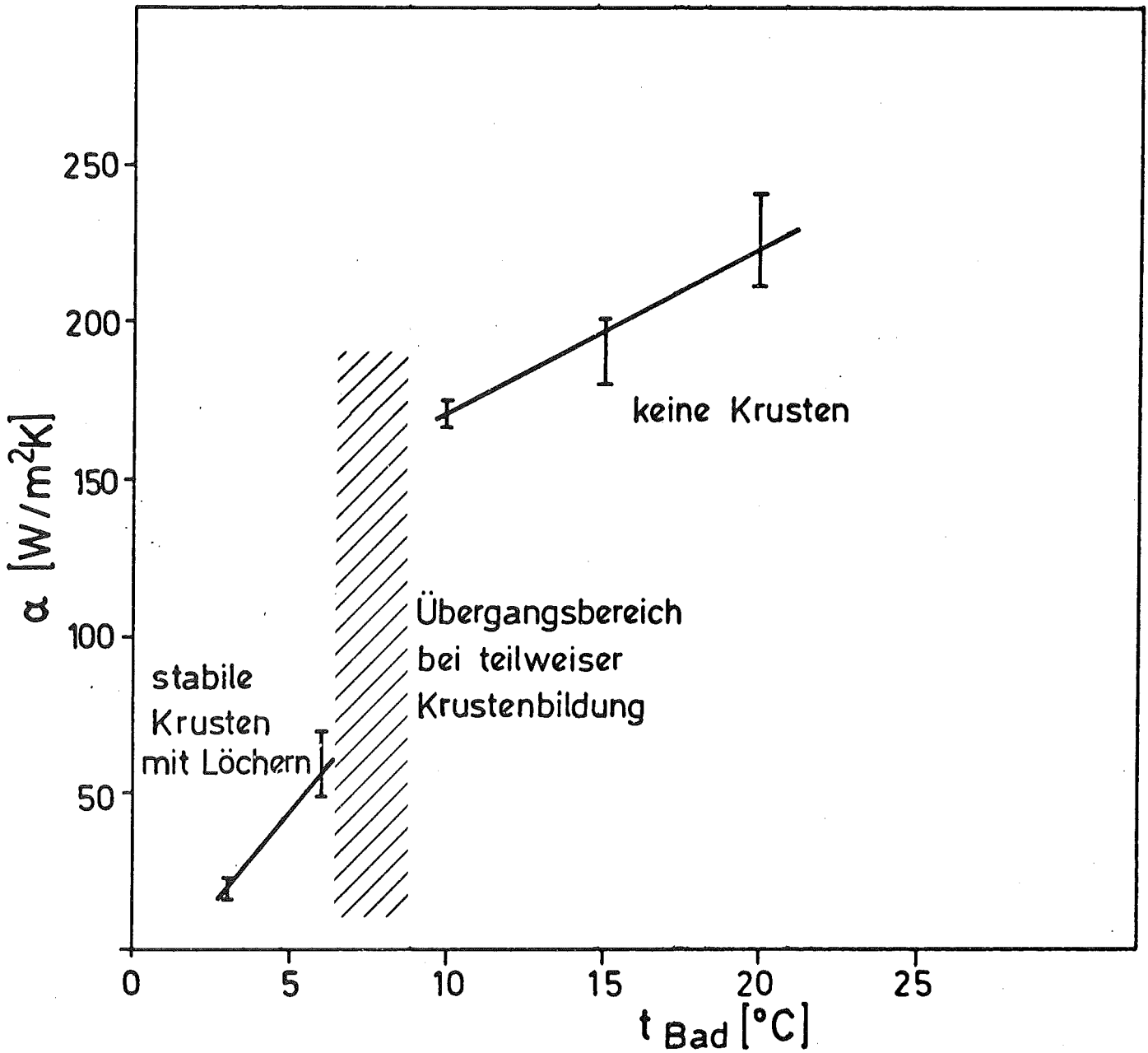


Abb. : 1

Wärmeübergang an einen horizontalen Betonsimulator: Wärmeübergangszahl von Wasser als Funktion der Badtemperatur mit und ohne Krustenbildung

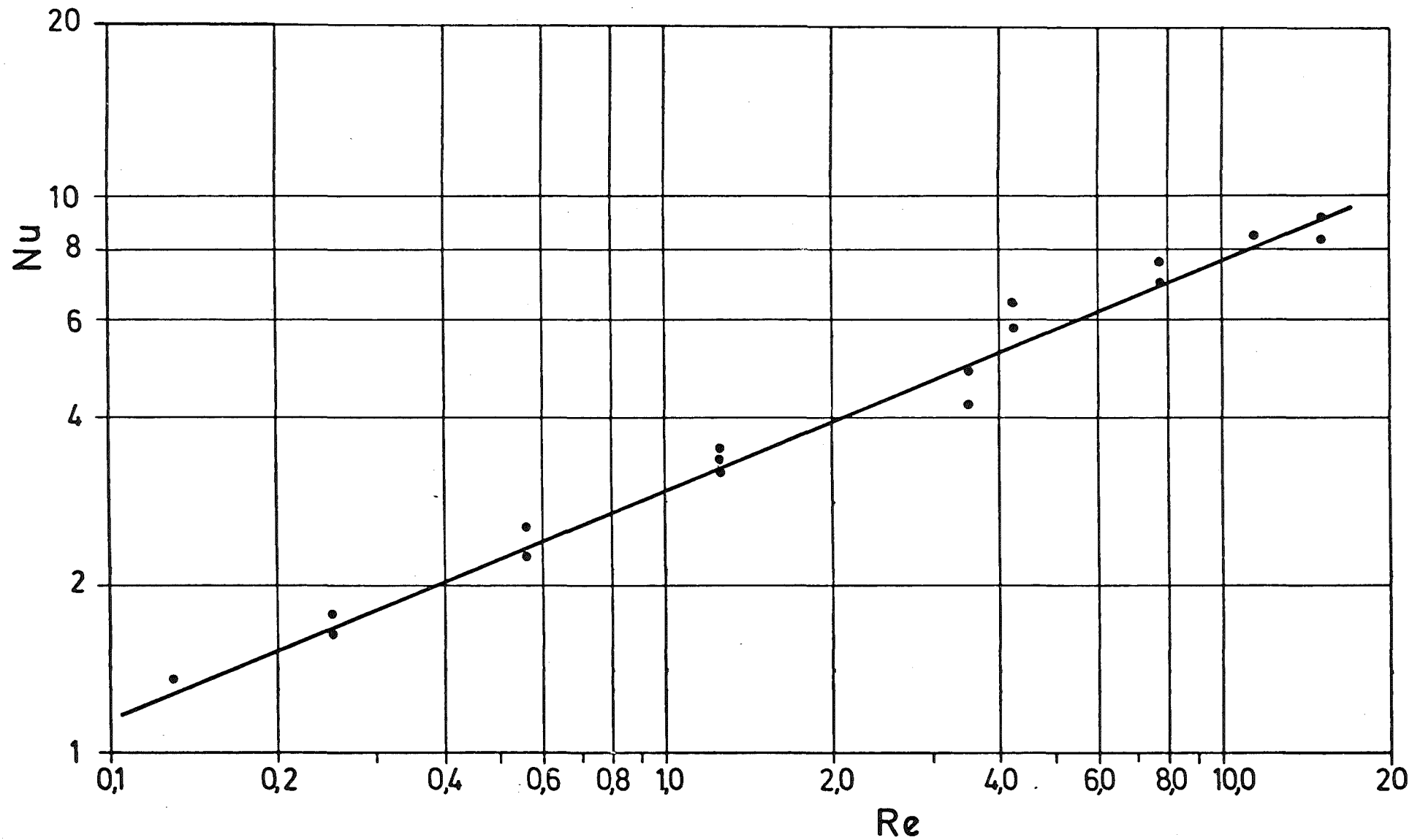


Abb.: 2

Wärmeübergang von Wasser an eine horizontale begaste Fläche zur Modellierung des Krustenwachstums

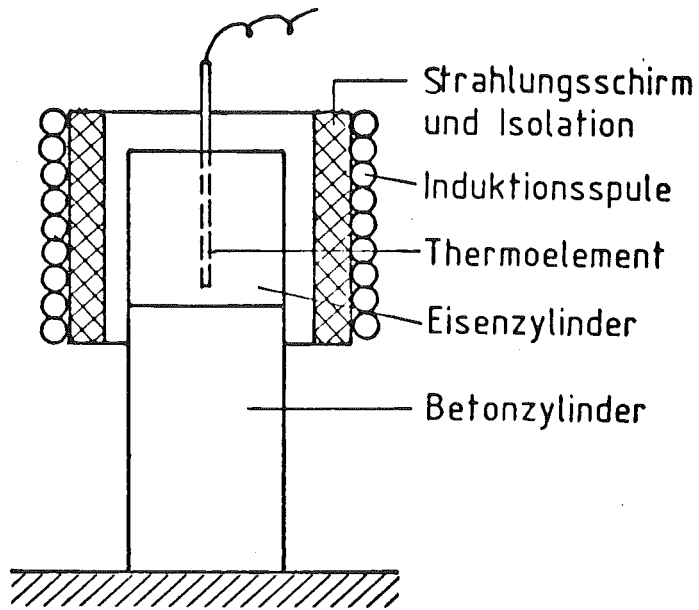


Abb.: 3

Prinzipskizze zur Beheizung des Eisenzylinders in Kontakt mit Beton

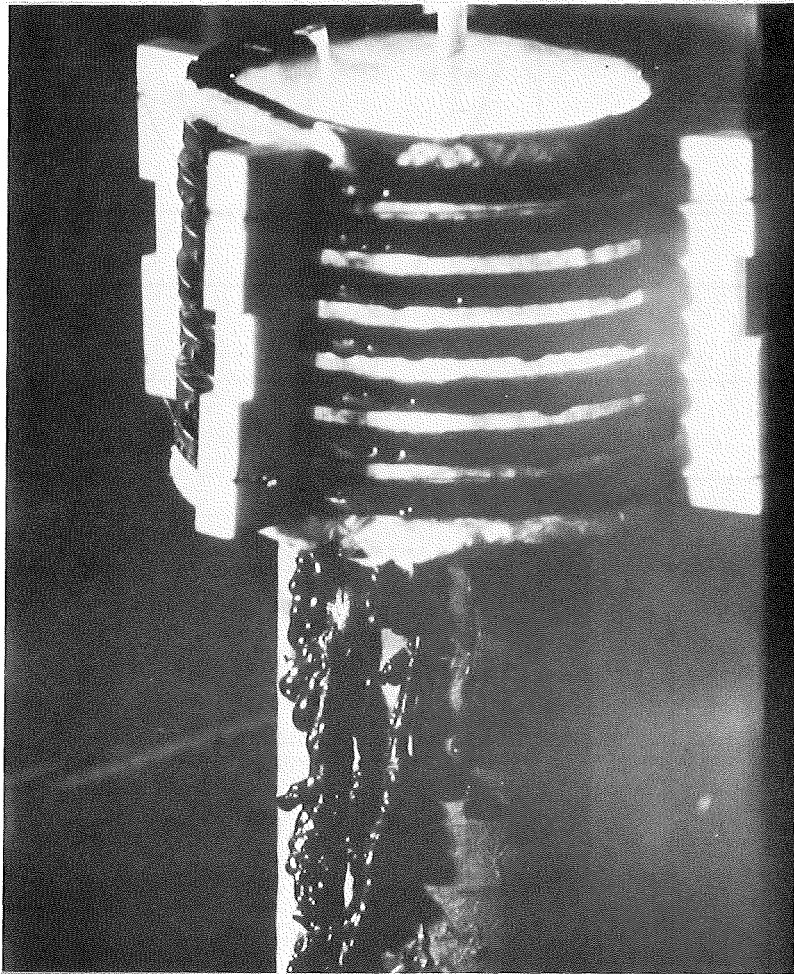


Abb.: 4

Aufschmelzen von Beton durch induktiv beheizten Eisenzylinder



Abb.: 5

Eisen- und Betonzylinder nach einer Versuchszeit von 2 Stunden

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
- 06.01.14/10A Bestimmung der Iodkomponenten in der Abluft von
PNS 4414 Siedewasserreaktoren
 (H. Deuber; LAF II)

1. Einleitung

Bei der Berechnung der Strahlenexposition der Bevölkerung in der Umgebung von Kernkraftwerken durch luftgetragenes Radioiod werden nach dem heute üblichen Verfahren [1] 3 physikalisch-chemische Radioiodkomponenten berücksichtigt: elementares (I_2), schwebstoffförmiges und organisches (CH_3I) Iod. Diese Iodkomponenten tragen über den Weide-Kuh-Milch-Pfad in sehr unterschiedlichem Maße zu der beim bestimmungsgemäßen Betrieb entscheidenden Ingestionsdosis bei, da sich ihre Ablagerungsgeschwindigkeiten bei Weidepflanzen etwa wie 100 : 10 : 1 verhalten (Fallout).

Nur bei Kenntnis der Anteile der Radioiodkomponenten in der Fortluft läßt sich daher eine annähernd realistische Berechnung der Strahlenexposition der Bevölkerung durchführen. Vor allem durch Einsatz von Iodfiltern in den Abluftströmen, die die Hauptquellen für das in die Umgebung freigesetzte elementare Radioiod darstellen, ist eine effektive Reduzierung der Strahlenexposition zu erreichen.

In einem deutschen Siedewasserreaktor (SWR 4) wird z. Z. eine quantitative Bestimmung der genannten ^{131}I -Komponenten in der Kaminfortluft und in den die Kaminfortluft bildenden Abluftströmen vorgenommen. Die Messungen mit diskriminierenden Iodsammlern [2] im SWR 4 sollen während eines Zeitraums von ca. 12 Monaten durchgeführt werden. In diesem Bericht wird auf die während der ersten 6 Monate erzielten Ergebnisse eingegangen.

2. Daten des Reaktors

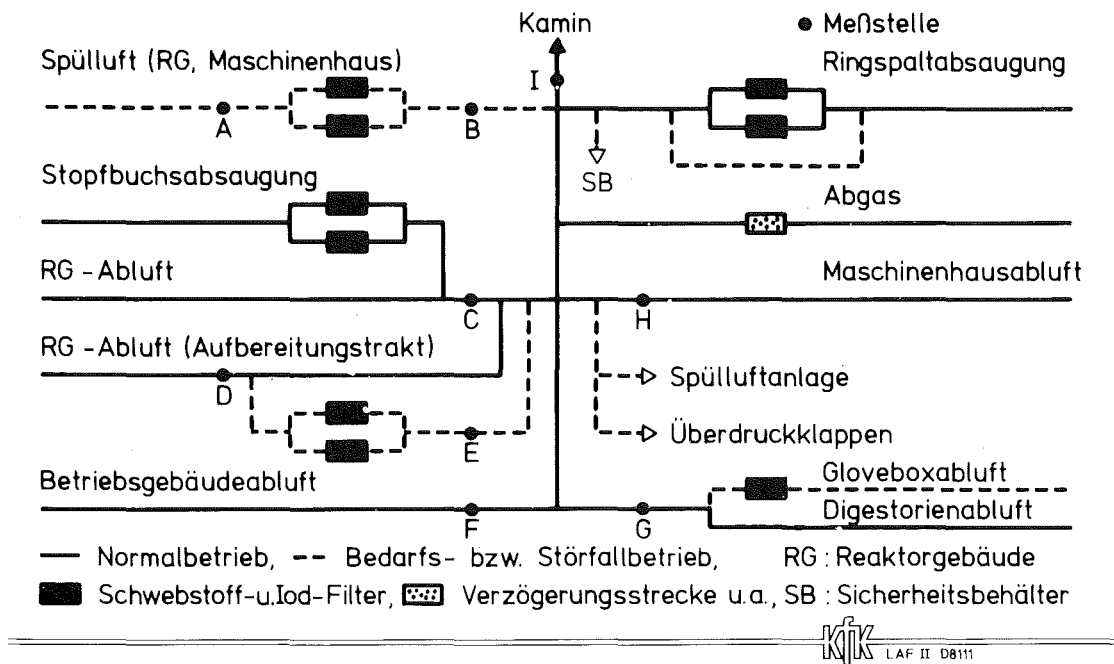
Das Lüftungsschema des SWR 4 geht aus Abb. 1 und den dazugehörigen Erklärungen hervor. Wichtige Daten zur Abluft sind in Tab. 1 enthalten.

Zu Messungen in der Kaminfortluft diente die Meßstelle I. Einzelne Abluftströme, nämlich Spülluft, Reaktorgebäudeabluft, Aufbereitungstraktabluft, Betriebsgebäudeabluft, Digestorienabluft und Maschinenhausabluft wurden, soweit sie in Betrieb waren, mit den Meßstellen A, B, C, D, E, F, G, H erfaßt.

Im Abgas und in der Ringspaltabsaugung, von denen keine signifikante Radioiodabgabe zu erwarten ist, wurden keine Messungen durchgeführt. Einige Messungen in diesen und weiteren Abluftströmen (z. B. in der Stopfbuchsabsaugung) sind geplant.

Die in der Spülluft und in der Stopfbuchsabsaugung betriebenen Iodfilter bestehen aus Tiefbettfiltern mit einer Verweilzeit von ca. 0,5 s. Alle übrigen Iodfilter bestehen aus Filterzellen mit einer Verweilzeit von meistens < 0,5 s.

Die elektrische Leistung des SWR 4 während des Meßzeitraums von 6 Monaten ist in Abb. 2 verzeichnet. Der Reaktor war (teilweise) in den Sammelperioden (SP) 3 und 4 sowie 20 bis 26 abgeschaltet. In der letztgenannten Betriebsphase (SP 20 - 26) wurde die Revision durchgeführt. (Die Betriebsphase außerhalb der Revision (SP 1 - 19) wird als Leistungsbetrieb bezeichnet.)



Vereinfachtes Abluftschema des SWR 4

Abb. 1 a)

- a) Die Abluft aus Teilen des Reaktorgebäudes (Sicherheitsbehälter, Steuerstabantriebsraum, Ringspaltfundament, Reaktorbedienungsbühne u. a.) und des Maschinenhauses kann, wie angegeben, bei Bedarf über Schwebstoff- und Iodfilter (Spülluftanlage) abgegeben werden. Kleine Teilluftströme aus dem Reaktorgebäude (Reaktorgebäudesumpf, Aufbereitungsrückstandsfilter) und aus dem Maschinenhaus (Kondensatbehälter, Turbinenkondensator bei Anfahren des Reaktors) werden zusätzlich schwebstoff- und iodgefiltert (nicht eingezeichnet). Die bei der Meßstelle F erfaßte Betriebsgebäudeabluft stammt aus dem Kontrollbereich. Die bei der Meßstelle G erfaßte Gloveboxabluft stammt aus der Glovebox, in der Reaktorwasser verarbeitet wird. (Weitere Angaben in Tab. 1.)

Tab. 1: Abluftströme des SWR 4 a)

Abluftstrom	Meßstelle	Durchsatz ^{b)} [m ³ /h]	Sammelperioden ^{c)}
Kaminfortluft	I	275.000	1 - 26
Spülluft (ungefiltert)	A	10.000	21 - 26 ^{d)}
Spülluft (gefiltert)	B	10.000	21 - 26 ^{d)}
Reaktorgebäudeabluf	C	110.000	1 - 26
Aufbereitungstraktabluft (ungefiltert)	D	10.000	1 - 26
Aufbereitungstraktabluft (gefiltert)	E	10.000	21 - 26 ^{d)}
Betriebsgebäudeabluf	F	20.000	1 - 26
Digestorienabluf ^{e)}	G	5.000	1 - 26
Maschinenhausabluf	H	120.000	1 - 26

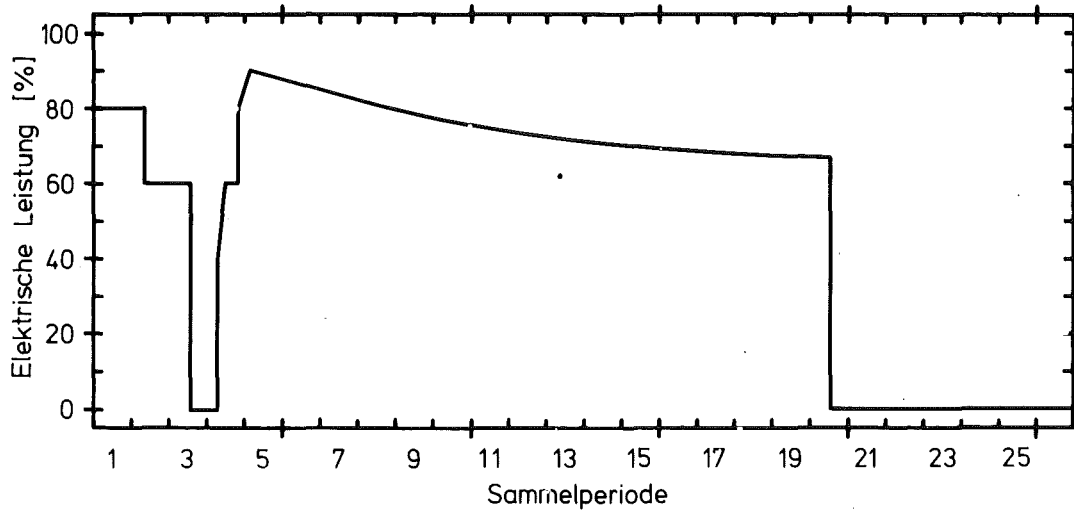
a) Temperatur: 20 - 30 °C (jedoch Kaminfortluft 30 - 50 °C und Maschinenhausabluf 20 - 50 °C);
relative Feuchte: 20 - 30 %

b) gerundete Werte

c) aneinandergrenzende, fortlaufend nummerierte Meßzeiträume von einwöchiger Dauer

d) Einschaltung der Iodfilter in Sammelperiode 20

e) einschließlich Gloveboxabluf



KJK LAF II 08148

Betriebsdiagramm des SWR 4

Abb. 2 a)

- a) Sammelperioden: aneinandergrenzende, fortlaufend numerierte Meßzeiträume von einwöchiger Dauer; Sammelperiode 20: Abschaltung zur Revision

3. Ergebnisse und Diskussion

Im folgenden sollen die während der ersten 6 Monate erzielten Ergebnisse nur kurz behandelt werden. Eine ausführliche Darstellung und Diskussion der Ergebnisse wird nach Abschluß aller Messungen erfolgen.

Wie erwähnt, wurden schwebstoffförmiges, elementares und organisches ^{131}I bestimmt. Da der Anteil des schwebstoffförmigen ^{131}I meistens < 10 % war, wird im folgenden auf diese ^{131}I -Komponente nicht näher eingegangen.

3.1 Messungen in der Kaminfortluft

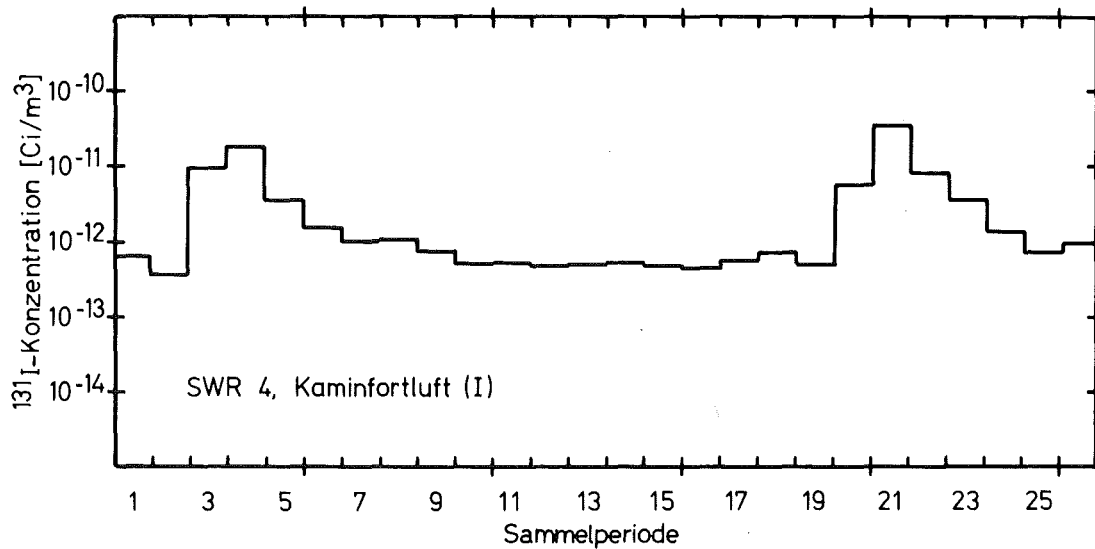
Die während der einzelnen Sammelperioden in der Kaminfortluft ermittelten ^{131}I -Konzentrationen und Anteile der ^{131}I -Komponenten sind in den Abb. 3 und 4 wiedergegeben. Es ist zu erkennen, daß während bzw. zu Beginn der Abschaltungen (Sammelperioden 3 und 4 sowie 20 bis 26) die ^{131}I -Konzentration erhöht und der Anteil des elementaren ^{131}I erniedrigt war.

Die während des Leistungsbetriebes und der Revision in der Kaminfortluft festgestellten mittleren Abgaberraten und Anteile der ^{131}I -Komponenten gehen aus Tab. 2 hervor (Spalten "nach Messungen in der Kaminfortluft"). Es ist folgendes zu verzeichnen:

- a) Die Abgaberrate der ^{131}I -Komponenten war bei Leistungsbetrieb niedriger als bei Revision.
- b) Bei Leistungsbetrieb und Revision war der Anteil des elementaren ^{131}I niedriger als der des organischen ^{131}I . Der Anteil des elementaren ^{131}I betrug bei Leistungsbetrieb 30 % und bei Revision 37 %.

Daß bei Leistungsbetrieb der Anteil des elementaren ^{131}I im Mittel so niedrig war, obwohl er in den meisten Sammelperioden überwog, ist darauf zurückzuführen, daß während der Sammelperioden 3 und 4 relativ hohe Abgaberaten des organischen ^{131}I auftraten.

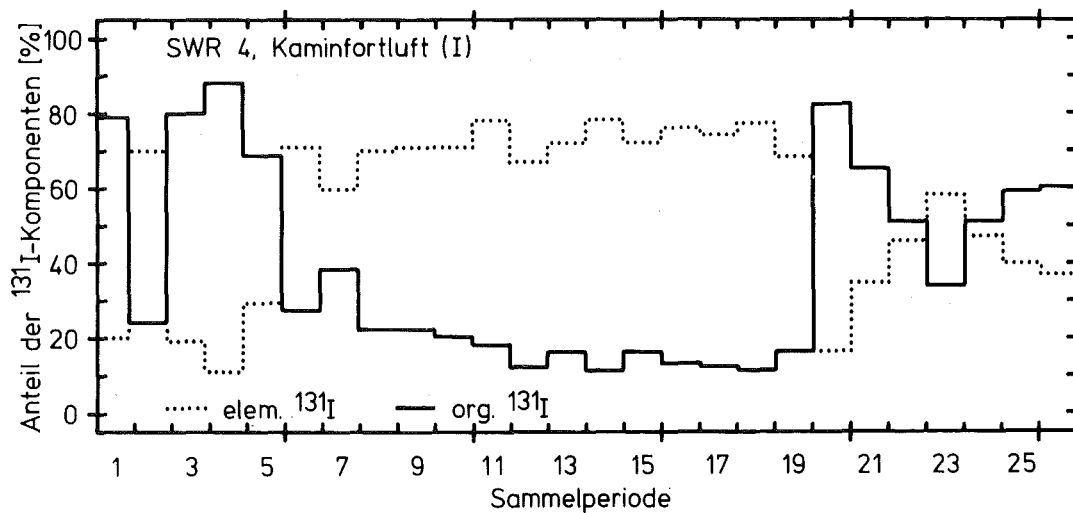
In Tab. 2 sind ebenfalls die mittleren Abgaberaten und Anteile der ^{131}I -Komponenten in der Kaminfortluft nach Messungen in den einzelnen, die Kaminfortluft bildenden Abluftströmen wiedergegeben. Diese Werte stimmen mit denen nach Messungen in der Kaminfortluft innerhalb der Standardabweichungen überein.



KfK LAF II D8146

Zeitlicher Verlauf der ^{131}I -Konzentration

Abb. 3



KfK LAF II D8147

Zeitlicher Verlauf des Anteils der ^{131}I -Komponenten

Abb. 4

Tab. 2: Abgaberaten und Anteile der ^{131}I -Komponenten in der Kaminfortluft

Betriebsphase	^{131}I -Komponente	Abgaberate der ^{131}I -Komponenten [Ci/s] a)		Anteil der ^{131}I -Komponenten [%] b)	
		nach Messungen in der Kaminfortluft	nach Messungen in den Abluftströmen	nach Messungen in der Kaminfortluft	nach Messungen in den Abluftströmen
Leistungsbetrieb c)	elem. I	5,1 ± 0,9 (-11)	3,3 ± 0,5 (-11)	30	23
	org. I	1,2 ± 0,7 (-10)	1,1 ± 0,7 (-10)	68	74
	gesamt.I	1,7 ± 0,8 (-10)	1,4 ± 0,8 (-10)		
Revision d)	elem. I	2,3 ± 1,2 (-10)	2,4 ± 1,2 (-10)	37	52
	org. I	2,8 ± 2,3 (-10)	2,2 ± 1,1 (-10)	62	47
	gesamt.I	6,2 ± 3,6 (-10)	4,7 ± 2,2 (-10)		

a) Zehnerpotenzen durch Exponenten in Klammern wiedergegeben; Schwankungen durch Standardabweichungen ausgedrückt

b) berechnet aus den Abgaberaten der ^{131}I -Komponenten

c) Sammelperioden 1 - 19 (Meßstellen I bzw. C, D, F, G, H)

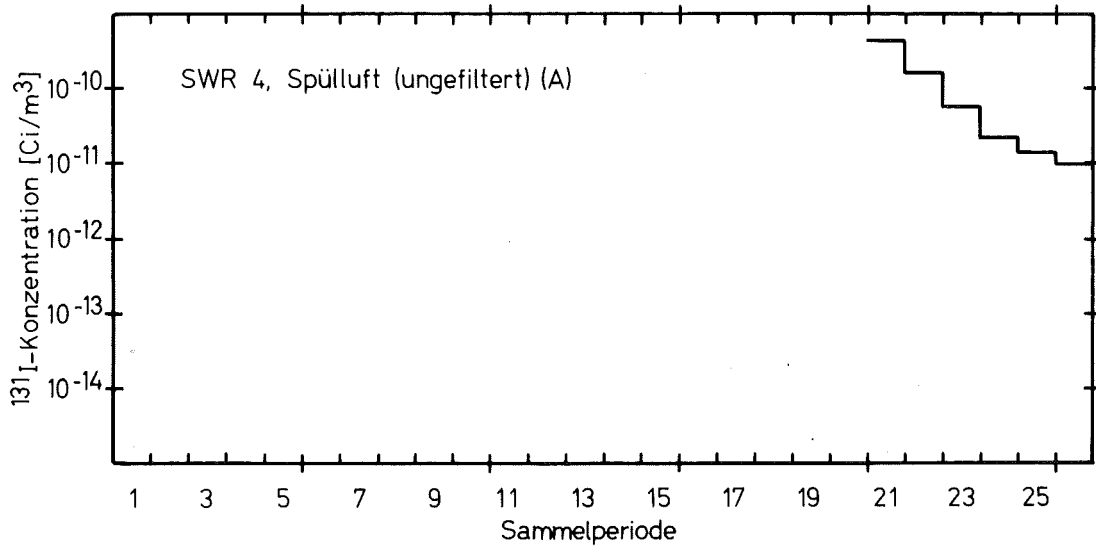
d) Sammelperioden 20 - 26 (Meßstellen I bzw. B, C, E, F, G, H)
(Betrieb der Spülluftfilter und Aufbereitungstraktabluf-Filter praktisch nur während der Sammelperioden 20 - 26)

4.2 Messungen in den die Kaminfortluft bildenden Abluftströmen

Die während der einzelnen Sammelperioden in den verschiedenen Abluftströmen (Meßstellen A, B, C, D, E, F, G, H) verzeichneten ^{131}I -Konzentrationen und Anteile der ^{131}I -Komponenten sind in den Abb. 5 bis 20 aufgeführt. Wie in der Kaminfortluft traten meistens während bzw. zu Beginn der Abschaltungen erhöhte ^{131}I -Konzentrationen auf.

Die mittleren Abgaberaten und Anteile der ^{131}I -Komponenten in den Abluftströmen sind in den Tab. 3 bzw. 4 wiedergegeben. In Tab. 5 sind die Beiträge der Abluftströme zur Abgabe der ^{131}I -Komponenten aufgeführt. Es ist folgendes zu erkennen:

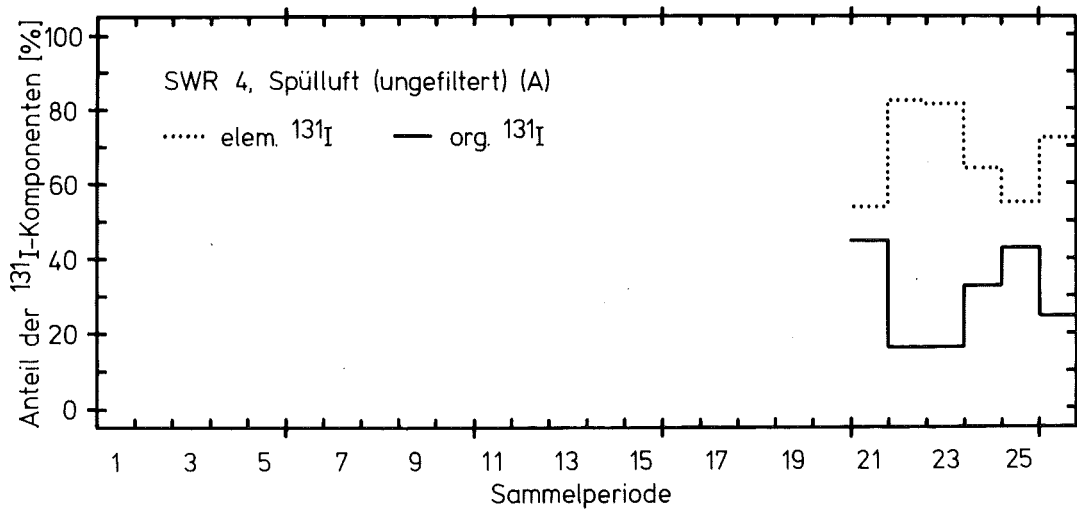
- a) Die Abgaberaten der ^{131}I -Komponenten waren i. allg. bei Leistungsbetrieb in der Reaktorgebäudeabluft und in der Maschinenhausabluft am höchsten, bei Revision in diesen Abluftströmen und in der ungefilterten Spülluft. Durch Filtration wurden die Abgaberaten der ^{131}I -Komponenten in der Spülluft erheblich gesenkt ($\text{DF} > 10^3$).
- b) Der Anteil des elementaren ^{131}I war am höchsten in der Digestorienabluft (ca. 90 %). Bemerkenswert hohe Anteile an elementarem ^{131}I traten in der gefilterten Spülluft und Aufbereitungstraktabluft auf (ca. 20 bzw. 50 %). (Diese dürften weitgehend auf Leckagen beruhen.)
- c) Bei Leistungsbetrieb und Revision wurde das in die Umgebung freigesetzte elementare ^{131}I zum weitaus größten Teil von der Reaktorgebäudeabluft geliefert. In dieser Hinsicht war auch die Maschinenhausabluft von wesentlicher Bedeutung.



KfK LAF II D8149

Zeitlicher Verlauf der ^{131}I -Konzentration

Abb. 5 a)

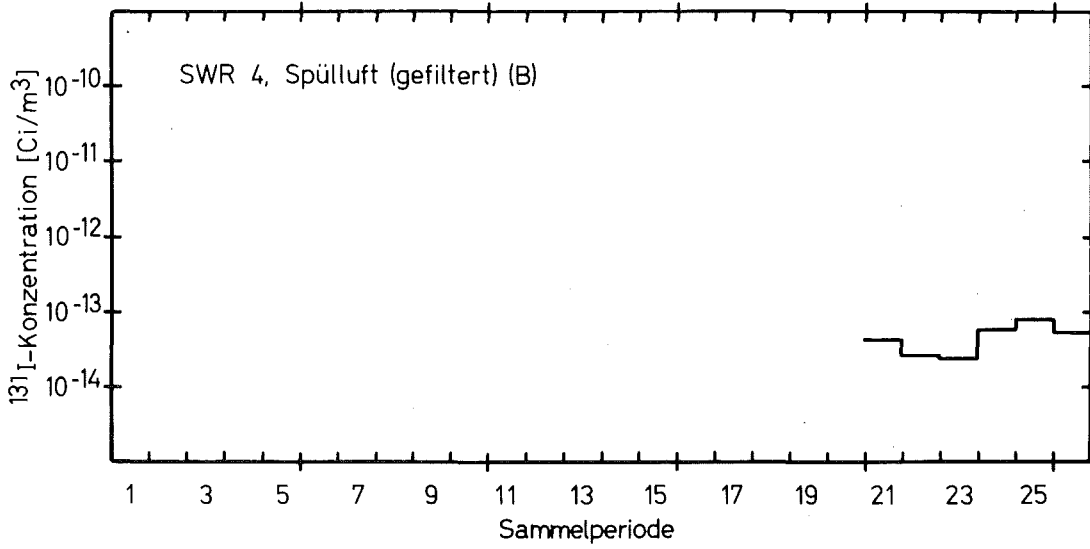


KfK LAF II D8150

Zeitlicher Verlauf des Anteils der ^{131}I -Komponenten

Abb. 6 a)

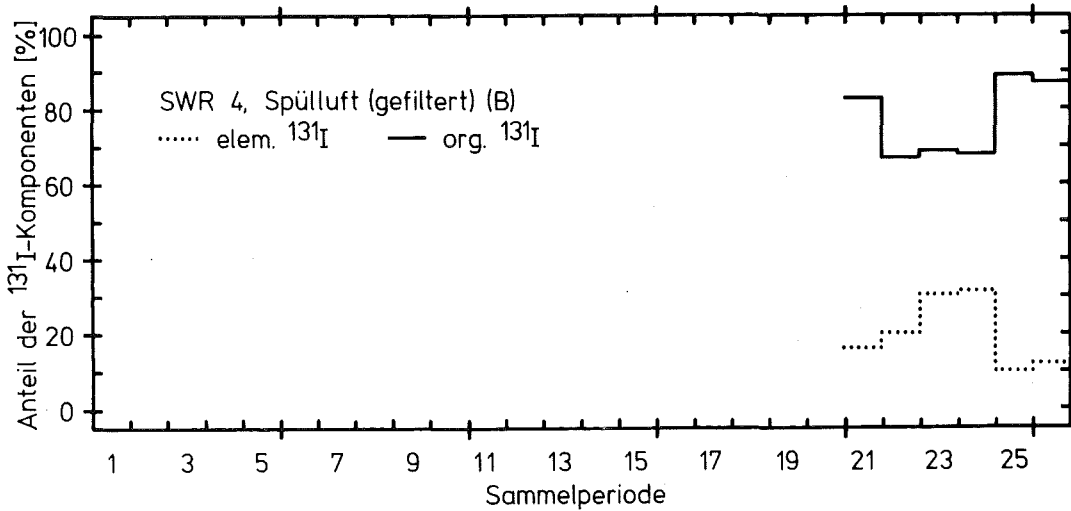
a) Einschaltung der Iodfilter in Sammelperiode 20



KfK LAF II D8151

Zeitlicher Verlauf der ^{131}I -Konzentration

Abb. 7 a)

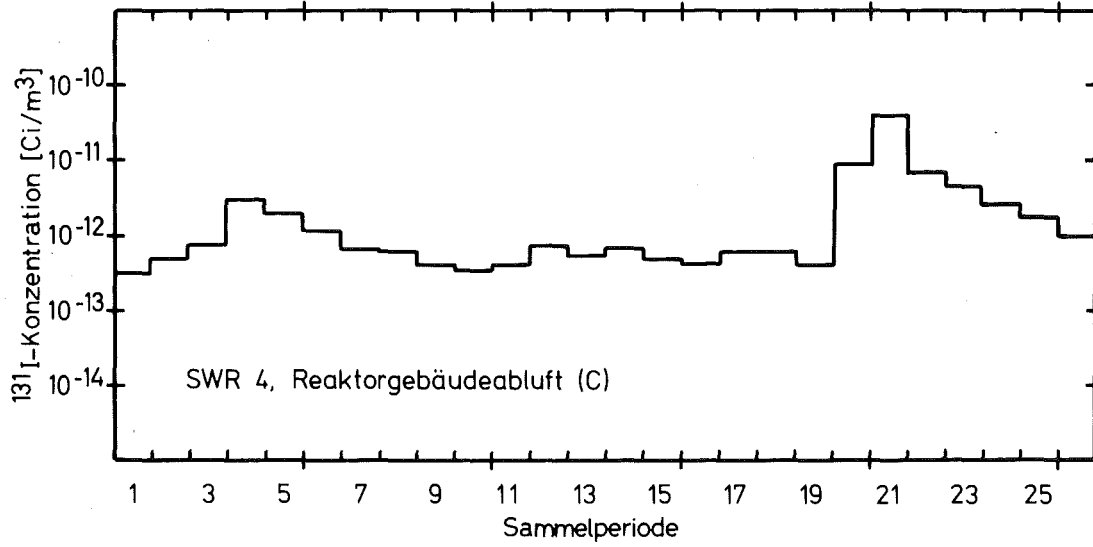


KfK LAF II D8152

Zeitlicher Verlauf des Anteils der ^{131}I -Komponenten

Abb. 8 a)

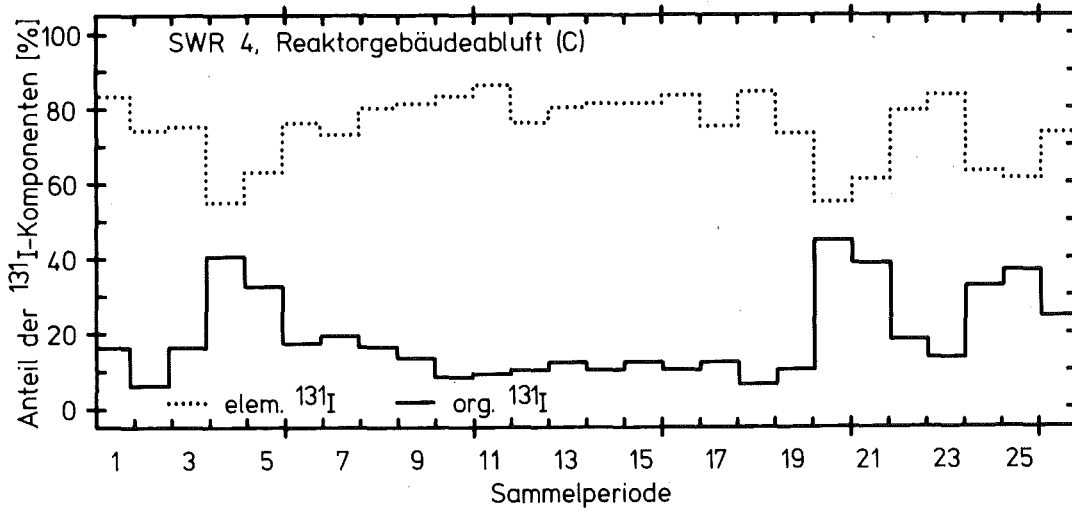
a) Einschaltung der Iodfilter in Sammelperiode 20



KfK LAF II D8136

Zeitlicher Verlauf der ^{131}I -Konzentration

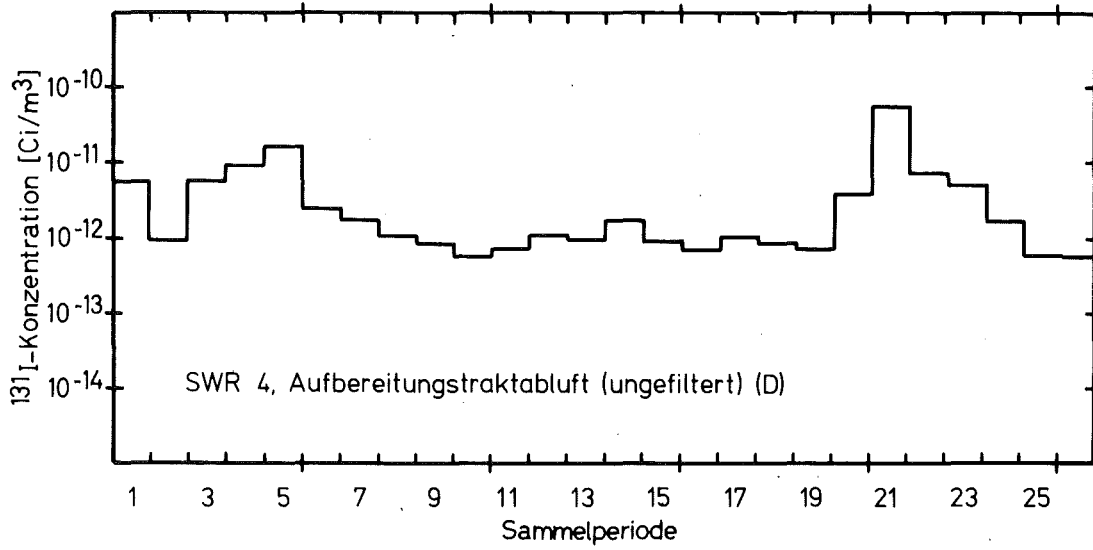
Abb. 9



KfK LAF II D8137

Zeitlicher Verlauf des Anteils der ^{131}I -Komponenten

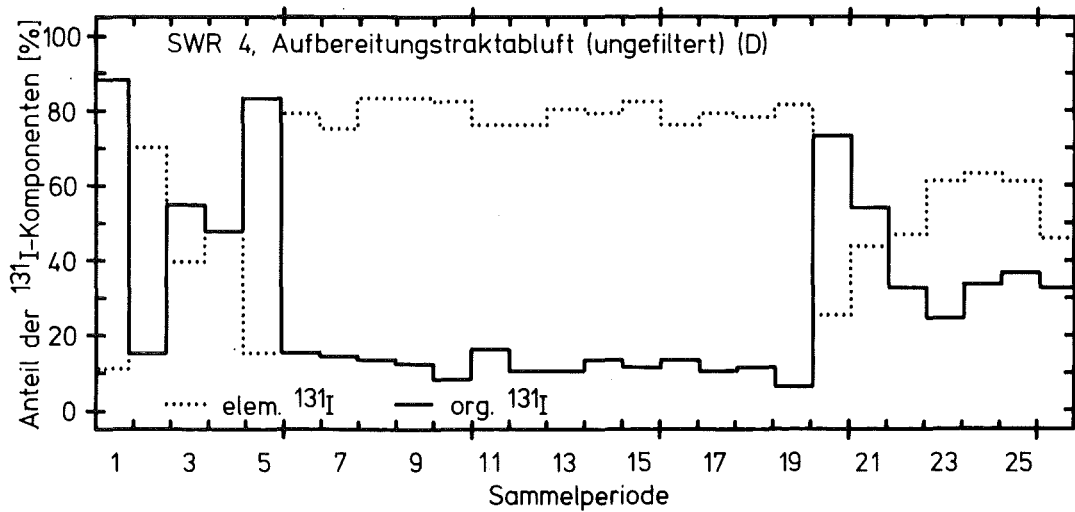
Abb. 10



KfK LAF II D8136

Zeitlicher Verlauf der ^{131}I -Konzentration

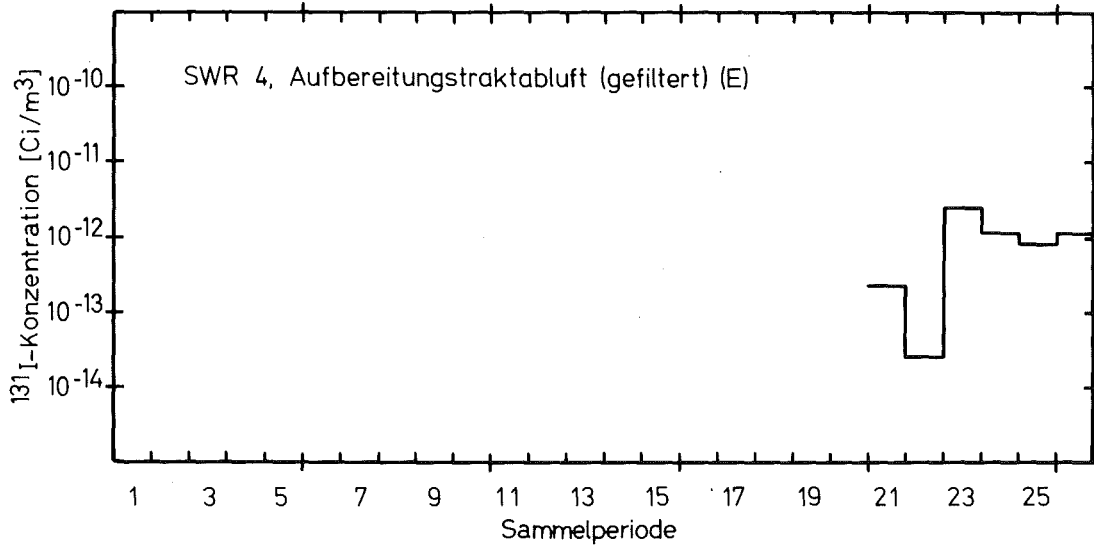
Abb. 11



KfK LAF II D8139

Zeitlicher Verlauf des Anteils der ^{131}I -Komponenten

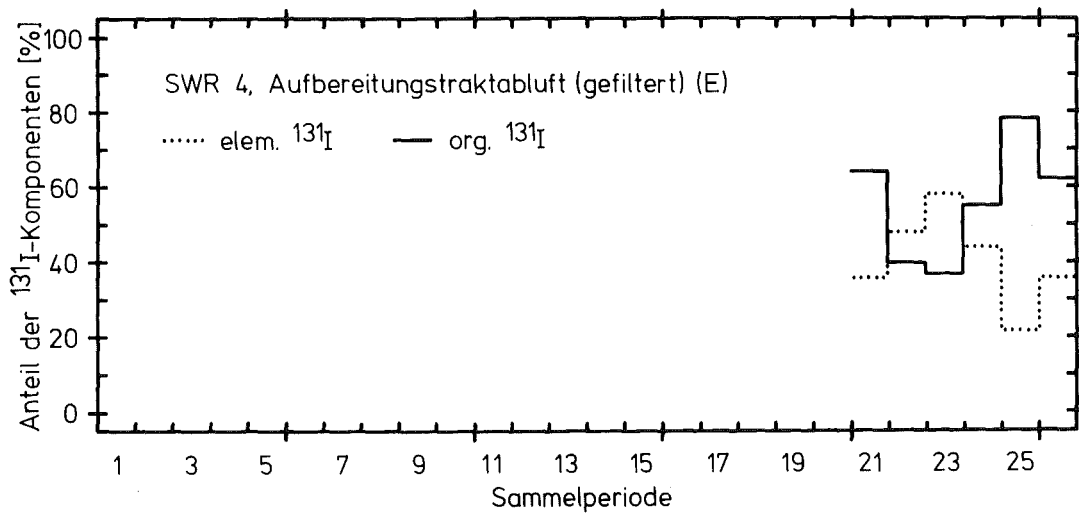
Abb. 12



KfK LAF II D8153

Zeitlicher Verlauf der ^{131}I -Konzentration

Abb. 13 a)

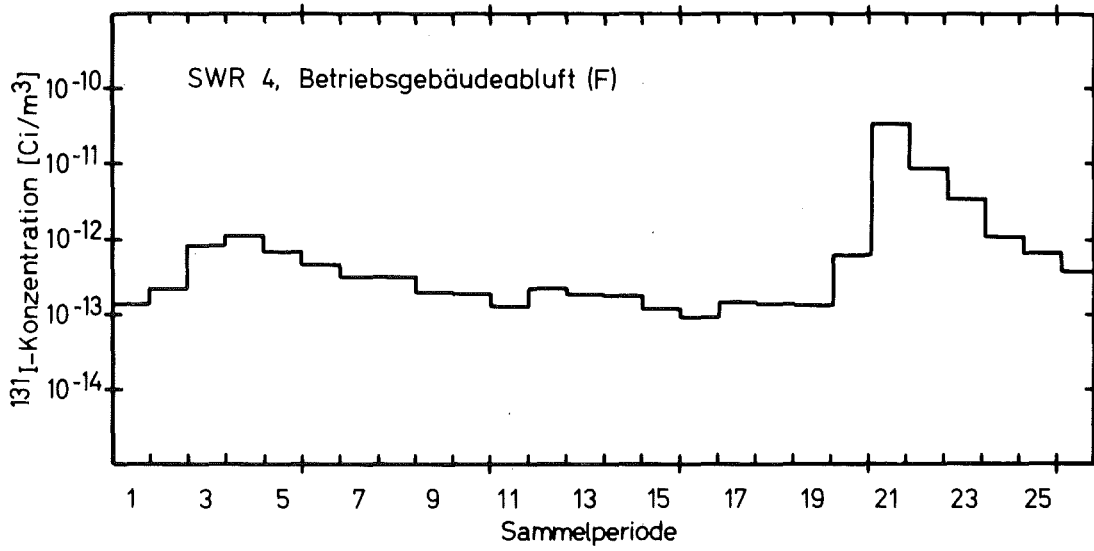


KfK LAF II D8154

Zeitlicher Verlauf des Anteils der ^{131}I -Komponenten

Abb. 14 a)

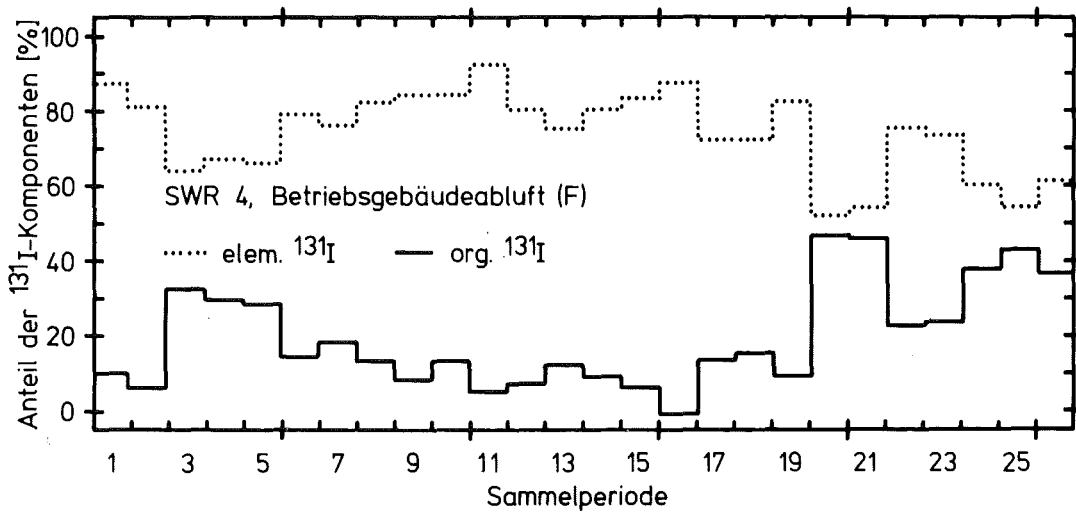
a) Einschaltung der Iodfilter in Sammelperiode 20



KfK LAF II D8140

Zeitlicher Verlauf der ^{131}I -Konzentration

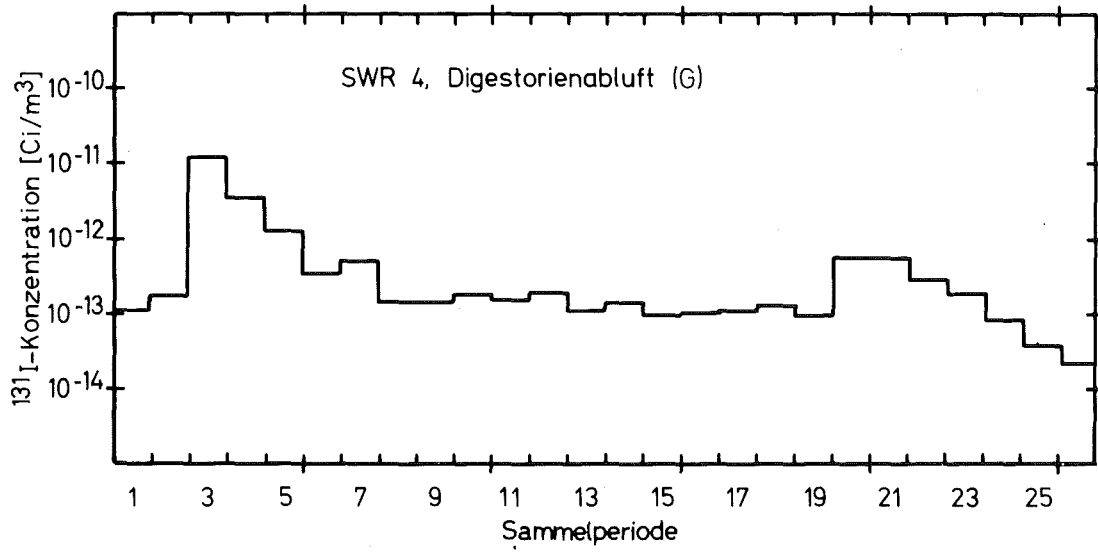
Abb. 15



KfK LAF II D8141

Zeitlicher Verlauf des Anteils der ^{131}I -Komponenten

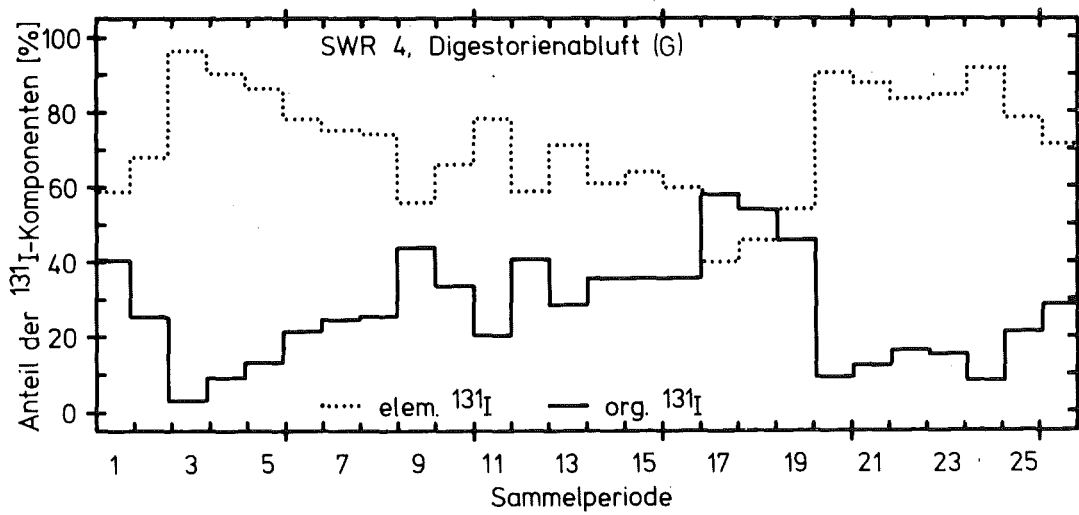
Abb. 16



KfK LAF II D8142

Zeitlicher Verlauf der ^{131}I -Konzentration

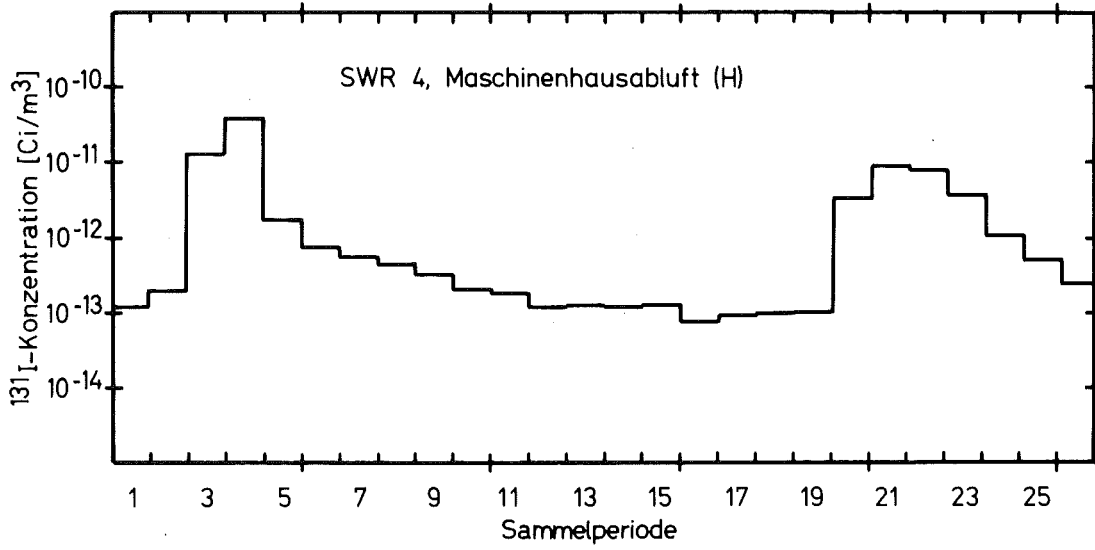
Abb. 17



KfK LAF II D8143

Zeitlicher Verlauf des Anteils der ^{131}I -Komponenten

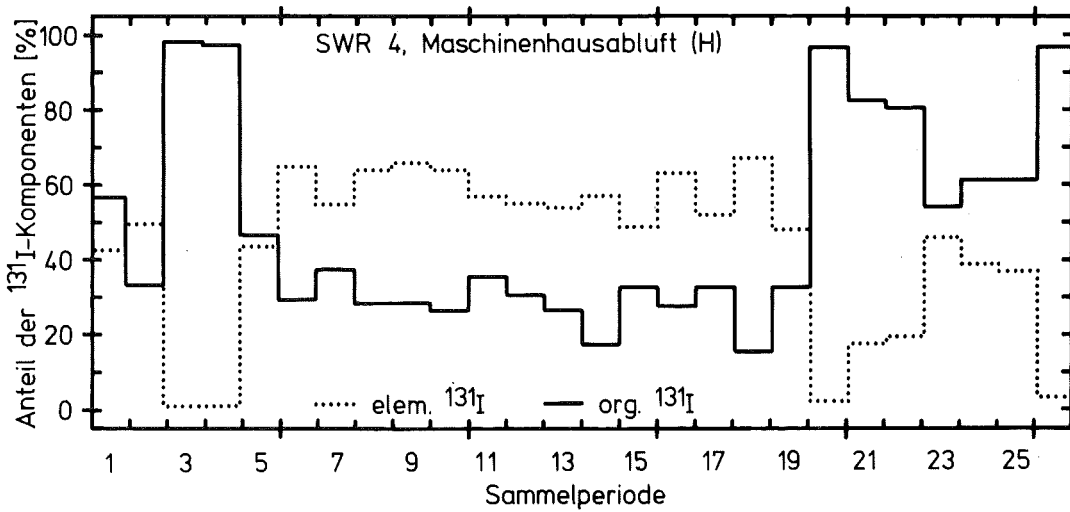
Abb. 18



KfK LAF II D8144

Zeitlicher Verlauf der ^{131}I -Konzentration

Abb. 19



KfK LAF II D8145

Zeitlicher Verlauf des Anteils der ^{131}I -Komponenten

Abb. 20

Tab. 3: Abgaberaten der ^{131}I -Komponenten in den Abluftströmen

Abluftstrom	Meßstelle	^{131}I -Komponente	Abgaberate [Ci/s]	
			Leistungsbetrieb a)	Revision b)
Spülluft (ungefiltert)	A	elem. I org. I gesamt. I	-	$2,8 \pm 1,2$ (-10) $1,9 \pm 1,0$ (-10) $4,7 \pm 2,2$ (-10)
Spülluft (gefiltert)	B	elem. I org. I gesamt. I	-	$2,4 \pm 0,3$ (-14) $1,0 \pm 0,2$ (-13) $1,3 \pm 0,2$ (-13)
Reaktor-gebäude-abluft	C	elem. I org. I gesamt. I	$1,9 \pm 0,3$ (-11) $5,7 \pm 2,1$ (-12) $2,7 \pm 0,5$ (-11)	$1,8 \pm 0,9$ (-10) $9,9 \pm 5,9$ (-11) $2,8 \pm 1,5$ (-10)
Aufbereitungs-traktabluf (ungefiltert)	D	elem. I org. I gesamt. I	$3,2 \pm 0,6$ (-12) $3,9 \pm 2,0$ (-12) $7,4 \pm 2,4$ (-12)	$1,2 \pm 0,8$ (-11) $1,3 \pm 1,0$ (-11) $2,7 \pm 1,9$ (-11)
Aufbereitungs-traktabluf (gefiltert)	E	elem. I org. I gesamt. I	-	$1,2 \pm 0,6$ (-12) $1,3 \pm 0,4$ (-12) $2,6 \pm 1,0$ (-12)
Betriebs-gebäude-abluft	F	elem. I org. I gesamt. I	$1,6 \pm 0,2$ (-12) $4,1 \pm 1,3$ (-13) $2,2 \pm 0,4$ (-12)	$3,8 \pm 2,2$ (-11) $2,5 \pm 1,9$ (-11) $6,3 \pm 4,1$ (-11)
Digestorien-abluft	G	elem. I org. I gesamt. I	$1,4 \pm 0,9$ (-12) $1,5 \pm 0,4$ (-13) $1,5 \pm 0,9$ (-12)	$3,3 \pm 1,2$ (-13) $5,0 \pm 1,6$ (-14) $3,8 \pm 1,4$ (-13)
Maschinenhaus-abluft	H	elem. I org. I gesamt. I	$7,8 \pm 1,9$ (-12) $9,7 \pm 7,2$ (-11) $1,1 \pm 0,7$ (-10)	$2,6 \pm 1,0$ (-11) $9,5 \pm 3,6$ (-11) $1,2 \pm 0,4$ (-10)

a) Sammelperioden 1 - 19

b) Sammelperioden 20 - 26

Tab. 4: Anteile der ^{131}I -Komponenten in den Abluftströmen ^{a)}

Abluftstrom	Meßstelle	^{131}I -Komponente	Anteil [%]	
			Leistungsbetrieb	Revision
Spülluft (ungefiltert)	A	elem. I org. I	-	60 40
Spülluft (gefiltert)	B	elem. I org. I	-	19 80
Reaktorgebäudeabluft	C	elem. I org. I	72 21	64 35
Aufbereitungs- traktabluft (ungefiltert)	D	elem. I org. I	43 53	46 49
Aufbereitungs- traktabluft (gefiltert)	E	elem. I org. I	-	45 52
Betriebsgebäudeabluft	F	elem. I org. I	75 19	60 39
Digestorienabluft	G	elem. I org. I	90 10	87 13
Maschinenhausabluft	H	elem. I org. I	7 92	22 78

a) berechnet aus den Abgaberaten der ^{131}I -Komponenten

Tab. 5: Beiträge der Abluftströme zur Abgabe der ^{131}I -Komponenten b)

Abluft- strom	Meß- stelle	^{131}I - Komponente	Beitrag [%]	
			Leistungsbetrieb	Révision
Spülluft (ungefiltert)	A	elem. I org. I gesamt. I	-	-
Spülluft (gefiltert)	B	elem. I org. I gesamt. I	-	< 1 < 1 < 1
Reaktor- gebäude- abluft	C	elem. I org. I gesamt. I	58 5 19	73 45 60
Aufbereitungs- traktabluft (ungefiltert)	D	elem. I org. I gesamt. I	10 4 5	-
Aufbereitungs- traktabluft (gefiltert)	E	elem. I org. I gesamt. I	-	< 1 < 1 < 1
Betriebs- gebäude- abluft	F	elem. I org. I gesamt. I	5 < 1 2	15 11 14
Digestorien- abluft	G	elem. I org. I gesamt. I	4 < 1 1	< 1 < 1 < 1
Maschinen- haus- abluft	H	elem. I org. I gesamt. I	23 91 74	11 43 26

b) berechnet aus den Abgaberaten der ^{131}I -Komponenten (bezogen auf die Summe der Abgaberaten der ^{131}I -Komponenten)

4. Zusammenfassung

Messungen in der Kaminfortluft und in einzelnen Abluftströmen eines Siedewasserreaktors während 26 Wochen (19 Wochen Leistungsbetrieb, 7 Wochen Revision) führten u. a. zu folgenden Ergebnissen:

- a) In der Kaminfortluft betrug der Anteil des radiologisch entscheidenden elementaren ^{131}I ca. 30 % bei Leistungsbetrieb und ca. 40 % bei Revision. Der Rest entfiel praktisch vollständig auf organisches ^{131}I .
- b) Das mit der Kaminfortluft abgegebene elementare ^{131}I wurde sowohl bei Leistungsbetrieb als auch bei Revision zum weitaus größten Teil von der ungefilterten Reaktorgebäudeabluft geliefert. Eine weitere wesentliche Quelle für das in die Umgebung freigesetzte elementare ^{131}I war die ungefilterte Maschinenhausabluft.

5. Literatur

- [1] Der Bundesminister des Innern,
Allgemeine Berechnungsgrundlagen für die Bestimmung der Strahlenexposition durch Emission radioaktiver Stoffe (1977).
- [2] Deuber, H.,
Die physikalisch-chemischen Radioiodkomponenten in der Abluft eines Druckwasserreaktors (DWR 3), KfK 3207 (1981).

An der Durchführung bzw. Auswertung der Messungen waren vorwiegend die Herren R. Sommerlatt, H. Fischer, A. Ladanyi und R. Butz beteiligt.

O6.01.14/11A Entwicklung und Verbesserung von Abluftfiltern
PNS 4415 für Unfälle
(H.-G. Dillmann, R. Maier, H. Pasler, H. Schmitt; LAF II)

Entwicklung von Schwebstofffiltern für Unfallbedingungen.

Ziel dieser Arbeiten ist es, Schwebstofffilter zu entwickeln, die möglichst weitgehend folgende Anforderungen erfüllen:

- Unempfindlichkeit gegenüber hohen Luftfeuchten, Temperaturen, Strahlendosen,
- Abscheidegrade entsprechend S-Filtern,
- hohe mechanische Belastungsfähigkeit (Druckstoß, Differenzdruck),
- hohe Beladepazität
- relativer geringer Druckabfall bei mittlerer Baugröße.

Mit dem ersten Prototyp-Schwebstofffilter, bestückt mit 30 Lagen aus 4 μm Metallfasern zu je 300 g/m^2 Flächenbelegung, wurde die Abhängigkeit des Abscheidegrades von der Anströmgeschwindigkeit ermittelt. Bei einer Anströmgeschwindigkeit von ca. 15 cm/s wurde "S"-Qualität entsprechend einem Abscheidegrad von $\geq 99,97\%$ erreicht. In Abb. 1 ist eine REM-Aufnahme der Faserstruktur der 4 μm Fasern angegeben. Abb. 2 zeigt die Oberflächenbeschaffenheit von 8 μm Fasern, die nach dem gleichen Verfahren wie die 4 μm Fasern hergestellt wurden.

Die Prüfung erfolgte mit 0,1 μm Uranin Partikeln, wie schon früher beschrieben. In Abb. 3 ist der Aufbau des Prüfkanals angegeben. Bei Anströmgeschwindigkeiten ≤ 9 cm/s wurden Dekontaminationsfaktoren von 10^4 erreicht. Diese Geschwindigkeit ist um den Faktor 4 höher als die üblichen Anströmgeschwindigkeiten von Glasfaserfilterpapieren. Die in Abb. 4 für Durchsätze zwischen 40 und 400 m^3/h angegebenen Meßpunkte lassen die gute Reproduzierbarkeit des Prüfverfahrens erkennen. Der Druckverlust ist in Abb. 5 angegeben.

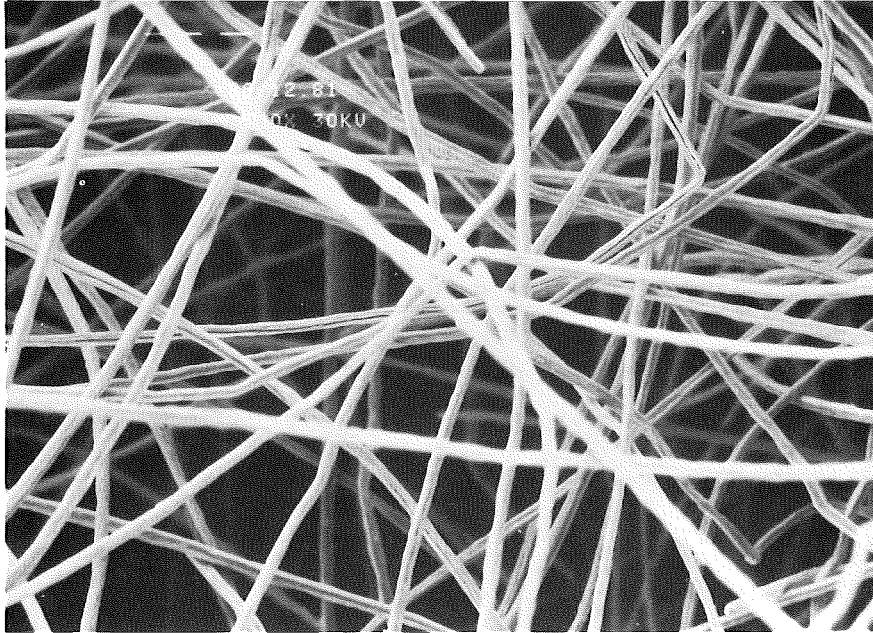


Abb. 1 Metallfasern - Vergrößerung $4 \text{ mm} \hat{=} 10 \text{ }\mu\text{m}$

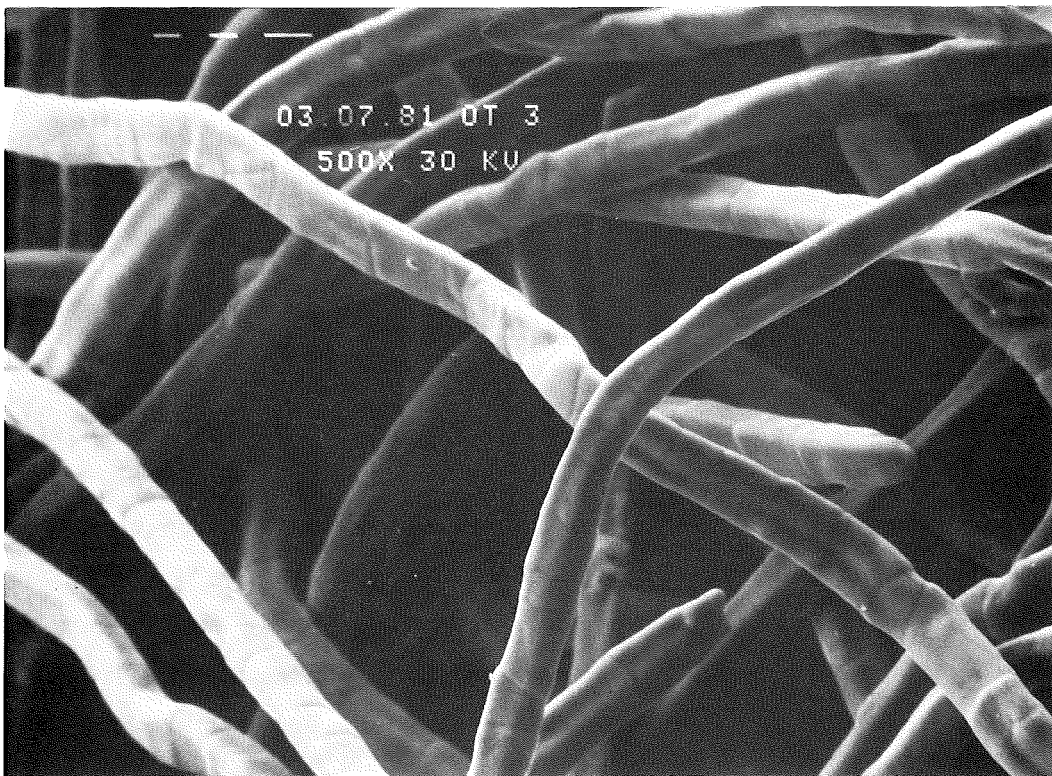


Abb. 2 REM-Aufnahme der Faseroberfläche

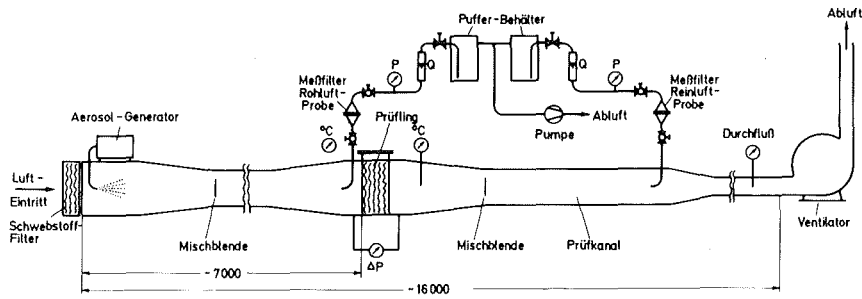
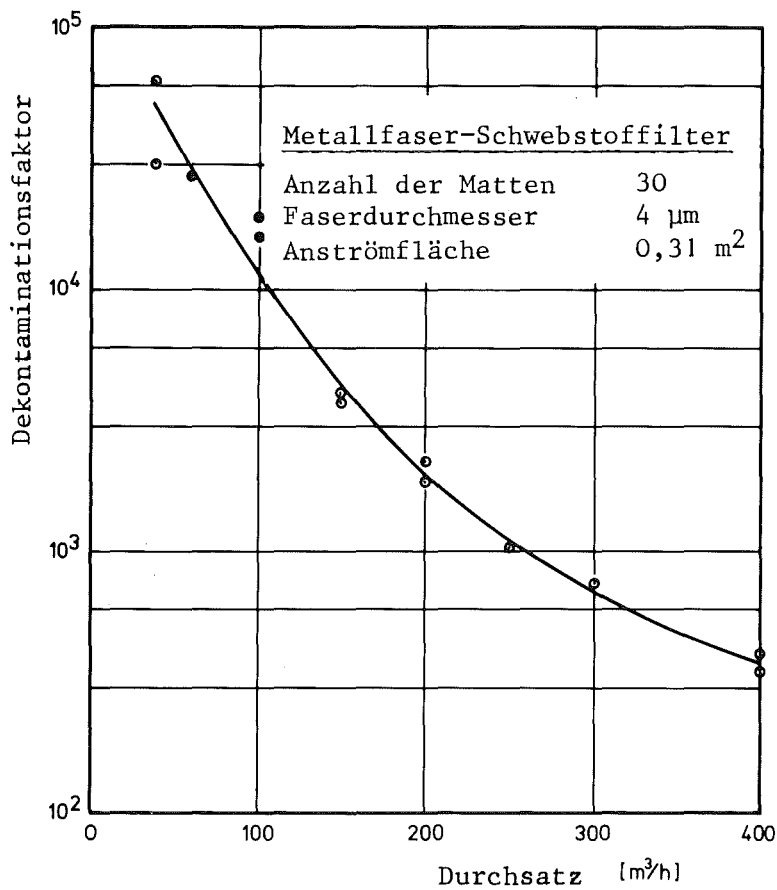


Abb. 3

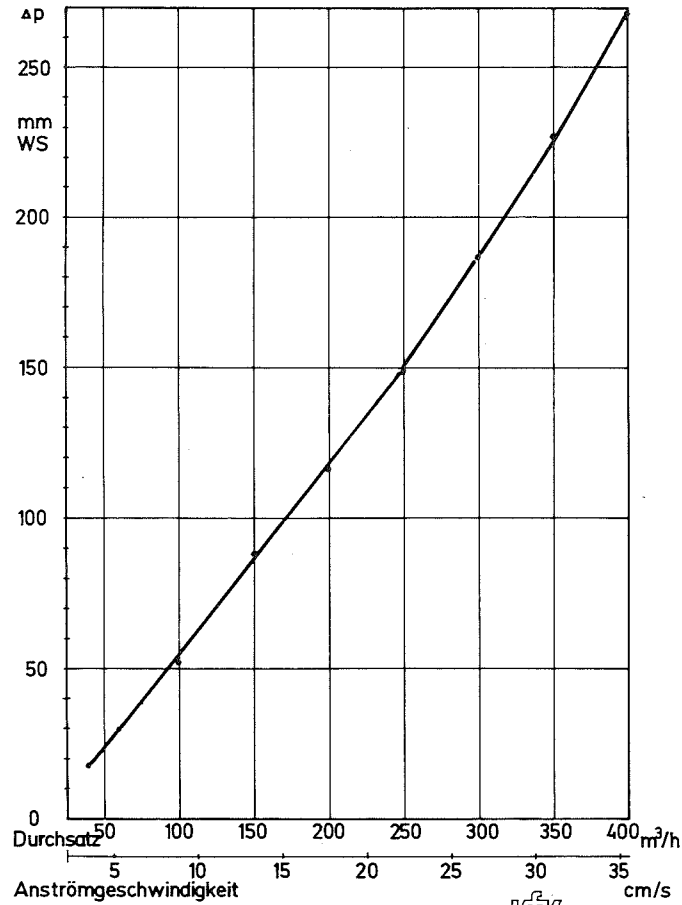
KfK LAF II PASLER 16 10 81

Abb. 3 Schwebstofffilter - Prüfanordnung für Uranin-Test



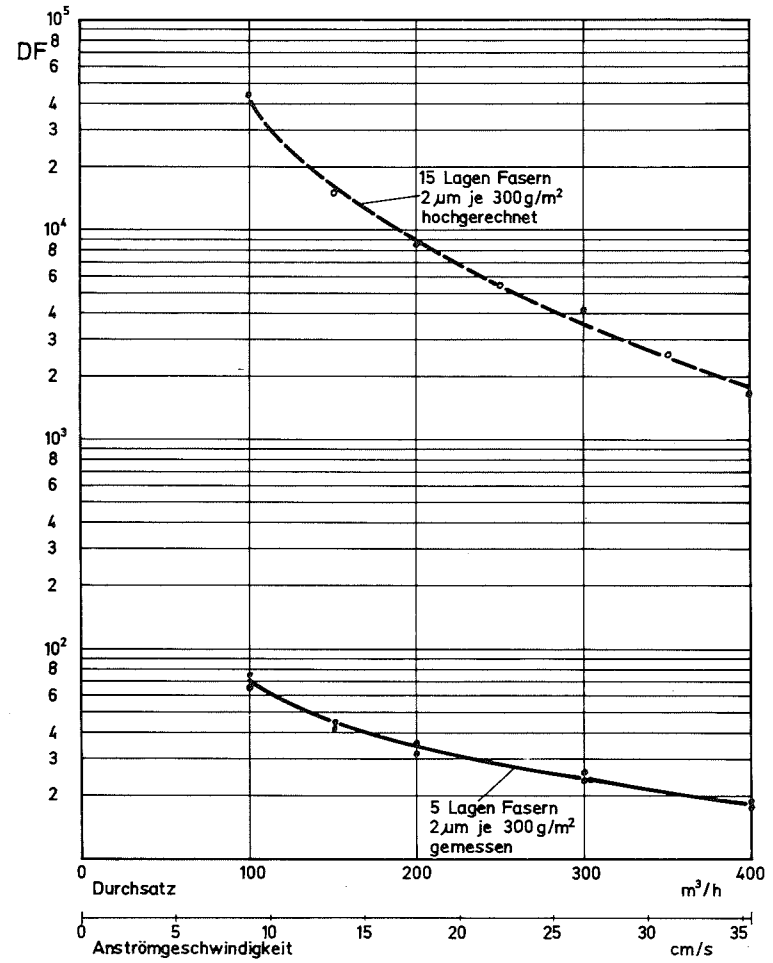
KfK LAF II 1981
Dillmann, Pasler

Abb. 4 Dekontaminationsfaktor DF eines Metallfaser-Schwebstofffilters in Abhängigkeit vom Durchsatz



Druckabfall über ein
Edelstahlfasermattenfilter aus 30 Lagen 4µm
in Abhängigkeit von Durchsatz bzw. Anström-
geschwindigkeit

Abb. 5



Dekontaminationsfaktor DF
als Funktion der Anströmgeschwindigkeit
eines 2µm-Edelstahlfaserfilters

Abb. 6



Aufgrund der Zusammenarbeit mit dem Faserhersteller ist es gelungen, neu entwickelte Metallfaservliese mit $2 \mu\text{m}$ Fasern zu erhalten. Die ersten Ergebnisse sind in Abb. 6 dargestellt. Wegen Materialmangels konnten nur 5 Lagen je 300 g/m^2 eingesetzt werden. Hierbei wurden zwischen 400 und $100 \text{ m}^3/\text{h}$ Durchsatz Abscheidegrade von 94 bis 98 % gemessen. Die Ergebnisse wurden theoretisch auf 15 Lagen $2 \mu\text{m}$ Faservliese von je 300 g/m^2 hochgerechnet und auch in Abb. 6 eingetragen. Hierbei zeigte sich, daß bei Einsatz von $2 \mu\text{m}$ Fasern mit nur halber Materialbelegung noch höhere Dekontaminationsfaktoren zu erreichen sein sollten, bzw. "S"-Qualität schon bei 25 bis 30 cm Anströmgeschwindigkeit zu erwarten ist. Die $2 \mu\text{m}$ Faservliese sind nur sehr schwer handhabbar. Daher wird, entsprechend einem LAF-Vorschlag, vom Faserhersteller ein mehrlagiges $2 \mu\text{m}$ Faservlies hergestellt, das mit je einer Grund- und Decklage aus gröbereren Fasern zur leichteren Handhabung versehen ist.

Die ersten Untersuchungen wurden mit Prototyp-Filtereinsätzen in Zellenstruktur mit den Standardabmessungen $610 \times 610 \times \text{ca. } 300 \text{ mm}$ durchgeführt. Die Zellenbauweise mit diesen Abmessungen erlaubt aber keine größeren Anströmquerschnitte zur Durchsatzerhöhung. Außerdem bringt eine Zellenbauweise zwangsläufig die Erfordernis zum Einsatz von Dichtungswerkstoffen. Dies ist in Hinsicht auf die Temperatur- und Strahlenbeständigkeit in Unfallsituationen ungünstig. Daher wurde die Konstruktion eines Tiefbettfilters mit höherer Anströmfläche ausgeführt, die zwischen Roh- und Reinluftseite keine Dichtungen aufweist. Hierzu werden zwei Filtereinsätze gebaut, die zur Erprobung kommen. Abb. 7 zeigt eine Prinzipskizze des Prototypes.

Weitere Untersuchungen der Metallfaserfilter:

In einer Versuchsreihe in USA am LANL in Las Cruces wurden zwei Filter einer Druckstoßuntersuchung unterzogen. Die Anlage erlaubte einen Maximaldruck von 28 kPa als Differenzdruck über das Testfilter. Dieser Druck reichte nicht aus, um das Filter zu zerstören. Erwartet wird eine Druckstoßfestigkeit aufgrund der Konstruktion von ca. 1 bar Differenzdruck.

Das Filter wurde anschließend einer Abscheideuntersuchung unterzogen. Hierbei zeigte sich ein meßbarer Abfall des Dekontaminationsfaktors (Abb. 8). Das Filter hatte eine Anströmgeschwindigkeit von ca. 2 m/s als Beaufschlagung erhalten. Bei so hohen Strömungsgeschwindigkeiten wird eine

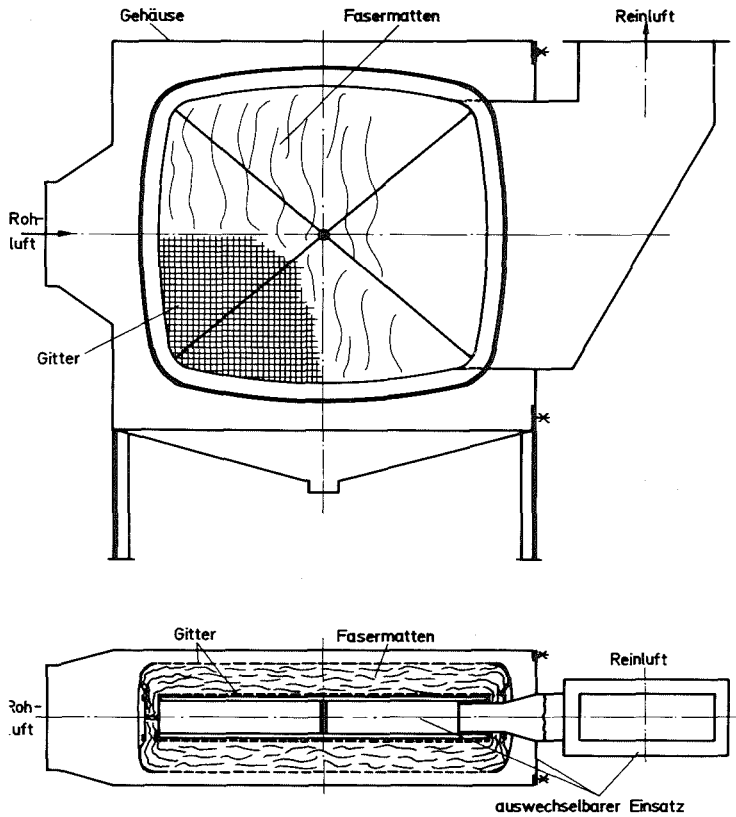


Abb. 7 Tiefbett-Schwebstofffilter

KIK LAF II 22.10.1981
Dillmann, Pasler

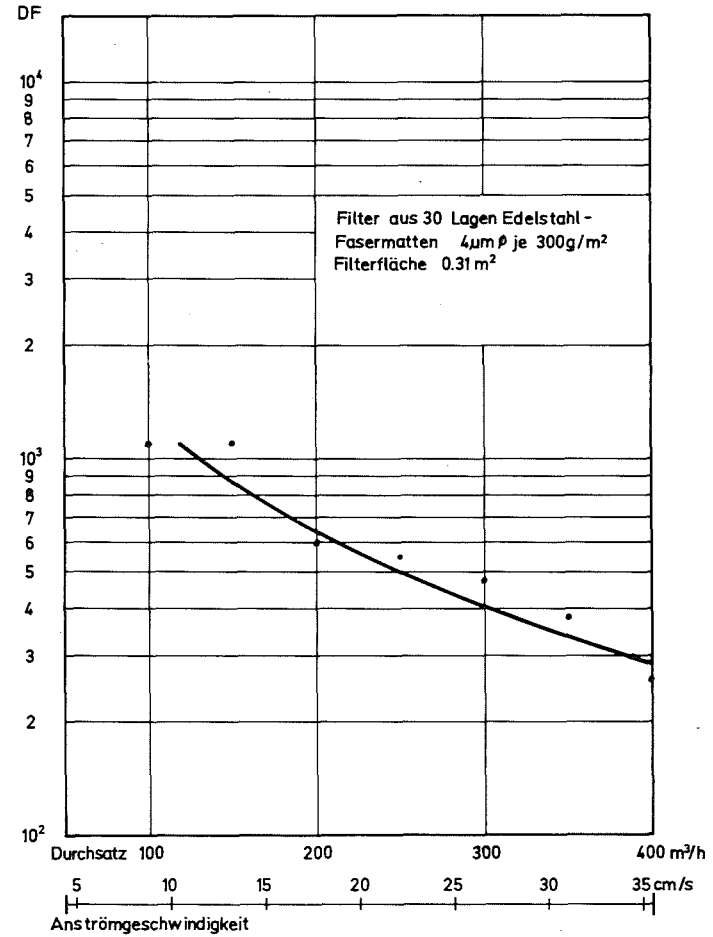


Abb. 8 Dekontaminationsfaktor DF nach Druckstoßversuch mit 28 kPa max. Strömungsgeschwindigkeit ≥ 2 m/s

KIK

gewisse Kanalbildung in den Faservliesen vermutet, die zur Verminderung der Abscheidewirkung führt.

In der jetzigen Bauweise bietet ein Metallfaserfilter nach solchen Belastungen trotzdem noch einen Dekontaminationsfaktor von ca. 10^3 bei anschließendem Normalbetrieb. Die Kanalbildung kann möglicherweise durch eine festere Packung der Fasern vermindert werden. Untersuchungen hierzu sind vorgesehen.

Ein ähnlicher Versuchseinsatz, erweitert nur durch je eine Grobfaser- und Drathgestrickmatte zur Vorabscheidung von Grobaerosolen, wurde bei einem Kerosinbrandversuch in einer 400 m^3 Zelle in Cadarache eingesetzt. Hierbei entstehen kurzzeitig hohe Volumenströme bei hohem Rußanteil. Dies kann unter bestimmten Randbedingungen zur Zerstörung üblicher Schwebstofffilter führen. Der Testeinsatz überstand auch diesen Versuch ohne einen Durchbruch. Es wurden ca. 60 g Rußaerosole abgeschieden. Die Abb. 9 und 10 zeigen die Rußbelegung auf der Anströmseite und die völlig ungeschwärzte Rückseite des Filters. Die Nachuntersuchung sowie die Versuchsauswertung (Ermittlung der Zeitfunktion von p , \dot{V} und T), die in Frankreich erfolgt, sind allerdings noch nicht durchgeführt worden.

Keramikfasern

Für einen möglichen Einsatz von Schwebstofffiltern auch über die Temperaturgrenze von 550°C der Edelfasern hinaus, z. B. in der Abluft von Verbrennungsanlagen, wurden Untersuchungen über die Abscheidewirkung von Keramikfasern, die bis über 1000°C eingesetzt werden können, durchgeführt. In einer Testreihe wurde die Abscheidewirkung von einem Keramikfaserpaket von ca. 120 mm Dicke (10 Lagen je 12,5 mm) mit einem Faserdurchmesser bis zu $8 \mu\text{m}$ untersucht. Die Ergebnisse sind in Abb. 11 dargestellt. Es wurden Dekontaminationsfaktoren zwischen ca. 120 und 2500 je nach Anströmgeschwindigkeit gemessen. (Auch hier wurden $0,1 \mu\text{m}$ Uraninpartikeln verwendet. Abb. 12 zeigt eine REM-Aufnahme der Keramikfasern. Es zeigte sich, daß Keramikfasern zumindest als Vorfilter zum Schutz von nachgeschalteten S-Filtern bei hohen Temperaturen eingesetzt werden können. Die Untersuchungen werden noch mit anderen Fasermaterialien auch im Hinblick auf Masseneinspeicherfähigkeit weitergeführt.

Zu diesem Zweck wurde ein Versuchsstand aufgebaut, der gestattet im Bereich bis zu $1000 \text{ m}^3/\text{h}$ Massenbeladungsversuche durchzuführen.

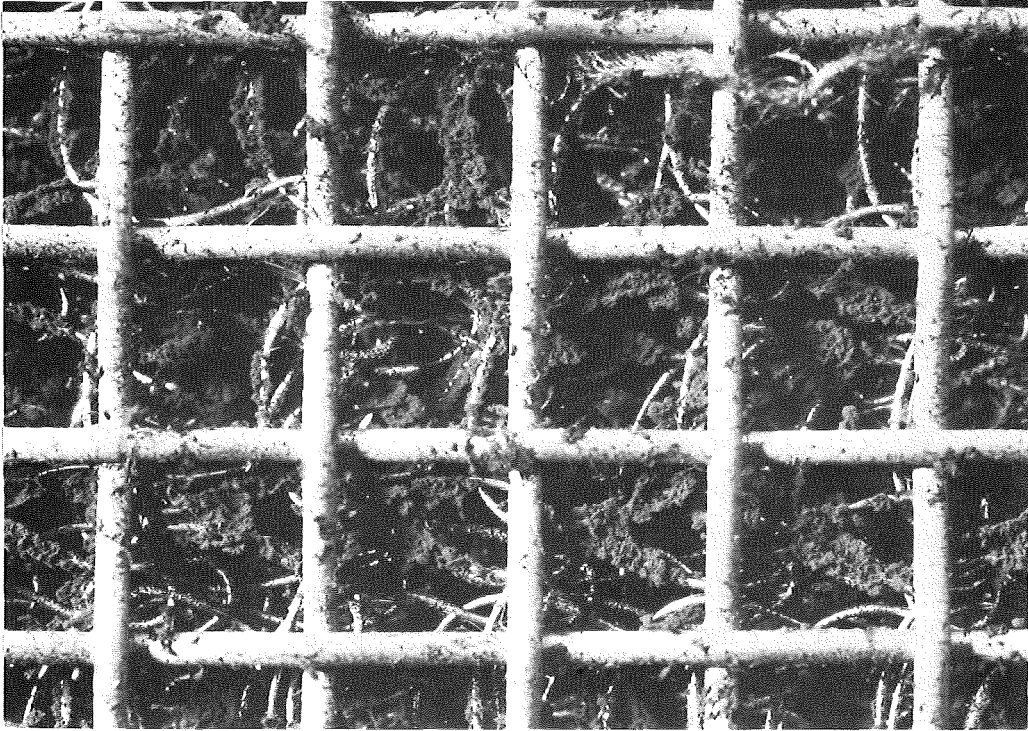


Abb. 9 Rußbelegung der Filteranströmseite nach Kerosinbrandversuch

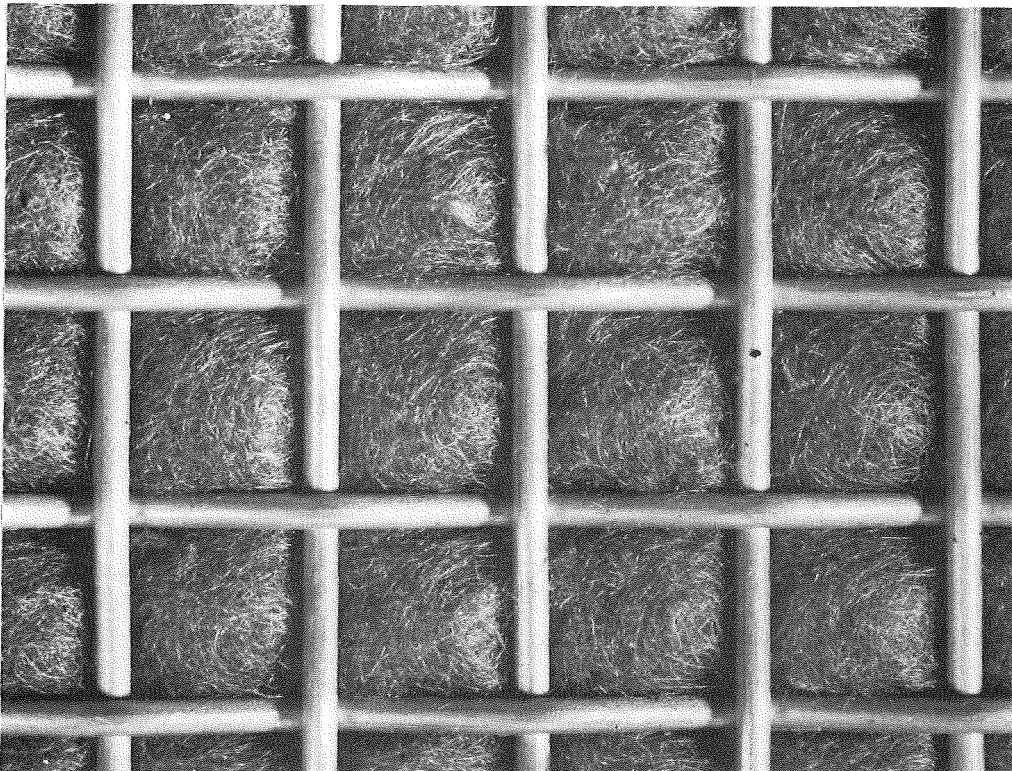
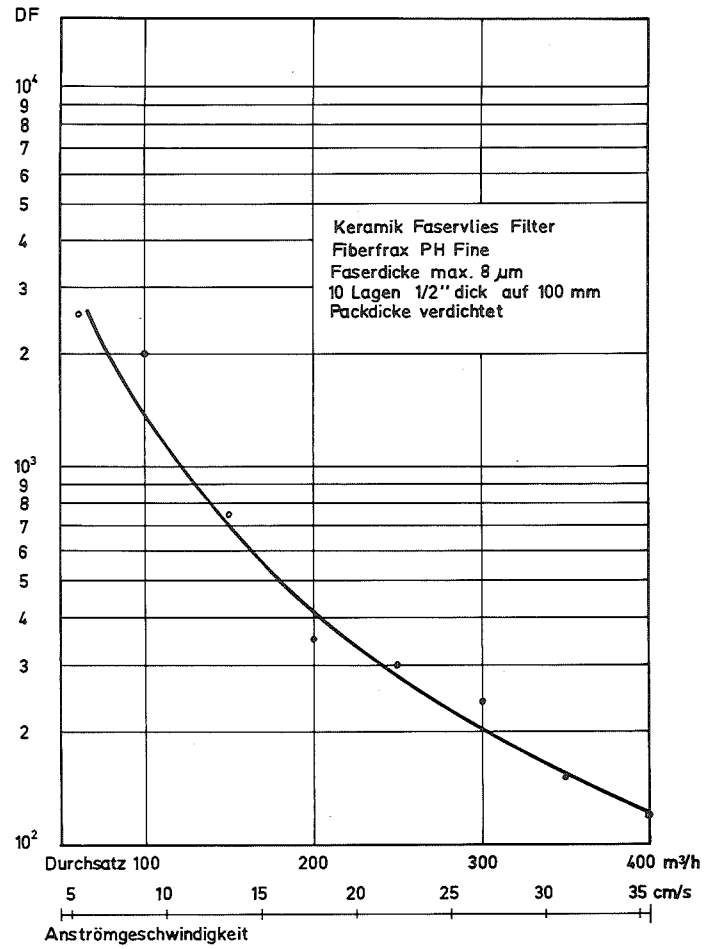


Abb. 10 Filterrückseite nach Kerosinbrandversuch



Dekontaminationsfaktor DF
 als Funktion der Anströmgeschwindigkeit
 Abb. 11

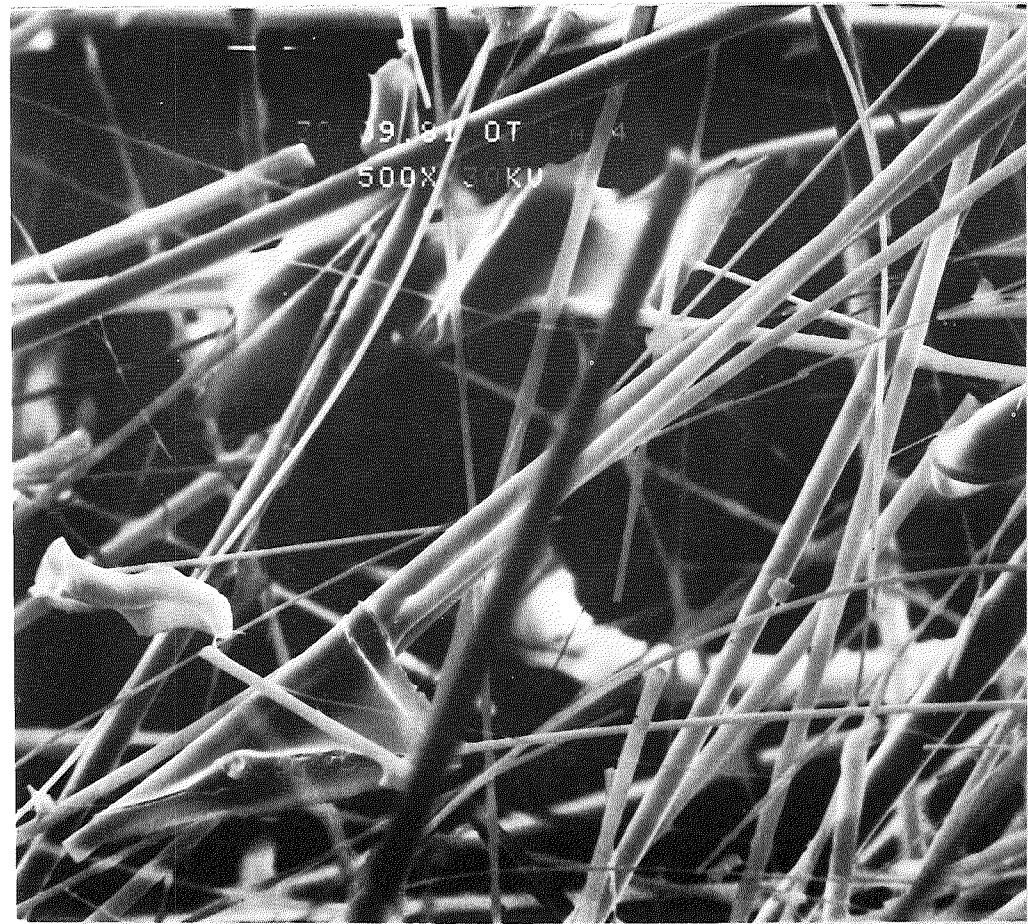


Abb. 12 Keramikfasern - Vergrößerung 4 mm $\hat{=}$ 10 μm

Rechnungen zur Filterbeladung

Nachdem mit den ersten Rechnungen zur Filterbelastung die Realisierbarkeit eines Unfallfilters bei Kernschmelzen mit hoher Spaltproduktkonzentration im Sicherheitsbehälter nachgewiesen wurde, sollten durch Einfließen von Ergebnissen aus anderen Forschungsvorhaben realistischere Belastungsdaten gewonnen werden. Hierzu wurden vorerst die Ergebnisse der Rechnungen, die mit dem NAUA-Code gewonnen wurden, in die Programme der Filterbelastungsrechnungen eingebaut.

Unter der Annahme, daß die z. Z. bei den NAUA-Rechnungen verwendeten Eingangsdaten, z. B. die Aerosolquelltherme, das Kernschmelzen-Szenario richtig wiedergeben, (zum Beispiel wurde für die Zeit der Schmelzen-Betonreaktion und für den Sumpfeinbruch der Aerosolquelltherm zu Null angesetzt), sinkt die thermische Belastung der Schwebstofffilter gegenüber den früheren Belastungsrechnungen um ca. 2 Größenordnungen, so daß für die Schwebstofffilter als Eingangstemperatur diejenige der Sicherheitsbehälteratmosphäre angenommen werden muß und die Temperaturerhöhung im Schwebstofffilter bei Nennvolumenstrom nur noch 1 bis 2 °C beträgt.

Das Problem der Resuspension aus dem Sumpf ist noch nicht eindeutig geklärt. Belastbare Eingangsdaten stehen hier nicht zur Verfügung. Daher können die Werte für die Belastung der Filter noch weiteren Schwankungen unterliegen.

06.01.14/12A Filterverhalten unter Störfallbedingungen
4416 (V. Rüdinger, T. Tran Anh, H. Umfahrer; LAF II)

1. Einleitung

Die für radioaktive Stoffe mit Abstand bedeutendsten Freisetzungspfade bei Störfällen kerntechnischer Anlagen sind über ihre Lüftungssysteme gegeben. Dabei gehören die Filterelemente zur äußersten Spaltproduktbarriere und somit zur Grenze zwischen möglicherweise stark kontaminiertem Bereich und der Umgebung /1, 2/.

Die Auswirkungen von Reaktorstö- und Reaktorunfällen können um mehrere Größenordnungen reduziert werden, wenn die aus dem Sicherheitsbehälter und den Ringräumen eines Reaktors abgegebene luftgetragene Aktivität über geeignete Filter geleitet werden kann, und dadurch der Sicherheitseinschluß weitgehend gewährleistet bleibt.

Den Lüftungssystemen kerntechnischer Anlagen kommt deshalb sicherheitstechnisch eine sehr hohe Bedeutung zu. Dies wird durch die Analyse von anormalen Ereignissen beim Betrieb kerntechnischer Lüftungsanlagen unterstrichen /2, 3/.

Die Entwicklung der Schwebstofffilter hat diesem Sachverhalt nicht hinreichend Rechnung getragen. Man hat sich bisher weitestgehend an den Erfordernissen der Reinraumtechnik orientiert. Deshalb werden vielfach nicht einmal die Anforderungen des bestimmungsgemäßen Betriebes erfüllt, wie Erhebungen aus der Praxis zeigen /5/. Ihr fragiler Aufbau wird übereinstimmend als unzureichend für kerntechnische Zwecke betrachtet /2, 5, 6/. Im Rahmen von Untersuchungen mit Schwebstofffiltern der Klasse S werden immer wieder Beschädigungen festgestellt (siehe z.B. Ref. 7-9). Dadurch wird die Notwendigkeit zur Filterertüchtigung unterstrichen. Auch als Folge des TMI-II-Störfalles sind erhöhte Anforderungen an die Schwebstofffilterelemente zu erwarten /2/.

Ein Teil der laufenden Arbeiten konzentriert sich deshalb auf die Schwebstoffabscheidung. Durch Untersuchung ihres Verhaltens unter extremen Bedingungen sollen die Grenzen der Belastbarkeit von Schwebstofffiltern festgestellt und aufbauend hierauf verbesserte bzw. neue Filterelemente entwickelt werden.

2. Belastbarkeit gegenüber erhöhtem Differenzdruck unter Raumluftbedingungen

Eine ausreichende mechanische Belastbarkeit von Schwebstofffiltern ist sicherheitstechnisch deshalb wichtig, weil durch Beschädigungen der Abscheidegrad stark, u. U. sogar auf Null, reduziert werden kann und damit die äußerste Spaltproduktbarriere durchbrochen wäre. Zur Druckdifferenz bei Nennluftstrom zusätzliche mechanische Beanspruchungen können bereits im bestimmungsgemäßen Betrieb, z. B. durch Schwingungen, auftreten. Sie sind vor allem aber bei Störfällen zu erwarten: In Kernkraftwerken, insbesondere bei Brüchen kühlmittelführender Leitungen und Leckagen des Sicherheitsbehälters; bei kerntechnischen Anlagen, insbesondere solchen mit chemischen Verfahrensschritten als Folge von Explosionen und Bränden, bei denen zusätzlich eine extrem hohe Staubeinspeicherung auftritt.

Im vorliegenden Fall wird die mechanische Belastbarkeit gegenüber erhöhten Differenzdruck infolge hoher Strömungsgeschwindigkeiten untersucht. Das Ziel der ersten Untersuchungsphase bestand vor allem in der Ermittlung des aktuellen technischen Standes. In einer ersten Testserie waren vier Typen handelsüblicher Schwebstofffilterelemente in einer Anlage des Los Alamos National Laboratory (LANL) /10, 11/ untersucht worden. Aufbauend auf den dabei erarbeiteten Ergebnissen wurden weitere Filtertypen aus dem Produktionsprogramm der führenden Hersteller beschafft und zusätzlich auch modifizierte Prototypen hergestellt. Mit diesen Filtern wurden weitere 60 Belastbarkeitstests durchgeführt.

Das Verhalten der Filterelemente während der Beanspruchung wird hochgeschwindigkeitskinematographisch dokumentiert. Die Verläufe von Differenzdruck und Strömungsdruck, als Maß für den Volumenstrom, werden von schnellen Druckaufnehmern gemessen und mit einem Oszillographenschreiber registriert. Als Beispiel für den Ablauf eines Versuches zeigt Abb. 1 ein Schreiberdiagramm in dem zwei Schadensereignisse deutlich erkennbar sind. Die Korrelation der Ereignisse auf dem Film mit dem Schreiberdiagramm wird durch eine synchrone Markierung ermöglicht.

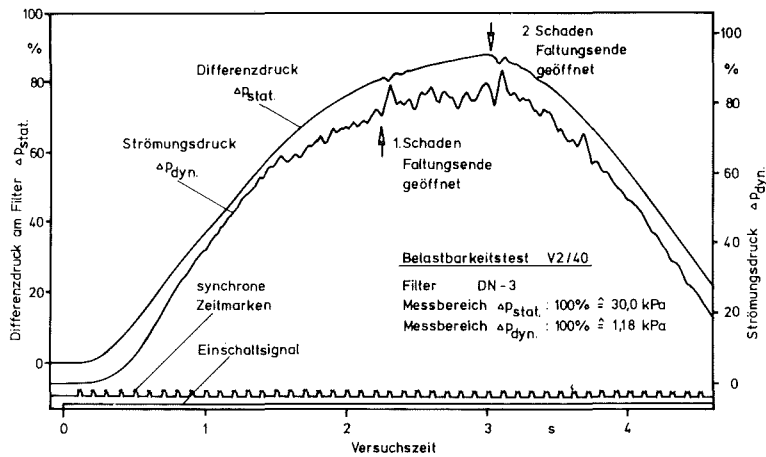


Abb. 1: Oszillographenschrieb eines Belastbarkeitstests

Die Ergebnisse der Belastbarkeitstests neuer handelsüblicher Schwebstofffilterelemente bei Raumluftbedingungen (ca. 60 % r. F., 25 °C) sind in Tab. I zusammengefasst. Die Auflistung ist nach den wichtigsten Bauarten gegliedert.

Tab. I: Belastbarkeit handelsüblicher Schwebstofffilterelemente gegenüber erhöhtem Differenzdruck

Filterbauart	Typ	Volumenstrom $\frac{m^3}{h}$	Zahl der Tests	Schadensbelastung kPa	Standard-Abweichung %	
Faltung Rahmen	konventionell	DH	1 700	5	11,6	9
	Holz	VN	1 700	3	13,9	7
		DN	1 800	3	22,5	9
konventionell Metall	C1	1 700	4	4,2	11	
	VM	1 700	4	7,0	8	
	AM	1 700	4	8,4	6	
	C2	1 700	3	9,3	6	
	DM	1 700	6	10,5	3	
V-Faltung Holz	L	1 700	3	5,9	5	
	DR	1 700	5	5,9	6	
	DV	3 000	3	11,1	30	

Die Werte der Standardabweichungen belegen, daß die Streuungen der Ergebnisse die die Versuchsfehler ebenso beinhalten, wie die sicherheitstechnisch relevanten Toleranzen bei der Filterherstellung, i. a. sehr niedrig sind. Trotz der aus Kostengründen geringen Zahl von Tests pro Filtertyp sind daher auch geringe Abweichungen noch signifikant. Die vorliegenden Ergebnisse erlauben den Schluß, daß sich die Schwebstofffilter u. a. mit geringen Schwankungen ihrer mechanischen Belastbarkeit herstellen lassen. Deutlich stärkere, aber immer noch zufriedenstellende Streuungen wurden von anderen Autoren genannt /1, 11/.

Die höchsten Differenzdrucke erlauben die in konventioneller Faltung mit Holzrahmen hergestellten Filter, die aufgrund ihrer Bauweise für den Einsatz bei hohen Temperaturen und Feuchten nicht geeignet sind. Der beste Typ dieser Gruppe war vom Hersteller nach der ersten Versuchsserie modifiziert worden. Die für hohe Temperaturen in Frage kommenden Filter mit Metallrahmen zeigen im Gegensatz dazu nur geringe Differenzdruckbeständigkeit. In kerntechnischen Anlagen werden neuerdings Filterelemente in V-Bauweise eingesetzt, von denen eine höhere Beladepkapazität erwartet wird. Diese Filter widerstehen aber im Mittel nur weniger als dem halben Differenzdruck der vergleichbaren Filter in konventioneller Faltung ohne Schaden und sind in der bisher geprüften Form als Fehlentwicklung für kerntechnische Anlagen anzusehen.

Im Betrieb beladen sich die Schwebstofffilter zunehmend mit Staub. Bei Erreichen eines Druckverlustes von etwa 1000 Pa bei Nennvolumenstrom werden die Filterelemente ausgetauscht. Um diesem Sachverhalt Rechnung zu tragen, wurde auch der Einfluß der Beladung auf die Belastbarkeit untersucht. Die Beladung erfolgte mit Polystyrollatex-Aerosolen auf den genannten Druckverlust. Nach den bisher vorliegenden Ergebnissen ist hierdurch mit einer Reduktion des Versagensdifferenzdruckes bis zu 40 % zu rechnen. Zum Teil ist diese Differenz dadurch begründet, daß die Hochgeschwindigkeitskinematographie bei bestimmten Filtertypen den Eintritt des tatsächlichen ersten Schadens nicht genügend deutlich erkennen läßt, der Schadenseintritt hingegen bei den vorbeladenen Filtern anhand der Freisetzung einer Aerosolwolke zweifelsfrei sichtbar wird.

Erste Hinweise auf Verbesserungsmöglichkeiten wurden bereits im Rahmen der zweiten Testserie erfolgreich umgesetzt. Tab. II faßt die wichtigsten Ergebnisse zusammen.

Tab. II: Belastbarkeit modifizierter Schwebstofffilterelemente
Größe 610 x 610 x 292 mm

Filtertyp	Nennvolumenstrom $\text{m}^3 \cdot \text{h}^{-1}$	Charakterisierung	Schadenseintritt kPa
DH	1 700	Ausgangstyp	11,6
DN	1 700	Glasfasergewebeeinlage in Faltungenenden	22,5
S7	1 700	Glasfaserschutzvlies voll mitgefaltet	23,1 ¹⁾
S4	1 800	Langfaserpapier mit Glasfasergewebeeinlage	24,0 ²⁾
S1	40	Metallfasermattenfilter mit beidseitigem Stützdrahtnetz und Verstärkungsstegen	> 28,2

1) Zwei Filterelemente blieben bei dem max. Differenzdruck von 25,6 und 26,5 kPa unbeschädigt.

2) Ein Filterelement blieb bei dem max. Differenzdruck von 27,6 kPa unbeschädigt.

Ausgehend von Filtertyp DH mit einer Belastbarkeit von 11,6 kPa wurden drei konstruktive Varianten hergestellt und die Belastbarkeit auf etwa 24 kPa gesteigert. Einzelne der getesteten Filterelemente blieben unter den maximal realisierten Differenzdrücken zwischen 25,6 und 27,6 kPa unbeschädigt. Allerdings gelten diese Werte lediglich für Holzrahmenfilter. Ein Exemplar der im LAF II in der Entwicklung befindlichen Metallfasermattenfilter mit besonders stabiler Fixierung der Matten im Rahmen (siehe O6.01.14/11A) wurde bei einem maximalen Differenzdruck von 28,2 kPa getestet und zeigte keine Schäden.

Aufgrund der Analyse der Schadensverläufe wurden vor allem zwei Schwachstellen der derzeit üblichen Filterelemente erkannt:

- Die Fixierung des Faltenpacks im Filterrahmen,
- die Stabilität des Faltenpacks.

Tab. II zeigt, daß bei einer sicheren Fixierung des Faltenpacks auch Metallrahmenfilter Differenzdrucken von mindestens 24 kPa widerstehen können. Die Lösung dieser Aufgabe wird, neben der weiteren Verbesserung der Stabilität des Faltenpacks, ein Schwerpunkt der künftigen Entwicklungsarbeiten darstellen.

3. Druckverlustkennlinien von Schwebstofffiltern bei hoher Strömungsgeschwindigkeit

Neben der Belastbarkeit der Schwebstofffilter ist der Verlauf ihrer Druckverlustkennlinien für ein eventuelles Versagen von Bedeutung, denn bei gegebenen Randbedingungen bestimmt die Druckverlustkennlinie, welcher Differenzdruck am Filterelement auftreten kann. Außerdem werden Daten zur Druckverlustcharakteristik für Sicherheitsstudien kerntechnischer Lüftungs- und Filteranlagen benötigt (siehe z. B. 06.02.01). Mit der Versuchsanlage des LANL wurden deshalb auch die Druckverlustkennlinien der getesteten Filterelemente ermittelt.

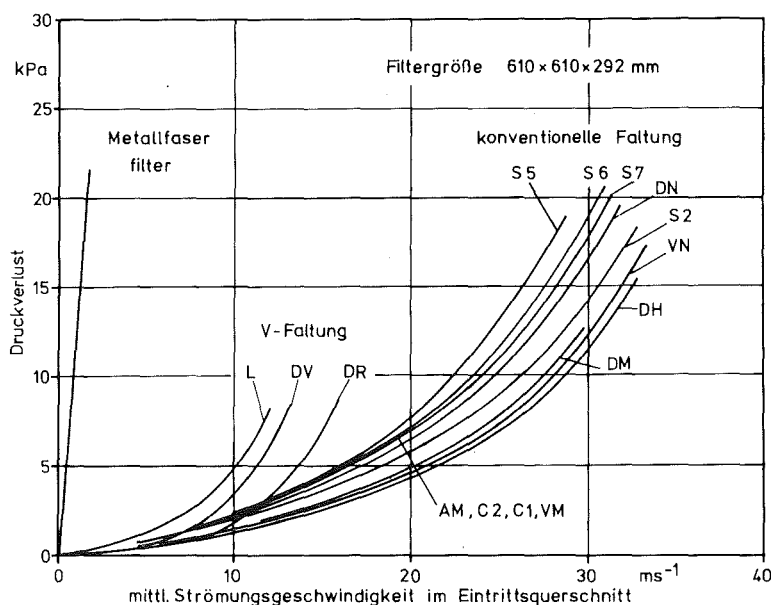


Abb. 2: Druckverlustkennlinien neuer Schwebstofffilterelemente

In Abb. 2 sind die Kurven für die unbeladenen Filterelemente dargestellt. Die Filter in V-Bauweise erwiesen sich mit einem frühen steilen Anstieg des Druckverlustes als wesentlich ungünstiger als die in konventioneller Bauart. Unter jenen repräsentieren die Typen S7, AM bis DH den aktuellen Stand der konventionellen Bauart. Ihre Kennlinien liegen ausnahmslos in einem relativ engen Streuband um S2 als mittlerer Kurve, die sich mit Δp als Differenzdruck in kPa und der mittleren Strömungsgeschwindigkeit \bar{v} in ms^{-1} in der folgenden Form beschreiben läßt:

$$\Delta p = 0,079 \bar{v} + 0,0121 \bar{v}^2$$

Durch die Vorbeladung verschieben sich die Kurven zu höheren Druckverlusten (s. Abb. 3). In erster Näherung erscheint der Verlauf der Kurve für das beladene Filter DN repräsentativ:

$$\Delta p = 0,367 \bar{v} + 0,0214 \bar{v}^2$$

Zur Charakterisierung der Strömungsverhältnisse in Faserfiltern definiert man eine Reynolds-Zahl mit dem Faserdurchmesser D_f als charakteristischer Länge, der Anströmgeschwindigkeit des Filterpapiers U_o , der kinematischen Viskosität ν und der Porosität ϵ :

$$R_e = \frac{D_f \cdot U_o}{\nu \cdot \epsilon} ;$$

Im vorliegenden Re -Zahlbereich $Re \leq 0,025$ wäre nach dem Kanalmodell der Filterdurchströmung eine lineare Abhängigkeit zu erwarten gewesen /12/. Das Widerstandskraft-Modell, das grundsätzlich die genauere Lösung der Druckverlustcharakteristik erlaubt /13/, berücksichtigt auch einen quadratischen Term, der im vorliegenden Fall vernachlässigbar klein ist, so daß sich ebenfalls eine lineare Abhängigkeit ergeben sollte. Diese wurde auch für das Metallfaserfilter bis zu $Re \leq 0,4$ tatsächlich gemessen.

Die Analyse des Filterverhaltens bei hohen Strömungsgeschwindigkeiten zeigt für die Filter in V-Bauweise besonders deutlich, daß Verformungen des Faltenpacks die ungünstige Abweichung von der Geraden verursachen. Analoge Veränderungen sind auch für die Filter in konventioneller Faltung anzunehmen.

Da eine Annäherung an den theoretischen Verlauf der Druckverlustkurve das Auftreten hoher Differenzdrucke und somit hoher Belastungen weniger wahrscheinlich macht, und damit die inhärente Sicherheit erhöht, stellt die Verbesserung der Druckverlustcharakteristik ein weiteres Ziel der künftigen Entwicklungsarbeiten dar.

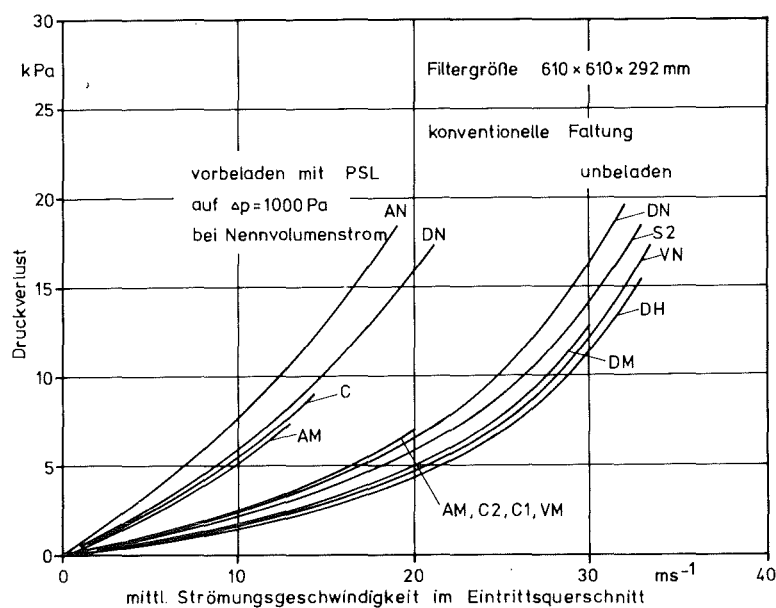


Abb. 3: Einfluß der Beladung auf die Druckverlustkennlinien von Schwebstofffiltern

4. Prüfanlage BORA zur Untersuchung der mechanischen Belastbarkeit unter Störfallbedingungen

Da am Prüfstand des LANL nur Tests bei Umgebungstemperatur, niedriger Feuchte sowie Beanspruchungszeiten von einigen Sekunden realisiert werden können, erfordert die Durchführung der notwendigen längerfristigen Entwicklungsarbeiten den Aufbau einer Anlage, mit der Prüfungen unter weitgehend simulierten Störfallbedingungen durchgeführt werden können. Außerdem sind strömungstechnische Untersuchungen und im Hinblick auf die Qualitätssicherung Typprüfungen von Serienfiltern durchzuführen.

Auf der Grundlage der 1980 abgeschlossenen Konzeptstudie wurden die Hauptkomponenten einer Prüfanlage ausgelegt und ausschreibungsreife Unterlagen erarbeitet. Für eine Halle wurde die "Grüne Mappe" erstellt. Weiter wurde damit begonnen, alternativ die Unterbringungsmöglichkeit im Gebäude des FR2

zu untersuchen. Eine Anpassung an die räumlichen Gegebenheiten dürfte möglich sein.

5. Prüfung des Schwebstoffilterverhaltens bei hoher Temperatur und hoher Feuchte

Als wichtige Charakteristika von Schwebstoffiltern werden neben der mechanischen Belastbarkeit der Abscheidegrad und die Druckverlustcharakteristik bei hoher Temperatur und hoher Feuchte untersucht.

Abscheidegraduntersuchungen unter Störfallbedingungen machten die Entwicklung eines geeigneten Prüfverfahrens notwendig. Nachdem die wesentlichen Probleme der Herstellung eines Testaerosoles mit Hilfe des Argonplasmas gelöst waren, mußte eine Nachweismethode für die Aerosolsubstanzen gefunden werden, die die Bestimmung von Konzentrationen $< 1 \mu\text{g}/\text{m}^3$ mit ausreichender Genauigkeit erlaubt. Nach der Bewertung der verfügbaren aerosolphysikalischen Methoden wurde die Probennahme mit Kernporenfiltern ausgewählt. Die Neutronenaktivierungsanalyse dieser Filter zeigte nur geringe Verunreinigungen ($< 50 \text{ ng}/\text{Filter}$) durch die Elemente der möglichen Aerosolsubstanzen. Im Hinblick auf die Bestimmung der abgeschiedenen Mengen wurde eine größere Zahl von Nachweisverfahren untersucht und erprobt. Am geeignetsten erwies sich dabei die Atomabsorptionsspektroskopie in der Graphitrohr-Technik, mit deren Hilfe die Elemente Ca, Cr, Mo, Ti und V mit guter Genauigkeit bei vertretbarem Aufwand bestimmbar sind.

Die Differenzdruck- und Feuchtemeßtechnik am technischen Prüfstand TAIFUN wurde überarbeitet und die Untersuchungen zum Druckverlustverhalten von Schwebstoffiltern in Abhängigkeit von der relativen Feuchte in begrenztem Umfang weitergeführt. Zwei neue Filter zeigten bei Annäherung an die Sättigung im Gegensatz zu früheren Untersuchungen an Filtern anderer Hersteller nur geringe Anstiege des Differenzdruckes. Weiterhin wurde damit begonnen Filter zu testen, die während des Betriebes teilweise beladen worden waren. Bei dem ersten getesteten Filter, aus einer Lüftungsanlage des LAF II, wurde zunächst mit wachsender Luftfeuchte ein Rückgang des Druckverlustes beobachtet. Im Bereich der Sättigung trat jedoch ein Wiederanstieg auf etwa 1500 Pa auf, der sich beim Einsprühen von Wassertropfchen auf etwa 6000 Pa bei Nennvolumenstrom erhöhte. Durch diesen hohen Differenzdruck wurde das Filter so sehr beschädigt, daß der Ab-

scheidegrad auf 86 % absank. Als Schadensform wurde das Reißen des Filterpapiers in den Faltungsenden festgestellt. Diese Art der Schäden wird auch bei den Belastbarkeitstests mit hoher Strömungsgeschwindigkeit beobachtet.

6. Rasterelektronenmikroskopische Analysen

Die Abscheidung von Stäuben mit Teilchen, die kleiner als einige μm sind, aus einem Gasstrom ist aus bekannten physikalischen Gründen besonders schwierig. Das Abscheidegradminimum für luftgetragene Partikeln liegt bei den in S-Filtern üblichen Luftgeschwindigkeiten bei einem aerodynamischen Durchmesser von etwas unter $0,1 \mu\text{m}$.

Im Rahmen filtertechnischer Prüfungen und den notwendigen ergänzenden aerosolphysikalischen Untersuchungen liefert die Rasterelektronenmikroskopie einen wesentlichen Teil der benötigten Informationen, beispielsweise über die Korngrößenverteilung und die Morphologie der abzuscheidenden Staubpartikeln, über die Faserstruktur des Filtermediums oder über die an den Fasern angelagerten Partikeln.

In der ersten Gruppe der folgenden Beispiele sind unterschiedliche Faserfiltermedien abgebildet. Bild 4 zeigt einen Ausschnitt aus einem Metallfaservlies, das für Entwicklungsarbeiten im Rahmen 06.01.14/11A eingesetzt wird. Die gezogenen Edelfasern sind sehr einheitlich 4 bis $5 \mu\text{m}$ stark. Ihre Oberfläche ist längs strukturiert.

Daneben wird auch mit Keramikfasern experimentiert. Einen Ausschnitt aus einer solchen Fasermatte zeigt Bild 5. Die Faserdurchmesser liegen zwischen 1 und $5,5 \mu\text{m}$. Die Faseroberfläche ist glatt. Das Bild der Keramikfasermatte ähnelt dem der Glasfaserfilter, aus denen die Schwebstofffilter der Klasse S hergestellt sind. Ein Ausschnitt aus einem solchen Glasfaserfilterpapier ist in Abb. 6 wiedergegeben. Hier variieren die Faserstärken zwischen $0,2$ und $4 \mu\text{m}$. Während die feinen Fasern für die Abscheidung sehr kleiner Staubpartikeln sorgen sollen, verleihen die dickeren Fasern dem Filtermedium vor allem die notwendige Festigkeit. Zur weiteren Erhöhung der Reißfestigkeit dient der Binder, der im vorliegenden Ausschnitt besonders gut sichtbar ist. Es sind relativ großräumige Verklebungen erkennbar, die sich über mehrere $10 \mu\text{m}$ erstrecken können. Teilweise sind zwischen den Fasern Membranen aus dem getrockneten Binder entstanden.

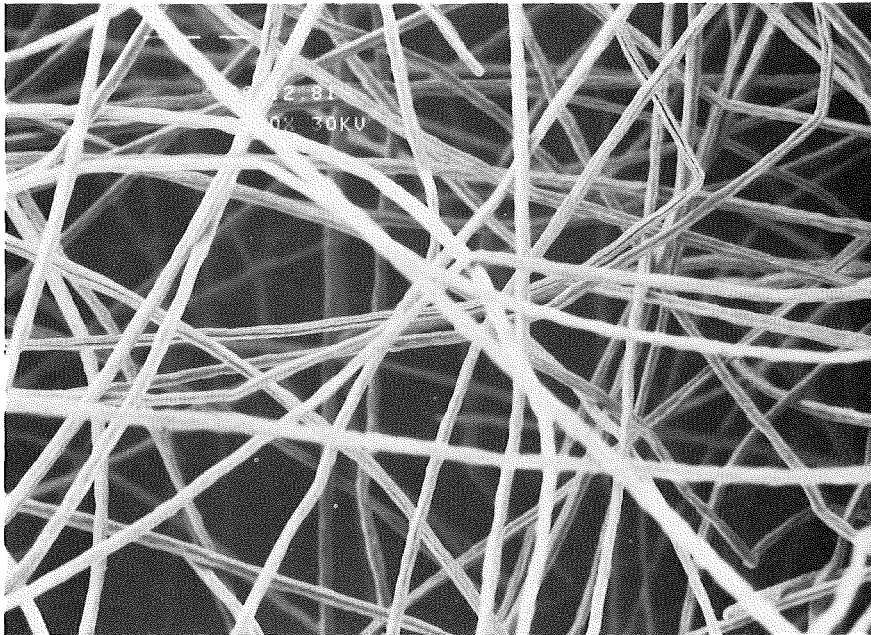


Abb. 4: Ausschnitt aus einer Edelstahlfasermatte

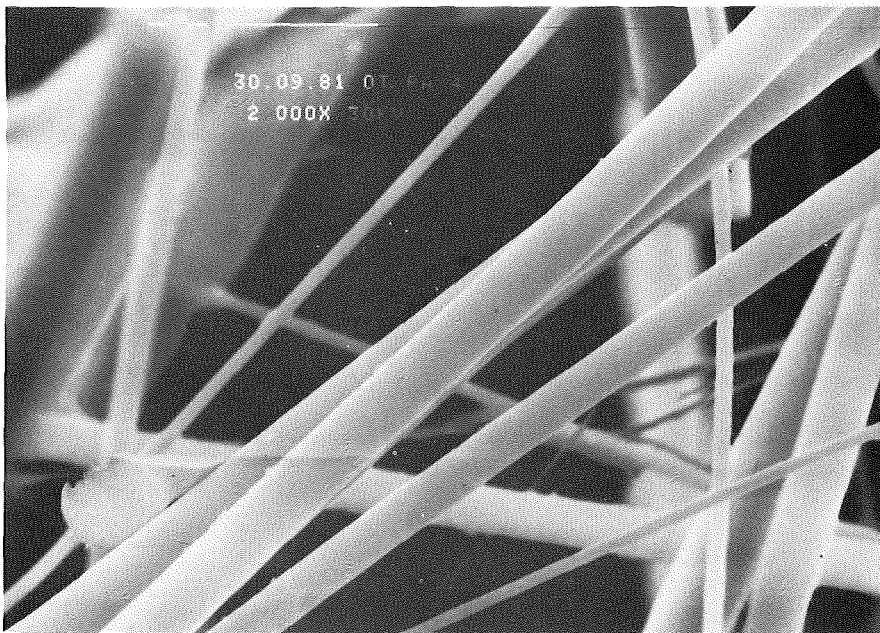


Abb. 5: Ausschnitt aus einer Keramikfasermatte

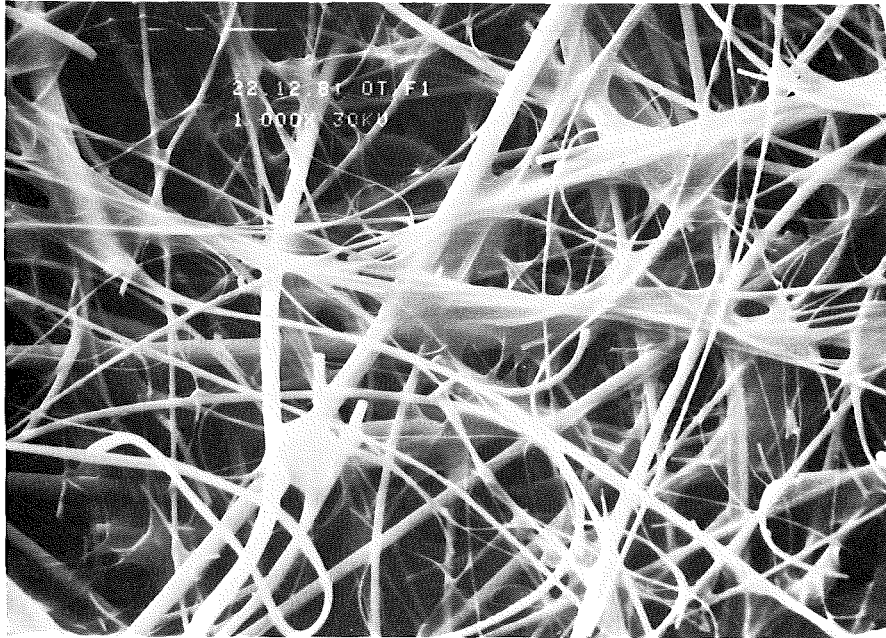


Abb. 6: Ausschnitt aus einem Glasfaserpapier

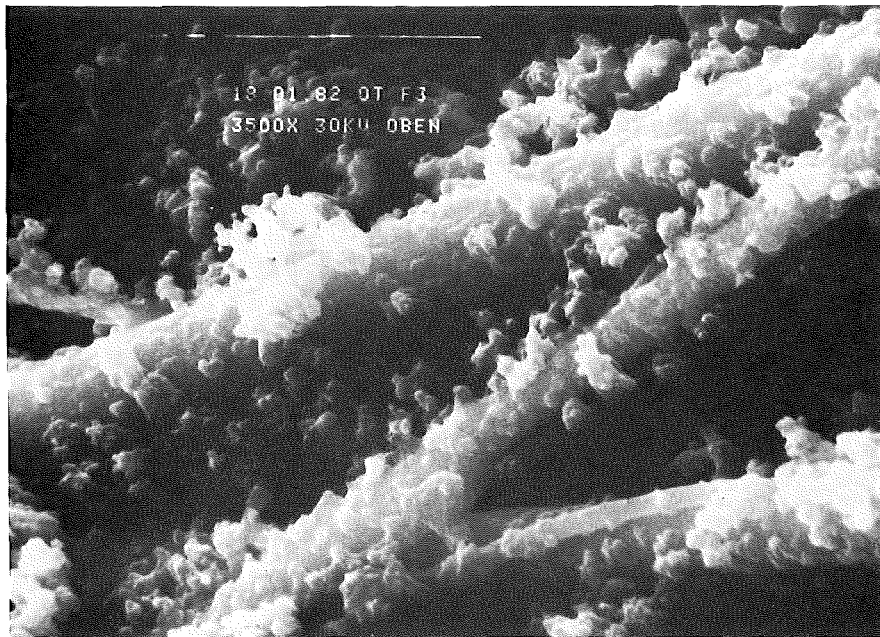


Abb. 7: Atmosphärischer Staub, abgeschieden
auf einem Glasfaserfilterpapier

Bei den abgebildeten Proben handelt es sich jeweils um neue unbeladene Filter.

Das Beispiel eines Papierausschnitts aus einem handelsüblichen Schwebstofffilter, das mit atmosphärischem Staub beladen ist, zeigt Bild 7. Die Staubpartikeln haben sich nicht nur auf den Fasern angelagert, sie füllen teilweise auch die Räume zwischen den Fasern aus. Diese Filter wurden zur Untersuchung des Einflusses der Luftfeuchte auf die Druckverlustcharakteristik eingesetzt (siehe Kap. 5).

Zur Prüfung des Einflusses der Filterbeladung auf die mechanische Belastbarkeit (s. Kap. 2) wurden die Schwebstofffilter mit Polystyrollatexaerosolen beladen. Die Latexteilchen lagen dabei zunächst in wässriger Dispersion vor, die im Luftstrom versprüht wurde. Nach Verdunsten des Wassers sollten die trockenen Latexteilchen mit einem mittleren Durchmesser von $0,3 \mu\text{m}$ verbleiben. Die REM-Aufnahme in Abb. 8 zeigt jedoch Ablagerungen, die die Faser wie benetzende Tröpfchen umschließen und deren Durchmesser i. a. größer als $1 \mu\text{m}$ ist. Hieraus folgt, daß die Trocknung der Tröpfchen nicht schnell genug erfolgt ist, und daß das Filter feucht beladen wurde. Die Partikelhaftung an der Faser ist hierdurch besonders hoch.

Ein Beispiel für im Falle eines Brandes abzuscheidende Teilchen ist in Bild 9 dargestellt. Es handelt sich um eine Randzone aus einer Rußflocke, die bei einem Kerosinbrand entstanden ist und an einem Metallfaserfilter (06.01.14/11A) abgeschieden worden war. Die Rußflocken scheinen einige $100 \mu\text{m}$ groß und sehr porös zu sein. Die Primärteilchen dieser Agglomerate liegen im vorliegenden Fall bei etwa $0,2 \mu\text{m}$.

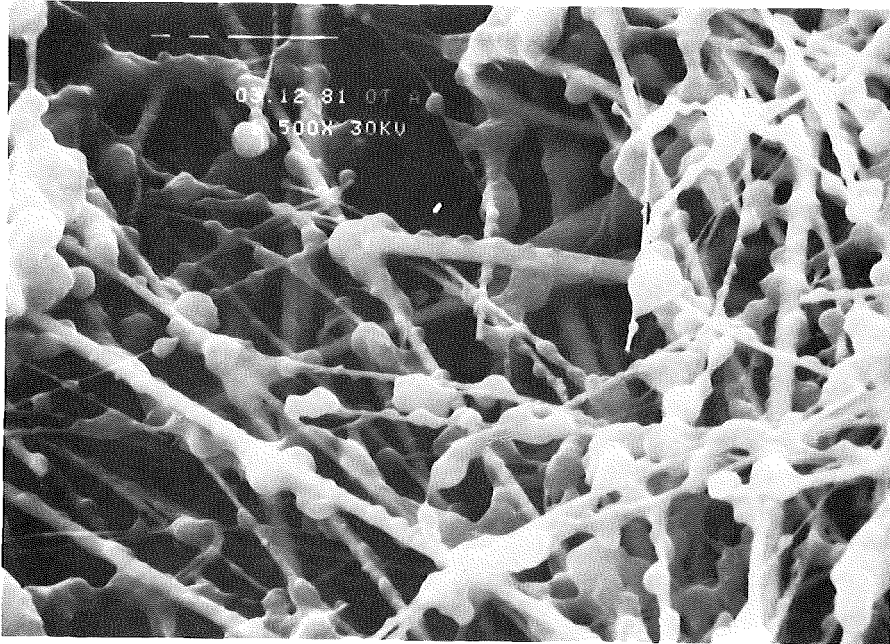


Abb. 8: Mit Polystyrollatex beladenes Glasfaserfilterpapier

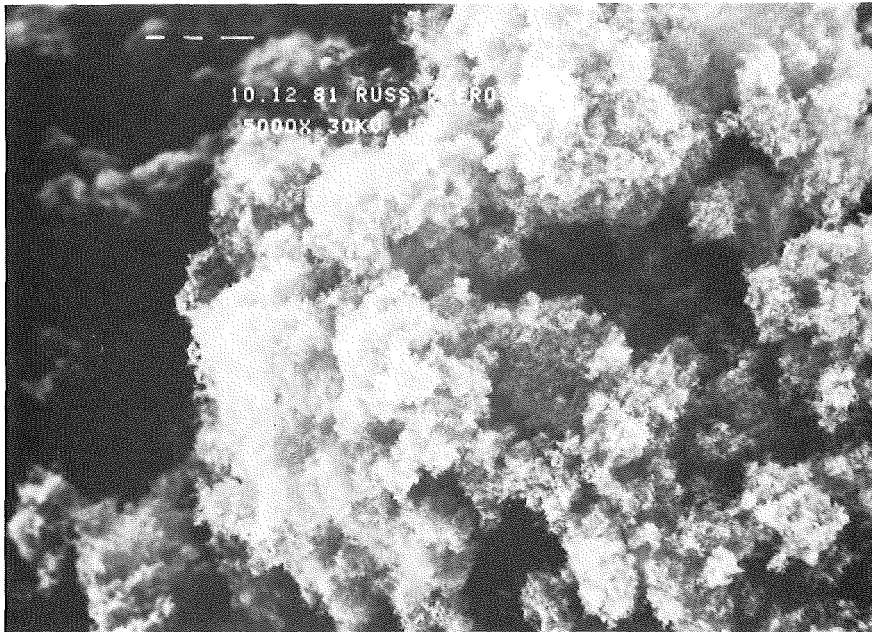


Abb. 9: Teil einer Rußflocke aus einem Kerosinbrandversuch

7. Literatur

- /1/ Andrae, R. W.; et al.
Investigations of Air Cleaning System Response to Accident Conditions,
Proc. 16th DOE Nuclear Air Cleaning Conf., San Diego 1980,
CONF 80 1038, p. 1142 - 1164
- /2/ First, M. W; Gilbert, H.;
Aerosol Filtration,
Proc. 16th DOE Nuclear Air Cleaning Conf., San Diego 1980,
CONF 80 1038, p. 638 - 665
- /3/ Moeller, D. W.;
Failures in Air-Monitoring, Air-Cleaning and Ventilation Systems
in Commercial Nuclear Power Plants,
Nuclear Safety 20 (1979), S. 176 ff.
- /4/ Ohlmeyer, M.;
Vor-Ort-Prüfung von Schwebstoff-Filtern und Entnahme von Sorptions-
materialproben bei Jod-Sorptionsfiltern,
Atomkernenergie - Kerntechnik Bd. 40 (1982) Lfg. 4, S. 259 ff
- /5/ Dormann, R. G.;
A Comparison of the Methods Used in the Nuclear Industry to Test
High Efficiency Filters,
Commission of the European Communities, Rep. No. V/3603/81,
Luxembourg, 1981
- /6/ Wilhelm, J. G.;
Status and Improvement of the Removal of Airborne Particulates
and Radioiodine,
IAEA-SR-57/56 (1981)
- /7/ Jones, L. R.;
High Efficiency Particulate Air (HEPA) Filter Performance
Following Service and Radiation Exposure,
Proc. 13th US AEC Air Cleaning Conference, San Francisco 1974,
CONF 74 0807 (1974), S. 565 ff.

- /8/ Stratmann, J. ;
Bericht eines Großverbrauchers von Schwebstoffiltern, Klasse S
in Proc. Seminar on High Efficiency Aerosol Filtration in the
Nuclear Industry,
Commission of the European Communities, Luxembourg 1977, S. 411 ff.
- /9/ Pratt, R. P. ;
A Preliminary Assessment of the Dust Loading Versus Pressure Drop
Characteristic of High Capacity HEPA Filters,
Proc. 16th Nuclear Air Cleaning Conference, San Diego 1980,
CONF 80 1038, p. 697 - 707
- /10/ Gregory, W. S. ; et al.
Investigation of HEPA Filters Subjected to Tornado Pressure Pulses,
Los Alamos Sci. Laboratory, LA-NUREG 6762 PR, 1977
- /11/ Ricketts, C. J. ;
Tornado-Model Testing of HEPA Filters,
Thesis 1980, New Mexico State University, Las Cruces, N. M.
- /12/ Werner, R. M. ; Clarenburg, L. A. ;
Aerosol Filters - Pressure Drop across Multicomponent Glass Fiber
Filters ,
Ind. Eng. Chem., Proc. Des. Dev. 4 (1965) S. 293 ff.
- /13/ Davies, C.N. ;
Air Filtration,
Academic Press, London, 1973, S. 36 ff.

06.02 SICHERHEIT UND UMGEBUNGSSCHUTZ VON
 WIEDERAUFARBEITUNGSANLAGEN

PNS-Teilprojekt 4500 - Sicherheit der Wiederaufarbeitung

06.02.01 Störfallanalysen für die große Wiederauf- 4500-1
 arbeitungsanlage (WAA)

06.02.01 Störfallanalysen für die große Wiederaufarbeitungs-
anlage (WAA)

06.02.01/07A Störfallanalyse der im KfK aufgebauten Anlagenteile
PNS 4513 zur Auflöserabgasreinigung einer großen Wiederaufar-
beitungsanlage: Anwendung eines Barrierenmodells
für die Anlage PASSAT
(K. Nagel, H. Wenzelburger, G. Weber, S. Fenyi; IDT)

Einleitung

Die im KfK aufgebauten Anlagenteile zur Auflöserabgasreinigung einer großen Wiederaufarbeitungsanlage werden auf denkbare Störfälle hin untersucht. Die Anlagenteile umfassen PASSAT zur Entfernung von Aerosolen und J-129 und KRETA zur Abtrennung von Kr-85 aus dem Abgas. Die für die Tieftemperatur - Rektifikation schädlichen Abgaskomponenten müssen vorher entfernt werden, deshalb sind KRETA die Anlagenteile REDUKTION zur Abtrennung von O₂, Stickoxide und Kohlenwasserstoffen, sowie ADAMO zur Entfernung von H₂O und CO₂ vorgeschaltet.

Im vorhergehenden Bericht wurden TOP-Ereignisse für die einzelnen Anlagenteile definiert und die zugehörigen Fehlerbäume konstruiert /1/. Die Eingangsdaten dieser Fehlerbäume sind binäre Ereignisse, sogenannte Primäreignisse. Die binären Ereignisse haben folglich die Zustände 'intakt' oder 'ausgefallen'. Die Kombinationen der Zustände der Primäreignisse ergeben entsprechend der Fehlerbaumstruktur die Zustände, TOP-Ereignis 'eingetreten' oder 'nicht eingetreten'.

Störfälle in der Funktion technischer Anlagen mit erhöhter Freisetzung von Radionukliden, lassen sich in den meisten Fällen nur durch grobe Vereinfachungen in binäre Darstellungen pressen. Es soll deshalb der Versuch unternommen werden das Störfallverhalten der Anlage PASSAT so zu beschreiben, daß mit

Hilfe eines im Rahmen von PSE 1 erarbeiteten dynamischen Barrierenmodells /2/, Aussagen über Freisetzungsmengen und deren Wahrscheinlichkeiten möglich sind. Abbildung 1 zeigt ein Blockdiagramm der Anlage PASSAT mit vorgeschaltetem Auflöser und NO_x -Wäsche. Die Abbildung enthält die Barrieren und für ihre Funktion wichtigen Erhitzer oder Kühler. Die Eingangsdaten der Barrieren entsprechen einer ohne Störung arbeitenden Abgasstrecke zur Abtrennung von Aerosolen und Jod. Die Daten selbst entsprechen teilweise den Vorstellungen über eine 700 jato Anlage bzw. den Experimenten, die an den Komponenten von PASSAT durchgeführt wurden. In die Abbildung nicht eingezeichnet sind die Sicherheitsventile an den Barrieren und Erhitzern, die bei Überschreitung eines Grenzdruckes das Abgas über ein Sicherheitsjodfilter in die Kaminfortluft leiten.

In den folgenden Kapiteln wird zuerst kurz das Barrierenmodell skizziert, danach auf die Modellierung der Transportzellen eingegangen, und zum Schluß sollen erste Ergebnisse dargestellt werden.

Barrierenmodell

Die Anwendung des weiter oben erwähnten dynamischen Barrieremodells erfordert die Konstruktion eines Freisetzungsbauemes für das zu untersuchende technische System. Dieser Baum enthält in der Kerntechnik die Freisetzung von Radionukliden oder Aktivität als Top-Ereignis. Er ist abwärts mit logischen UND und ODER durchkonstruiert. Abbildung 2 zeigt die Freisetzung von Radionukliden aus PASSAT als Freisetzungsbauem. Die Freisetzung ist abhängig von dem, was an der letzten Barriere (Jodfilter) ankommt und dem, was durch diese Barriere durchtritt. Die Durchlässigkeit der Barriere oder in unserem Fall der Dekontaminationsfaktor (DF) des Jodfilters spaltet sich in zwei Zustände 'intakt' und 'ausgefallen' auf. Mit dem Zustand 'ausgefallen' ist ein $\text{DF} < 10^3$ gemeint und ist mit Hilfe eines Fehlerbaumes in Abbildung 3 dargestellt. Der Zustand 'intakt' umfaßt ein $\text{DF} \geq 10^3$ und beinhaltet die eigentliche Dynamisierung des Modells. Der Zustand 'intakt' wird durch sogenannte Transportzellen beschrieben. Die Transportzellen beinhalten das Verhalten der Barrieren bei vorgegebenen Prozeßbedingungen. Die an der letzten Barriere ankommende Schadstoffmenge ist abhängig von dem, was durch die vorletzte Barriere (Schwebstofffilter) hindurchtritt usw., bis zur ersten Barriere (Naßabscheider). Der aufgezeichnete Freisetzungsbauem

für PASSAT enthält weiterhin das Sicherheitsjodfilter, das über Sicherheitsventile, die dem Schutz von Anlagenteilen dienen, angesprochen wird. Von Bedeutung ist hier, welches der Sicherheitsventile öffnet: Ist es z.B. SV 2 oder SV 3, so gelangt vor B2 ankommender Schadstoff nach B6. Die vor B2 ankommende Menge ist wie im rechten Teil der Abbildung dargestellt vom Durchtritt durch B1 abhängig. Die Auswertung des Freisetzungsbauemes benötigt folglich Fehlerbäume und Transportzellen zur Beschreibung der Barrieren. In der ersten Stufe der Auswertung werden die Freisetzungspfade des Bauemes ermittelt. Freisetzungspfade der Anlage PASSAT sind z.B.:

B4
B1-B2-B3-B4
SV2-B6
SV5-B6 usw.

Die aus PASSAT freigesetzten Schadstoffmengen werden über die Freisetzungspfade berechnet. Diese Rechnungen werden durch folgende 2 Annahmen erleichtert:

- 1.) Die aktuellen Schadstoffmengen einer bestimmten Abgabeprozedur seien unabhängig von vorangegangenen Abgabeprozeduren über diesen und andere Freisetzungspfade und von gleichzeitigen Abgabeprozeduren über andere Freisetzungspfade.
Eine Abgabeprozedur ist ein Schadstofftransport, der bei der ersten Barriere des Freisetzungspfades beginnt, durch die weiteren Barrieren fortgesetzt wird und zu einer unerwünschten Schadstoffabgabe über die letzte Barriere des Pfades führt.
- 2.) Die Zeitpunkte und Zeitdauern der Zustandsänderungen einer Barriere sind unabhängig von den speziellen Cut Sets, die die Zustandsänderungen der Barriere verursachen.

Die Zeitpunkte und Zeitdauern des Übergangs und des Verbleibens in dem unerwünschten Zustand einer Barriere werden über Verteilungsfunktionen durch ein simulatives Verfahren festgelegt. Die Verteilungsfunktion für den Zeitpunkt der ersten Barriere ist eine Gleichverteilung im Beobachtungszeitraum, für die Zeitpunkte der weiteren Barrieren werden bedingte Verteilungsfunktionen benutzt.

Transportzellen

Im letzten Kapitel wurde darauf hingewiesen, daß die 'intakt'-Zustände der Barrieren nicht durch einen Wert gegeben sind, sondern daß z.B. der Dekontaminationsfaktor des Jodfilters bezüglich Jod in Abhängigkeit von Druck, Temperatur, Durchfluß beschrieben werden muß. Diese Beschreibung nennt man Transportzellen und sie müssen für alle Barrieren des Systems (Naßabscheider, Schwebstofffilter, Jodfilter) erstellt werden. Hinzu kommen noch Modelle für die Erhitzer, da sie im Zustand 'ausgefallen' nicht sofort die Endtemperatur erreichen, sondern langsam abfallen. Öffnet ein eingebautes Sicherheitsventil, so bestimmen die Druckdifferenzen über das Sicherheitsjodfilter bzw. über den restlichen Teil der Abgasstrecke die Aufteilung des Abgasvolumenstroms. Für diesen Fall müssen folglich die veränderlichen Druckdifferenzen über die Barrieren modelliert werden. Nachfolgend werden die Abhängigkeiten der zu modellierenden Komponenten der Abgasstrecke dargestellt:

I Naßabscheider

Der Naßabscheider am Eingang der Anlage PASSAT hat die Aufgabe Feststoff- und Flüssigkeitsaerosole zu entfernen, die sich im Auflöserabgas nach der NO_x -Wäsche befinden. In dieser Arbeit ist damit der Feintropfenabscheider F3 der Anlage gemeint. Es handelt sich dabei um einen Abscheider aus nicht gesinterten Glasfasern einer Packungsdicke von 5 cm und einer Packungsdichte von 300 kg/m^3 . Der Abscheidungsgrad wird durch die Beladung mit Wasser verbessert. Bei einem Durchsatz von $100 \text{ Nm}^3/\text{h}$ nimmt das Filter $9,2 \text{ l H}_2\text{O}$ auf, bei $150 \text{ Nm}^3/\text{h}$ sind es $8,7 \text{ l}$ (Konditionierung).

Die bisher bekannten physikalischen Abhängigkeiten des Naßabscheiders sind:

- 1) Der Druckverlust über das unbeladene konditionierte Filter für Durchsätze zwischen 50 und $150 \text{ Nm}^3/\text{h}$ läßt sich durch folgende lineare Beziehung nähern:

$$\Delta p = 0,08 \cdot V + 1,6$$

mit V in Nm^3/h .

- 2) Die Beladung des Naßabscheiders wurde mit Salz (Natriumnitrat) durchgeführt. Die Durchmesser der gemahlten Körnchen lagen zwischen 2 und 5 μm . Der Differenzdruck über das Filter steigt bei einer Beladung mit 150g NaNO_3 , einem Durchfluß von 75 Nm^3/h , einer Gastemperatur von 50°C und der relativen Feuchte von 100 %, von 8 auf 22 mbar an. Eine lineare Näherung des Druckanstieges ergibt:

$$\Delta p = 0,09 \cdot m + 8$$

mit m = Beladung in g.

Eine anschließende Freispülung mit 26 l H_2O erhöht den Differenzdruck auf 45 mbar, der dann innerhalb von 400 min auf 8 mbar abfällt.

- 3) Die Abhängigkeit des Dekontaminationsfaktors (DF) vom Partikeldurchmesser (Tröpfchen) im Durchmesserbereich von 1,5 - 6 μm folgt aus der Beziehung /3/:

$$\log \text{DF} = 5,5 \cdot \log d + 1,8$$

mit d = Partikeldurchmesser in μm .

- 4) Abbildung 4 stellt die Relation zwischen Dekontaminationsfaktor und Durchsatz für Feststoffaerosole im Durchmesserbereich zwischen 0,09 und 0,12 μm mit Schwerpunkt bei $d = 0,1 \mu\text{m}$ dar /3/.

II Schwebstofffilter

Die Aufstellung der Transportzelle Schwebstofffilter erfordert die Kenntnisse folgender Abhängigkeiten:

- der Druckdifferenzänderung über das Filter von der Beladung mit Feststoffaerosolen,
- der Druckdifferenzänderung über das Filter von der Beladung mit Feuchtigkeit,
- die Änderung des Dekontaminationsfaktors mit dem Durchmesser der Feststoffaerosole
- die Änderung des DF's mit der Druckdifferenz über das Filter.

Dieses Verhalten eines Schwebstofffilters wurde aufgrund theoretischer Ansätze modelliert. Die Ansätze sind die Darcy-Gleichung zur Berechnung der Druckdifferenzänderung und eine Gleichung von Friedlander zur Berechnung der Abscheidung von Aerosolen an Filterfasern. Die zur Berechnung notwendigen Daten über das Filter können aus dem folgenden 2. Teil zur Aufstellung der Transportzelle Schwebstofffilter entnommen werden. In diesem 2. Teil sollen Ergebnisse von Experimenten an dem in PASSAT eingebauten Schwebstofffilter dargestellt werden. Dieses Schwebstofffilter besteht aus 4 Einzelsegmenten von jeweils $260 \times 260 \text{ mm}^2$ Anströmfläche, die in einem Zylinder von 480 mm Durchmesser eingebaut sind. Das Material ist 0,4 mm dickes konventionell gefaltetes Filterpapier in Metallrahmen gegossen. Die Anströmfläche aller 4 Segmente beträgt rund $0,27 \text{ m}^2$ und die gesamte Filterpapierfläche etwa $7,22 \text{ m}^2$.

Im weiteren sollen nun die Abhängigkeiten dieses Schwebstofffiltertyps, soweit bekannt, dargestellt werden.

- a) Die Abhängigkeit der Druckdifferenz über das unbeladene Filter in Abhängigkeit von der mittleren Strömungsgeschwindigkeit im Eintrittsquerschnitt ist in Abbildung 5 gezeigt. Im dargestellten Geschwindigkeitsbereich, der Durchsätzen zwischen 0 und $150 \text{ Nm}^3/\text{h}$ entspricht, ist die Strömung im Filter laminar ($Re \ll 1$), und es handelt sich in guter Näherung um eine lineare Abhängigkeit.

- b) In Abbildung 6 ist die Druckdifferenz über das Filter als Funktion der Beladung mit NaNO_3 -Körnchen bei $150 \text{ Nm}^3/\text{h}$ Durchsatz dargestellt. Diese Funktion hängt sehr stark vom Spektrum der Körnchen ab; je kleiner der Körnchendurchmesser desto größer ist die Druckdifferenz bei gleicher Beladungsmenge. In diesem Fall hatte das Spektrum eine Durchmesser-Verteilung der Körnchen von $0,7 - 12 \text{ }\mu\text{m}$ mit Schwerpunkt bei $3,5 \text{ }\mu\text{m}$.

III. Jodfilter

Eine Wiederaufarbeitungsanlage mit 700 Tonnen Uran (UO_2) Jahresdurchsatz setzt bei einem Abbrand von 30000 MWd/tU im Jahr ungefähr 226 kg Jod frei. Bei einer Auflösung pro Tag (8h) werden maximal 1g Jod pro m^3 Gasdurchsatz frei. Daraus folgt, daß das Jodfilter mit einer Kapazität von 12,1 kg, einer Kapazitätsausnutzung von 80% und einem Durchsatz der Abgasstrecke von 150 Nm^3/h eine Standzeit von ungefähr 20 Tagen hat.

Der Dekontaminationsfaktor (DF) des Jodfilters zeigt folgende Abhängigkeiten:

- a) Abbildung 7 beschreibt die Abhängigkeit der Jodfilterdurchlässigkeit für Methyljodid (CH_3J) von der relativen Luftfeuchte /4/. Aus der Durchlässigkeit in % ergibt sich der DF aufgrund folgender Beziehung:

$$DF = 100/\text{Durchlässigkeit in \%}$$

Methyljodid entsteht beim Wiederaufarbeitungsprozeß zu rund 5% gegenüber 95% J_2 (WAK), zeigt aber die schlechtere Chemiesorption. Das Filtermaterial ist silberimprägnierte amorphe Kieselsäure mit großer Oberfläche. Es wird Feuchtluft, deren Taupunkt bei 30°C liegt, 22h und mehr vorbefeuchtet, um definierte Experimentierbedingungen zu gewährleisten. Die gewünschte relative Feuchte der Luft wird über einen Taupunktkühler eingestellt. Anschließend wird der Gasstrom mit einer Beladung von 1,5 mg CH_3J pro g Luft 1 h lang über das Filter geschickt. Die Nachströmzeit dient dem Nachweis, daß chemisorbiertes Jod nicht wieder freigesetzt wird. Weiter enthält die Abbildung die Abhängigkeit des Dekontaminationsfaktors von der Bettiefe und man erkennt, daß eine Bettiefe von ungefähr 10cm einen ausreichenden DF zur Folge hat.

- b) Durchsätze bis 250 Nm^3/h haben keinen Einfluß auf den Dekontaminationsfaktor des Jodfilters. Der Druckverlust des Filters in Relation zum Durchsatz ist in Abbildung 9 wiedergegeben.

Die Modellierung der Transportzelle Jodfilter basiert auf der Voraussetzung, daß eine wirksame Bettiefe von 10 cm den maximalen DF beinhaltet.

tet. Aus dem Filtergehäusedurchmesser von 50 cm und dem konstanten Durchsatz von 150 Nm³/h errechnet sich eine Mindestverweilzeit von $\sim 0,30$ sec.

- Im ersten Schritt zur Berechnung des Dekontaminationsfaktors der Zelle wird die Zeitspanne vom Anfahren der Anlage bis zum Störfalleintritt in eine Beladung des Filters durch folgende Beziehung umgerechnet:

mit $a = 0,076$ kg/h

$$B = B_0 + a \cdot t$$

B_0 = Anfangsbeladung in kg

- Aus B läßt sich eine verbleibende Bettiefe folgendermaßen errechnen:

$$T = T_0 - \frac{B}{12,1} \cdot T_0 \quad \text{mit } T_0 = 60 \text{ cm}$$

und einer Beladungskapazität von 12,1 kg Jod.

- Die berechneten Bettiefen werden anschließend mit Hilfe von Abbildung 7 in Dekontaminationsfaktoren umgesetzt. Die Umsetzung der Abbildung geschieht folgendermaßen:

Ist die relativ Feuchte $\phi \leq 60\%$, so gilt:

α) $DF = 3 \cdot 10^5$ für $T \geq 10$ cm

β) $DF = 2 \cdot 10^4$ für $T = 7,5$ cm

γ) $DF = 1 \cdot 10^3$ für $T = 5,0$ cm

δ) $DF = 20$ für $T = 2,5$ cm

Für $\phi > 60\%$ ergeben sich folgende Wertetabellen:

I) $T \geq 10$ cm

ϕ (%)	70	80	90	100
DF	$2 \cdot 10^4$	300	20	1

II) $T = 7,5$ cm

ϕ (%)	70	80	90	100
DF	$5 \cdot 10^3$	100	9	1

III) T = 5 cm

ϕ (%)	70	80	90	100
DF	400	30	5	1

IV) T = 2,5 cm

ϕ (%)	70	80	90	100
DF	10	5	2	1

Mögliche Zwischenwerte lassen sich mit Hilfe der folgenden 2 Interpolationsformeln berechnen.

1) Interpolation in Richtung Bettiefe:

$$DF(T, \phi) = DF(T_+, \phi)^x \cdot DF(T_-, \phi)^{1-x}$$

mit
$$x = \frac{T - T_-}{T_+ - T_-}$$

und

T = aktuelle Bettiefe

T₊ = nächstgrößere Bettiefe, für die gemessene Werte vorliegen

T₋ = nächstkleinere Bettiefe, für die gemessene Werte vorliegen

2) Interpolation in Richtung relativer Feuchte:

$$DF(T, \phi) = DF(T, \phi_+)^y \cdot DF(T, \phi_-)^{1-y}$$

mit
$$y = \frac{\phi - \phi_-}{\phi_+ - \phi_-}$$

und

ϕ_+ = nächstgrößere relative Feuchte entsprechend oberen Tabellen

ϕ_- = nächstkleinere relative Feuchte entsprechend oberen Tabellen.

Ausgehend von der Kenntnis folgender Werte:

$$DF(T_+, \phi_-), DF(T_-, \phi_-), DF(T_+, \phi_+), DF(T_-, \phi_+)$$

berechnet man also

$$DF(T, \phi_-) = DF(T_+, \phi_-)^x \cdot DF(T_-, \phi_-)^{1-x}$$

$$DF(T, \phi_+) = DF(T_+, \phi_+)^x \cdot DF(T_-, \phi_+)^{1-x}$$

bzw.

$$DF(T, \phi) = DF(T, \phi_+)^y \cdot DF(T, \phi_-)^{1-y}$$

Diese Dekontaminationsfaktoren legen den im Jodfilter zurückgehaltenen Anteil und den freigesetzten Anteil über das gegebene Zeitintervall fest. Auf diese Weise ist dann auch der Wert von B_0 für das nächste Intervall bestimmt.

- Die Druckdifferenz über das Jodfilter hängt vom Durchsatz ab und ergibt sich aus Abbildung 8 zu:

$$\Delta p = \frac{a}{2} \cdot V^b$$

mit $a = 1,45$, $b = 1,28$ und V in Nm^3/h .

Schlußbemerkungen

In dieser Arbeit wurde der Versuch unternommen das physikalische Verhalten der Barrieren der Anlage PASSAT so zu modellieren, daß mit Hilfe eines bestehenden simulativen Freisetzungsmodells Aussagen über einen Beobachtungszeitraum möglich sind. Eine weitergehende Modellierung der technischen Anlage erfordert den Einbau zusätzlicher Komponenten in das Modell und die Beschreibung ihres physikalischen Verhaltens.

Einige Unbekannte zum jetzigen Zeitpunkt sind die Aerosolgrößenverteilung, die aus dem Auflöser herausgetragen wird und die Verteilung von Radionukliden über die Aerosole. Die Verteilungen sind deshalb weitgehendst unbekannt, weil sie einmal schwer meßbar und zum anderen sehr apparatespezifisch sind. Hinzu kommt die Abhängigkeit des Dekontaminationsfaktors des Schwebstofffilters für Feststoffaerosole als Funktion des Partikeldurchmessers, bzw. der Einfluß hoher Feuchtigkeit auf die Beladbarkeit des Filters. Es muß weiterhin geklärt werden, in wie weit die Funktion einer ausgefallenen Barriere von der oder den nachfolgenden übernommen werden kann. Folgende Aussagen lassen sich für die Anlage PASSAT im Moment machen:

- fällt der Naßabscheider aus, so verdampfen viele der kleineren Tropfenaerosolen durch die Erhitzung vor dem Schwebstofffilter und das Filter selber kann Feststoffaerosole und Tropfenaerosole entsprechend seiner DF's aus dem Abgas entfernen,
- bricht das Schwebstofffilter bei intaktem Nachabscheider durch, dann gelangen die im Filterkuchen vorhandenen und die vor dem Filter ankommenden Feststoffaerosole an das Jodfilter. Sie durchdringen dieses zu ungefähr 50%, bzw. erhöhen dessen Oberflächenaktivität,
- fallen Naßabscheider und Schwebstofffilter aus, so gelangen die größeren Tropfenaerosole und die gesamte Menge an Feststoffaerosolen an das Jodfilter. Die freigesetzte Menge an Radionukliden über das Jodfilter steigt an.

Diese qualitativen Aussagen müssen soweit wie möglich durch plausible Annahmen bzw. durch Experimente quantifiziert werden.

Am Schluß dieses Berichtes möchten wir ganz besonders Herrn Dr. Furrer und Dr. Rüdinger von LAF II, sowie der Betriebsmannschaft an der Anlage PASSAT vornehmlich Herrn Amend (KTB) recht herzlich für Ihre Unterstützung dieser Arbeit danken.

Literatur

- /1/ K. Nagel
KfK - 2950 (Aug. 1981)
- /2/ R. Storck
Dissertation an der TU Berlin (1981)
- /3/ J. Furrer, R. Kaempffer, A. Linek, A. Merz:
Results of Cleaning Dissolver Off-Gas in the PASSAT Prototype
Dissolver Off-Gas Filter System
CONF. 801038, p. 566 - 584, 1980
published Febr. 1981
- /4/ H. Schüttelkopf, J. Wilhelm
KfK 1365 (1970)

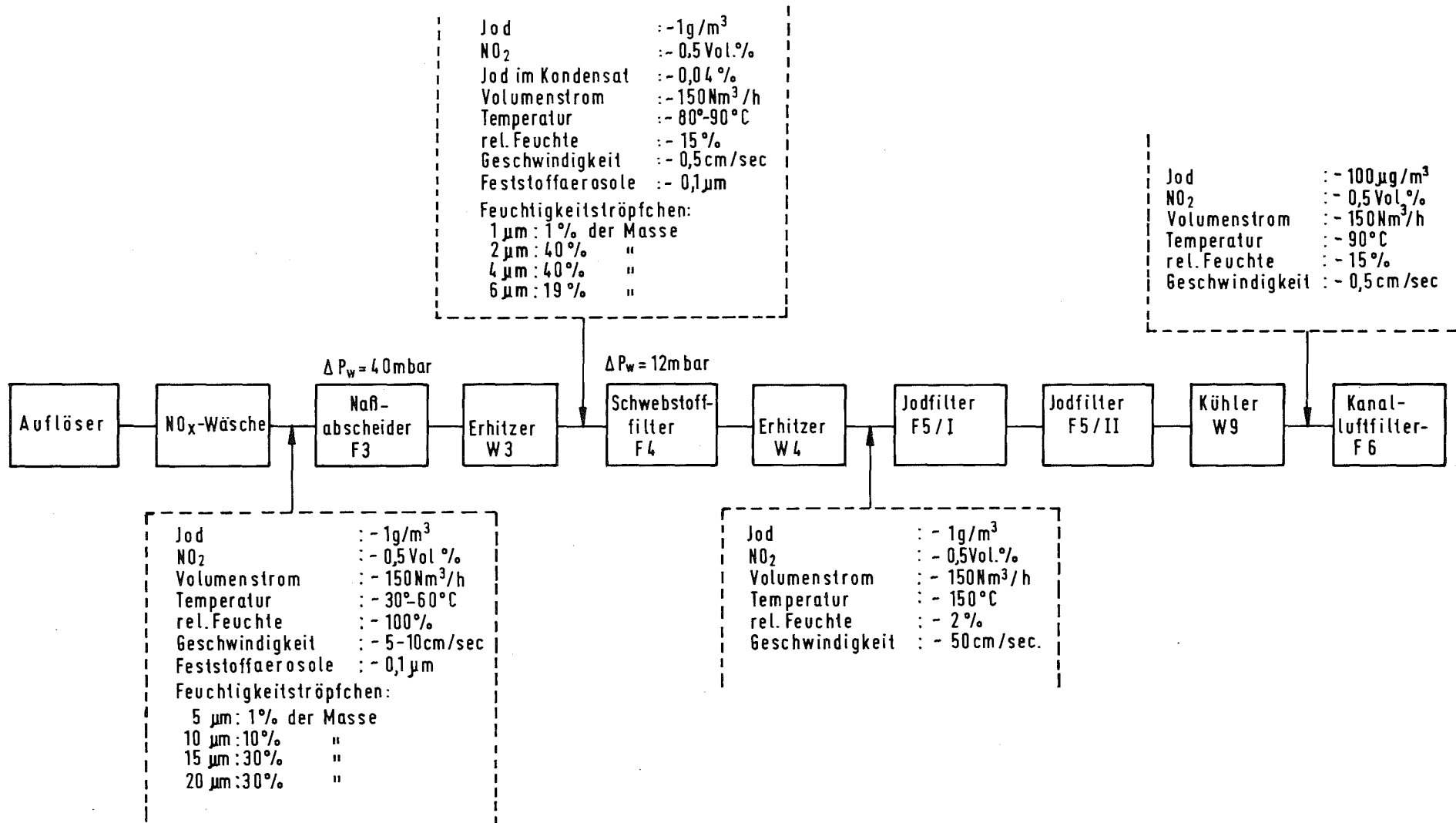


Abbildung 1: Blockschema der Anlage PASSAT mit Auflöser, NO_x-Wäsche und Abgasdaten einer intakten Anlage

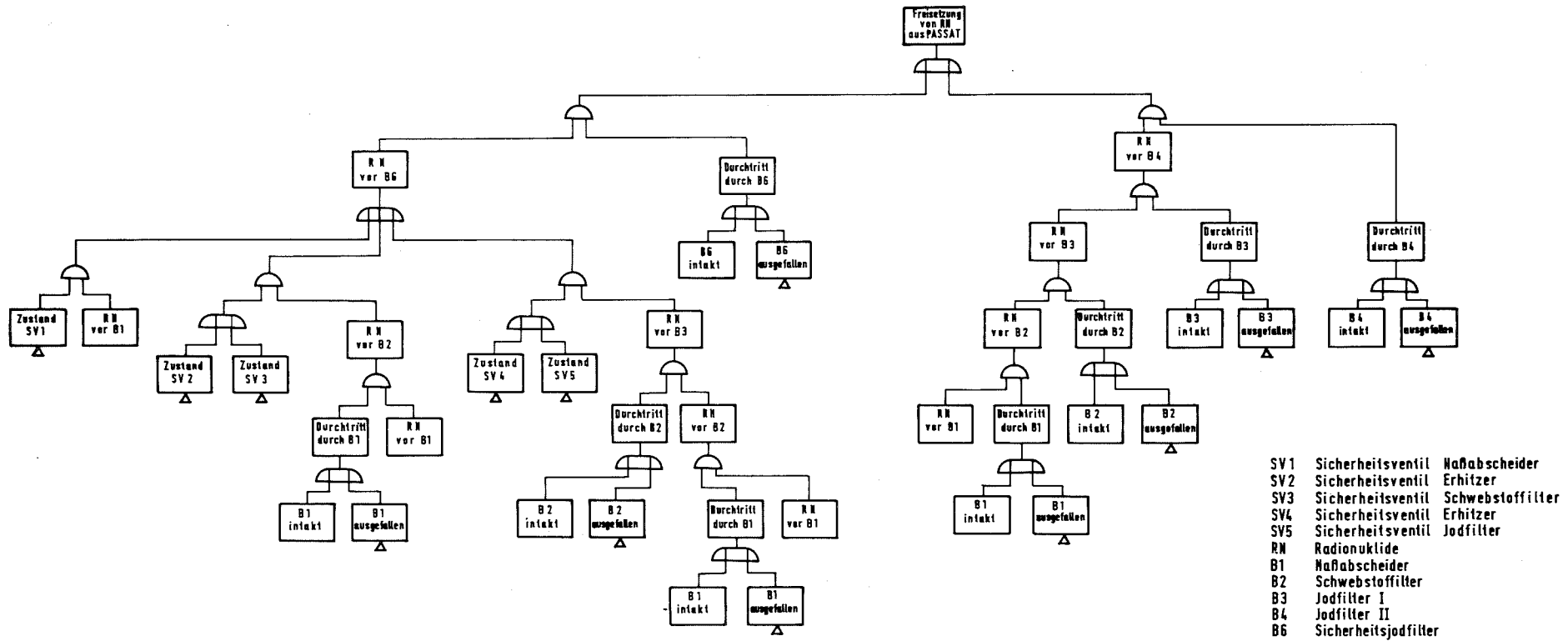


Abbildung 2: Freisetzungsbau für die Anlage PASSTAT

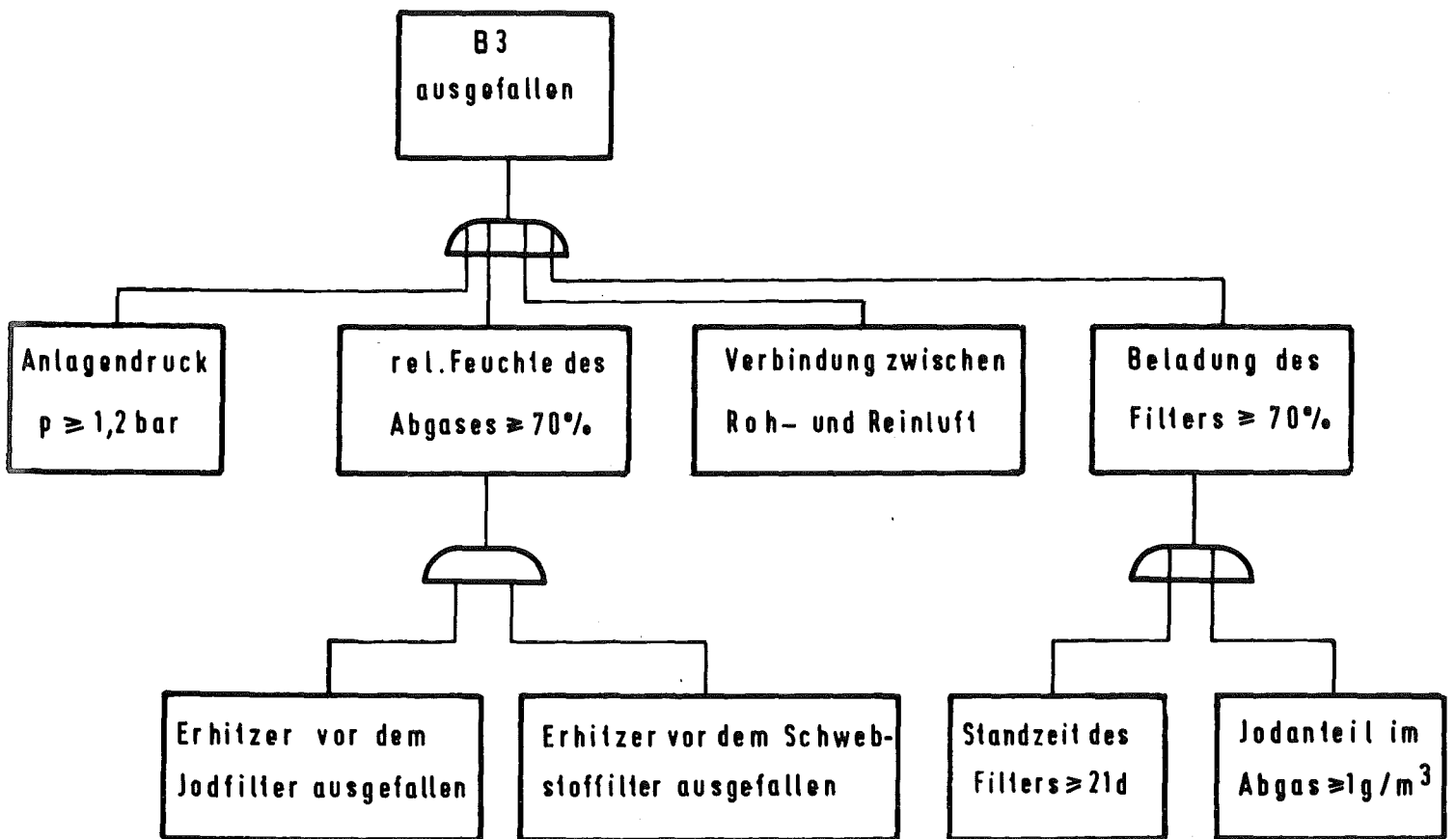


Abbildung 3: Fehlerbaum zum TOP-Ereignis 'Jodfilter ausgefallen'

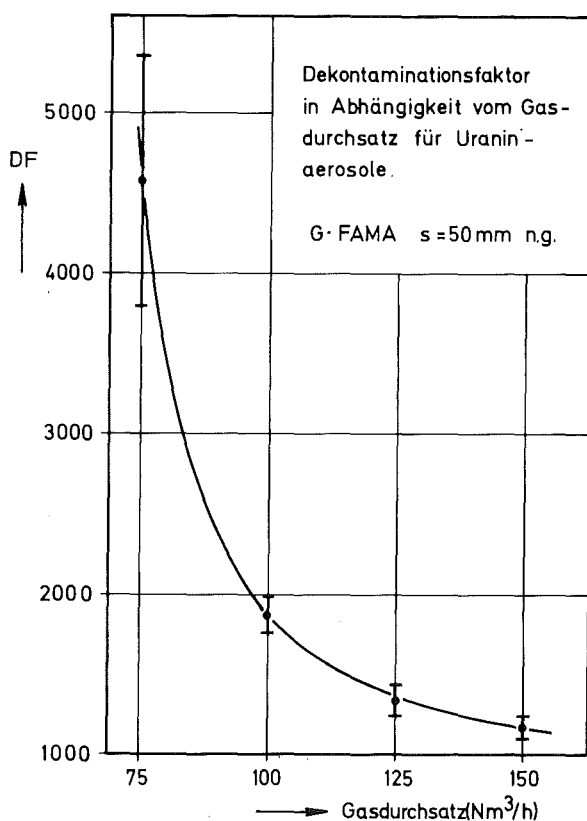


Abbildung 4: Abhängigkeit des Dekontaminationsfaktors (DF) des Naβ-abscheiders für Feststoff-aerosole vom Durchsatz

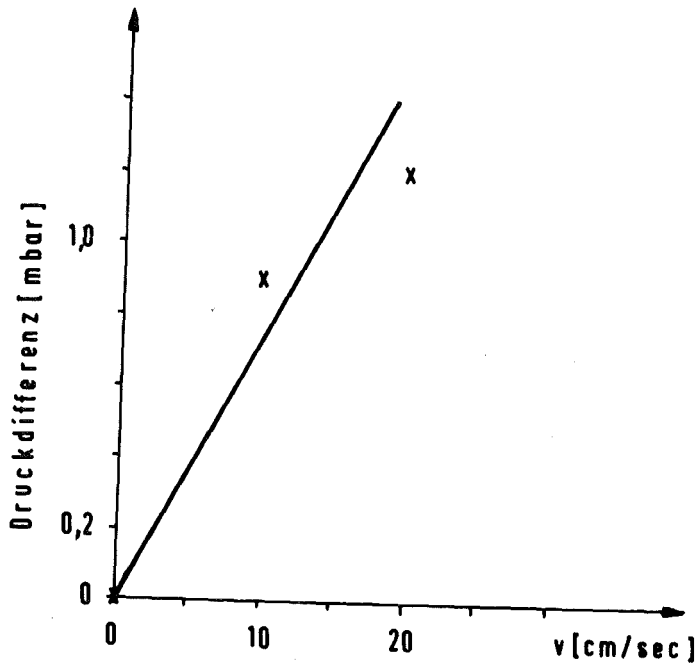


Abbildung 5: Abhängigkeit der Druckdifferenz von der mittleren Strömungsgeschwindigkeit im Eintrittsquerschnitt für das Schwebstofffilter

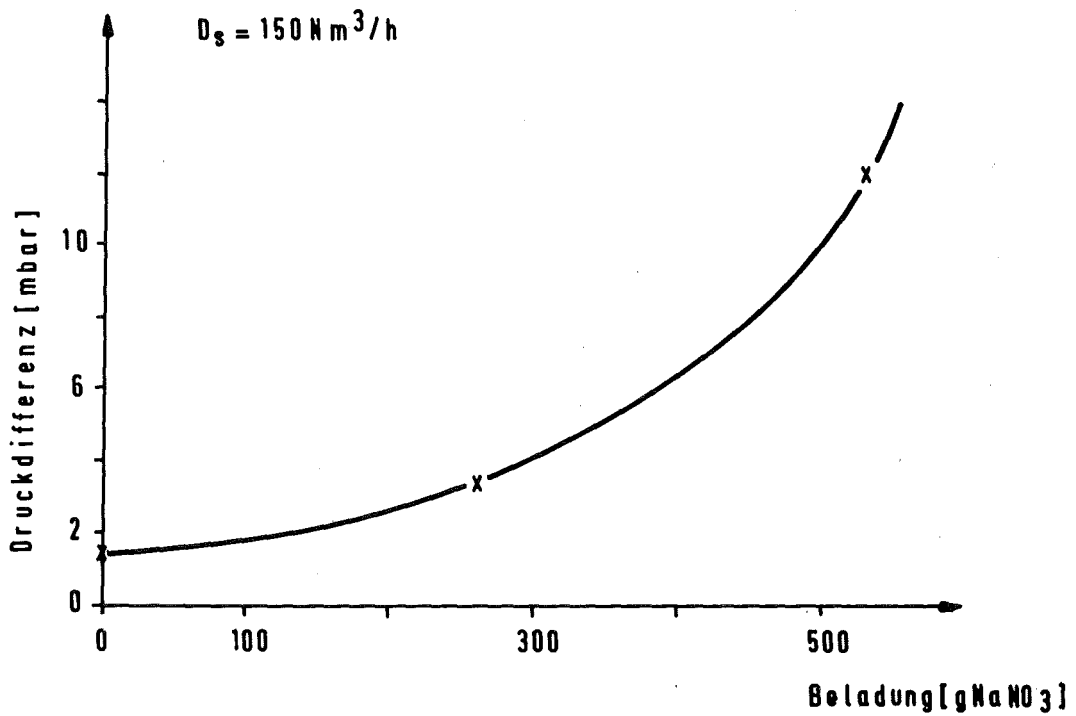


Abbildung 6: Druckdifferenz über das Schwebstofffilter als Funktion der Beladung

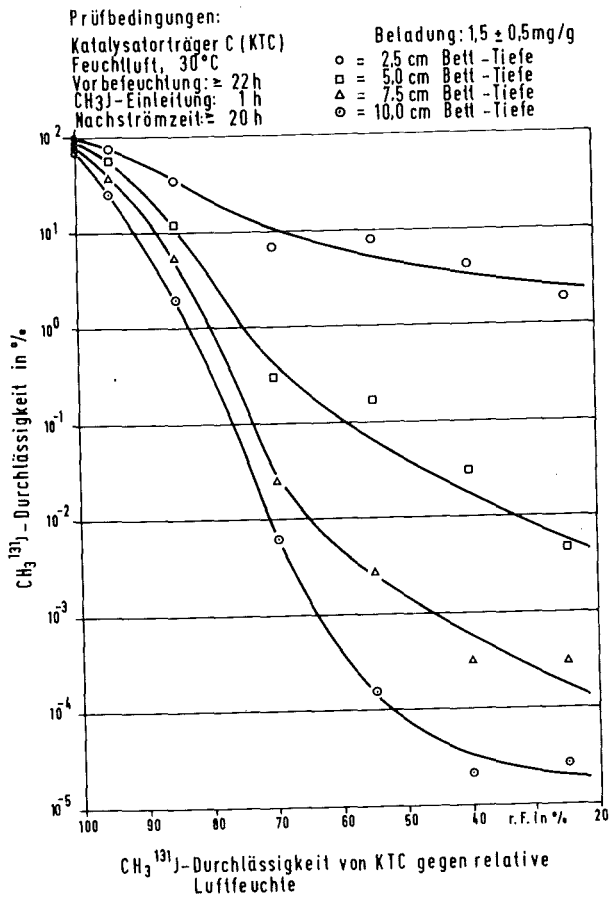


Abbildung 7: Durchlässigkeit des Jodfilters als Funktion der relativen Feuchte

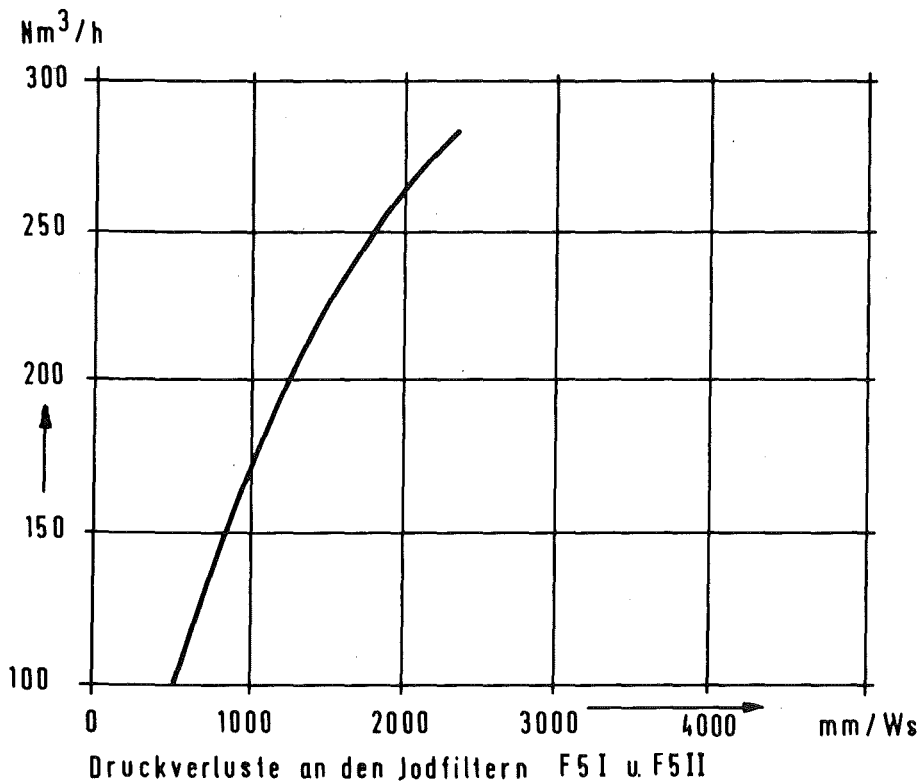


Abbildung 8: Druckverlust von 2 Jodfiltern in Abhängigkeit vom Durchsatz

06.03 EINDÄMMUNG VON FOLGESCHÄDEN

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

06.03.01	Untersuchung des physikalischen und chemischen Verhaltens biologisch besonders wirksamer Radionuklide in der Umwelt	4800-1
06.03.02	Untersuchung der atmosphärischen Ausbreitung nuklearer Schadstoffe im Nah- und Fernbereich	4800-13
06.03.03	Untersuchung der radiologischen Folgen von Reaktorunfällen unter probabilistischen Gesichtspunkten	4800-30

06.03.01 Untersuchung des physikalischen und chemischen Verhaltens
biologisch besonders wirksamer Radionuklide in der Umwelt

06.03.01/06A Untersuchung des physikalischen und chemischen Verhaltens
PNS 4812 von Pu, Am und Cm in der Umwelt
(M. Pimpl, H. Schüttelkopf, HS)

Zielsetzung:

Als Folge der Freisetzung hoher Aktinidenaktivitäten aus einer Wiederaufarbeitungsanlage ist eine ausgedehnte Kontamination der terrestrischen oder aquatischen Ökosysteme der Umgebung zu erwarten. Um für diesen sehr unwahrscheinlichen, aber doch möglichen Unfall geeignete Maßnahmen ergreifen zu können, muß das Verhalten der Aktiniden, besonders des Plutoniums, in der Umwelt detailliert verstanden werden. Zu diesem Zweck ist die Untersuchung der Transferfaktoren von Aktiniden in der Biosphäre notwendig, ebenso die der Löslichkeit und Beweglichkeit der Aktiniden in Böden und Oberflächen-gewässern.

Untersuchungsprogramm:

Im Laufe des Jahres 1981 wurden folgende Themen schwerpunktmäßig bearbeitet:

- Das Verhalten von Plutonium in der Umgebung der WAK
- Experimente zur Erhöhung der Mobilität in Böden.

Durchgeführte Arbeiten:

1. Das Verhalten von Plutonium in der Umgebung der WAK

1.1 Die Messung der Ausbreitungsfaktoren mit Plutoniumaerosolen

In der ersten Hauptwindrichtung von der WAK aus wurden seit 1977 am nächsten bewohnten Haus, dem sogenannten Forsthaus, Plutoniumkonzentrationen in der bodennahen Luft gemessen. Diese und die Plutoniumemissionen mit der Abluft der WAK wurden verwendet zur Berechnung von Ausbreitungsfaktoren für plu-

toniumhaltige Aerosole. Aus Messungen der Plutoniumkonzentrationen in bodennaher Luft im Südschwarzwald konnte gezeigt werden, daß der ^{238}Pu -Gehalt in der bodennahen Luft vernachlässigbar klein war. Daher wurden die Emissionen und Immisionen von ^{238}Pu zur Berechnung der Ausbreitungsfaktoren verwendet. Der Mittelwert des Ausbreitungsfaktors unterscheidet sich von dem langjährigen Mittelwert, der aus meteorologischen Daten und den Ergebnissen von etwa 75 Ausbreitungsexperimenten bestimmt wurde, nur um den Faktor 3. Die starken Abweichungen in den einzelnen Monaten legen aber nahe, den Langzeitausbreitungsfaktor nicht für kürzere Zeiträume als etwa 1 Jahr zu benützen. Die Berechnung der monatlichen Ausbreitungsfaktoren und der Vergleich mit den gemessenen ergab eine wesentlich bessere Übereinstimmung. Eine Streuung der Einzelwerte um den Faktor 2 muß aber in Kauf genommen werden.

1.2 Die Deposition von Plutonium

Gras und Luftproben wurden an der gleichen Stelle genommen und beide auf Plutonium analysiert. Mit 14 Tagen für die biologische Halbwertszeit von Aerosolen auf Gras wurden die Depositionsgeschwindigkeiten der plutoniumhaltigen Aerosole berechnet.

In Sammelwannen, deren Boden immer mit Wasser bedeckt war, wurden Niederschläge und die trockenen Ablagerungen gesammelt. An den gleichen Stellen wurden Luftstaubmessungen durchgeführt. Aus der Gesamtablagerung und der gemessenen Plutoniumkonzentration der Luft wurden Gesamtablagerungsgeschwindigkeiten berechnet.

An 42 Stellen in der zweiten Hauptwindrichtung von der WAK aus wurden Bodenproben bis zu 20 cm Tiefe genommen und die Gesamtdeposition bestimmt. Die mittlere Luftkonzentration in mittleren und nördlichen Breiten wurde aus der Literatur aus europäischen und amerikanischen Daten entnommen. Die Plutoniumkonzentrationen für die Jahre 1958 bis 1962 wurden aus dem Verhältnis $^{90}\text{Sr}/^{239}\text{Pu}$ bestimmt. Mit diesen Daten wurden die Gesamtdepositionsgeschwindigkeiten in der Umgebung des KfK berechnet. Die Ergebnisse werden in Tab. 1 wiedergegeben.

In Abb. 1 werden die im Bereich der zweiten Hauptwindrichtung abgelagerten ^{238}Pu und $^{239+240}\text{Pu}$ -Aktivitäten dargestellt. Aus dem Aktivitätsverhältnis ^{238}Pu zu $^{239+240}\text{Pu}$ in den Laub- und Pflanzenschichten ist deutlich der höhere

Gehalt an ^{238}Pu entsprechend den Freisetzungen aus der WAK zu erkennen. Für die gesamte Plutoniumablagerung in den letzten 20 Jahren spielen die zusätzlichen Freisetzungen aus der WAK keine Rolle.

Tab. 1: Depositionen von Plutonium-Aerosolen auf Gras, mit dem Niederschlag und auf den Boden

Ablagerung	Zeitraum der Probenahme	Depositionsgeschwindigkeit in cm/s		
		Min	Max	Mittel
auf Gras	1977 - 1978	0,4	5,0	1,5
mit dem Niederschlag	1974 - 1975	0,1	4,2	0,6
auf den Boden	1979	0,2	4,6	1,3

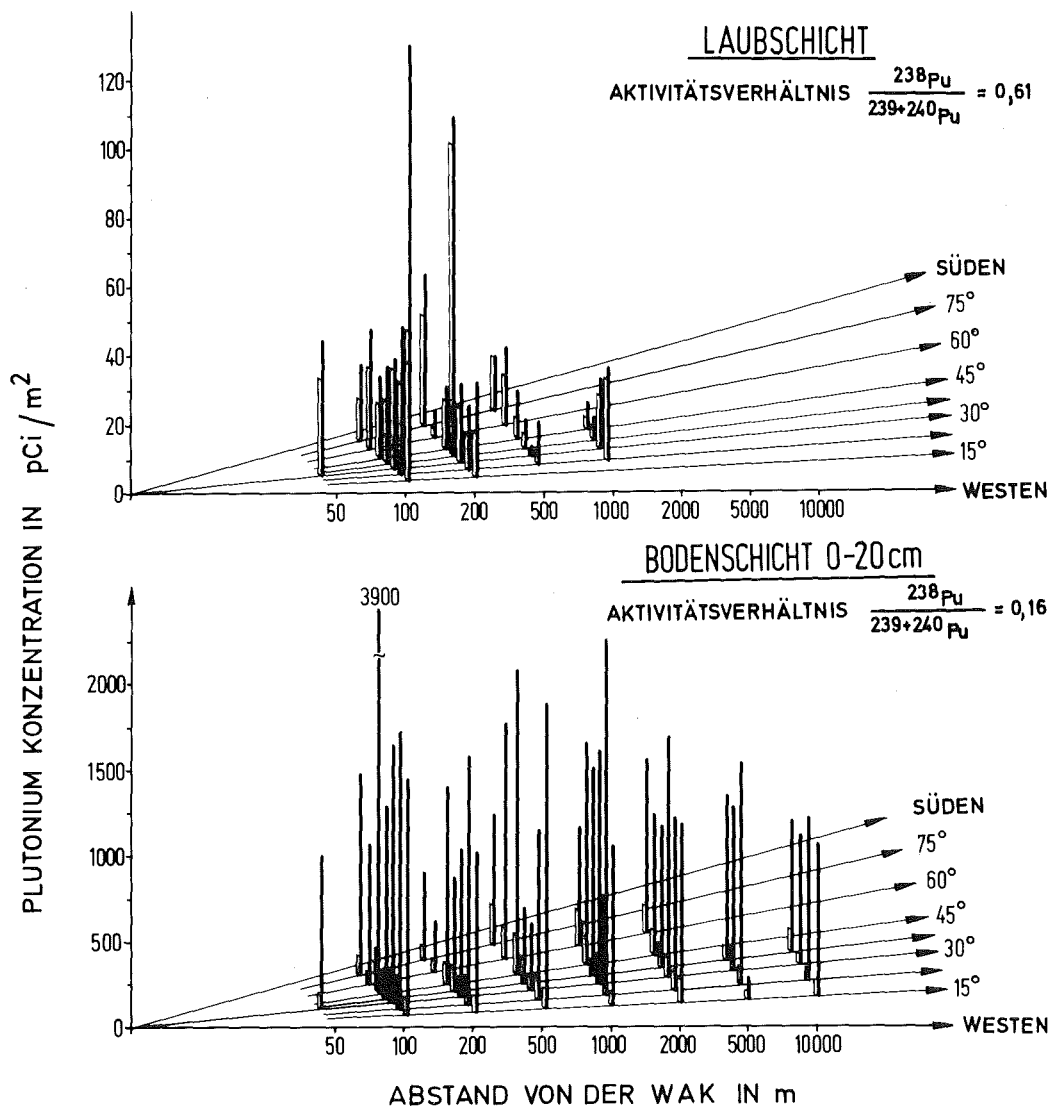


Abb. 1: ^{238}Pu -UND $^{239+240}\text{Pu}$ -DEPOSITIONEN IN DER 2. HAUPTWINDRICHTUNG $\hat{=}$ 30° VON DER WAK

1.3 Die Tiefenverteilung von Plutonium im Boden

In den Abb. 2 bis 5 werden Tiefenverteilungen von Plutonium, wie wir sie neben anderen gemessen haben, dargestellt. Eine Vergleichsmessung im Südschwarzwald zeigt, daß die Plutoniumkonzentration, wie allgemein bekannt, rasch mit der Tiefe abnimmt. Der Boden im Südschwarzwald ist stark tonhaltig und Folgeprodukt der Granitverwitterung.

Der Boden in der Umgebung des KfK ist im wesentlichen Sandboden. Der Transport in tiefere Erdschichten verläuft offensichtlich im Bereich des KfK schneller und in jedem Fall wurde von uns in Schichten unter 20 cm ein Teil des abgelagerten Plutoniums gefunden.

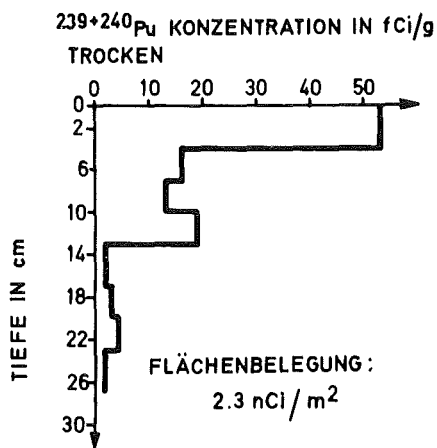


Abb.2: 239+240Pu-KONZENTRATION IN EINER BODENPROBE AUS MENZENSCHWAND, SÜDSCHWARZWALD

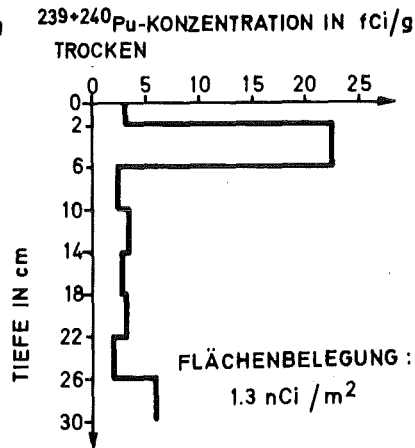


Abb.3: 239+240Pu-KONZENTRATION IN EINER BODENPROBE, ENTNOMMEN 400m NNO VOM WAK-KAMIN AUS DEM HAUPTBEAUFSCHLAGUNGSGEBIET DER AB-LUFTFAHNE

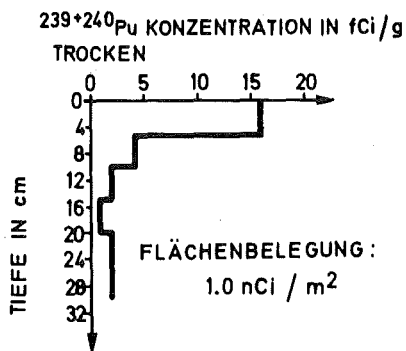


Abb.4: 239+240Pu-KONZENTRATION IN EINER BODENPROBE, ENTNOMMEN 50m WSW VOM WAK-KAMIN IN DER 2.HAUPTWINDRICHTUNG

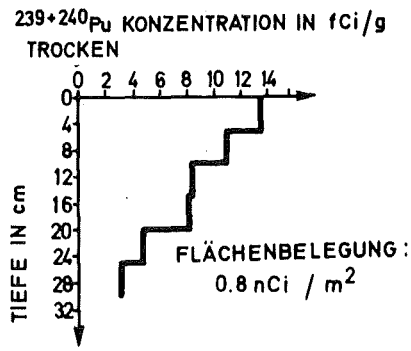


Abb.5: 239+240Pu-KONZENTRATION IN EINER BODENPROBE, ENTNOMMEN 10km WSW VOM WAK-KAMIN IN DER 2.HAUPTWINDRICHTUNG

1.4 Die Plutoniumkontamination von Pflanzen

Während vieler Jahre wurde die Plutoniumkontamination von Gras und Kiefernadeln als Bestandteil der Umgebungsüberwachung gemessen. In Tab. 2 sind die Konzentrationsbereiche der ^{239}Pu -Kontamination angegeben.

Zum Vergleich wurden eine Reihe von Pflanzenproben aus dem Südschwarzwald auf Plutonium analysiert (Tab. 3). Die Kontamination verschiedener Pflanzen weicht teilweise nennenswert voneinander ab. Nach dem gegenwärtigen Modell ist dies entweder auf eine unterschiedliche Depositionsgeschwindigkeit oder auf eine unterschiedliche biologische Halbwertszeit der Aerosole auf den Pflanzen zurückzuführen. Da die Ablagerungsgeschwindigkeit kaum von der unterschiedlichen Oberfläche der Pflanzenmaterialien abhängen wird, ist anzunehmen, daß die heute allgemein für Pflanzen benützte biologische Halbwertszeit für Aerosole von 14 Tagen einer differenzierten Untersuchung unterzogen werden muß.

Daß Flechten ausgezeichnete Bioindikatoren für Plutonium sind, ist allgemein bekannt. Die hohen Plutoniumkontaminationen von Moosen lassen auch diese Pflanzenart als Bioindikator erscheinen. Die Moose kommen wesentlich häufiger vor als Flechten und sind daher eher allgemein für Kontrollen des Vorhandenseins von Plutonium zu verwenden.

Tab. 2: $^{239+240}\text{Pu}$ -Konzentrationen in der Umgebung des KfK in Gras und Kiefernadeln (1969 - 1978)

Pflanzenart	$^{239+240}\text{Pu}$ -Konzentration in fCi/g trocken
Gras	1,8 - 41
Kiefernadeln	0,8 - 61

1.5 Plutonium in Tieren

Damwild und Kaninchen aus der Umgebung des KfK wurden seit Jahren auf Plutoniumkontaminationen untersucht. In Tab. 4 werden die Ergebnisse der Plutoniummessung verschiedener Organe von Kaninchen wiedergegeben. Im Einklang mit der Erwartung sind Knochen, Leber und Nieren die Organe mit der höchsten Plutoniumkonzentration.

Tab. 3: $^{239+240}\text{Pu}$ -Kontamination von Wildpflanzen aus dem Südschwarzwald. Probenahme: Juni 1978

Pflanzenart	$^{239+240}\text{Pu}$ -Kontamination in fCi/g trocken
Fichte:	
Nadeln	2,5 ± 0,5
Rinde	12,6 ± 1,1
Holz	2,0 ± 0,3
Harz	0,9 ± 0,05
Junge Fichte:	
Nadeln	7,5 ± 0,7
Tanne, Nadeln	2,3 ± 0,5
Tanne, Nadeln	1,7 ± 0,2
Buche, Blätter	9,9 ± 1,1
Brunnenkresse	3,3 ± 0,3
Huflattich	29,6 ± 2,4
Lupine	1,9 ± 0,3
Gras	2,1 ± 0,4
Heu	1,7 ± 0,3
Farn	4,3 ± 0,5
Schachtelhalm	8,9 ± 1,2
Moos auf Buche	144 ± 14
Moos auf Stein	500 ± 25
Baumflechte	110 ± 9

Tab. 4: $^{239+240}\text{Pu}$ -Konzentration in verschiedenen Organen von Kaninchen vom Gelände in und um das KfK. Probenahme: 1977

Organ	Probengewicht in g frisch	^{239}Pu -Konzentration in fCi/g frisch
Herz	47	1,8
Lunge	95	≤ 0,4
Nieren	100	1,7
Milz	103	1,8
Leber	461	0,92
Fleisch	1279	0,40
Haut	1250	0,26
Oberschenkel- knochen	198	4,2
Rückgrat	1150	3,8
Magen+Inhalt	711	0,44
Darm+Inhalt	2665	0,66

1.6 Der Plutoniumtransfer vom Wasser zu Lebewesen im Altrhein

In Tab. 5 werden Transferfaktoren für verschiedene Wasserpflanzen, Fische, Muscheln und Organe der Bismarckratte, die am Altrhein lebt, wiedergegeben. Die im allgemeinen niedrigen Transferfaktoren zu tierischen Lebewesen werden auch im Altrhein bestätigt. Ein Teil der Pflanzenkontamination ist auf abgelagerte Schwebstoffe zurückzuführen.

Tab. 5: Transferfaktoren Wasser - Lebewesen
im Rheinniederungskanal beim KfK

Lebewesen	Transferfaktor pCi/kg frisch/pCi/kg Wasser
Pflanzen:	
Schilf } Schwertlilie }	0,4 - 100
Wasserpest	4 - 194
Fisch:	
Knochen	0,6 - 60
Eingeweide	0,6 - 5,2
Fleisch	0,3 - 0,9
Muscheln	
Schale	14000 - 26000
Fleisch	260
Bismarckratte:	
Knochen	0,3 - 2,2
Fleisch	0,3 - 1,8
Leber	0,2 - 1,5
Lunge	≤ 0,1 - 2,6
Nieren	2,7 - 7,0

2. Experimente zur Erhöhung der Mobilität von Aktiniden im Boden

Als Folge eines großen Unfalls in einer Wiederaufarbeitungsanlage muß mit einer Freisetzung von Aktiniden und damit einer ausgedehnten Kontamination der Umgebung gerechnet werden. Um eine schleichende Ausdehnung des Kontaminationsraumes durch Resuspension zu verhindern und eine landwirtschaftliche Nutzung weiter zu ermöglichen, muß nach dem heutigen Kenntnisstand das kontaminierte Erdreich abgetragen werden. Ziel unserer Arbeit ist es, ein Verfahren zu entwickeln, bei dem kontaminierte Böden mit Lösungen

berieselt werden, die einen geeigneten Komplexbildner enthalten. Dadurch sollen die ansonsten im Boden wenig beweglichen Aktiniden in tiefere Erdschichten verdrängt werden, so daß zum einen eine Verbreitung durch Resuspension verhindert wird und zum zweiten die für die Landwirtschaft relevante oberste Bodenschicht dekontaminiert wird.

Zur Beschreibung der Wanderung von Radionukliden in Böden wurden Modellvorstellungen entwickelt, denen die gleichen Überlegungen zugrunde liegen wie der Säulenchromatographie. Für die Migrationsgeschwindigkeit eines Radionuklids in Richtung des Wassers gilt:

$$v = v_w \frac{1}{1 + K_D \rho/\epsilon}$$

v_w = Geschwindigkeit des Wassers

K_D = Verteilungskoeffizient Boden/Lösung

ρ = Schüttdichte des Bodens

ϵ = Porosität des Bodens

Diese Beziehung macht deutlich, daß das Migrationsverhalten geprägt wird zum einen durch die Wasserdurchlässigkeit eines Bodens, erkennbar durch den Einfluß von Schüttdichte und Porosität, zum zweiten durch das Adsorptionsverhalten eines Radionuklids im Kontakt mit diesem Boden. Da insbesondere Pu, aber auch Am und Cm sehr stark an Böden adsorbiert werden, erkennbar an relativ hohen K_D -Werten, bedingt dies eine sehr geringe Migrationsgeschwindigkeit. Durch Komplexierung von Pu, Am und Cm wird die Adsorption an Böden stark vermindert, so daß die Migrationsgeschwindigkeit und damit die Mobilität dieser Nuklide im Boden erhöht wird.

2.1 Messung von Verteilungskoeffizienten

In Batch-Versuchen mit 10 g Boden und 50 ml überstehender Lösung an Komplexbildnern wurden die Verteilungskoeffizienten K_D zwischen Boden und Lösung für die Radionuklide Pu, Am und Cm bestimmt. Als Komplexbildner wurden Acetat, Tartrat, NTA, EDTA und DTPA in Konzentrationen von $3 \cdot 10^{-4}$ M bis

$3 \cdot 10^{-1}$ M verwendet. Insgesamt 8 verschiedene Lehm-, Sand-, Ton- und Löß-Böden, die landwirtschaftlich relevant sind, wurden eingesetzt. Die Kinetik der Adsorption wurde überprüft. Es wurde festgestellt, daß spätestens 72 h nach Aktivitätszugabe ein Gleichgewichtszustand erreicht ist. Es wurde zudem gezeigt, daß die Verteilung Boden/überstehende Lösung weitgehend reversibel verläuft. Beim Einsetzen stärkerer Komplexbildner nimmt die Sorption am Boden ab, ebenso dann, wenn der gleiche Komplexbildner in höheren Konzentrationen verwendet wird. Pu wird gegenüber Am und Cm stärker an Böden adsorbiert, unabhängig von der Art des Komplexbildners. Der Einfluß der Bodenparameter auf das Sorptionsverhalten wird zur Zeit überprüft.

2.2 Durchführung von Laborversuchen zur Erhöhung der Mobilität in Böden

Zur Messung der Mobilitätserhöhung in Böden wurde in zwei Plexiglassäulen von 30 cm Durchmesser Sandböden aus dem Gelände des Kernforschungszentrums 34 cm hoch in 3- bis 5-cm-Schichten eingefüllt in der gleichen Anordnung, wie er im Gelände entnommen wurde. Nach Aufbringen von 115 nCi ^{239}Pu , 110 nCi ^{241}Am und 100 nCi ^{244}Cm in Nitratform wurde die Grasnarbe von 6 cm Dicke aufgesetzt und festgedrückt. Durch Gießen mit Wasser wurde die maximale Wasserkapazität des Bodens eingestellt. Zur Stabilisierung des Wasserdurchflusses wurde 14 Tage lang mit Wasser gegossen, wobei Säule 1 täglich eine Wassermenge von 150 ml, entsprechend 750 mm Niederschlag/a, erhielt, Säule 2 das Doppelte. Dann wurde anstelle von Wasser mit 0,1 M DTPA-Lösung, pH = 7,0, 8 Wochen lang gegossen. Die am unteren Ende der Erdsäulen auslaufenden Flüssigkeiten wurden in Kautexflaschen, die 70 bzw. 100 ml HNO_3 Konz enthielten, gesammelt. Wöchentlich wurden diese Flaschen gewechselt und im Eluat die α -Bruttoaktivität gemessen. Es zeigte sich, daß die Aktiniden in tiefere Erdschichten verdrängt und innerhalb von 8 Wochen fast vollständig aus den Bodenzylindern ausgewaschen wurden. Eine Verdoppelung des täglich zugeführten Gießvolumens beschleunigte den Ausspüleffekt deutlich.

Die Erdsäulen werden in 1-cm-Schichten zerlegt werden. Durch radiochemische Analyse werden wir den Gehalt an Pu, Am und Cm in den einzelnen Schichten bestimmen, ebenso in den wöchentlich gesammelten Eluaten. Mit diesen Ergebnissen können wir Migrationsgeschwindigkeiten berechnen und Rückschlüsse ziehen, wie wirksam das Dekontaminationsverfahren durch Gießen mit DTPA-Lösung ist.

Veröffentlichungen im Jahre 1981

- 1) Jahresbericht 1980 der HS, KfK 3113 (April 1981)
M.Pimpl, H.Schüttelkopf
"Die Messung der Abwasserverdünnung im Altrhein mit der Tritiumemission des KfK" S. 132
M.Pimpl, H.Schüttelkopf
"Die Plutoniumkontamination des Altrheins: Einfluß der Korngrößenverteilung in den Sedimenten" S. 134
M. Pimpl, J.Hiller, H.Schüttelkopf
"Trennung von Plutonium, Americium und Curium auf einer Kationenaustauschersäule mit Hochdruckflüssigkeitschromatographie" S. 137
H.Schüttelkopf, M.Afsar, K.Bender
"Die Bestimmung von Americium und Curium in Umweltproben" S. 139
- 2) PNS-Jahresbericht 1980, KfK 2950 (August 1981)
M.Pimpl, H.Schüttelkopf
"Untersuchungen des physikalischen und chemischen Verhaltens von Pu, Am und Cm in der Umwelt" S. 4800/1-15
- 3) M.Pimpl, H.Schüttelkopf
"Transport of plutonium, americium and curium from soils into plants by root uptake"
Nucl.Safety, 22, S. 214-25, März/April 1981
- 4) H.Schüttelkopf, M.Pimpl
"Radioecological studies on plutonium and iodine-129 in the surroundings of the Karlsruhe reprocessing plant"
Intern.Symp. on Migration in the Terrestrial Environment of Long-Lived Radionuclides from the Nuclear Fuel Cycle, Knoxville, Tenn., July 27-31, 1981, IAEA-SM-257/100
- 5) H.Schüttelkopf
"Entwicklung einer Analysenmethode für Plutonium im Femtogramm/Gramm-Bereich und ihre Anwendung auf Umweltproben"
KfK 3035 (September 1981)
Dissertation, Universität München
- 6) H.Schüttelkopf
"Das Verhalten von Plutonium in der Umgebung des Kernforschungszentrums Karlsruhe"
KfK 3034 (August 1981)

7) H.Schüttelkopf, M.Pimpl, G.Herrmann

"Plutoniumfreisetzungen in die Umgebung des Kernforschungszentrums
Karlsruhe"

Gemeinsame Strahlenschutztagung über radiologische Auswirkungen
von Kernkraftwerken und anderen kerntechnischen Anlagen auf den
Menschen und seine Umwelt, Lausanne/Schweiz, 30. Sept.- 2.Okt. 1981

06.03.02 Untersuchung der atmosphärischen Ausbreitung nuklearer Schadstoffe im Nah- und Fernbereich
(J. Hiller, R. von Holleuffer-Kypke, W. Hübschmann, K. Nester, H. Schüttelkopf, P. Thomas, S. Vogt; HS)

In der Abteilung Umweltmeteorologie der Hauptabteilung Sicherheit werden auf die atmosphärische Ausbreitung von Schadstoffen 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 an dem 200-m-Mast im KfK sowie mit zwei SODAR-Geräten gemessen und auf Datenträger gespeichert. Zur direkten Beobachtung der Schadstoffausbreitung in der Atmosphäre wurden Ausbreitungsversuche mit Tracern - in Zusammenarbeit mit der Abteilung Radioökologie und dem Joint Research Center Ispra - und radarverfolgte Tetroonflüge durchgeführt. Die Radarverfolgung mit Hilfe passiver Radarreflektoren am Tetroon gelang bis zu 50 km, diejenige mit Transpondern bis zu 94 km Entfernung. Die Forschungsarbeiten dienten dazu, die für Ausbreitungsrechnungen notwendigen Ausbreitungsstatistiken und -parameter bereitzustellen. Es wurde ein numerisches Puff-Modell entwickelt, welches die Ausbreitung einer Schadstoffwolke entlang einer Trajektorie simuliert.

06.03.02/10A Atmosphärische Ausbreitung radioaktiver Schadstoffe im
PNS 4822 regionalen Bereich (> 15 km Entfernung)
(P. Thomas, S. Vogt; HS)

1. Abnahme der verbesserten Transponder am Witthoh

Die Tetroons sollen mit Transpondern (Sender-Empfänger-Einheiten) anstatt der passiven Radarreflektoren ausgerüstet werden, um die Verfolgungswerte auf > 50 km auszudehnen und die Flughöhe zu reduzieren. Die Herstellerfirma Elektro-Spezial lieferte fünf weiterentwickelte und verbesserte Transponder.

Die Abnahme wurde mit einem MBVR-120 der Bundeswehr am Witthoh durchgeführt. Bei der ersten Kampagne vom 25. bis 27.05.1981 konnten wegen schlechten Wetters keine Tetroons aufgelassen werden. Das MBVR-120 ortete einen Tetroon jedoch "blind" über eine 20 km lange hindernisfreie Strecke (Witthoh - Hohentwiel).

In einer zweiten Kampagne vom 24. bis 26.08.1981 wurden die Versuchsflüge bei gutem Wetter erfolgreich durchgeführt, s. Tab. 1. An den Versuchstagen bestimmte ein Hochdruckgebiet mit schwachen Windbewegungen das Wetter. Während der Flüge herrschte am Tage die leicht labile Ausbreitungskategorie C, bei längerer Sonneneinstrahlung erhöhte sich die Turbulenz bis zur Kategorie A. Die geringe Windgeschwindigkeit ließ höchstens zwei Tetroonflüge pro Tag zu.

Tetroon	Startzeit MEZ	Transponder	mittlere Geschwindigkeit in m/s	mittlere Flughöhe in m	Radarkontakt ging verloren bei		Fundort des Tetroon
					Entfernung in km	Flugzeit in h. min	
1W81	24.08. 13.05	T001	2,8	650	71	6.52	-
2W81	25.08. 8.00	T002	4,1	450	45	3.05	CH-Zwingen (Jura)
3W81	25.08. 12.00	T003	2,9	500	47	4.25	D-Lenzkirch (Schluchsee)
4W81	26.08. 8.05	T004	3,1	1 000	94	8.20	A-Kehlegg (Dornbirn)

Tab. 1: Flugdaten der Mustertransponder

Bei einer Funktionsprüfung am 24.08.1981 wurde festgestellt, daß Transponder T005 Triggerprobleme hatte. Um 13.05 Uhr wurde Transponder T001 mit südlicher Flugrichtung gestartet. Nach 5 h 18 min hatte er die geforderte Reichweite von 50 km erreicht. Um 22.00 Uhr wurde die Verfolgung bei 71 km Entfernung abgebrochen. Bedingt durch die lange Flugzeit mußte die Empfangsfrequenz an dem MBVR geringfügig korrigiert werden. Das Antwortsignal war noch stark genug, um 90 - 100 km Entfernung zu erreichen. Damit waren die geforderte Reichweite (50 km) und Betriebszeit (5 h) übertroffen.

Transponder T002 und T003 flogen in westlicher Richtung auf den Schwarzwald zu. Dort wurden sie durch einen Höhenzug bei Bonndorf abgeschattet. Die Radarantenne war zum Zeitpunkt der Abschattungen mit $-0,1^\circ$ Elevation unter den Horizont gerichtet.

Im Gegensatz zu früheren Flügen zeigt sich bei beiden Flugbahnen nach etwa 15 bis 20 km eine relativ scharf ausgeprägte Richtungsänderung um etwa 25° bzw. 45°. Die Querdistanz nimmt danach ab und im weiteren Flugverlauf nur langsam wieder zu. Die Ursache ist möglicherweise die Topographie, welche die zunächst vorherrschenden Ostwinde am westlichen Rande der Baar nach Südwesten lenkten.

Am 26.08.1981 wurde Transponder T004 gestartet. Nach 4 h 35 min war die Entfernung von 50 km erreicht. Das Videosignal lag noch über dem Rauschen. Nach 8 h 20 min wurde in einer Entfernung von 94 km ein Stillstand des Transponders beobachtet. Nach weiteren 10 min erloschen abrupt die Antwortsignale. Offenbar war das Tetroon-Transponder-Gespann gelandet. Aufgrund der langen Betriebszeit waren die Batterien wahrscheinlich erschöpft.

Abb. 1 zeigt die auf den Erdboden projizierten Flugbahnen.

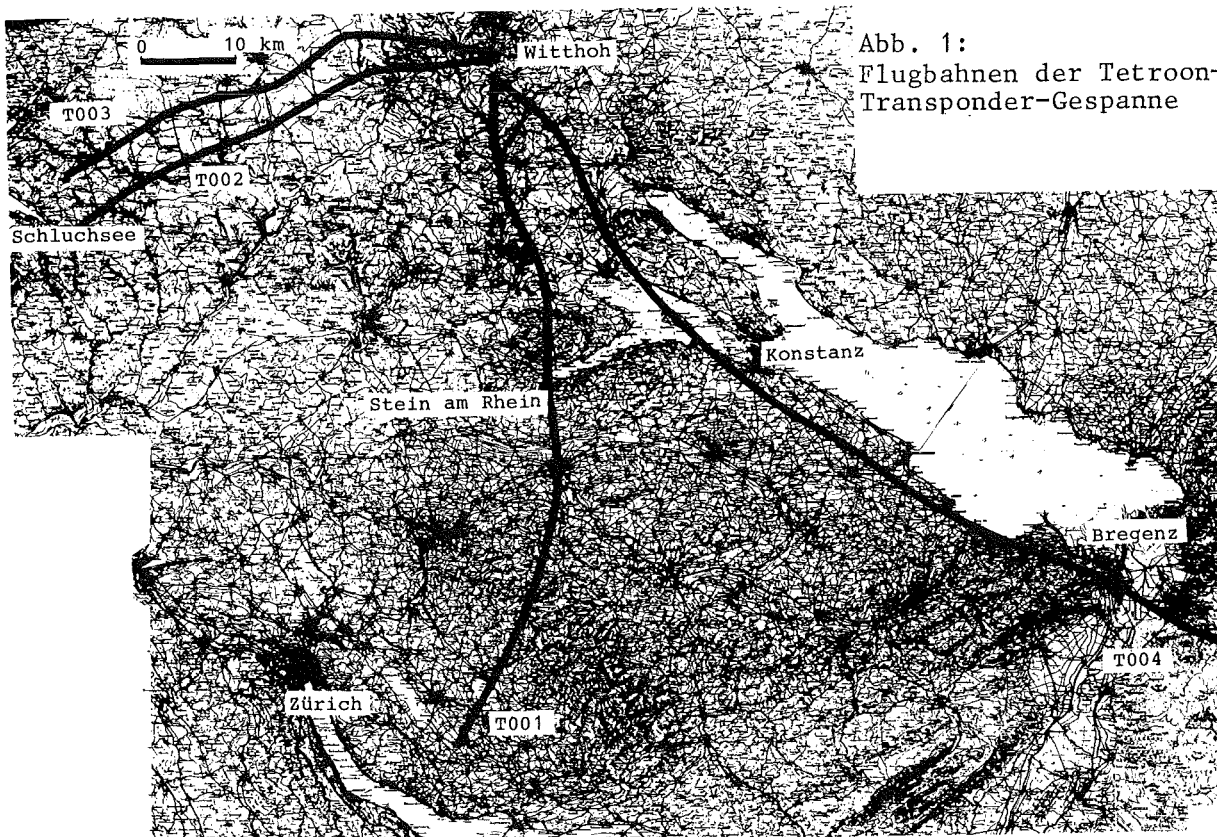


Abb. 1:
Flugbahnen der Tetroon-
Transponder-Gespanne

2. Auswertung der Transponderflüge am Witthoh

Aus den Trajektorien zeitlich nacheinander gestarteter Tetroons wird der horizontale Ausbreitungsparameter σ_y bestimmt:

$$\sigma_y^2 = \frac{1}{z} \Delta y^2$$

Die Querdistanz Δy ist der seitliche Abstand zweier Tetroons bei jeweils gleicher Entfernung vom Startplatz. Aus den beiden Flügen vom 25.08.1981 kann dementsprechend σ_y abgeleitet werden, s. Abb. 2. Die durchgezogene Kurvenschar wurde aus Tracerexperimenten mit Emissionshöhen von 160 m und 195 m ermittelt. Der gestrichelte Bereich ist extrapoliert.

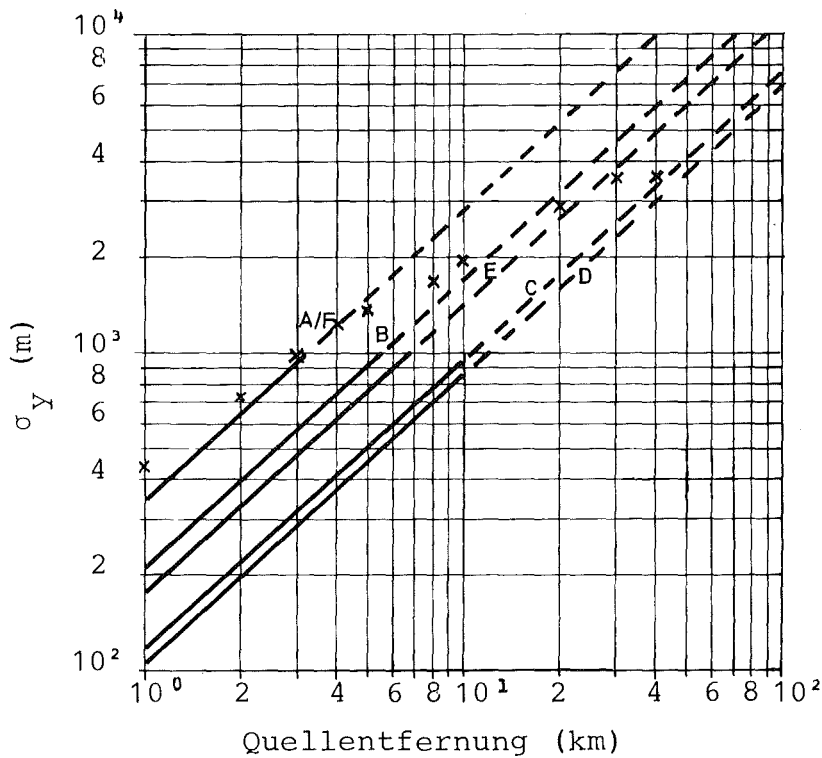


Abb. 2: σ_y aus Tracer-Experimenten und Tetroonflügen
x Tetroonflüge
— Tracerexperimente
--- Tracerexperimente extrapoliert

3. Teilnahme am PUKK

Das KfK nahm mit radarverfolgten Tetroonflügen am Projekt zur Untersuchung des Küsten-Klimas (PUKK) teil, das im Herbst 1981 an der deutschen Nordseeküste stattfand. Ziel des Projekts war die Erfassung der Unterschiede der Struktur der atmosphärischen Grenzschicht beiderseits der Küste im mesoskaligen Bereich. PUKK setzte sich aus Einzelexperimenten zusammen, die von mehr als 10 Forschungseinrichtungen (Hochschulinstiute, Deutscher Wetter-

dienst, Geophysikalischer Beratungsdienst der Bundeswehr, Landesbehörde für Umweltschutz und Großforschungseinrichtungen) durchgeführt wurden. Die Daten aller Experimente stellen eine umfangreiche Datenbasis für mesoskalige Ausbreitungsmodelle dar.

Insgesamt wurden an sechs Tagen 29 Tetroons gestartet, s. Tab. 2. 27 Tetroons wurden mit passiven Radarreflektoren versehen, zwei Tetroons mit Transpondern, die bereits im August 1981 am Witthoh eingesetzt und wiedergefunden worden waren. Bei der Mehrzahl der Flüge (36 %) ging der Radarkontakt zwischen 20 km und 30 km Entfernung verloren; ein Viertel der Flüge konnte bis zu Entfernungen zwischen 30 km und 40 km verfolgt werden. Ein Flug überschritt die 50-km-Marke. Die Auswertung der Flüge ist noch nicht abgeschlossen.

Nr. des Tetroons	Startzeit		mittlere Geschw. [m/s]	Radarkontakt ging verloren bei		Bemerkungen
	[MEZ]			Schrägentfernung [km]	Flugzeit [min]	
1P81	29.09.	12.00	11,1	12	18	
2P81		14.00	11,0	41	62	
3P81		17.00	12,0	33	46	
4P81	30.09.	9.05	10,4	47	75	
5P81		10.45	11,6	30	43	
6P81		12.02	9,6	45	81	
7P81		16.30	-	-	-	Tetroon "wassert" bei Start
8P81		18.05	12,5	12	16	
9P81	01.10.	9.05	7,9	10	21	
10P81		10.32	10,9	23	35	
11P81		12.00	19,6	33	28	
12P81		13.33	10,5	27	43	
13P81		15.00	8,5	24	47	
14P81		16.30	10,9	40	61	
15P81	02.10.	9.00	13,5	38	47	
16P81		10.30	9,6	38	66	
17P81		12.00	7,2	26	60	
18P81		13.30	7,2	26	63	
19P81		15.00	6,7	24	50	
20P81		16.30	6,3	16	42	
21P81	05.10.	9.15	8,9	34	54	Transponder T002
22P81		12.05	11,3	51	75	
23P81		13.52	8,2	31	63	
24P81		15.37	11,4	26	38	Transponder T003
25P81		16.53	13,6	27	33	
26P81		17.58	8,6	17	33	
27P81	06.10.	9.07	8,8	47	89	
28P81		10.45	7,8	39	83	
29P81		12.17	5,6	48	142	

Tab. 2: Kenndaten der Tetroonflüge bei PUKK

06.03.02/11A Atmosphärische Ausbreitung radioaktiver Schadstoffe im lokalen
PNS 4823 Bereich (bis 15 km Entfernung) mit Emissionshöhen > 100 m

1. Ausbreitungsexperimente

(J. Hiller, R. von Holleuffer-Kypke, H. Schüttelkopf, P. Thomas, S. Vogt;
HS)

Am 24. Juni 1981 fand das letzte Experiment, an dem HS/R beteiligt war, statt. Die gemeinsame Experimentserie mußte wegen Personalmangels seitens HS/R abgebrochen werden. Bei diesem Experiment wurden bei Kategorie A wie bisher die Tracer CFCl_3 und CF_2Br_2 simultan von der 160-m- bzw. 195-m-Plattform des meteorologischen Mastes freigesetzt. Am 8. September 1981 wurde am KfK gemeinsam mit der EURATOM-Forschungsanstalt (JRC) Ispra ein weiteres Experiment durchgeführt. Bei Kategorie D wurden die Tracer CFCl_3 und SF_6 simultan von der 160-m- und 195-m-Plattform freigesetzt. Die Proben wurden in vier aufeinanderfolgenden 30-min-Sammelperioden in Plastiksäcken und Stahlflaschen mit Geräten des JRC gesammelt. Das JRC analysierte auch die Proben gaschromatographisch.

Die mit HS/R gemeinsam durchgeführten Experimente sind ausgewertet und in Primärberichten beschrieben. Die mit Emissionshöhen von 60 m und 100 m durchgeführten Experimente sind als KfK-Berichte veröffentlicht (s. u.*). Die mit Emissionshöhen 160 m und 195 m durchgeführten Experimente werden 1982 veröffentlicht.

2. Überprüfung des Hamburger Ausbreitungskriteriums

(K. Nester, P. Thomas)

Von Hamburger Meteorologen wurde das "Hamburger Ausbreitungskriterium" entwickelt (C. Wamser; J. Schröter; K. Hinrichsen (1980): Darstellung und An-

*Thomas, P., Nester, K.: Experimental determination of the atmospheric dispersion parameters at the Karlsruhe Nuclear Research Center for 60 m and 100 m emission heights. Part 2: Evaluation of measurements. KfK-3091 (July 1981)

Thomas, P., Dilger, H., Hübschmann, W., Schüttelkopf, H., Vogt, S:
Experimental determination of the atmospheric dispersion parameters at the Karlsruhe Nuclear Research Center for 60 m and 100 m emission heights.
Part 1: Measured data. KfK-3090 (September 1981)

wendung eines verbesserten, universell gültigen Ausbreitungskriteriums. Staub-Reinh. Luft 40, p. 253-257). Nach Angaben der Autoren ist dieses Kriterium wesentlich universeller als die bisherigen Verfahren zur Bestimmung der Ausbreitungsparameter σ_y und σ_z . Es erlaubt die Berechnung der Streuung der Vertikalgeschwindigkeit σ_w aus der Strahlungsbilanz. σ_w wird dann zur Bestimmung von σ_y und σ_z in der Form

$$\sigma_y = A_y x^{b_y} \quad \sigma_z = A_z x^{b_z}$$

verwendet. Die Exponenten b_y , b_z hängen nur von σ_w ab, während die Faktoren A_y , A_z auch Funktionen der Quellhöhe und der effektiven Rauigkeit sind. Das Ausbreitungskriterium wurde anhand der Karlsruher Ausbreitungsexperimente getestet. Die Autoren kamen zu einer so guten Übereinstimmung zwischen den berechneten und den experimentell bestimmten σ_y -Werten, daß es angebracht schien, sich mit dem Hamburger Ausbreitungskriterium näher zu befassen. Durch die Hinzunahme weiterer Experimente wurde der Vergleich auf eine breitere Basis gestellt. Dabei wurden 18 Experimente mit 60 m und 100 m Emissionshöhe berücksichtigt. Die Auswahl erfolgte nach dem von den Hamburger Autoren angegebenen Kriterium für Stationarität. Obwohl die Übereinstimmung zwischen berechnetem und experimentell bestimmtem σ_y etwas schlechter war als von den Autoren angegeben, fiel sie mit einem Korrelationskoeffizienten von 0,8 immer noch recht gut aus, s. Abb. 3. Für den Vergleich wurde von der Strahlungsbilanz ausgegangen. Da für einen Teil der Experimente auch das σ_w aus den Messungen der Vektorfahne in 40 m Höhe zur Verfügung steht, wurden die aus den Messungen bestimmten σ_w mit den nach Wamser aus der Strahlungsbilanz berechneten korreliert. Die Steigung der Regressionsgeraden weicht erheblich von 1 ab. Daraufhin wurde der Vergleich mit den am KfK im Jahre 1980 gemessenen Werten (mehr als 15 000 $\frac{1}{2}$ -h-Werte) durchgeführt, s. Abb. 4. Das Ergebnis bestätigt den mit dem geringen Datenkollektiv festgestellten Sachverhalt.

Werden die anhand der Messungen mit der Vektorfahne ermittelten σ_w -Werte in die Gleichung für σ_y eingesetzt, ergibt sich, wie erwartet, keine gute Übereinstimmung mit den experimentell ermittelten σ_y -Werten mehr, s. Abb. 5. Eine entsprechende Untersuchung des vertikalen Ausbreitungsparameters σ_z , die von den Hamburger Autoren nicht durchgeführt wurde, erbrachte bereits bei Verwendung der Strahlungsbilanz eine wesentlich schlechtere Korrelation ($r=0,6$).

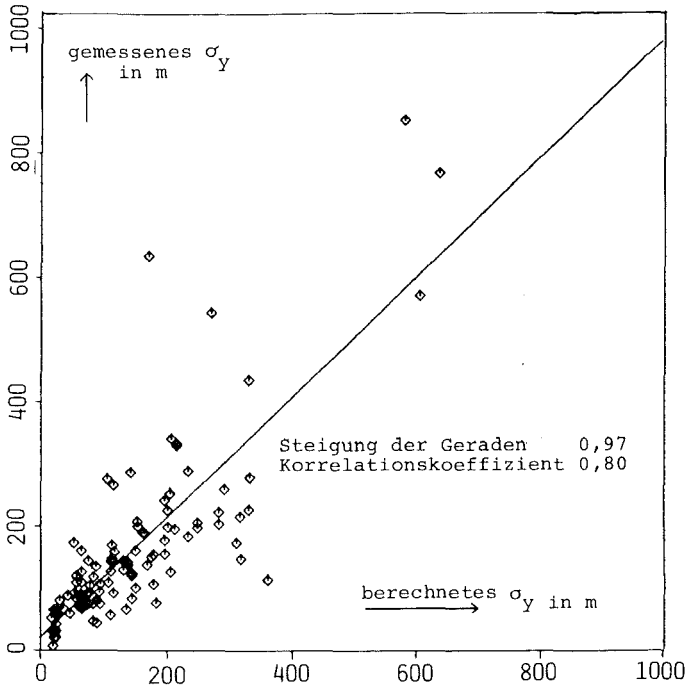


Abb. 3: Korrelation zwischen gemessenen und aus der Strahlungsbilanz berechneten σ_y

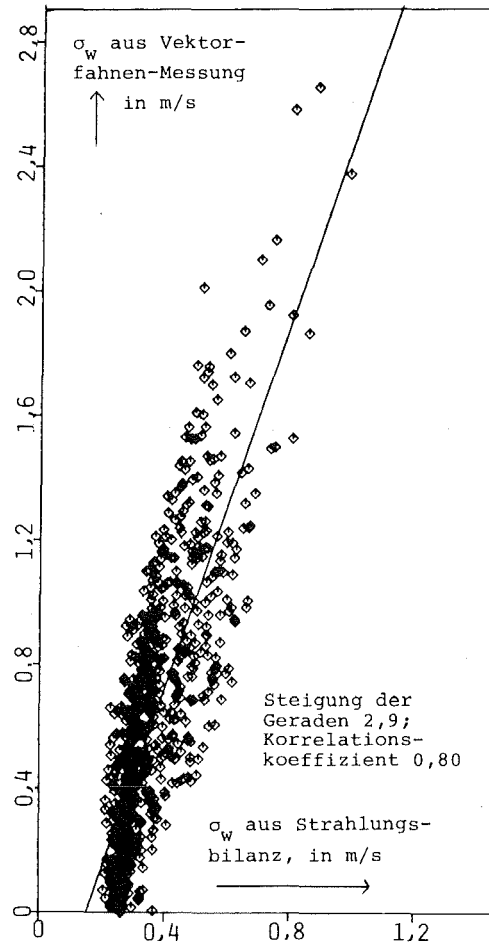


Abb. 4: σ_w -Korrelation

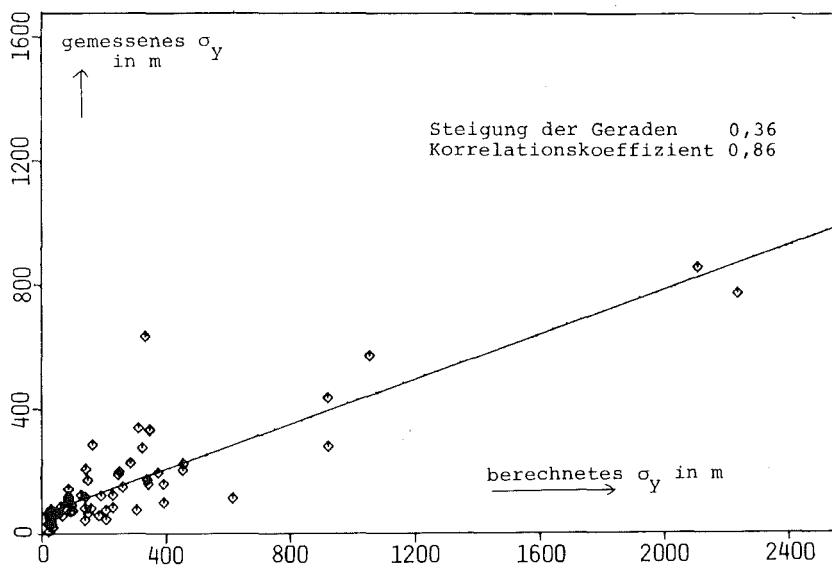


Abb. 5: Korrelation zwischen gemessenen und aus Vektorfahnen-Messungen berechneten σ_y

Die bisher durchgeführten Vergleiche zeigen, daß das Hamburger Ausbreitungskriterium geprüft und möglicherweise modifiziert werden muß, ehe es, wie von den Autoren gefordert, universell angewendet werden kann.

06.03.02/12A Ausbreitungsmodelle für besondere meteorologische Situationen
PNS 4824

Ausbreitung von Schadstoffpuffs

(K. Nester; HS)

Zur Berechnung der Ausbreitung von Schadstoffpuffs um ihren Massenschwerpunkt längs einer Trajektorie wurde das Programm SPALT entwickelt. Die Verteilung der Konzentration S_p in einem Puff wird durch folgende Gleichung beschrieben:

$$S_p = \frac{Q}{(2\pi)^3 \sigma_x \sigma_y \sigma_z} \cdot \exp \left[-\frac{(x-x')^2}{2\sigma_x^2} - \frac{(y-y')^2}{2\sigma_y^2} - \frac{(z-z')^2}{2\sigma_z^2} \right]$$

In dieser Gleichung gelten folgende Definitionen:

$$x' = \int_0^t \bar{u} dt'; \quad y' = \int_0^t \bar{v} dt' \quad \text{und} \quad z' = H + \int_0^t \bar{w} dt'$$

Q	= Quellstärke
t	= Zeit
$\sigma_i(t)$	= Streuung in x-, y-, z-Richtung
$\bar{u}(t), \bar{v}(t), \bar{w}(t)$	= Komponenten der Windgeschwindigkeit in x-, y-, z-Richtung (zur Festlegung der Trajektorie)
H	= Quellhöhe.

Bei dem obigen Ansatz wird angenommen, daß die atmosphärische Turbulenz annähernd homogen ist und die Geschwindigkeit längs der Trajektorie durch einen von z unabhängigen Mittelwert angenähert werden kann. Bei Reflexion des Schadstoffes am Boden wird ein weiterer Term mit $(z+z')$ anstelle von $(z-z')$ addiert.

Die Ausbreitung einer kontinuierlich emittierenden Quelle läßt sich dadurch simulieren, daß die Fahne in einzelne Puffs zerlegt wird und die Konzentrationsbeiträge aller Puffs aufsummiert werden. Diese Lösung für die Aus-

breitung einer Schadstofffahne erlaubt die Berücksichtigung einer zeitlichen Änderung der Ausbreitungsbedingungen, sowohl was die Turbulenz als auch was die Trajektorie angeht.

Da die Puffs beliebigen Trajektorien folgen können, ist das Modell auch dann verwendbar, wenn die Schadstoffausbreitung in hügeligem Gelände stattfindet. Ein weiteres Anwendungsgebiet ist die Ausbreitung von Verunreinigungen über große Distanzen, die normalerweise nicht geradlinig erfolgt. In diesen Fällen ist allerdings die Grenzschichthöhe als weiterer Parameter einzuführen. Die Ausbreitung von Schadstoffen bei windschwachen Situationen läßt sich ebenfalls mit einem Puff-Modell behandeln. Alle diese Fälle stellen numerisch keine Probleme dar und können mit relativ geringem Computeraufwand gelöst werden.

Die Verwendung eines Puff-Modells setzt die Kenntnis des Strömungsfeldes voraus. Meist ist die Bestimmung dieses Feldes weitaus schwieriger als die eigentliche Ausbreitungsrechnung. Bei geradliniger Ausbreitung einer Schadstofffahne muß das Puff-Modell als Konzentrationsverteilung die allgemein bekannte doppelte Gaußverteilung liefern. Sie kann als Test für das Modell herangezogen werden. Abb. 6 zeigt einen derartigen Vergleich. Die Schadstofffahne wurde dabei von einer 100 m hohen Quelle emittiert. Die Übereinstimmung beider Ergebnisse ist sehr gut. Ein Beispiel für eine nicht geradlinige Ausbreitung ist die Bodenkonzentrationsverteilung in Abb. 7. Hier wurde die Ausbreitung einer Fahne in 100 m Höhe längs der gestrichelten Stromlinie mit dem Puff-Modell berechnet. Deutlich zu erkennen ist die Drehung des Konzentrationsfeldes längs der Stromlinie.

06.03.02/13A Meteorologische Fernmessmethoden

PNS 4825 (R. von Holleuffer-Kypke, P. Thomas; HS)

Ein Doppler-SODAR (Sonic Detection and Ranging) arbeitet nach dem Prinzip des Echolotes. Kurze, hörbare Schallimpulse werden gebündelt in die Atmosphäre abgestrahlt. Aus jeder Höhe wird ein geringer Bruchteil der Schallenergie zurückgestreut und wieder empfangen. Die Frequenz des empfangenen Signals ist gegen die Sendefrequenz aufgrund der Luftbewegung im Streuvolumen verschoben (Dopplereffekt). Aus der Laufzeit und der Frequenzverschiebung werden die Höhenprofile von Windgeschwindigkeit, Windrichtung, Standardabweichung der

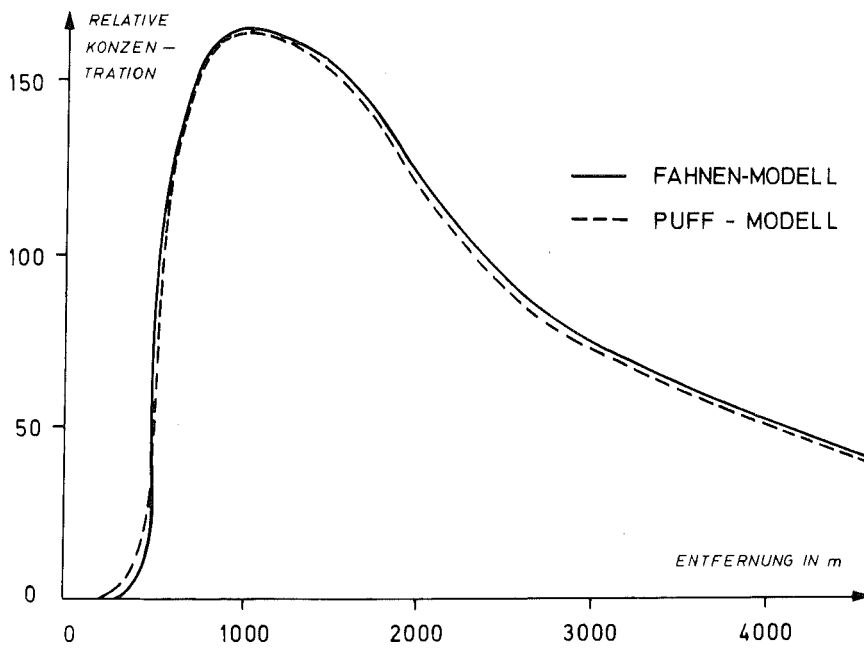


Abb. 6: Bodenkonzentration unter der Achse der Abluftfahne für neutrale atmosphärische Schichtung

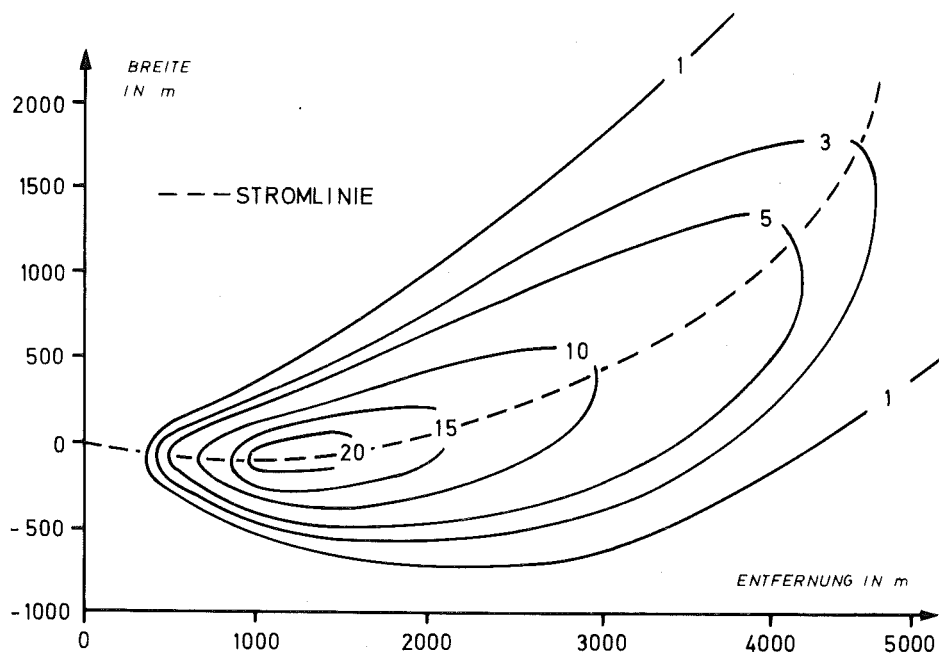


Abb. 7: Relatives Konzentrationsfeld am Boden

Windrichtung und Rückstreuamplitude bestimmt. Ein Doppler-SODAR liefert somit alle für Ausbreitungsrechnungen wichtigen Größen in Abhängigkeit der Höhe über Grund.

Im Auftrag der Vereinigung der Großkraftwerks-Betreiber testet HS/M seit November 1981 zwei Doppler-SODAR-Geräte der Herstellerfirma Bertin (Abb. 8, links) und Rosenhagen (rechts). Es werden ihre Verfügbarkeit und die Vergleichbarkeit der Daten mit denjenigen vom Mast untersucht. Bei erfolgreichem Test sollen Doppler-SODAR-Geräte statt Masten zukünftig an Kernkraftwerken eingesetzt werden.

Die SODAR-Geräte liefern 10-min-Mittelwerte der oben angegebenen Größen aus Höhen zwischen 40 m bis 420 m über Grund mit Höhenschritten von 20 m. Die SODAR-Daten werden auf Magnetbandkassetten geschrieben und zur Kontrolle zusammen mit den Mastdaten übersichtlich gelistet. Im Zentralrechner werden die Daten auf IBM-kompatible Bänder übertragen, um sie auf den Großrechenanlagen des KfK auszuwerten.

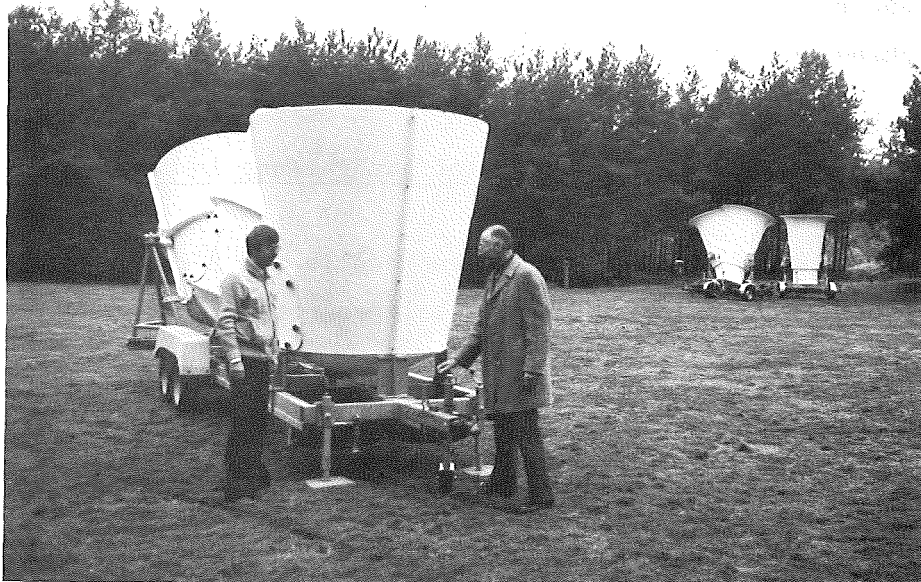


Abb. 8: Zwei SODAR-Geräte auf der meteorologischen Wiese

06.03.02/14A Modellierung des weiträumigen Schadstofftransports
PNS 4826 (G. Halbritter, G. Neumann-Hauf; AFAS)

1. Einleitung

Übergeordnete Zielsetzung ist die Bereitstellung von Modellen zur Berechnung

- der mittleren Schadstoffexposition und
- der Vorhersage möglicher Schadstoffexpositionen bei Störfällen auf der Basis der Statistik

im regionalen Bereich (100-1000 km) mit Hilfe routinemäßig erfaßter meteorologischer Eingabedaten.

Im Rahmen der genannten Zielsetzung wurden einige ausgewählte Modellansätze zur weiträumigen Ausbreitung von Schadstoffen bezüglich ihrer Anwendbarkeit im Rahmen von Umweltbelastungsanalysen untersucht und bewertet.

Das Trajektorien-Puffmodell MESOS des Imperial College erschien im Hinblick auf das Ziel des Vorhabens als ein besonders geeignetes Instrumentarium, so daß man im Rahmen eines Auftrags an das Imperial College of Science and Technology Rechnungen zur weiträumigen Schadstoffausbreitung mit dem Rechenmodell MESOS für ausgewählte Standortverhältnisse der BRD durchführen ließ. Mit der Implementierung und dem Austesten des Rechenmodells MESOS an der Rechenanlage des Kernforschungszentrums Karlsruhe wurde Ende 1981 begonnen.

2. Modellmäßige Beschreibung der Schadstoffausbreitung im mesoskaligen Bereich

Im Rahmen der genannten Zielsetzung wurden Modelle zur Berechnung des atmosphärischen Schadstofftransportes im mesoskaligen Bereich untersucht hinsichtlich

- ihrer modellspezifischen Annahmen
- ihres Anwendungsbereiches
- ihrer Verfügbarkeit sowie
- der Verfügbarkeit der notwendigen Eingabedaten.

Atmosphärische Transportmodelle lassen sich grob in empirische, semi-empirische und komplexe numerische Modelle einteilen. Empirische Modelle basieren auf beobachteten und statistisch analysierten Zusammenhängen zwischen Emissionen und Immissionen und erfordern somit langjährige aufwendige Messungen im Anwendungsgebiet. Komplexe numerische Modelle dagegen beruhen auf den

thermo-hydrodynamischen Grundgleichungen der Physik. Die Integration dieser nichtlinearen partiellen Differentialgleichungen 1. Ordnung erfordert die geschickte Formulierung von Randbedingungen und mit den Gleichungen verträglichen Anfangsdatenfeldern sowie einen erheblichen Rechenaufwand. Modelle dieses Typs unterscheiden sich in ihrer Komplexität, der physikalischen Betrachtungsweise atmosphärischer Vorgänge sowie den verwendeten numerischen Verfahren. Semi-empirische Modelle versuchen die Vorteile der zuvor erwähnten Modelltypen zu vereinigen, um möglichst verlässliche Aussagen zur Immission auf der Basis verfügbarer Daten routinemäßig erstellen zu können. Trajektorien- bzw. Lagrangesche Puffmodelle, die zu diesem Typ gehören, beschreiben den Transport einer Freisetzung mit der mittleren atmosphärischen Strömung, Schadstoffdiffusion und ggf. Schadstoffumwandlung sowie die Ablagerung des Schadstoffes am Boden mit Hilfe einfacher analytischer Ansätze auf der Basis routinemäßig erfaßter meteorologischer Daten.

Im Hinblick auf eine Anwendung im Rahmen von Umweltbelastungsanalysen erscheint der Einsatz von Trajektorienmodellen aufgrund der gegebenen Datenverfügbarkeit, der kurzfristigen Einsetzbarkeit sowie eines vergleichsweise geringen Bedarfes an Rechenzeit empfehlenswert. Unter den untersuchten Modellen dieses Typs zeichnet sich das MESOS-Modell, das am Imperial College, London entwickelt wurde, durch seine "quasi dreidimensionale" Behandlung der Atmosphäre aus. Das Modell eignet sich sowohl zur Modellierung kontinuierlicher Emissionen und der Berechnung mittlerer Schadstoffexpositionen als auch zur Modellierung störfallbedingter kurzzeitiger Freisetzungen und der Vorhersage möglicher Expositionen im regionalen Bereich auf der Basis der Statistik.

Nach Verhandlungen mit EURATOM/CEA und dem Imperial College steht dieses Modell einschließlich der meteorologischen Datenbasis des Jahres 1973/74 für das Kernforschungszentrum Karlsruhe zur Verfügung.

3. Untersuchungen zur weiträumigen Schadstoffausbreitung

Das MESOS-Modell ist in der Lage, Transport, Ausbreitung, radioaktiven Zerfall und Ablagerung von Schadstoffen am Boden innerhalb Europas zwischen 44 und 62° Nord und 10° West und 20° Ost zu beschreiben. Es berücksichtigt dabei im gesamten europäischen Bereich die räumliche und zeitliche Änderung der wichtigsten meteorologischen Variablen, den Schadstofftransport auch in den stabilen Schichten oberhalb der atmosphärischen Mischungsschicht sowie neben der trockenen Ablagerung von Schadstoffen am Boden das Auswaschen aus der Atmosphäre in Abhängigkeit von der Niederschlagsintensität im jeweiligen Nie-

derschlagsgebiet. Mit dem MESOS-Modell und seiner meteorologischen Datenbasis können mittlere Immissionen über Europa, resultierend aus einer kontinuierlich emittierenden Quelle errechnet werden sowie statistische Ergebnisse hinsichtlich der Konsequenzen hypothetischer kurzzeitiger Freisetzungen. Im Rahmen eines Auftrags an das Imperial College London wurden Ausbreitungsrechnungen mit dem MESOS-Programm für den regionalen Transport luftfremder Beimengungen ausgehend von hohen Emissionsquellen an den Standorten Hannover und Stuttgart durchgeführt. Sensitivitätsanalysen zeigen den Einfluß der Emissionshöhe und der physiko-chemischen Eigenschaften des Schadstoffes auf den atmosphärischen Transport und die Ablagerung am Boden.

Schadstoff	Entfernung von der Quelle	Aerosole		reaktives Schadgas	
		Kaminhöhe: 200 m	200 m mit thermi- schem Auf- trieb	Kaminhöhe: 200 m	200 m mit thermi- schem Auf- trieb
Hannover Sommer	100 km	1,40	3,38	0,58	1,38
	200 km	1,40	2,62	0,57	1,09
	400 km	1,69	2,53	0,64	1,04
	750 km	1,94	2,57	0,71	1,01
Hannover Winter	100 km	2,14	4,59	0,88	1,81
	200 km	2,14	3,86	0,85	1,48
	400 km	2,29	3,48	0,87	1,33
	750 km	2,55	3,45	0,93	1,31
Stuttgart Sommer	100 km	2,52	6,09	0,91	2,29
	200 km	2,46	4,66	0,82	1,70
	400 km	2,39	3,64	0,77	1,33
	750 km	-	-	-	-
Stuttgart Winter	100 km	2,93	7,04	1,13	2,56
	200 km	2,75	5,44	0,97	1,90
	400 km	2,37	3,71	0,83	1,39
	750 km	-	-	-	-

Tab. 1 Das Verhältnis von naß zu trocken abgelagerter Schadstoffmenge

Mit zunehmender effektiver Kaminhöhe gewinnt die Abreicherung von Schadstoff über den Vorgang des Auswaschens aus der Atmosphäre an Bedeutung gegenüber der Ablagerung über die trockene Deposition (vgl. Tab. 1). Grundsätzlich, so zeigen die Rechnungen, bestimmen die physiko-chemischen Eigenschaften des emittierten Schadstoffs im MESOS-Modell über die trockene Depositionsgeschwindigkeit

keit und die Auswaschkonstante die Aufenthaltsdauer des Schadstoffs in der Atmosphäre. In Abhängigkeit von der Höhe, in der diese Stoffe freigesetzt werden, können die verschiedenen Abreicherungsmechanismen dann mehr bzw. weniger effektiv zur Wirkung kommen (vgl. Tab. 1).

Reaktive Schadstoffe und Aerosole unterscheiden sich in ihren Ablagerungsraten, d.h. die trockene Depositionsgeschwindigkeit ist für reaktive Schadgase um den Faktor 10 größer, die Auswaschkonstante um den Faktor 5, so daß von der emittierten Menge reaktiver Gase nach einem Transport über 750 km Entfernung nur noch 25 % in der Atmosphäre vorhanden sind, jedoch noch 72 % der freigesetzten Aerosolmenge (vgl. Tab. 2, Hannover, 200 m Kaminhöhe). Während die Kaminhöhe keinen nennenswerten Einfluß auf die in der Atmosphäre verbleibende Aerosolmenge hat, ist die in der Atmosphäre verbleibende Menge reaktiver Gase um ca. 10 % größer, wenn der thermische Auftrieb der heißen Abluft (Wärmeabgabe: 70 MW) berücksichtigt wird (vgl. Tab. 2).

Schadstoff	Entfernung von der Quelle	Aerosole		reaktives Schadgas	
		Kaminhöhe: 200 m	200 m mit thermi- schem Auf- trieb	Kaminhöhe: 200 m	200 m mit thermi- schem Auf- trieb
Hannover Sommer	100 km	0,94	0,96	0,72	0,81
	200 km	0,90	0,92	0,56	0,67
	400 km	0,82	0,84	0,39	0,49
	750 km	0,72	0,75	0,25	0,34
Hannover Winter	100 km	0,95	0,96	0,75	0,82
	200 km	0,91	0,92	0,61	0,69
	400 km	0,83	0,86	0,44	0,52
	750 km	0,74	0,77	0,27	0,35
Stuttgart Sommer	100 km	0,91	0,93	0,65	0,75
	200 km	0,84	0,87	0,49	0,59
	400 km	0,76	0,79	0,34	0,43
	750 km	-	-	-	-
Stuttgart Winter	100 km	0,92	0,94	0,68	0,77
	200 km	0,86	0,89	0,53	0,64
	400 km	0,79	0,82	0,39	0,48
	750 km	-	-	-	-

Tab. 2 Das Verhältnis von noch in der Atmosphäre vorhandener zur ursprünglich emittierten Schadstoffmenge in unterschiedlicher Entfernung von der Quelle.

Die Ergebnisse der Berechnungen zur Immission wurden auch im Hinblick auf standortspezifische und jahreszeitliche Unterschiede der Schadstoffausbreitung und -ablagerung über den Ländern der europäischen Gemeinschaft interpretiert. Signifikante Unterschiede in der berechneten Immission zeigt der Vergleich von naß zu trocken abgelagerter Schadstoffmenge in verschiedenen Entfernungen von der Quelle. Während aus der in Hannover emittierten Abluftfahne mit zunehmender Entfernung mehr Schadstoff aus der Atmosphäre ausgewaschen als trocken abgelagert wird (vgl. Tab. 1), ist für die in Stuttgart freigesetzte Abluftfahne das Auswaschen am Standort selbst von größter Bedeutung.

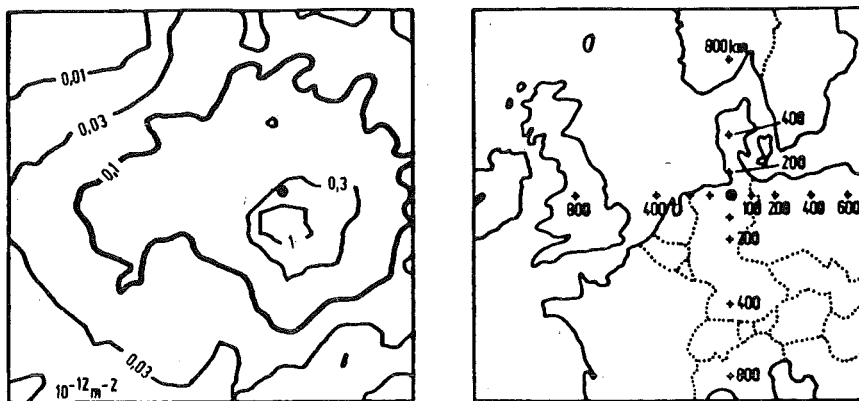


Abb. 1

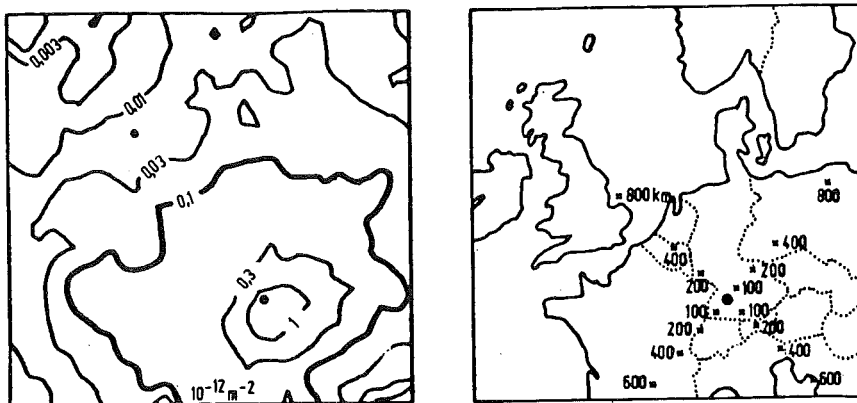


Abb. 2

Abb. 1 und 2 Mittlere jährliche Ablagerung von Aerosolen über die trockene und nasse Deposition aus Freisetzungen an den Standorten Hannover und Stuttgart bei einer Emissionshöhe von 200 m (normiert auf die emittierte Aerosolmenge)

Die Abbildungen 1 und 2 geben einen Überblick über die räumliche Verteilung der mittleren jährlich abgelagerten Schadstoffmenge pro m^2 normiert auf die emittierte Aerosolmenge. Der Effekt einer Umströmung der Alpen zeigt sich in der Drängung der Linien gleichen Ablagerungsfaktors in südöstlicher bzw. süd-südöstlicher Richtung der Emittenten an den Stationen Hannover und Stuttgart. Eine Analyse bezüglich jahreszeitlicher Unterschiede zeigt, daß während der Wintermonate im europäischen Bereich jeweils im Vergleich zur trocken deponierten Schadstoffmenge mehr Schadstoff aus der Atmosphäre ausgewaschen wird als im Sommer, obgleich im Sommer weitaus mehr Niederschlag fällt.

Literatur:

- /1/ 19. Halbjahresbericht/1. Halbjahr 1981
des Projekts Nukleare Sicherheit, KfK - 3150, 1981
- /2/ H.M. ApSimon, J. Wrigley, A.J.H. Goddard
Unveröffentlichter Bericht, 1981
- /3/ G. Neumann-Hauf
Unveröffentlichter Bericht, KfK 1981
- /4/ J. Wrigley, H. ApSimon, A. Goddard:
Meteorological Data and the MESOS Model, WMO (No. 538), Symposium, Sofia,
1-5 October 1979.
- /5/ H.M. ApSimon, A.J.H. Goddard, J. Wrigley:
Estimating the Possible Transfrontier Consequences of Accidental Releases:
The MESOS Model for Long Range Atmospheric Dispersion
European Seminar on Radioactive Releases and their Dispersion in the Atmos-
phere Following a Hypothetical Reactor Accident, Risø, 22-25/4/80
- /6/ G. Halbritter, K.-R. Bräutigam, F.W. Fluck, E. Leßmann, G. Neumann-Hauf
Beitrag zu einer vergleichenden Umweltbelastungsanalyse am Beispiel der
Strahlenexposition beim Einsatz von Kohle und Kernenergie zur Stromerzeugung,
Kernforschungszentrum Karlsruhe, KfK 3266, 1982

- 06.03.03 Untersuchung der radiologischen Folgen von Reaktorunfällen
 unter probabilistischen Gesichtspunkten
- 06.03.03/07A Ausbreitungsmeteorologischer Teil des Unfallfolgenmodells der
PNS 4832 Deutschen Risikostudie Kernkraftwerke (DRS)
 (W. Hübschmann, S. Vogt, P. Wittek; HS)

1. Weiterführende Arbeiten der DRS

Anfang des Jahres 1981 erschienen alle Fachbände zur DRS sowie die Programm-
beschreibung des Unfallfolgenmodells UFOMOD (M. Schückler, S. Vogt; KfK-3092,
Jan. 1982). Danach setzte eine kritische, teils fachlich fundierte, teilweise
aber auch unqualifizierte Kritik an Modellen und Eingabeparametern des Unfall-
folgenmodells ein. Dabei wurde meist übersehen, daß viele Modellvorstellungen
und Eingabeparameter auf Weisung des Auftraggebers aus der amerikanischen
Reaktor-Risiko-Studie, WASH-1400, übernommen wurden. Für die Arbeiten der
Phase B der DRS entfällt eine derartige Bedingung. Ausgewählte Parameter des
atmosphärischen Ausbreitungsmodells wurden im Hinblick auf Verbesserungen in
Phase B variiert. Eine Auswahl modifizierter Parameter sowie die hieraus re-
sultierenden relativen Änderungen des kollektiven Risikos gegenüber Phase A sind
in Tab. 1 dargestellt. Bei diesen Untersuchungen wurde jeweils nur ein Para-
meter verändert. Während sich das kollektive Risiko der Spätschäden nur wenig
ändert, ist der Einfluß auf das Frühschadens-Risiko z. T. erheblich, insbe-
sondere bei einer Änderung der Ablagerungsparameter.

Noch stärker ist der Einfluß auf Einzelergebnisse, u. a. auf die berechneten
maximalen Frühschäden $KS_{f,max}$. Es muß betont werden, daß UFOMOD nicht zur
realistischen Berechnung von Schäden in Einzelfällen, sondern zur Ermittlung
des Risikos konzipiert worden ist. Tatsächlich enthält es einige pauschale
und konservative Annahmen, die gerade die Maximalschäden als zu hoch er-
scheinen lassen. Um den Bereich des Konservativismus abzuschätzen, wurde eine
Neuberechnung mit folgenden Varianten durchgeführt (W. Hübschmann; Gemeinsame
Strahlenschutztagung, Lausanne, CH, 30.09./02.10.1981):

- Die Freisetzungskategorie FK1 wird gestrichen, da eine Dampfexplosion in der
Geometrie eines großen Reaktorkerns nicht realistischerweise angenommen wer-
den kann.
- Die Jod-Freisetzung wird in Anbetracht neuerer Erkenntnisse u. a. über Jodid-
bildung um den Faktor 10 reduziert.

- Die Aerosol-Ablagerung wird in Übereinstimmung mit dem empfohlenen Parameter um den Faktor 10 reduziert.
- Zur Simulation des "Run-off" wird die ausgewaschene Aktivität bis zu einem Faktor 2 (bei starkem Regen) reduziert.

Die Ergebnisse sind in Tab. 2 zu denen der Phase A jeweils in Klammern hinzugefügt. Sie zeigen, daß bei realistischer Abschätzung vor allem die Zahl maximaler Fröhschäden in den Bereich bekannter schwerer Verkehrsunfälle herabsinken kann. Da die Notfallplanung sich erfahrungsgemäß an den Maximalzahlen orientiert, wird hiermit gezeigt, daß realistischere Modelle notwendig sind, um die Basis für solche Planungen zu liefern.

Parameter-Art	trockene Ablagerungsgeschwindigkeit		Auswaschkoeffizient λ in $10^{-4}/s$			Ausbreitungsparameter σ_y und σ_z	Windrichtungsverteilung	
	für Aerosol	für Jod	Niederschlag	$<1 \frac{mm}{h}$	$1-3 \frac{mm}{h}$			$>3 \frac{mm}{h}$
Parameter in Phase A)	0,01 m/s	0,01 m/s	Aerosol+Jod	1	5	10	konstant	gleichverteilt
verbessertes Parameter)	0,001 m/s	0,02 m/s	für Aerosol für Jod	0,4 0,6	1,1 1,6	2,4 3,0	höhenabhängig	reale Verteilung
relative Änderung des kollektiven Risikos								
der Fröhschäden	0,96	1,45		0,25			0,86	1,19
der Spätschäden	0,83	0,97		1,06			0,98	1,04

Tab. 1: Verbesserte Parameterwahl und relativer Einfluß auf das kollektive Risiko

Freisetzungskategorie	Kollektivschaden			kollektives Risiko pro Jahr
	größter $KS_{f,max}$	mittlerer \overline{KS}_f	kleinster $KS_{f,min}$	
FK1	16600 (-)	7,9 (-)	0	$4,0 \cdot 10^{-4}$
FK2	5700 (176)	7,6 (0,11)	0	$1,0 \cdot 10^{-4}$
FK3	200 (6)	0,14 (0,007)	0	$0,03 \cdot 10^{-4}$
FK4	50 (4)	0,06 (0,008)	0	$0,06 \cdot 10^{-4}$
FK5 - FK8	0	0	0	0
Summe				$5,1 \cdot 10^{-4}$

Tab. 2: Charakteristische Größen der kollektiven Fröhschäden KS_f für 25 Anlagen (in Klammern die Werte nach vier Modifikationen (s. Kap. 1))

2. Internationales Projekt "Vergleich von Unfallfolgenmodellen für Reaktor-Risiko-Studien"

Auf gemeinsame Initiative der Sandia Laboratories und des Kernforschungszentrums Karlsruhe wird ein internationales Projekt "Benchmark Problem on Consequence Models" durchgeführt. Die OECD/NEA hat die Schirmherrschaft über dieses Projekt übernommen. Es sind 25 Forschungsinstitutionen aus 16 Ländern beteiligt. Die wichtigsten Ziele sind:

- einen vollständigen Überblick über alle existierenden Rechenmodelle zu gewinnen,
- die modellbedingten Unsicherheiten bzw. Fehlerbandbreiten abzuschätzen und
- Prioritäten für zukünftige Forschungsarbeiten zu setzen.

Das Projekt ist in sieben Teilaufgaben untergliedert, wie u. a. Vergleich der atmosphärischen Ausbreitungsmodelle, der Dosismodelle, der Modelle zur Berechnung gesundheitlicher Schäden, Vergleich von standortspezifischen Ausbreitungsrechnungen auf der Basis der konkreten Topographie.

Die Teilaufgaben werden von sieben Koordinatoren betreut, von denen zwei dem Kernforschungszentrum angehören. Die gestellten sieben Teilaufgaben wurden im Laufe des Jahres 1981 von den Teilnehmern gelöst. Derzeit werden die Ergebnisse ausgewertet.

Als Beispiel dient ein vorläufiges Ergebnis der letzten Teilaufgabe. Dabei soll für einen Druckwasser-Reaktor von 3200 MW_{th} und gegebene unfallbedingte Freisetzung das Kollektivrisiko für Tod durch akutes Strahlensyndrom bei einer gegebenen Bevölkerungsverteilung errechnet werden. Jeder Teilnehmer soll sein Unfallfolgenmodell so anwenden, wie es für Risikostudien im eigenen Lande konzipiert wurde.

Abb. 1 zeigt die von vier Teilnehmern aus der Bundesrepublik Deutschland (UFOMOD) und den USA (CRAC, CRAC2 und CRACIT) erstellten Verteilungsfunktionen für frühe Todesfälle. Die Unterschiede sind größtenteils durch die unterschiedlichen Notfallschutzmaßnahmen bedingt. Der niedrige Mittelwert und die geringe Wahrscheinlichkeit des Eintretens früher Todesfälle, errechnet mit CRACIT, rührt wahrscheinlich von folgender Eigenschaft des Ausbreitungsmodells

her: Es berücksichtigt die Topographie und berechnet Trajektorien, denen die Aktivitätsfahne folgt. Dadurch werden größere Bevölkerungsteile von der Aktivitätsfahne seltener oder gar nicht berührt.

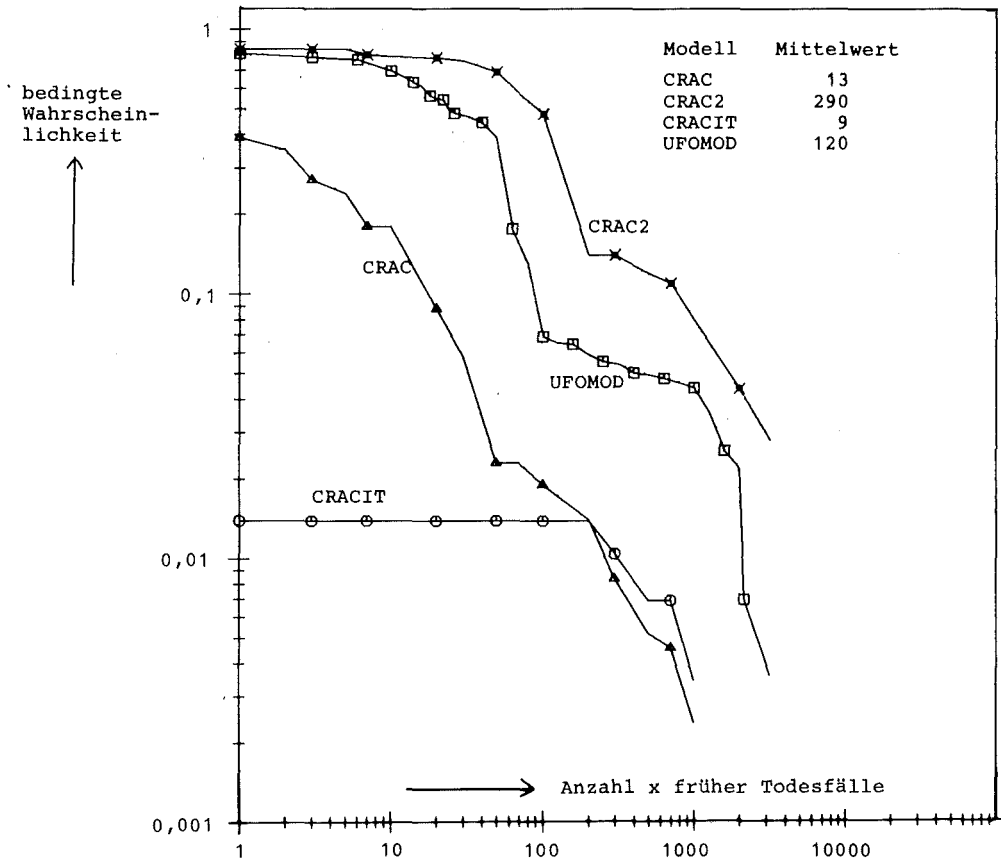


Abb. 1: Verteilungsfunktion früher Todesfälle (vorläufiges Ergebnis)

06.03.03/08A Fortentwicklung des Unfallfolgenmodells.
Phase B der deutschen Risikostudie
PNS 4831 (A. Bayer, K. Burkart, J. Ehrhardt; INR)

Ziel dieses Vorhabens ist die Weiterentwicklung des Unfallfolgenmodells der "Deutschen Risikostudie Kernkraftwerk" im Rahmen der Phase B dieser Studie. Das dazugehörige Modell der atmosphärischen Ausbreitung und Ablagerung wird bei der HS, das Dosismodell, das Modell der Schutz- und Gegenmaßnahmen und das Schadenmodell werden im INR bearbeitet.

Ausgangspunkt der im Berichtszeitraum durchgeführten Untersuchungen waren Fragestellungen, die sich aus Diskussionen und Anmerkungen zu den Ergebnissen der Phase A der Risikostudie ergaben, soweit sie sich mit Hilfe des für diese Phase entwickelten Unfallfolgenmodells beantworten ließen.

Untersucht wurde u.a., inwieweit im Schutz- und Gegenmaßnahmenmodell das Gebiet der Evakuierung (bis 8 km vom Emissionspunkt) dem Ablauf des Unfallgeschehens bei einem Kernschmelzenunfall angepaßt ist. Die dazu durchgeführten Analysen zeigten, daß - mit Ausnahme des inzwischen umstrittenen Kernschmelzens mit nachfolgender Dampfexplosion - Frühschäden nur im Evakuierungsgebiet auftreten. Die Dimensionierung dieses Gebietes ist also bereits optimal gewählt.

Ferner wurden die in der Risikostudie berechneten Spätschäden genau analysiert, da diese in einem weiten Bereich und über eine lange Zeitspanne hinweg auftreten können. Die durchgeführten Analysen zeigten, daß

- ca. 90% der Spätschäden bei den zur Zeit des Unfalls lebenden Personen auftreten und nur etwa 10% bei den danach geborenen Generationen
- ca. 80% der Spätschäden in einem Bereich bis zu 540 km (= 350 miles) auftreten (dies entspricht in etwa der Ausdehnung Mitteleuropas) und 20% jenseits dieser Entfernung

- die bei den Unfällen auftretenden Dosen, die größer sind als die in der deutschen Strahlenschutzverordnung für Störfälle festgelegten Grenzdosen, je nach Art der Freisetzung zwischen 40% und weniger als 5% zu den Unfallfolgen beitragen
- bei Anwendung einer linear quadratischen Dosis-Risiko-Beziehung - ähnlich der, wie sie in der amerikanischen "Reactor Safety Study" (WASH-1400) angewandt wird - nur 25% des mit der linearen Dosis-Risiko-Beziehung der deutschen Risikostudie enthaltenen Schadensumfanges berechnet werden.

Weiterhin wurde der Frage nachgegangen, inwieweit sich das Risiko verändert, wenn das Kollektiv weniger großer Anlagen durch eine Vielzahl von Kernkraftwerken mit entsprechend kleinerer Nennleistung (bei konstanter installierter Gesamtleistung) ersetzt wird. Unter der Voraussetzung gleicher Unfallabläufe und leistungsproportionaler Aktivitätsfreisetzungen ergab sich, daß das Risiko gegenüber Frühschäden abnimmt, während es für Spätschäden zunimmt. Insgesamt ließ sich daraus keine eindeutige Präferenz für eine Reduktion der Nennleistung von Kernkraftwerken bei gleichzeitiger Erhöhung der Anzahl der Anlagen ableiten.

Schließlich wurde, da Risikoberechnungen, die allein die Zahl der Todesfälle ermitteln, ein unvollständiges Bild der Unfallfolgen geben, die Darstellung des Verlusts an gesunden Lebensjahren diskutiert, erste Untersuchungen wurden durchgeführt und mit den entsprechenden Zahlenwerten aufgrund anderer Todesursachen verglichen.

Im Berichtszeitraum wurden außerdem die Untersuchungen zum Benchmark Problem on Consequence Models fortgesetzt. Dies ist eine unter der Schirmherrschaft der OECD/NEA (CSNI) stattfindende internationale Vergleichsstudie. Sie hat zum Ziel Ergebnisse, die mit verschiedenen Unfallfolgenmodellen erzielt wurden, einander gegenüberzustellen und Unterschiede zu erklären.

Schließlich wurde eine Reihe von Stellungnahmen ausgearbeitet, die von externen Gremien angefordert wurden.

Darüberhinaus wurde eine überarbeitete Version der Rhein-Maas-Studie angefertigt.

Veröffentlichungen

Bayer, A.; Burkart, K.; Ehrhardt, J.; Horsch, F.; Hübschmann, W.; Schückler, M.; Vogt, S.; Jacobi, W.; Paretzke, H.; Trott, K.R.; Schnadt, H.; Storch, J.; Hofer, E.; Krzykacz, B.

Unfallfolgenrechnung und Risikoergebnisse. Gesellschaft für Reaktorsicherheit. Deutsche Risikostudie Kernkraftwerke, Band 8. Köln: TÜV Rheinland (1981)

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.

Ergebnisse der Deutschen Risikostudie. 3. GRS-Fachkonferenz, München, 18.-19. September 1980 GRS-34 (1981), S. 157-90

Burkart, K.

Modelling of Protective Actions in the German Risk Study.

Proc. of an Internat. Conf. on Current Nuclear Power Plant Safety Issues, Stockholm, Sweden. IAEA-CN-39/35 (1981), S. 417-429

Bayer, A.; Heuser, F.W.

Basic Aspects and Results of the German Risk Study
Nuclear Safety 22, 695-709 (1981)

Bayer, A.

Risikoanalysen in der Kerntechnik - Deutsche Risikostudie Kernkraftwerke
Fortschritte der Medizin 99, 775-782 (1981)

Bayer, A.

Zum "grenzüberschreitenden Risiko" der Kerntechnik
Fortschritte der Medizin 99, 1905-1907 (1981)

Ehrhardt, J.

Zur Ermittlung der Lebenszeitverkürzung infolge strahlungsindizierter stochastischer somatischer Schäden nach unfallbedingten Strahlenexpositionen
KfK-3181 (1981)

Ehrhardt, J.

Analyse der in der "Deutschen Risikostudie Kernkraftwerke" berechneten stochastischen somatischen Schäden
KfK-3218 (1981)

Bayer, A.

Abschätzung des Risikos der Kernenergienutzung, dargestellt am Beispiel der "Deutschen Risikostudie Kernkraftwerke".

Nicklisch, F.; Schottelius, D.; Wagner, H. (Hrsg.)

Risiken technischer Anlagen und ihre rechtliche Bewertung.

Karlsruhe: Kernforschungszentrum Karlsruhe (1981) S. 71-133

Bayer, A.

Die radiologische Belastung der Bevölkerung der Rhein-Maas-Region.

Emissionen aus stationären Anlagen. Abschätzung nach dem Stand von Ende 1980.

2. Bericht. Luxemburg: Kommission der Europäischen Gemeinschaften

V/2475/81-D(1981)

Anhang

Liste der 1981 im Bereich des Projekts Nukleare Sicherheit erschienenen
Veröffentlichungen

Sammlung der Vorträge zum Jahreskolloquium 1980 des Projektes Nukleare
Sicherheit, Karlsruhe, 25. Nov. 1980
KfK 3070, Febr. 1981

A. Bayer, K. Burkart, J. Ehrhardt, F. Horsch, W. Hübschmann, M. Schückler,
S. Vogt, W. Jacobi, H. Paretzke, K.R. Trott, H. Schnadt, J. Storch, E. Hofer,
B. Krzykacz:

Unfallfolgenrechnung und Risikoergebnisse. Gesellschaft für Reaktorsicherheit
Deutsche Risikostudie Kernkraftwerke. Studie im Auftrag des Bundesministeriums
für Forschung und Technologie. Fachband 8
Köln: TÜV Rheinland 1981, 537, 37 S.

A. Fiege, U. Schumann, D. Smidt:
Das Projekt Nukleare Sicherheit (PNS)
KfK-Nachrichten 13 (1981) No. 1-2, S. 39-49

H.H. Hennies, J.P. Hosemann, F. Mayinger:
Ablauf und Konsequenzen eines DWR-Kernschmelzenunfalls.
Atomwirtschaft-Atomtechnik, 26 (1981), S. 168 - 75

H.H. Hennies:
Sind die Annahmen zur Jod-Abgabe bei Störfällen übervorsichtig?
Atomwirtschaft-Atomtechnik. Beil.:
Kernenergie und Umwelt, 26 (1981) No. 6, S. 3

Projektleitung Nukleare Sicherheit (Hrgs.)
Projekt Nukleare Sicherheit
Jahresbericht 1980
KfK 2950 (Aug. 1981)

Projektleitung Nukleare Sicherheit (Hrgs.)
Projekt Nukleare Sicherheit
Tätigkeitsbericht 1. Halbjahr 1981
KfK 3150 (Nov. 1981)

H. Rininsland, A. Fiege, W. Gulden, F. Horsch, J.P. Hosemann:
Fortschritte der Reaktorsicherheitsforschung im Projekt Nukleare Sicherheit
8. Jahreskolloquium des Projekts Nukleare Sicherheit des Kernforschungszentrums Karlsruhe, 16. - 17. Nov. 1981, KfK 3270 (Nov. 1981)

A. Bayer, K. Burkart, J. Ehrhardt, M. Schückler, W. Jacobi, K.R. Trott:
Dosis- und Schadensermittlung unter Berücksichtigung von Schutz- und Gegenmaßnahmen im Rahmen des Unfallfolgenmodells.

Ergebnisse der Deutschen Risikostudie.

3. GRS-Fachkonferenz, München, 18. - 19. Sept. 1980

GRS-34 (Sept. 1981) S. 157-90

A. Bayer:

Risikoanalysen in der Kerntechnik. Deutsche Risikostudie Kernkraftwerke.

Fortschritte der Medizin, 99 (1981) S. 775-82

A. Bayer:

Applications of nuclear accident consequence models.

Internat. ANS/ENS Topical Meeting on Probabilistic Risk Assessment,

Port Chester, N.Y., Sept. 20-24, 1981

H. Borgwaldt, R. Meyder:

SSYST-2, a programme for modelling fuel rod behaviour in a PWR loss-of-coolant accident.

Vortrag: Zentralforschungsinstitut für Physik, Budapest, H., 14. Okt. 1981

H. Borgwaldt:

Erfahrungen mit Instabilitäten bei gekoppelten transienten Systemen.

Vortrag: Institut für Kernenergetik, Stuttgart, 9. Dezember 1981

J. Ehrhardt:

Zur Ermittlung der Lebenszeitverkürzung infolge strahlungsinduzierter stochastischer somatischer Schäden nach unfallbedingten Strahlenexpositionen
KfK 3181 (Juni 1981)

J. Ehrhardt:

Analyse der in der "Deutschen Risikostudie Kernkraftwerke" berechneten stochastischen somatischen Schäden.

KfK 3218 (Okt. 1981)

J. Ehrhardt, A. Bayer, K. Burkart:

Weiterführende Untersuchungen zu den Unfallfolgen - Ergänzungen zur
"Deutschen Risikostudie Kernkraftwerke"

8. Jahreskolloquium des Projektes Nukleare Sicherheit des Kernforschungszentrums
Karlsruhe, Karlsruhe, 16. - 17. Nov. 1981, KfK 3270 (Nov. 1981)

J. Ehrhardt:

Weiterführende Untersuchungen zu den in der "Deutschen Risikostudie Kern-
kraftwerke" berechneten stochastischen somatischen Schäden.

Meeting on Radiation Protection, Lausanne, CH, Sept. 30 - Oct. 2, 1981

Poster Session

H. Werle:

Enhancement of heat transfer between two horizontal liquid layers by gas
injection at the bottom.

KfK 3223 (Okt. 1981)

E. Brockmann, J. Hassenpflug, H. John, B. Neeb, J. Reimann:

Further development of drag bodies for the measurement of mass flow rates
during blowdown experiments.

3rd CSNI Specialist Meeting on Transient Two-Phase Flow, Pasadena, Calif.,
March 23-25, 1981

F. Erbacher, H.J. Neitzel, K. Wiehr:

Experimente zur Notkühlung in der Anlage REBEKA.

Atomwirtschaft-Atomtechnik, 26 (1981), S. 561-64

F. Erbacher:

LWR fuel cladding deformation in a LOCA and its interaction with the
emergency core cooling. Invited paper.

Topical Meeting on Reactor Safety Aspects of Fuel Behaviour, Sun Valley,
Idaho, Aug. 2 - 6, 1981

F. Erbacher:

Das Deformationsverhalten von Zircaloy-Hüllrohren beim Kühlmittelverlust-
störfall und seine Wechselwirkung mit der Kernnotkühlung.

8. Jahreskolloquium des Projektes Nukleare Sicherheit des Kernforschungszentrums
Karlsruhe. Karlsruhe, 16. - 17. November 1981

KfK 3270 (Nov. 1981)

F.Erbacher:

REBEKA test results.

9th Water Reactor Safety Research Information Meeting, Gaithersburg, Md.,
Oct. 26 - 30, 1981

K. Hassmann, M. Reimann:

Release of gases and their influence on containment integrity during a
hypothetical meltdown accident.

Workshop on the Impact of Hydrogen on Water Reactor Safety, Albuquerque,
N.M., Jan. 25 - 28, 1981

K. Hassmann, M. Reimann:

Analyses of hypothetical core melt down accidents.

Topical Meeting on Reactor Safety Aspects of Fuel Behavior, Sun Valley,
Idaho, August 2 - 6, 1981

P. Ihle, K. Rust:

Einfluß von Abstandshaltern auf den Wärmeübergang während der Flutphase
eines DWR-Kühlmittelverluststörfalles

KfK 3178 (Juni 1981)

H. John, K. Hain, F. Brüderle, J. Reimann, F. Schloß:

Test des Massenstrom-Meßgerätes TMFM-50 für Zweiphasen-Strömungen.

KfK 3215 (Okt. 1981)

U. Müller, J. Reimann:

Verfahren zur Messung von Zweiphasen-Massenströmen.

Vortrag: Institut für Strömungslehre und Strömungsmaschinen, Universität
Karlsruhe, 4. Juni 1981

J. Reimann, H. John, W. Seeger:

Transition from slug to annular flow in horizontal air-water and steam-
water flow.

KfK 3189 (Nov. 1981)

J. Reimann, R. Frank, H. John:

Measurement of mass flow rate and quality with a venturi nozzle and a
turbine meter in steam-water flow.

3rd CSNI Specialist Meeting on Transient Two-Phase Flow, Pasadena, Calif.,
March 23-25, 1981

J. Reimann, H. John, W. Seeger:

Experiments on the transition from slug to annular flow in horizontal air-water and steam-water flow.

Meeting of the European Two Phase Flow Group, Eindhoven, NL, June 2-5, 1981

J. Reimann:

Umverteilung einer Zweiphasenströmung in einem T-Stück: Geplante Experimente und erste Ergebnisse.

Vortrag: Gesellschaft für Reaktorsicherheit, München, 19. Jan. 1981

M. Reimann, W.B. Murfin:

The WECHSL code: A computer program for the interaction of a core melt with concrete. Model description and user's manual.

KfK 2890 (Nov. 1981)

M. Bocek:

Materials behaviour under transient conditions.

Proc. of the Joint Seminar JEN-KfK Materials for Reactor Vessels and Components, Madrid, E, Nov. 13-14, 1980

Madrid: Junta de Energia Nuclear 1981. Paper No. 10

M. Bocek, A. Armas:

Comparison between tensile static and cyclic creep at high temperature.

Res Mechanica Letters, 1 (1981) S. 383-86

M. Bocek, W. Dienst, P. Hofmann, S. Leistikow:

Materialfragen zur Sicherheit von Leichtwasserreaktoren.

Vortrag im Zusammenhang mit der Hauptversammlung der Deutschen Gesellschaft für Metallkunde e.V., Baden-Baden, 9. - 12. Juni 1981

M. Bocek, C. Petersen, E.H. Toscano:

Life time and failure strain prediction for reactor materials subjected to transient stress and thermal loading.

Annual Nat. Meeting of the American Nuclear Society, Miami Beach, Fla., June 7 - 12, 1981

Enlarged Halden Programme Group Meeting on Water Reactor Fuel Performance, Hankoe, N, June 14 - 19, 1981

H. Eckstein, P. Hofmann:

Preliminary results of a fracture mechanics model for iodine-induced crack growth in Zircaloy-4 cladding tubes at 600 and 700 C.

Enlarged Halden Programme Group Meeting on Water Reactor Fuel Performance, Hankoe, N, June 14-19, 1981

KfK 3192 (Juni 1981)

H. Eckstein, P. Hofmann:

On the possibility of describing iodine-induced stress corrosion cracking of zircaloy cladding at high temperatures using fracture mechanics.

Enlarged Halden Programme Group Meeting on Water Reactor Fuel Performance, Hankoe, N, June 14-19, 1981

O. Götzmann:

Evolution of iodine potential in LWR fuel rods relevant to PCI failures.

Topical Meeting on Reactor Safety Aspects of Fuel Behavior, Sun Valley, Idaho, Aug. 2 - 6, 1981

P. Hofmann, S. Raff:

Verformungsverhalten von Zircaloy-4-Hüllrohren unter Schutzgas im Temperaturbereich zwischen 600 und 1200 C.

KfK 3168 (Juli 1981)

P.N. Nikolopoulos, G. Ondracek:

Bestimmung der Dichte in Kernschmelzen.

Atomwirtschaft-Atomtechnik, 26 (1981) S. 661-63

G. Schanz, S. Leistikow:

Microstructural reasons for mechanical oxide degradation (breakaway effect) and resulting kinetical anomalies of zircaloy-4/steam high-temperature oxidation.

Metallic Corrosion. Proc. 8th Internat. Congress (8th ICMC)/ 7th Congress of the European Federation of Corrosion, Mainz, Sept. 6 - 11, 1981

Frankfurt a.M.: DECHEMA 1981, Vol. II, S. 1712-17

G. Schanz, S. Leistikow:

ZrO₂-scale degradation during extended zircaloy 4 high temperature steam exposure; microstructural mechanisms and consequences for PWR safety analysis.

Topical Meeting on Reactor Safety Aspects of Fuel Behavior, Sun Valley, Idaho, Aug. 2 - 6, 1981

E.H. Toscano, M. Bocek, C. Petersen:

On a parametric procedure for fracture strain prediction

7th Inter-American Conf. on Materials Technology, Mexico City, Mex.,

Oct. 19 - 23, 1981

J. Benner:

Varianten der ICE-Technik mit reduzierter numerischer Dämpfung.

KfK 3170 (Juni 1981)

F. Eberle, E. Erb, J. Kadlec, P. Philipp, E. Wolf:

HDR-snapback experiments.

Rastoin, J. (Hrsg.) et al.

Transactions of the 6th Internat. Conf. on Structural Mechanis in Reactor Technology, Paris, F, Aug. 17-21, 1981. Vol. B

Luxembourg: Commission of the European Communities 1981, S. B3/1, 1-8

F. Eberle, B. Göller, G. Hailfinger, J. Kadlec:

Eigenoscillations of a fluid filled cylindrical shell. Comparison between theoretical and experimental results.

Rastoin, J. (Hrsg.) et al.

Transactions of the 6th Internat. Conf. on Structural Mechanics in Reactor Technology, Paris, F, Aug. 17 - 21, 1981. Vol. B

Luxembourg: Commission of the European Communities 1981. S. B5/4, 1-8

F. Eberle, J. Kadlec:

Erfahrungen aus der modalanalytischen Auswertung von Snap-back-Versuchen.

Wind- und erdbebenerregte Schwingungen von Bauwerken. Vortr. der Fachtagung, Hannover, 1. - 2. Okt. 1981

Düsseldorf: VDI-Verl. 1981, S. 39-45 (VDI-Berichte 419)

R. Krieg, B. Göller, G. Hailfinger:

Admissible blowdown loading for spherical containments with pressure suppression system.

Rastoin, J. (Hrsg.) et al.

Transactions of the 6th Internat. Conf. on Structural Mechanics in Reactor Technology, Paris, F, Aug. 17 - 21, 1981. Vol. J

Luxembourg: Commission of the European Communities 1981. S. J 2/4, 1-10

R. Krieg, U. Schumann:

Über dynamische Beanspruchungen von Reaktordruckbehältereinbauten beim Blowdown.

Jahrestagung Kerntechnik 1981. Düsseldorf, 24. - 26. März 1981.

Fachsitzung: Strukturbeanspruchungen durch Druckwellen.

Bonn: Deutsches Atomforum 1981, S. 15-34

R. Krieg:

Analysis of fluid-structure interaction in pressure suppression systems type 69 during steam condensation.

Internat. Specialist Meeting on BWR-Pressure Suppression Containment Technology, Geesthacht, June 1 - 3, 1981

A. Ludwig, U. Schumann:

Calculations for the HDR blowdown and snapback tests with FLUX.

Fluid-Structure Interaction and Internal Loading in Thermal Reactors, 2nd Internat. Seminar, Ispra, I, Aug. 24-25, 1981

U. Schumann, J. Benner:

Homogenized model for fluid-structure interactions in a pressurized water reactor core.

Rastoin, J. (Hrsg.) et al.

Transactions of the 6th Internat. Conf. on Structural Mechanics in Reactor Technology, Paris, F, Aug. 17 - 21, 1981, Vol. B

Luxembourg: Commission of the European Communities 1981, S. B5/7, 1-9

U. Schumann:

Principles of fluid-structure interaction.

Proc. of the Internat. Topical Meeting on Advances in Mathematical
Methods for the Solution of Nuclear Engineering Problems.

München, April 27-29, 1981. American Nuclear Society, European Nuclear
Society, Kerntechnische Gesellschaft. Vol. 1.2.

Eggenstein-Leopoldshafen: FIZ 4, 1981. Vol 1, S. 565-82

U. Schumann:

Impacts and fluid-structure interaction in pressurized water reactor
safety analysis.

Thomas A. Jäger Preis.

6th Internat. Conf. on Structural Mechanics in Reactor Technology,
Paris, F, Aug. 17-21, 1981

R. Meyder:

Abschätzung der Brennstabschäden bei LWR-Störfällen mit dem Programmsystem
SSYST.

8. Jahreskolloquium des Projekts Nukleare Sicherheit des Kernforschungs-
zentrums Karlsruhe. Karlsruhe, 16.-17. November 1981

KfK 3270 (Nov. 1981)

L. Wolf, U. Schumann, K.H. Scholl:

Experimental and analytical results of coupled fluid-structure interactions
during blowdown of the HDR-vessel.

Rastoin, J. (Hrsg.) et al.

Transactions of the 6th Internat. Conf. on Structural Mechanics in Reactor
Technology, Paris, F, Aug. 17-21, 1981. Vol. B

Luxembourg: Commission of the European Communities 1981. S. B2/1, 1-10

H.J. Ache, K.H. Neeb:

Chemisches Reaktionsverhalten des Jods bei schweren Reaktorstörfällen.

8. Jahreskolloquium des Projektes Nukleare Sicherheit des Kernforschungs-
zentrums Karlsruhe. Karlsruhe, 16.-17. November 1981

KfK 3270 (Nov. 1981)

H. Albrecht, H. Wild:

Investigation of fission product release by annealing and melting of LWR fuel pins in air and steam.

Topical Meeting on Reactor Safety Aspects of Fuel Behavior, Sun Valley, Idaho, Aug. 2 - 6, 1981

K. Nagel, G. Weber:

Importanzkenngrößen für die Zuverlässigkeitsanalyse von Systemen.

Technische Zuverlässigkeit - Ihre Verwirklichung unter den Bedingungen der Zukunft - Tagung Nürnberg, 13. - 15. Mai 1981.

Düsseldorf: VDI-Verlag 1981 S. 145-52

(VDI-Berichte 395)

H. Schüttelkopf, M. Pimpl:

Radioecological studies on plutonium and iodine-129 in the surroundings of the Karlsruhe reprocessing plant.

Internat. Symp. on Migration in the Terrestrial Environment of Long-Lived Radionuclides from the Nuclear Fuel Cycle, Knoxville, Tenn., July 27-31, 1981

IAEA-SM-257/100

H. Schüttelkopf:

Das Verhalten von Plutonium in der Umgebung des Kernforschungszentrums Karlsruhe.

KfK 3034 (Aug. 1981)

P. Thomas, K. Nester:

Experimental determination of the atmospheric dispersion parameters at the Karlsruhe Nuclear Research Center for 60 m and 100 m emission heights.

Part 2: Evaluation of measurements.

KfK 3091 (Juli 1981)

H. Bunz, M. Koyro, W. Schöck:

NAUA-Mod 3. Ein Computerprogramm zur Beschreibung des Aerosolverhaltens in kondensierender Atmosphäre.

KfK 3154 (Sept. 1981)

H. Deuber:

Die physikalisch-chemischen Radiojodkomponenten in der Abluft eines Druckwasserreaktors (DWR 2).

KfK 3206 (Dez. 1981)

H. Deuber:

Die physikalisch-chemischen Radiojodkomponenten in der Abluft eines Druckwasserreaktors (DWR 3).

KfK 3207 (Nov. 1981)

H. Deuber, J.G. Wilhelm:

Investigations on the optimization of the filtration concept of nuclear power plants: results with two pressurized water reactors.

Seminar on Iodine Removal from Gaseous Effluents in the Nuclear Industry, Mol, B, Sept. 21-24, 1981

H. Deuber:

Aspects of retention and differentiation of gaseous radioiodine species.

Votr.: Boris Kidric Institute of Nuclear Sciences, Beograd, YU,

15. September 1981

J. Furrer, J.G. Wilhelm:

Verbesserte Jodfilter für Kernkraftwerke und Wiederaufarbeitungsanlagen.

Seminar of Iodine Removal from Gaseous Effluents in the Nuclear Industry, Mol, B, September 21-24, 1981

W. Schöck, H. Bunz, M. Koyro:

Messungen der Wasserdampfkondensation an Aerosolen unter LWR-unfall-typischen Bedingungen.

KfK 3153 (Aug. 1981)

J.G. Wilhelm, J. Furrer, R. Kaempfer:

Untersuchungen zur Ertüchtigung von Jod-Sorptionsfiltern zur Reinigung der Abluft von Kernkraftwerken.

KfK 3194B (Juli 1981)

J.G. Wilhelm:

Status and improvement of the removal of airborne particulate and radioiodine.

IAEA-Seminar über die Behandlung radioaktiver Abfälle von Kernkraftwerken, Karlsruhe, 5. - 9. Okt. 1981

IAEA-SR-57/56

J.G. Wilhelm, H. Deuber, J. Furrer, K. Gerlach:

Operational experience with iodine filters at German LWR's.

Seminar on Iodine Removal from Gaseous Effluents in the Nuclear Industry,
Mol, B, Sept. 21 - 24, 1981

K. Hain, F. Brüderle, W. Butzer, F. Schloß, T. Vollmer:

True mass flow meter 50.

Ein direkt anzeigendes Massenstrom-Meßgerät hoher Genauigkeit für transiente
Zweiphasenströmungen bis $dm/dt = 50 \text{ kg/s}$.

KfK 3197 (Okt. 1981)

E. Karb, L. Sepold, P. Hofmann, C. Petersen, G. Schanz, H. Zimmermann:

Results of the FR2 in-pile tests on LWR fuel rod behaviour.

Topical Meeting on Reactor Safety Aspects of Fuel Behaviour, Sun Valley,
Idaho, Aug. 2 - 6, 1981

W. Leiling:

Hülltemperaturmessung mit Thermoelementen an vorbestrahlten LWR-Brennstab-
Prüflingen.

KfK 3100 (Dez. 1981)

L. Sepold, E. Karb:

Ergebnisse der FR2 In-pile-Experimente zum LWR Brennstabverhalten unter
LOCA-Bedingungen.

Jahrestagung Kerntechnik 81. Reaktortagung 1981. Düsseldorf, 24. - 26. März 1981

Kerntechnische Gesellschaft e.V. Deutsches Atomforum e.V.

Eggenstein-Leopoldshafen: Fachinformationszentrum Energie, Physik, Mathematik
1981, S. 243-47

L. Sepold, E. Karb, M. Prüßmann:

Ergebnisse der In-pile-Experimente zum LWR-Brennstabverhalten beim LOCA mit
nicht vorbestrahlten Brennstäben.

KfK 3098 (Juni 1981)

L. Sepold, E. Karb, M. Prüßmann:

In-pile-Experimente zum Brennstabverhalten beim Kühlmittelverluststörfall.

Bericht über die Versuchsserie G 2/3.

KfK 3099 (Juli 1981)

J. Ehrhardt:

Das Unfallfolgenmodell der Deutschen Risikostudie Kernkraftwerke -
Phase A und erste Überlegungen zur Phase B.

Vorträge zum Statusseminar Transfer von Radionukliden und Theoretische
Modelle in der Radioökologie, Neuherberg, 15. - 16. Okt. 1980

M. Schückler, S. Vogt:

UFOMOD - Programm zur Berechnung der radiologischen Folgen von Reaktor-
unfällen im Rahmen von Risikostudien.

KfK 3092 (Jan. 1981)

J. Benner:

Some variants of the ICE-technique.

Taylor, C.; Schrefler, B.A. (Hrsg)

Numerical Methods in Laminar and Turbulent Flow. Proc. of the 2nd
Internat. Conf. held at Venezia, I, July 13 - 16, 1981

Swansea: Pineridge Pr. 1981, S. 763-73

U. Schumann:

Homogenized equations of motion for rod bundles in fluid with periodic
structure.

Ingenieur-Archiv, 50 (1981) S. 203-216

U. Schumann, J. Benner:

Homogenized model for fluid-structure interactions in a pressurized water
reactor core.

Rastoin, J. (Hrsg.) et al.

Transaction of the 6th Internat. Conf. on Structural Mechanics in Reactor
Technology, Paris, F, Aug. 17-21, 1981, Vol. B

Luxembourg: Commission of the European Communities 1981, S. B5/7, 1-9

U. Schumann:

Virtual density and speed of sound in a fluid-solid mixture with periodic
structure.

International Journal of Multiphase Flow, 7 (1981) S. 619-33

M. Prüßmann, E. Karb, L. Sepold:

In-pile-Experimente zum Brennstabverhalten beim Kühlmittelverluststörfall.
Bericht über die Versuchsserie G 1.

KfK 3061 (Febr. 1981)